

UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE VALÈNCIA

Departamento de Ingeniería Química y Nuclear



UNIVERSITAT
POLITÈCNICA
DE VALÈNCIA

**Análisis termohidráulico de la instalación
LSTF/ROSA utilizando el código TRACE5.
Aportaciones a la metodología de escalado.**

TESIS DOCTORAL

Presentada por:

Andrea Querol Vives

Dirigida por:

Dr. D. Sergio Gallardo Bermell

Dr. D. Gumersindo Verdú Martín

Valencia, Diciembre 2015

“Es la posibilidad de realizar un sueño lo que hace que la vida sea interesante”

Paulo Coelho

Agradecimientos

En primer lugar quiero dar las gracias a Sergio Gallardo, director de esta Tesis Doctoral, el haberme dado la oportunidad de realizar este trabajo. Además, de agradecerle no sólo el esfuerzo realizado y el tiempo dedicado durante estos años, sino también su paciencia, sus consejos y todo lo que he aprendido durante estos años.

En segundo lugar me gustaría agradecer a Gumersindo Verdú, también director de esta Tesis Doctoral, la oportunidad de trabajar en este trabajo así como también su implicación y apoyo mostrado para su realización.

En tercer lugar quiero agradecer al grupo de investigación liderado por el profesor Sebastián Martorell del que forman parte Sofia, José Felipe y Paco por haber colaborado en la comparación de los resultados con la instalación PKL.

También me gustaría agradecer a la gente del Departamento de Ingeniería Química y Nuclear de la Universitat Politècnica de València su apoyo y ánimo en este largo camino.

De manera més personal m'agradaria donar les gràcies a la meua família, als meus amics i amigues tant de Morella com de València i especialment a Adrian, per preguntar sempre com anava amb la Tesis. I, per descomptat, als meus pares, germans i a tu, Juanjo, per estar sempre ahí.

Finalmente, agradecer también al Ministerio de Educación por el apoyo económico mediante la beca de Formación de Profesorado Universitario, FPU, AP2009-2600.

RESUMEN

El origen de la herramienta del escalado en el campo de la seguridad nuclear surge ante la imposibilidad de tener datos reales medidos sobre los fenómenos termohidráulicos que ocurren en una central nuclear durante un accidente y la importancia del conocimiento de dichos fenómenos. De ahí la necesidad de desarrollar instalaciones que representen determinadas centrales nucleares a pequeña escala donde se puedan reproducir diferentes experimentos.

El diseño y la puesta en marcha de dichas instalaciones a pequeña escala se enmarca dentro de diversos proyectos internacionales, entre los que se encuentran los promovidos por el Consejo de Seguridad Nuclear (CSN) y la Organización para la Cooperación y el Desarrollo Económico (*Organisation for Economic Co-operation and Development*, OECD) encaminados a la asimilación, aplicación y mejora de los códigos termohidráulicos. Entre ellos, los proyectos “Análisis y simulación de secuencias accidentales en reactores PWR. Proyecto CAMP ESPAÑA” y “Análisis y simulación de los experimentos OECD/NEA PKL y OECD/NEA ROSA. Aplicación a las CC.NN. españolas”. Los proyectos, OECD/NEA PKL y OECD/NEA ROSA, se basan en una serie de experimentos realizados en las instalaciones experimentales a pequeña escala o *Integral Test Facilities* (ITFs), *Large Scale Test Facility* (LSTF) y *Primärkreislauf Versuchsanlage* (PKL).

Para analizar la aplicabilidad y/o extensión de estos resultados a la seguridad y operación de una planta genérica en la presente Tesis se ha desarrollado una metodología aplicada al escalado que ha consistido en los siguientes puntos.

En primer lugar, se ha desarrollado un modelo de la instalación LSTF con el código termohidráulico TRACE (TRAC/RELAP Advanced Computational Engine) y se han reproducido diferentes experimentos basados en pequeñas roturas con pérdida de refrigerante o *Small Break Loss-Of-Coolant Accident* (SBLOCA) que se producen en diferentes localizaciones de la instalación (*upper head* de la vasija, ramas calientes, ramas frías, etc.). Tras comparar los resultados de simulación con los resultados experimentales y estudiar los modelos especiales de TRACE para mejorar la simulación de determinados fenómenos se han analizado las posibles diferencias existentes y se ha considerado el modelo de LSTF como validado.

A partir de dicho modelo de LSTF se ha desarrollado un modelo escalado, aplicando la metodología de escalado volumétrico. La utilización de dicha metodología se basa en que la instalación LSTF es una instalación que conserva la misma altura y presión que su central de referencia, *Full-Height, Full-Pressure*, (FHFP) y los accidentes considerados son SBLOCA. En estas condiciones, el fluido mantiene sus propiedades y, por tanto, resulta adecuada la aplicación de la metodología de escalado volumétrico.

Con el modelo escalado se han reproducido los mismos experimentos que con el modelo de LSTF con el objetivo de comprobar si el código TRACE5 es capaz de reproducir la

misma fenomenología que ocurre a pequeña escala. Para ello los resultados de simulación también se han comparado con los resultados experimentales y con los obtenidos con el modelo de LSTF.

Además, para profundizar más en la metodología de escalado, se ha utilizado un modelo de la instalación PKL con el que se ha reproducido el experimento *counterpart*, común a las instalaciones LSTF y PKL, que tienen diferentes condiciones de diseño y operación. Esto permite estudiar la fenomenología y aspectos relativos al escalado en instalaciones con diferentes condiciones de diseño y operación, así como obtener las relaciones de escalado entre ambas instalaciones.

ABSTRACT

The origin of the scaling-issue is the impossibility to obtain measured data in case of an accident in nuclear reactors. The knowledge of thermal hydraulic phenomena occurring in Nuclear Power Plants (NPP) during an accident is very important in nuclear safety. As full-scale testing is usually impossible to perform it, thus, a number of small-scale Integral Test Facilities (ITF) of prototype systems have been built to investigate the physical phenomena of transients or possible accidents in NPPs.

The design and implementation of these small-scale ITF is performed in the frame of several international projects, among which are the promoted by the Nuclear Safety Council (CSN) and the Organization for Economic Cooperation and Development (OECD) aimed at assimilation, application and improvement of thermalhydraulic codes. Among them, the projects "Analysis and simulation of accidental sequences in PWR reactors. SPAIN CAMP Project" and "Analysis and simulation of the OECD/NEA PKL and OECD/NEA ROSA experiments. Application to the Spanish NPP" are based on a series of experiments in Large Scale Test Facility (LSTF) and Primärkreislauf Versuchsanlage (PKL), both ITF.

To analyze the applicability and/or extension of these results to the safety and operation of a generic NPP in this Thesis a methodology applied to the scaling has been developed. This methodology consists of the following points.

First, a LSTF model has been developed using the thermalhydraulic code TRACE (TRAC / RELAP Advanced Computational Engine). This model has been used to reproduce different experiments based on Small Break Loss-Of-Coolant Accident (SBLOCA) produced in different locations of the ITF (upper head of the vessel, hot legs, cold legs, etc.). After comparing the simulation results with experimental ones, the differences between both have been analyzed. Furthermore, the special TRACE5 models have been considered to improve the simulation of determined phenomena. With this, a validated LSTF model developed using TRACE5 has been obtained.

From the LSTF model, a scaled-up model has been developed applying the volumetric scaling methodology. The use of this methodology is based on the LSTF is a Full-Height, Full- Pressure (FHFP) facility and all the accidents considered are SBLOCA. Under these conditions, the fluid properties are maintained; therefore, it is appropriate to use the volumetric scaling methodology.

The same experiments reproduced using the LSTF model have been simulated with the scaled-up model to assess if TRACE5 code is able to well reproduce the same phenomenology happening in a small scale facility. The simulation results have been compared with experimental results and those obtained with the LSTF model.

Furthermore, trying to study in depth the scaling methodology, a TRACE5 model of the PKL facility has been used to reproduce the counterpart test, which is common to LSTF and PKL facilities. These facilities are not equal in design and operation conditions. It allows studying the phenomenology and scaling aspects in systems with different design and operation conditions as well as to obtain scaling relations between both facilities.

RESUM

L'origen de l'eina de l'escalat en el camp de la seguretat nuclear sorgeix davant la impossibilitat de tenir dades reals mesurades sobre els fenòmens termohidràulics que ocorren en una central nuclear durant un accident i la importància del coneixement d'aquests fenòmens. D'ahí la necessitat de desenvolupar instal·lacions que representen determinades centrals nuclears a escala menuda on es puguin reproduir diferents experiments.

El disseny i la posta en marxa d'aquestes instal·lacions a escala menuda s'emmarca dins de diversos projectes internacionals, entre els quals es troben els que promou el Consell de Seguretat Nuclear (CSN) i l'Organització per a la Cooperació i el Desenvolupament Econòmic (*Organisation for Economic Cooperation and Development*, OECD) encaminats a l'assimilació, aplicació i millora dels codis termohidràulics. Entre ells, els projectes "Anàlisi i simulació de seqüències accidentals en reactors PWR. Projecte CAMP ESPANYA" i "Anàlisi i simulació dels experiments OECD/NEA PKL i OECD/NEA ROSA. Aplicació a les CC.NN. espanyoles". Els projectes, OECD/NEA PKL i OECD/NEA ROSA, es basen en una sèrie d'experiments realitzats en les instal·lacions experimentals a escala menuda o *Integral Test Facilities* (ITFs), *Large Scale Test Facility* (LSTF) i *Primärkreislauf Versuchsanlage* (PKL).

Per analitzar l'aplicabilitat i/o extensió d'aquests resultats a la seguretat i operació d'una planta genèrica en la present Tesi s'ha desenvolupat una metodologia aplicada a l'escalat que ha consistit en els següents punts.

En primer lloc, s'ha desenvolupat un model de la instal·lació LSTF amb el codi termohidràulic TRACE (TRAC/RELAP *Advanced Computational Engine*) i s'han reproduït diferents experiments basats en trencaments menuts amb pèrdua de refrigerant o *Small Break Loss-Of-Coolant Accident* (SBLOCA) que es produeixen en diferents localitzacions de la instal·lació (*upper head* de l'atuell, branques calentes, branques fredes, etc.). Després de comparar els resultats de simulació amb els resultats experimentals i estudiar els models especials de TRACE per millorar la simulació de determinats fenòmens s'han analitzat les possibles diferències existents i s'ha considerat el model de LSTF com validat.

A partir d'aquest model de LSTF s'ha desenvolupat un model escalat, aplicant la metodologia d'escalat volumètric. La utilització d'aquesta metodologia es basa en que la instal·lació LSTF és una instal·lació que conserva la mateixa altura i pressió que la seva central de referència, *Full-Height, Full-Pressure*, (FHFP) i els accidents considerats són SBLOCA. En aquestes condicions, el fluid manté les seves propietats i, per tant, resulta adequada l'aplicació de la metodologia d'escalat volumètric.

Amb el model escalat s'han reproduït els mateixos experiments que amb el model de LSTF amb l'objectiu de comprovar si el codi TRACE5 és capaç de reproduir la mateixa fenomenologia que ocorre a escala menuda. Per això els resultats de simulació també

s'han comparat amb els resultats experimentals i amb els obtinguts amb el model de LSTF.

A més, per aprofundir més en la metodologia d'escalat, s'ha utilitzat un model de la instal·lació PKL amb el qual s'ha reproduït l'experiment *counterpart*, comú a les instal·lacions LSTF i PKL, que tenen diferents condicions de disseny i operació. Això permet estudiar la fenomenologia i aspectes relatius a l'escalat en instal·lacions amb diferents condicions de disseny i operació, així com obtenir les relacions d'escalat entre ambdues instal·lacions.

Índice

Resumen.....	i
Abstract.....	iii
Resum.....	v
Índice	1
Índice de figuras.....	7
Índice de tablas	11
Abreviaturas.....	13
Capítulo 1: Introducción	17
1.1. Motivación	17
1.2. Objetivos	18
1.3. Marco de la tesis.....	20
1.4. Estructura de la tesis.....	20
Capítulo 2: Estado del arte	23
2.1. Introducción	23
2.2. Estado del arte de la metodología de escalado	25
2.2.1. <i>Novak Zuber</i>	26
2.2.2. <i>Carbiener y Cudnik</i>	29
2.2.3. <i>Nahavandi</i>	30

2.2.3.1. Escalado lineal (tiempo reducido)	30
2.2.3.2. Escalado volumétrico	33
2.2.3.3. Escalado ideal modelo/prototipo	36
2.2.4. Ishii y Kataoka.....	38
2.2.4.1. Circulación natural en flujo monofásico y tiempo real.....	39
2.2.4.2. Circulación forzada en flujo monofásico y bifásico variando el tiempo.....	41
2.2.4.3. Circulación natural en flujo monofásico y bifásico variando el tiempo y a presión reducida.....	45
2.2.5. Trabajos más recientes.....	46
Capítulo 3: Instalaciones experimentales	57
3.1. Introducción.....	57
3.1.1. Instalaciones Reduced-Height, Reduced-Pressure.....	58
3.1.2. Instalaciones Full-Height, Reduced-Pressure.....	62
3.1.3. Instalaciones Full-Height, Full -Pressure.....	63
3.2. La instalación experimental LSTF.....	73
3.2.1. Sistema primario LSTF	75
3.2.1.1. Vasija LSTF.....	75
3.2.1.2. Presionador LSTF	79
3.2.1.3. Lazos de refrigerante LSTF.....	79
3.2.2. Sistema secundario LSTF	80
3.2.2.1. Generadores de vapor LSTF	80
3.2.2.2. Líneas de vapor LSTF	81
3.2.2.3. Sistemas de agua de alimentación LSTF	81
3.2.3. Sistemas de inyección de seguridad LSTF	81
3.2.3.1. Sistema de inyección de alta presión (HPI) LSTF.....	82
3.2.3.2. Sistema de acumuladores LSTF	82
3.2.3.3. Sistema de inyección de baja presión (LPI) LSTF	82
3.2.3.4. Sistema de evacuación de calor residual (RHR) LSTF	82
3.2.4. Simulación de roturas LSTF.....	82
3.2.5. Especificaciones de la instalación LSTF.....	83

3.3.	La instalación experimental PKL.....	87
3.3.1.	Sistema primario PKL.....	87
3.3.1.1.	Vasija PKL.....	88
3.3.1.2.	Lazos de refrigerante PKL.....	90
3.3.1.3.	Bombas de refrigeración PKL.....	91
3.3.1.4.	Tubos en U PKL.....	91
3.3.1.5.	Presionador PKL.....	91
3.3.2.	Sistema secundario PKL.....	91
3.3.2.1.	Generadores de vapor PKL.....	92
3.3.2.2.	Líneas de vapor PKL.....	92
3.3.3.	Sistemas de control y de seguridad de la instalación PKL.....	93
3.3.3.1.	Sistema de extracción del calor residual PKL (RHRS).....	93
3.3.3.2.	Sistema de refrigeración PKL.....	94
	Sistema de inyección de alta presión PKL.....	94
	Sistema de inyección de los acumuladores PKL.....	94
	Sistema de inyección de baja presión PKL.....	94
3.3.3.3.	Sistema de control del presionador PKL.....	95
3.3.3.4.	Sistema de alimentación de emergencia PKL.....	95
3.3.3.5.	Sistema de purga de los generadores de vapor PKL.....	96
3.3.4.	Sistemas auxiliares PKL.....	96
3.3.4.1.	Suministro eléctrico PKL.....	96
3.3.4.2.	Sistema separador.....	96
3.3.4.3.	Sistema de refrigeración auxiliar.....	96
Capítulo 4:	Códigos termohidráulicos: TRACE5.....	99
4.1.	Códigos termohidráulicos.....	99
4.2.	El código TRACE.....	104
4.2.1.	Características principales del código TRACE.....	105
4.2.2.	Ecuaciones de campo.....	106
4.2.3.	Variables calculadas.....	107
4.2.4.	Relaciones de cierre.....	107

4.2.4.1. Ecuaciones de estado: referidas a las propiedades de los fluidos	108
4.2.4.2. Arrastre con la pared y arrastre interfacial.....	108
4.2.4.3. Transferencia de calor entre el fluido y la pared y entre las fases	108
4.2.5. Regímenes de flujo.....	109
4.2.6. Métodos numéricos.....	111
4.2.7. Esquema de cálculo.....	112
4.2.8. Modelos especiales.....	112
4.2.8.1. Cambios abruptos de área.....	112
4.2.8.2. Modelo de flujo crítico o choked flow	113
4.2.8.3. Modelo de flujo a contracorriente (CCFL).....	114
4.2.8.4. Modelo offtake.....	114
Capítulo 5: Metodología aplicada al escalado.....	117
5.1. Introducción.....	117
5.2. Transitorios LOCA	119
5.2.1. SBLOCA	121
5.3. Proyectos OECD/NEA	122
5.3.1. Programa ROSA.....	123
5.3.2. Programa PKL.....	125
5.4. Experimentos	127
5.4.1. Experimento 6-1	127
5.4.2. Experimento 3-1	132
5.4.3. Experimento 1-2	134
5.4.4. Experimento 2 serie ROSA-2.....	135
5.5. Modelo LSTF	137
5.5.1. Sistema primario	138
5.5.1.1. Modelo de la rotura.....	141
5.5.2. Sistema secundario.....	142
5.6. Simulación y análisis de los experimentos LSTF con TRACE5	142
5.6.1. Estado estacionario.....	143
5.6.2. Transitorio del experimento 6-1.....	143

5.6.3. Transitorio del experimento 1-2.....	150
5.6.4. Transitorio del experimento 3-1.....	155
5.6.5. Transitorio del experimento 2.....	160
5.7. Aplicación del escalado volumétrico al modelo de TRACE5 de LSTF.....	164
5.7.1. Consideraciones de escalado.....	164
5.7.2. Modelo LSTF escalado.....	165
5.7.3. Estudio del efecto del factor volumétrico.....	167
Capítulo 6: Resultados.....	171
6.1. Introducción.....	171
6.2. Efecto del factor volumétrico, K_v	172
6.2.1. Estado estacionario de los modelos escalados.....	172
6.2.2. Transitorio de los modelos escalados.....	172
6.3. Aplicación de los experimentos al modelo escalado.....	177
6.3.1. Estado estacionario del modelo escalado.....	177
6.3.2. Transitorio del experimento 6-1 con el modelo escalado.....	177
6.3.3. Transitorio del experimento 1-2 con el modelo escalado.....	182
6.3.4. Transitorio del experimento 3-1 con el modelo escalado.....	185
6.3.5. Transitorio del experimento 2 con el modelo escalado.....	190
6.4. Experimento <i>counterpart</i> serie ROSA2: comparación LSTF y PKL.....	194
6.4.1. Experimento 3 serie ROSA-2.....	194
<i>Fase de alta presión</i>	195
<i>Fase de acondicionamiento</i>	195
<i>Fase de baja presión</i>	196
6.4.2. Experimento G7.1 de PKL.....	197
<i>Fase de acondicionamiento</i>	197
<i>Fase del experimento</i>	198
6.4.3. Resultados del experimento 3 modelo LSTF y modelo escalado.....	199
6.4.4. Resultados de la comparación modelo LSTF y modelo PKL.....	204
Capítulo 7: Conclusiones.....	211
7.1. Conclusiones generales.....	211

7.1.1. Modelización de LSTF con el códigoTRACE5.....	213
7.1.2. Modelo escalado.....	216
7.1.3. Análisis del experimento counterpart. Comparación LSTF vs PKL.....	218
7.2. Líneas futuras de trabajo.....	220
7.3. Publicaciones.....	221
7.3.1. Publicaciones internacionales.....	221
7.3.2. Publicaciones nacionales.....	222
7.3.3. Comunicaciones internacionales.....	223
7.3.4. Comunicaciones nacionales.....	225
Referencias.....	227

Índice de figuras

Capítulo 2: Estado del arte

Figura 2.1 Reactor PWR Westinghouse vs ITF a pequeña escala (Fuente: FRAPCON/FRAPTRAN, USNRC)..... 24

Figura 2.2 Diagrama de flujo para el análisis H2TS (Fuente: Zuber et al., 1998) 27

Capítulo 3: Instalaciones experimentales

Figura 3.1 Esquema de la instalación experimental UMCP (Fuente: Larson, 1987) 59

Figura 3.2 Esquema de la instalación experimental SRI (Fuente: Larson, 1987) 60

Figura 3.3 Esquema de la instalación experimental IIST del INER (Fuente: Wang et al., 2011) 61

Figura 3.4 Esquema de la instalación experimental PKL (Fuente: AREVA, 2007) 62

Figura 3.5 Esquema de la instalación experimental LOFT (Fuente: Fell y Modro, 1990) 63

Figura 3.6 Esquema de la instalación experimental *Semiscale* Mod-1 (Fuente: Division of Systems Research, 1988)..... 64

Figura 3.7 Instalación experimental MIST (Fuente: Larson, 1987)..... 65

Figura 3.8 Instalación experimental LOBI (Addabbo y Annunziato, 2012)..... 66

Figura 3.9 Instalación experimental BETHSY (Fuente: Bandini et al., 2006)..... 67

Figura 3.10 Instalación experimental SPES (Fuente: Kovtonyuk et al., 2011)..... 68

Figura 3.11 Instalación experimental LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003) 69

Figura 3.12 Comparación de las principales instalaciones experimentales (Fuente: Bovalini et al., 1993)..... 72

Figura 3.13 Vista general de la instalación LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003) 74

Figura 3.14 Vista general de la vasija de la instalación LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003) 76

Figura 3.15 Disposición de las resistencias eléctricas en LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003) 77

Figura 3.16 Perfil axial de potencia de las resistencias (Fuente: ROSA-V Group, 2003) 78

Figura 3.17 Perfil de potencia radial (Fuente: ROSA-V Group, 2003)..... 78

Figura 3.18 Esquema de una *Break Unit* en la instalación LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003)..... 83

Figura 3.19 Vasija de la instalación PKL (Fuente: AREVA, 2007) 89

Figura 3.20 Esquema del núcleo de la instalación PKL (Fuente: AREVA, 2007)..... 90

Capítulo 5: Metodología aplicada al escalado

Figura 5.1 Diagrama de la metodología aplicada al escalado	118
Figura 5.2 Esquema de la <i>Break Unit</i> del experimento 6-1 (Fuente: Thermalhydraulic Safety Research Group, 2006).....	129
Figura 5.3 Esquema de la <i>Break Unit</i> del experimento 3-1 (Fuente: Thermalhydraulic Safety Research Group, 2008a).....	132
Figura 5.4 Esquema de la <i>Break Unit</i> del experimento 1-2 (Fuente: Thermalhydraulic Safety Research Group, 2008b).....	134
Figura 5.5 Nodalización del modelo de TRACE de la instalación LSTF	138
Figura 5.6 Nodalización del componente VESSEL	140
Figura 5.7 Resultados del experimento 6-1 (Fuente: Suzuki et al., 2009).....	144
Figura 5.8 Nodalización del modelo de la vasija 1D y 3D con SNAP.....	145
Figura 5.9 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 6-1 (1D vs 3D).146	
Figura 5.10 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 6-1	149
Figura 5.11 CET vs PCT para el experimento 6-1	150
Figura 5.12 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 1-2.....	152
Figura 5.13 Nodalización de la rotura componente 1-D vs 3-D.....	153
Figura 5.14 Fracción de huecos en el tercer nivel axial	154
Figura 5.15 Resultados del experimento 6-1 variando la orientación y considerando o no el modelo <i>offtake</i>	155
Figura 5.16 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1	157
Figura 5.17 Relación CET vs PCT del experimento 3-1	159
Figura 5.18 Número de Froude y las velocidades del líquido y del vapor a la entrada de los tubos en U del experimento 3-1	160
Figura 5.19 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2	162
Figura 5.20 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2	163
Figura 5.21 Esquema del proceso de evaluación del código	170

Capítulo 6: Resultados

Figura 6.1 Resultados obtenidos con TRACE5 para diferentes K_v	174
Figura 6.2 Resultados obtenidos con TRACE5 para diferentes K_v	175
Figura 6.3 Resultados obtenidos con TRACE5 para diferentes K_v	176
Figura 6.4 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 6-1	180
Figura 6.5 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 6-1	181
Figura 6.6 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 1-2.....	183
Figura 6.7 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 1-2.....	184
Figura 6.8 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1	187
Figura 6.9 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1	188
Figura 6.10 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1	189
Figura 6.11 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1	190
Figura 6.12 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2	191

Figura 6.13 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2.....	192
Figura 6.14 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2.....	193
Figura 6.15 Esquema de la <i>Break Unit</i> del experimento 3 (Fuente: Thermalhydraulic Safety Research Group, 2012)	194
Figura 6.16 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3.....	202
Figura 6.17 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3.....	203
Figura 6.18 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3.....	204
Figura 6.19 Comparación de los resultados obtenidos con TRACE5 en la instalación LSTF y PKL.....	205
Figura 6.20 Evolución de la PCT para los modelos LSTF, PKL, PKL-A y PKL-B ...	207
Figura 6.21 Evolución de la CET para los modelos LSTF, PKL, PKL-A y PKL-B...	207
Figura 6.22 Evolución de la CET para los modelos LSTF, PKL, PKL-A y PKL-B...	208

Índice de tablas

Capítulo 2: Estado del arte

Tabla 2.1 Leyes de escalado de Carbiener y Cudnik	30
Tabla 2.2 Leyes del escalado lineal de Nahavandi.....	33
Tabla 2.3 Leyes del escalado volumétrico de Nahavandi	35
Tabla 2.4 Parámetros adimensionales para el escalado monofásico a tiempo real	40
Tabla 2.5 Leyes del escalado monofásico manteniendo el tiempo	41
Tabla 2.6 Parámetros de semejanza para flujo bifásico	42
Tabla 2.7 Leyes del escalado bifásico variando el tiempo	44
Tabla 2.8 Factores de diseño adimensionales. Criterio de escalado volumétrico	47
Tabla 2.9 Comparación de las metodologías de escalado lineal	48
Tabla 2.10 Factores de escalado adimensionales (A)	49
Tabla 2.11 Factores de escalado adimensionales (B).....	50

Capítulo 3: Instalaciones experimentales

Tabla 3.1 Instalaciones experimentales RHRP y FHRP	69
Tabla 3.2 Instalaciones experimentales FHFP	70
Tabla 3.3 Resumen de los principales objetivos de diseño de las ITF.....	71
Tabla 3.4 Características generales de la instalación LSTF.....	84
Tabla 3.5 Características de la vasija	84
Tabla 3.6 Características del presionador	85
Tabla 3.7 Características de las conducciones del sistema primario.....	85
Tabla 3.8 Características de las bombas del primario	85
Tabla 3.9 Características de los generadores de vapor.....	86
Tabla 3.10 Especificaciones del sistema ECCS	86
Tabla 3.11 Características de la vasija de PKL.....	88
Tabla 3.12 Características de las bombas de PKL	91
Tabla 3.13 Comparación entre LSTF y PKL	97

Capítulo 5: Metodología aplicada al escalado

Tabla 5.1 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 6-1	130
Tabla 5.2 Curva de caída de potencia (normalizada al valor del estacionario).....	130
Tabla 5.3 Curva de parada de las bombas (normalizada al valor del estacionario)	131
Tabla 5.4 Lógica del sistema de protección del núcleo de la instalación LSTF.....	131
Tabla 5.5 Lógica del sistema de protección del núcleo de la instalación LSTF.....	133
Tabla 5.6 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 3-1	133
Tabla 5.7 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 1-2	135
Tabla 5.8 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 2	136
Tabla 5.9 Error relativo (%) estado estacionario (modelo LSTF).....	143

Tabla 5.10 Factores de diseño de la instalación LSTF y de un modelo escalado.....	167
Tabla 5.11 Factores de diseño de los modelos escalados.....	168
Tabla 5.12 Factores de diseño de la instalación LSTF y del modelo escalado	169

Capítulo 6: Resultados

Tabla 6.1 Error relativo (%) estado estacionario (modelos variando K_v).....	172
Tabla 6.2 Error relativo (%) estado estacionario (modelo LSTF escalado)	177
Tabla 6.3 Lógica de control y secuencia de eventos fase de alta presión.....	195
Tabla 6.4 Lógica de control y secuencia de eventos fase de acondicionamiento	196
Tabla 6.5 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 3 durante la fase de baja presión	196
Tabla 6.6 Cronología de eventos fase de acondicionamiento	198
Tabla 6.7 Cronología de eventos fase del experimento.....	199

Abreviaturas

- ADS: Sistema automático de despresurización (*Automatic Depressurization System*)
- AFW: Agua de alimentación auxiliar (*Auxiliary Feedwater*)
- AM: Gestión del accidente (*Accident Management*)
- AMP: Programa de gestión del accidente (*Accident Management Plan*)
- AMS: Estrategias de gestión de accidentes (*Accident Management Strategies*)
- APWR: Reactor PWR avanzado (*Advanced Pressurized Water Reactor*)
- ATWS: Transitorio anticipado sin scram (*Anticipated Transient without Scram*)
- BDBA: Más allá del Accidente base de diseño (*Beyond Design Basis Accident*)
- B-U: De abajo a arriba (*bottom-up*)
- BWR: Reactor de agua en ebullición (*Boiling Water Reactor*)
- CAMP: Programa de aplicación y mantenimiento de códigos (*Code Application and Maintenance Program*)
- CB: Bloque de control (*Control Block*)
- CC. NN: Centrales nucleares
- CEA: Comisión de la Energía Atómica de Francia (*Commissariat à l'Énergie Atomique*)
- CET: Temperatura a la salida del núcleo (*Core Exit Temperature*)
- CHF: Flujo crítico de calor (*Critical Heat Flux*)
- CL: Rama fría (*Cold Leg*)
- CRGT: Tubos guía para las barras de control (*Control Rod Guide Tube*)
- CSN: Consejo de Seguridad Nuclear
- DBA: Accidente base de diseño (*Design Basis Accident*)
- DC: *Downcomer*
- DVI: Inyección directa a la vasija (*Direct Vessel Injection*)
- ECCS: Sistema de refrigeración de emergencia del núcleo (*Emergency Core Cooling System*)
- EOP: Procedimientos de operación en caso de emergencia (*Emergency Operating Procedures*)
- FHFP: Manteniendo altura y presión (*Full-Height, Full-Pressure*)

- FHRP: Manteniendo altura pero presión reducida (*Full-Height, Reduced-Pressure*)
- GRS: *Global Research for Safety*
- HL: Rama caliente (*Hot Leg*)
- HPI: Sistema de inyección de alta presión (*High Pressure Injection*)
- IBLOCA: Rotura intermedia con pérdida de refrigerante (*Intermediate Break Loss-Of-Coolant Accident*)
- IRWST: Tanque de almacenamiento (*In-Reactor Water Storage Tank*)
- ISIRYM: Instituto de Seguridad Industrial, Radiofísica y Medioambiental
- ITF: Instalación experimental (*Integral Test Facility*)
- JAEA: Agencia de la Energía Atómica de Japón (*Japan Atomic Energy Agency*)
- JNES: Organización sobre la Seguridad de la Energía Nuclear en Japón (*Japan Nuclear Energy Safety*)
- LBLOCA: Rotura grande con pérdida de refrigerante (*Large Break Loss-Of-Coolant Accident*)
- LOCA: Accidente con pérdida de refrigerante (*Loss-Of-Coolant Accident*)
- LPI: Sistema de inyección de baja presión (*Low Pressure Injection*)
- LSTF: *Large Scale Test Facility*
- LWR: Reactor de agua ligera (*Light Water Reactor*)
- MFW: Agua de alimentación principal (*Main Feedwater*)
- MSIV: Válvula de vapor principal (*Main Steam Isolation Valve*)
- NEA: Agencia de energía nuclear (*Nuclear Energy Agency*)
- OECD: Organización para la cooperación y el desarrollo económico (*Organisation for Economic Co-operation and Development*)
- PCCS: Contención pasiva del sistema refrigerante (*Passive Containment Cooling System*)
- PCT: Temperatura en la superficie de la varilla (*Peak Cladding Temperature*)
- PIRT: Tabla de identificación y orden de los fenómenos termohidráulicos esperables (*Phenomena Identification and Ranking Table*)
- PKL: *Primärkreislauf Versuchsanlage*
- PORV: Válvula de alivio del presionador (*Power Operated Relief Valve*)
- PWR: Reactor de agua a presión (*Pressurized Water Reactor*)

RAE: Real Academia de la Lengua Española
RHR: Evacuación de calor residual (*Residual Heat Removal*)
RHRP: Altura y presión reducida (*Reduced-Height, Reduced-Pressure*)
ROSA: Evaluación de la seguridad (*Rig of Safety Assessment*)
RPV: Vasija a presión del reactor (*Reactor Pressure Vessel*)
RV: Válvula de alivio (*Relief Valve*)
SBLOCA: Rotura pequeña con pérdida de refrigerante (*Small Break Loss-Of-Coolant Accident*)
SCRAM: Disparo del reactor
SENUBIO: Seguridad Nuclear y Bioingeniería de las Radiaciones Ionizantes
SETF: Instalación experimental para efectos separados (*Separate Effect Test Facility*)
SG: Generador de vapor (*Steam Generator*)
SGTR: Rotura de un tubo del generador de vapor (*Steam Generator Tube Rupture*)
SI: Inyección de seguridad (*Safety Injection*)
SLB: Rotura en la línea de vapor (*Steam Line Break*)
SV: Señal de una variable (*Signal Variable*)
T-D: De arriba a abajo (*top-down*)
TMI: Accidente de la central de *Three Mile Island*
TRACE: TRAC/RELAP *Advanced Computational Engine*
USNRC: Comisión Nuclear Reguladora de Estados Unidos (*United States Nuclear Regulatory Commission*)

Capítulo 1: Introducción

1.1. Motivación

Esta tesis surge como una colaboración al trabajo que realiza el grupo Seguridad Nuclear y Bioingeniería de las radiaciones Ionizantes (SENUBIO) del Instituto Universitario de Investigación de Seguridad Industrial, Radiofísica y Medioambiental (ISIRYM) de la Universitat Politècnica de València (UPV) en proyectos internacionales promovidos por el Consejo de Seguridad Nuclear (CSN) y la Organización para la Cooperación y el Desarrollo Económico (*Organisation for Economic Co-operation and Development*, OECD) encaminados a la asimilación, aplicación y mejora de los códigos termohidráulicos. Entre ellos, los proyectos “Análisis y simulación de secuencias accidentales en reactores PWR. Proyecto CAMP ESPAÑA” y “Análisis y simulación de los experimentos OECD/NEA PKL y OECD/NEA ROSA. Aplicación a las CC.NN. españolas”.

Entre los grupos de investigación que participan en estos proyectos se encuentran la Universitat Politècnica de València, la Universidad Politécnica de Madrid y la Universitat Politècnica de Catalunya, además de otros grupos internacionales como *Global Research for Safety*, GRS, (Alemania), *Commissariat à l'Énergie Atomique*, CEA (Francia), *Japan Nuclear Energy Safety*, JNES, y *Japan Atomic Energy Agency*, JAEA, (Japón), entre otros. La puesta en común de todos los resultados se realiza a través de reuniones en el marco del proyecto OECD/NEA ROSA, reuniones OECD/NEA ROSA-2 y reuniones anuales internacionales del proyecto CAMP. El esfuerzo necesario para la realización de estos proyectos está justificado por la importancia que tienen los códigos termohidráulicos en el licenciamiento y el diseño de los sistemas de protección, seguridad y salvaguardia de las centrales nucleares.

Ambos proyectos, OECD/NEA PKL y OECD/NEA ROSA, se basan en una serie de experimentos realizados en las instalaciones experimentales a pequeña escala o *Integral Test Facilities* (ITFs), *Large Scale Test Facility* (LSTF) y *Primärkreislauf Versuchsanlage* (PKL). Ante la imposibilidad de tener acceso a datos medibles en caso de accidente en un reactor nuclear, estos experimentos permiten disponer de una base de datos experimentales con la que poder validar los resultados obtenidos con los códigos termohidráulicos que se utilizan para la simulación de los transitorios.

En esta tesis, se utiliza el código termohidráulico TRACE (TRAC/RELAP Advanced Computational Engine) para desarrollar el modelo de la instalación LSTF y reproducir diferentes experimentos basados en pequeñas roturas con pérdida de refrigerante o *Small Break Loss-Of-Coolant Accident* (SBLOCA) que se producen en diferentes localizaciones de la instalación (*upper head* de la vasija, ramas calientes, ramas frías, etc.). La importancia de este tipo de accidentes se justifica tras el accidente de la central nuclear de *Three Mile Island* (TMI), el cual puso en evidencia las graves consecuencias de este tipo de accidentes.

Para analizar la aplicabilidad y/o extensión de estos resultados a la seguridad y operación de una planta genérica se ha desarrollado un modelo escalado a partir del modelo de LSTF, aplicando la metodología de escalado volumétrico. Las posibilidades que ofrecen las metodologías de escalado para extrapolar los resultados medidos en una instalación experimental a una planta real constituyen una importante herramienta a desarrollar ya que estas metodologías son susceptibles de contrastación y verificación.

Con el objetivo de profundizar más en la metodología de escalado, se ha utilizado el modelo de la instalación PKL realizado por el grupo de investigación del Departamento de Ingeniería Química y Nuclear de la Universitat Politècnica de València liderado por Sebastián Martorell. Con dicho modelo se ha reproducido el experimento *counterpart*, que es común a ambas instalaciones, LSTF y PKL. Esto permite estudiar la fenomenología y aspectos relativos al escalado en instalaciones con diferentes condiciones de diseño y operación.

1.2. Objetivos

El objeto de la presente tesis es la investigación y el desarrollo de modelos termohidráulicos para roturas de tipo SBLOCA en distintas localizaciones de una planta nuclear que causen pérdidas de inventario en el refrigerante y la transferencia de ese conocimiento a los modelos de plantas reales analizando la aplicabilidad y/o extensión de los resultados experimentales a la seguridad y operación de una planta real. Para ello se presenta una metodología aplicada al escalado que consiste en los siguientes puntos: 1) Desarrollo de un modelo de la instalación experimental *Large Scale Test Facility* (LSTF) utilizando el código termohidráulico TRACE versión 5.0 *patch 2*. 2) Reproducción de diferentes experimentos basados en roturas tipo SBLOCA y comparación de los resultados de simulación con los experimentales para la validación del modelo. 3) Desarrollo de un modelo

escalado según la metodología de escalado volumétrico. 4) Análisis de la capacidad del código TRACE5 para reproducir a escala de planta la fenomenología que ocurre a pequeña escala. 5) Reproducción del experimento *counterpart* común a las instalaciones LSTF y PKL para profundizar más en la metodología de escalado, ya que ambas instalaciones tienen diferentes condiciones de diseño y operación. 6) Aplicación para la validación y verificación de los códigos termohidráulicos, en concreto del código TRACE5.

La finalidad de esta metodología es contribuir en el proceso de evaluación del código termohidráulico TRACE5, lo que incluye el desarrollo y mejora del código, para que pueda ser utilizado en el análisis y diseño de los sistemas de seguridad de las centrales nucleares. Para ello, es necesario realizar numerosos experimentos, así como, considerar diferentes instalaciones experimentales ya que esto permitirá tener una base de datos más extensa con la que evaluar la capacidad del código.

Los objetivos específicos de la presente tesis son los siguientes:

- Modelización de la instalación LSTF y reproducción-simulación de los experimentos realizados en dicha instalación dentro de los programas experimentales OECD ROSA y OECD ROSA-2:
 - Serie 1-2: SBLOCA en una rama caliente.
 - Serie 3-1: SBLOCA en una rama fría.
 - Serie 6-1: SBLOCA en el *upper head* de la vasija.
 - Serie 2: Rotura intermedia con pérdida de refrigerante (IBLOCA) en una rama fría.
 - Serie 3: *Counterpart* ROSA-2. SBLOCA en una rama caliente.
- Estudiar los fenómenos termohidráulicos observados experimentalmente y en las simulaciones. Utilizar los modelos especiales disponibles en el código TRACE para mejorar la reproducción de dichos fenómenos.
- Aplicar la metodología de escalado para obtener un modelo escalado de la instalación LSTF y estudiar si se conserva la fenomenología entre la instalación, el modelo de la instalación y el modelo a escala real. Estudio de los modelos especiales del código TRACE al variar el escalado.
- Utilización del modelo de la instalación PKL para la reproducción-simulación del experimento *counterpart* dentro del programa experimental OECD PKL-2. Analizar dicho experimento ya que permite estudiar la fenomenología termohidráulica y los aspectos relativos a la metodología de escalado en instalaciones con diferentes condiciones

de diseño y de operación. Obtener las relaciones de escalado entre ambas instalaciones.

- Comparación de los resultados experimentales y de simulación para contribuir en el proceso de validación y verificación del código termohidráulico TRACE5 para que pueda ser utilizado en el análisis y diseño de los sistemas de seguridad de las centrales nucleares reales.

1.3. Marco de la tesis

Esta tesis doctoral se ha desarrollado en el área de Ingeniería Nuclear del Departamento de Ingeniería Química y Nuclear de la Universitat Politècnica de València. Más concretamente dentro de la línea de investigación: Neutrónica y Seguridad Nuclear: Estudio de los mecanismos físicos y comportamiento de reactores nucleares del grupo de investigación SENUBIO del ISIRYM.

En Octubre de 2009, la autora de esta tesis se incorporó al Departamento de Ingeniería Química y Nuclear en calidad de becaria de especialización, accediendo ese mismo año al programa Máster en Seguridad Industrial y Medioambiente, especialidad en Seguridad Nuclear, siendo beneficiaria de la beca de la Sociedad Nuclear Española para estudios de postgrado en especialización nuclear.

En noviembre de 2010, la autora fue beneficiaria de una beca del Programa de Formación del Profesorado Universitario (FPU), del Ministerio de Educación, Cultura y Deporte, cuyo resultado ha sido la presente tesis. Paralelamente, ha colaborado en los campos de la Radiofísica, la Protección Radiológica y la simulación del transporte de partículas mediante el código Monte Carlo.

1.4. Estructura de la tesis

La estructura de la tesis se divide en 6 capítulos como se describe a continuación:

- En el presente Capítulo 1, se presenta la motivación junto con la justificación y el marco que ha llevado a la realización y desarrollo de la presente Tesis. También se resume el contenido de los capítulos que conforman la Tesis.
- En el Capítulo 2, se realiza una revisión del estado del arte respecto a la metodología de escalado para obtener instalaciones experimentales a pequeña escala a partir de determinadas centrales nucleares.
- En el Capítulo 3, se incluye una revisión de las instalaciones a pequeña escala que se tienen en la actualidad para obtener datos experimentales.

- En el Capítulo 4, se hace una revisión de los códigos termohidráulicos más utilizados para realizar los modelos que simulan el comportamiento de dichas instalaciones. Y se centra en la descripción del código termohidráulico TRACE5 utilizado en la presente Tesis para realizar los modelos de simulación.
- En el Capítulo 5, se detalla la metodología aplicada al escalado que se ha utilizado en esta Tesis. Dicha metodología incluye una descripción de los tipos de accidentes y de la importancia de los SBLOCA en los que se centra la Tesis, así como también de los Proyectos OECD/NEA ROSA, OECD/NEA ROSA-II y OECD/NEA PKL. Esto incluye, una descripción detallada de las instalaciones LSTF y PKL, donde se explican todos los componentes que la conforman. También en este Capítulo, se describen los experimentos considerados en la presente Tesis. En otro apartado, se describe el modelo de TRACE5 de la instalación LSTF y se incluye una discusión de los resultados de simulación los resultados de simulación y el análisis de los experimentos, además de las mejoras introducidas a los modelos para mejorar la reproducción de los resultados experimentales con el código TRACE. Tras obtener buenos resultados de simulación en los diferentes experimentos reproducidos, se puede decir que el modelo de LSTF está validado y, entonces, se obtiene el modelo escalado aplicando la metodología del escalado volumétrico a partir del modelo de LSTF.
- Los resultados que se obtienen con el modelo escalado se comparan con los datos experimentales y con los obtenidos con el modelo de LSTF y se presentan en el Capítulo 6. Además, en este Capítulo se incluye la descripción del experimento *counterpart*, que es común a las instalaciones LSTF y PKL con diferentes condiciones de diseño y operación. Los resultados que se obtienen de dicha comparación sirven para estudiar la metodología del escalado entre dos instalaciones con diferentes condiciones de diseño y operación.
- Por último, el Capítulo 7 contiene las conclusiones obtenidas con el trabajo realizado así como las líneas futuras de trabajo. También se listan las publicaciones y comunicaciones, tanto nacionales como internacionales, a las que ha dado lugar la presente tesis.

Capítulo 2:

Estado del arte

2.1. Introducción

Según la Real Academia de la Lengua Española (RAE, 2015), escalado es la acción y efecto de escalar, lo que significa, entre otras cosas, obtener proporcionalmente las distancias y dimensiones de un terreno, edificio, máquina u otro objeto a partir de sus distancias o dimensiones reales.

El origen de la herramienta del escalado en el campo de la seguridad nuclear surge ante la imposibilidad de tener datos reales medidos sobre los fenómenos termohidráulicos que ocurren en una central nuclear durante un accidente y la importancia del conocimiento de dichos fenómenos. De ahí la necesidad de desarrollar instalaciones que representen determinadas centrales nucleares a pequeña escala donde se puedan reproducir diferentes experimentos.

En este sentido, el escalado se puede definir como la capacidad de transponer algunas variables calculadas bajo unas determinadas condiciones en una instalación a otra en la que las condiciones, tanto iniciales como de contorno, pueden ser iguales o diferentes. Desde el punto de vista de la seguridad del sistema termohidráulico de un reactor, los parámetros típicos que se van a escalar son las temperaturas de los fluidos o los materiales, la velocidad del fluido, los caudales máxicos, la potencia del núcleo, la presión del

sistema y las dimensiones geométricas de la instalación (longitudes, alturas y volúmenes). La Figura 2.1 muestra un ejemplo de una instalación a pequeña escala que reproduce un reactor PWR *Westinghouse* de 4 lazos.

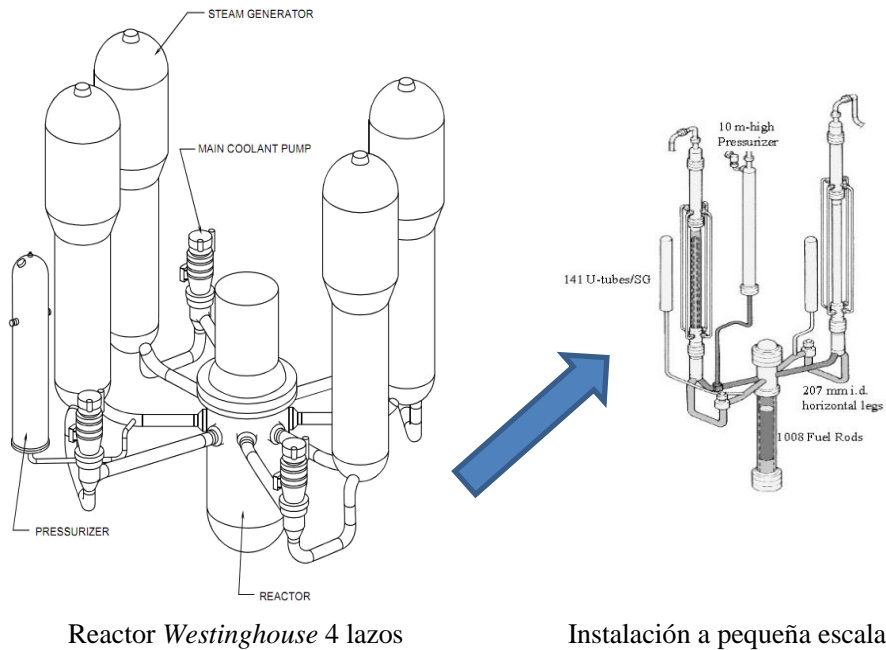


Figura 2.1 Reactor PWR *Westinghouse* vs ITF a pequeña escala (Fuente: FRAPCON/FRAPTRAN, USNRC)

Los principales objetivos que se pueden asociar a la aplicación de la metodología de escalado son:

- El diseño de las instalaciones experimentales a pequeña escala.
- La validación de los códigos termohidráulicos utilizados para reproducir los experimentos realizados en las instalaciones.
- La extrapolación de los resultados experimentales obtenidos en instalaciones a pequeña escala para predecir el comportamiento de una central nuclear.

En el presente apartado de la Tesis, se va a describir el Estado del Arte sobre la metodología de escalado, lo que implica la relación de numerosos estudios y trabajos realizados por muchos científicos expertos en la materia a lo largo de los años hasta llegar a la situación actual.

2.2. Estado del arte de la metodología de escalado

Realizar un estado del arte sobre la metodología de escalado supondría realizar un resumen exhaustivo de todos los estudios realizados desde los años 60 hasta nuestros días. Muchos han sido los trabajos desarrollados en estos años ante la gran necesidad de diseñar y construir instalaciones experimentales a pequeña escala capaces de simular el comportamiento de una central nuclear para reproducir transitorios accidentales y disponer de datos experimentales con los que validar los códigos termohidráulicos. Por este motivo, en este apartado de la Tesis se consideran los principales logros conseguidos que han supuesto una contribución importante a la metodología de escalado.

Se han realizado numerosos estudios para establecer relaciones entre el prototipo o central de referencia y su modelo escalado. En 1965, Rose (Rose, 1965) en un estudio de los problemas de transferencia de calor asociados al Proyecto OECD LOFT, que utilizaba la instalación experimental *Loss-Of-Fluid Test* (LOFT) o experimento con pérdida de refrigerante, utilizó las ecuaciones de continuidad, cantidad de movimiento y energía para establecer las primeras relaciones de semejanza geométrica entre dicha instalación y su modelo escalado. También en 1968, Novak Zuber (Kroeger y Zuber 1968), empezó a realizar estudios en el campo de la termohidráulica incluyendo la metodología del escalado. En 1969, Carbiener y Cudnik (Carbiener y Cudnik, 1969) realizaron estudios de semejanza para modelar el purgado o *blowdown* de la vasija utilizando un modelo muy sencillo al que aplicaban las ecuaciones de conservación de masa, energía y cantidad de movimiento y obtuvieron dos leyes de escalado, una reduciendo el tiempo y otra en la que se mantenía el tiempo. Años más tarde, Ybarrondo y otros autores (Ybarrondo et al., 1974) examinaron los conceptos del escalado termohidráulico que eran importantes para el diseño de la instalación experimental LOFT y evaluaron sus efectos en el Proyecto OECD LOFT. El desarrollo de todos estos estudios resultaba interesante aunque estaban limitados ya que se basaban en enfoques ideales aplicados a una dimensión y, por lo tanto, necesitaban ser mejorados. En 1976, Ishii y Jones (Ishii y Jones, 1976) obtuvieron un conjunto de parámetros adimensionales para flujo bifásico. En 1979, Nahavandi y otros autores (Nahavandi et al., 1979) obtuvieron unas leyes de escalado alternativas para modelar sistemas nucleares. Se pueden considerar como los precursores del escalado volumétrico y el escalado volumétrico ideal. En 1981, Mayinger (Mayinger, 1981) evaluó las leyes de escalado y modelado en flujo bifásico y la transferencia de calor. En 1983, Ishii y Kataoka (Ishii y Kataoka, 1983) desarrollaron algunos criterios de escalado para los lazos de refrigerante de un reactor PWR bajo circulación natural en flujo monofásico y bifásico. En 1985, Kiang (Kiang, 1985) hace un resumen crítico de las metodologías de escalado definidas hasta la fecha. Como es de esperar, todos estos estudios han

dado lugar a una gran variedad de leyes de escalado que no son todas compatibles entre ellas. A continuación se van a destacar los aspectos más importantes de algunos de estos estudios.

2.2.1. Novak Zuber

Novak Zuber con el apoyo de la *Atomic Energy Commission* (AEC) (ahora la *United States Nuclear Regulatory Commission* (USNRC)) empezó a realizar estudios en el campo de la termohidráulica incluyendo la metodología del escalado. Entre sus muchas contribuciones se encuentran Kroeger y Zuber 1968, Zuber et al. 1998, Zuber 2001, 2005, 2007.

Especial mención requiere el artículo Zuber 2001, del que se puede extraer la opinión del autor respecto de la complejidad de los códigos que se utilizan para la simulación de los fenómenos termohidráulicos involucrados en las centrales nucleares. En dicho artículo, el autor expone las dificultades que presentan los códigos para ajustar los resultados de la simulación a la fenomenología real que tiene lugar debido a la complejidad de dichos fenómenos y a la cantidad de relaciones que los rigen. Los códigos se pueden ajustar modificando determinados parámetros o coeficientes del modelo. Sin embargo, este procedimiento de ajuste genera errores de compensación que pueden limitar la aplicabilidad del código. Por otra parte, para el autor la metodología de escalado proporciona los medios para poder obtener información en sistemas con diferentes condiciones de diseño y/u operación sin una gran complejidad y que de manera experimental resultaría imposible de conseguir.

Además de la opinión del autor respecto de los códigos, de estos trabajos también se desprenden los logros más importantes respecto a la metodología de escalado en conjunción con los trabajos realizados por Wulff et al. (2005) y Catton et al. (2005). Para resumirlos se utilizan los acrónimos H2TS (*Hierarchical Two-Tiered Scaling*) y FSA (*Fractional Scaling Analysis*). A continuación, se van a describir las ideas fundamentales de ambos criterios.

H2TS es una metodología de análisis de escalado que se basa en utilizar una metodología progresiva y jerarquizada basada en dos enfoques. El primer enfoque es *top-down* (T-D) o de arriba a abajo y el segundo es *bottom-up* (B-U) o de abajo a arriba.

Como base del criterio H2TS (Zuber, 1991 y Zuber et al. 1998) hay dos objetivos o necesidades principales:

- Ser práctico, sistemático, viable, integral y estar técnicamente justificado.
- Crear una jerarquía entre los factores de escalado y los factores de diseño, eliminando así la arbitrariedad en el escalado y proporcionar una estimación cuantitativa de la importancia de los factores de escala.

El primer enfoque se organiza a nivel de planta o sistema y se utiliza para deducir los números adimensionales que se obtienen de las ecuaciones de conservación de masa, energía y cantidad de movimiento y se derivan de los sistemas que se han clasificado como importantes de acuerdo al ejercicio conocido como *Phenomena Identification and Ranking Table* (PIRT) que consiste en identificar los fenómenos termohidráulicos esperables y ordenarlos por importancia. Estos números adimensionales se establecen para establecer la jerarquía de escalado, lo que significa, que fenómenos tienen prioridad para ser escalados y ayudan a identificar los fenómenos que se incluirán en el segundo enfoque o el análisis B-U. Se estudian los efectos sinérgicos del sistema global causados por las interacciones complejas entre sus constituyentes. Por lo tanto, se asume que un sistema global se subdivide en componentes o procesos lo que requiere de un juicio de expertos para identificar los más importantes.

El segundo enfoque consiste en un análisis detallado a nivel de componentes, que se realiza para asegurar que todos los fenómenos más relevantes se han representado apropiadamente en las ecuaciones de equilibrio que rigen la evolución de las principales variables en los diferentes volúmenes de control. Proporciona los criterios de semejanza para procesos específicos, como los cambios de flujo y el flujo en función de la transferencia de calor. Este análisis se centra en el desarrollo de criterios de semejanza para escalar los procesos individuales que son importantes para el comportamiento global del sistema (análisis T-D). Para ello, en este análisis se consideran las ecuaciones que definen los fenómenos locales. La Figura 2.2 muestra el diagrama de flujo para el análisis H2TS.

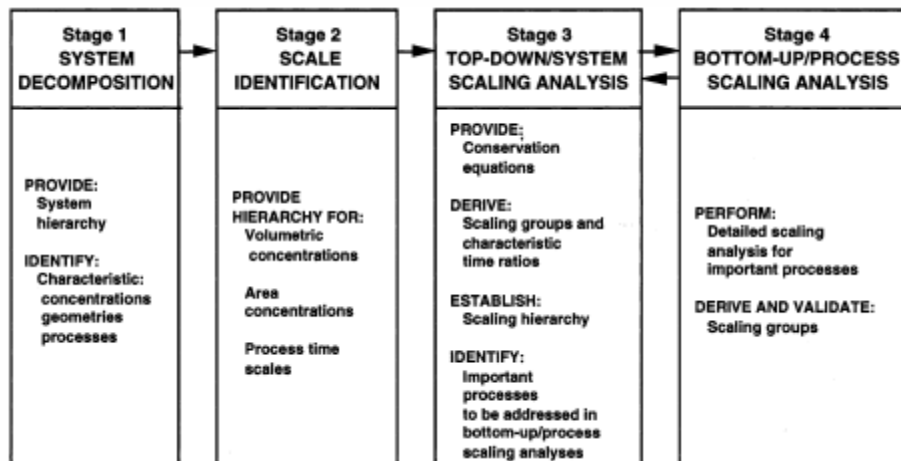


Figura 2.2 Diagrama de flujo para el análisis H2TS (Fuente: Zuber et al., 1998)

El resultado de ambos análisis (*top-down* y *bottom-up*) da lugar a un gran número de relaciones de escalado. Con el fin de crear una jerarquía entre dichos parámetros se introducen las relaciones respecto al tiempo (Zuber et al., 1998). Los valores numéricos de dichas relaciones permiten la identificación de los parámetros más influyentes. Esto se hace considerando cada relación de tiempo como el producto de la frecuencia específica por el tiempo de residencia. La frecuencia específica es la velocidad de transferencia de masa, cantidad de movimiento o energía para un proceso determinado, mientras que el tiempo de residencia es el tiempo total disponible para que el proceso de transferencia se produzca dentro del volumen de control.

Respecto al procedimiento FSA para sistemas termohidráulicos, decir que aunque se establece a partir de los trabajos realizados por numerosos autores como Zuber et al., 2005, Wulff et al. 2005 y Catton et al., 2005, su origen se puede atribuir a Zuber, 1991 y Zuber, 2001. Sin embargo, es en el trabajo desarrollado por Reyes y Hochreiter, 1998 donde se puede entender claramente los principios y los procedimientos de dicha metodología aplicados al diseño de una instalación experimental.

A grandes rasgos el FSA se basa en tres conceptos: el escalado fraccional, los niveles jerárquicos y la configuración global y se puede definir como una metodología cuantitativa desarrollada para:

- Escalar procesos que evolucionan con el tiempo implicando un conjunto de módulos y procesos.
- Generar y organizar información y datos de interés para el diseño y el análisis de seguridad de una central nuclear.

Dicha metodología se utiliza para generar criterios cuantitativos que evalúen los efectos de los parámetros de diseño y operación en los procesos termohidráulicos de una central nuclear y proporcionar una síntesis con varios niveles jerárquicos. El análisis FSA se puede ver como la jerarquía cuantitativa frente al ejercicio PIRT ampliamente utilizado pero que se obtiene de manera subjetiva. El análisis FSA se realiza en tres niveles: proceso, componente y sistema y consiste en identificar los procesos dominantes, ordenarlos cuantitativamente de acuerdo a su importancia y proporcionar las bases para realizar el ejercicio PIRT así como las bases para llevar a cabo un análisis de incertidumbres.

El impacto de la actividad científica desarrollada por Zuber está basada en la importancia dada a la metodología del escalado más que en la comprensión profunda de los fenómenos de escala. Las conexiones más importantes con la metodología de escalado se basan en:

- El uso de ecuaciones de equilibrio en el análisis *top-down* del procedimiento H2TS y en el FSA en consonancia con los factores de diseño propuestos por otros autores que se verá más adelante (Tabla 2.7).

- La visión de Zuber respecto de la aplicabilidad de los códigos y el impacto del usuario en los resultados contribuyen a la controversia del escalado.

2.2.2. Carbiener y Cudnik

También en los años 60, la AEC (ahora USNRC) quiso comprobar la capacidad del sistema de refrigeración de emergencia del núcleo o *Emergency Core Cooling System* (ECCS) durante un accidente tipo LOCA. Para ello, se diseñaron algunas instalaciones experimentales, como *semiscale* y *Loss-of-Fluid Test* (LOFT), y fue necesario definir un conjunto de parámetros de escalado que justificasen el diseño y la operación de dichas instalaciones. Este trabajo fue desarrollado por Carbiener y Cudnik (1969), quienes realizaron un modelo matemático para el estudio de accidentes tipo LBLOCA, principalmente. Su modelo matemático consistía en dos volúmenes conectados que representaban el *upper plenum* y el *lower plenum* de la vasija, mientras que el núcleo se simulaba mediante la conexión entre ambos volúmenes. Considerando este sistema, las ecuaciones de masa, cantidad de movimiento y energía, así como la de estado, eran adimensionales y permitían derivar el criterio de escalado obteniendo los parámetros adimensionales característicos de la instalación.

A partir de los resultados obtenidos en dicho estudio, llegaron a la conclusión de la existencia de dos criterios de escalado: 1) en el que se conservaba el tiempo y 2) en el que se reducía el tiempo. Para describir el criterio en el que se reducía el tiempo utilizaron el término de escalado lineal, ya que se obtenía una réplica en miniatura del prototipo, mientras que, para el criterio en el que se mantenía el tiempo utilizaron el término de escalado volumétrico, ya que se mantenía la relación área-volumen de la rotura y la relación potencia-volumen, lo que significa que el modelo debía tener la misma potencia por unidad de volumen que el prototipo.

Las leyes de escalado que se desprenden de dichas metodologías para algunos de los parámetros físicos más importantes para el diseño de la instalación se muestran en la Tabla 2.1, donde l es la longitud característica y l_R el factor de escala, que se obtiene como la relación entre la longitud del modelo y la del prototipo.

Algunas de las características más destacables que se obtuvieron para el criterio de escalado volumétrico (o conservando el tiempo) son: a) el escalado del área de la rotura es diferente del escalado del área del núcleo, b) la longitud y el área del núcleo escalados son tales que permitiendo un pequeño paso de fluido es suficiente para modelar el núcleo y c) la *core flow resistance* que se requiere en el modelo es más grande que en el prototipo. Si bien añadiendo orificios se puede reducir el flujo de manera sencilla, hay que tener en cuenta la dificultad que puede suponer introducir la potencia requerida en el modelo con un núcleo tan pequeño.

Tabla 2.1 Leyes de escalado de Carbiener y Cudnik

	Conservando el tiempo o escalado volumétrico	Reduciendo el tiempo o escalado lineal
Tiempo <i>blowdown</i>	1	l_R
Volumen <i>Upper plenum</i>	l_R^3	l_R^3
Volumen <i>Lower plenum</i>	l_R^3	l_R^3
Longitud núcleo	l_R^3	l_R
Área de núcleo	l_R^6	l_R^2
Área de rotura	l_R^3	l_R^2
Potencia	l_R^3	l_R^2
<i>Core flow resistance</i>	l_R^{-6}	l_R^{-4}

Respecto al criterio en el que se reducía el tiempo, éste presentaba una gran limitación práctica, puesto que la reducción del tiempo implicaba que para mantener la velocidad del modelo se distorsionaba la aceleración. Esto suponía una gran limitación práctica para simular fenómenos en los que la aceleración de la gravedad era importante, como puede ser el efecto *flashing* o la separación de fases (Carbiener y Cudnik, 1969). A la vista de estos resultados, se observa que las leyes de escalado derivadas por Carbiener y Cudnik tenían sentido matemático, pero no eran prácticas en la realidad.

2.2.3. Nahavandi

Algunos años más tarde, Nahavandi et al. (1979) continuaron con el trabajo realizado por Carbiener y Cudnik obteniendo unas leyes para el escalado lineal (en el que se reduce el tiempo) y las mismas conclusiones sobre la poca aplicabilidad práctica de dicha metodología.

2.2.3.1. Escalado lineal (tiempo reducido)

La conservación de las ecuaciones de masa, cantidad de movimiento y energía en cualquier punto del modelo se puede expresar con las siguientes ecuaciones:

Ecuación de continuidad:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (2.1)$$

Ecuación de cantidad de movimiento:

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = F_i - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial (\overline{\rho u_i' u_j'})}{\partial x_j} \quad (2.2)$$

Ecuación de energía:

$$\rho \left(\frac{\partial h}{\partial t} + u_j \frac{\partial h}{\partial x_j} \right) = - \frac{\partial (\rho C_p \overline{u_j' T'})}{\partial x_j} + T\beta \left(\frac{\partial p}{\partial t} + u_j \frac{\partial p}{\partial x_j} \right) + q \quad (2.3)$$

Ecuación de estado:

$$\rho = \rho(h, p) \quad (2.4)$$

siendo ρ la densidad, t el tiempo, u la velocidad en el componente, x_i, x_j la coordenada cartesiana para i, j siendo $i, j = 1, 2, 3$, F_i el componente de la aceleración gravitacional en x_i , h la entalpía, C_p el calor específico, T la temperatura, β el coeficiente de expansión térmica, q la generación de calor por unidad de volumen y de tiempo, p la presión, ' se refiere a los componentes con fluctuaciones turbulentas y $\overline{\quad}$ se refiere al promedio en el análisis de flujo turbulento.

En el siguiente desarrollo, los símbolos sin asterisco hacen referencia al modelo y los que llevan asterisco se refieren al prototipo o la central de referencia. Si se definen las relaciones de semejanza geométricas y cinemáticas entre el modelo y el prototipo por las siguientes ecuaciones:

- 1) Relaciones geométricas para longitud:

$$\frac{l}{l^*} = \lambda \quad (2.5)$$

- 2) relaciones cinemáticas para el tiempo, la velocidad y la aceleración:

$$\frac{t}{t^*} = \tau, \quad \frac{u}{u^*} = \frac{\lambda}{\tau} \quad y \quad \frac{a}{a^*} = \frac{\lambda}{\tau^2} \quad (2.6)$$

donde l es la longitud, λ el factor de escalado de las longitudes o la relación para el escalado geométrico, τ el factor de escalado del tiempo, u la velocidad y a la aceleración.

Suponiendo que las condiciones de operación son idénticas entre el modelo y el prototipo:

$$\frac{\rho}{\rho^*} = \frac{p}{p^*} = \frac{h}{h^*} = \frac{T}{T^*} = \frac{\beta}{\beta^*} = \frac{C_p}{C_p^*} = 1 \quad (2.7)$$

La ley de escalado para la generación de calor por unidad de volumen y por unidad de tiempo se expresa como:

$$\frac{q}{q^*} = \sigma \quad (2.8)$$

siendo σ el factor de escalado para la generación de calor por unidad de volumen y de tiempo.

Sustituyendo las ecuaciones (2.5) hasta la (2.8) en las ecuaciones (2.1) hasta la (2.4) y simplificando se obtienen las siguientes ecuaciones:

$$\frac{\partial \rho^*}{\partial t^*} + \frac{\partial(\rho^* u_i^*)}{\partial x_i^*} = 0 \quad (2.9)$$

$$\frac{\partial u_i^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial u_i^*}{\partial x_j^*} = F_i^* - (\tau/\lambda)^2 \frac{1}{\rho^*} \frac{\partial p^*}{\partial x_i^*} - \frac{1}{\rho^*} \frac{\partial(\rho^* \overline{u_i^* u_j^*})}{\partial x_j^*} \quad (2.10)$$

$$\rho^* \left(\frac{\partial h^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial h^*}{\partial x_j^*} \right) = - \frac{\partial(\rho C_p \overline{u_j^* T'})^*}{\partial x_j^*} + \beta^* T^* \frac{\partial p^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial p^*}{\partial x_j^*} + \sigma \tau q^* \quad (2.11)$$

$$\rho^* = \rho^*(h^*, p^*) \quad (2.12)$$

Comparando las ecuaciones que definen el prototipo, desde la ecuación (2.9) hasta la (2.12), con las ecuaciones que gobiernan el modelo, desde la ecuación (2.1) hasta la (2.4), se obtiene que los dos conjuntos de ecuaciones serán idénticos si se cumplen las siguientes condiciones:

$$\frac{\tau}{\lambda} = 1 \quad \text{y} \quad \sigma \tau = 1 \quad (2.13)$$

Con estos resultados, Nahavandi concluyó que el comportamiento del modelo y el prototipo es similar si:

- 1) El tiempo escalado entre el modelo y el prototipo, τ , es igual a la relación de escalado geométrico λ (reduciendo el tiempo).
- 2) La relación de escalado para la generación de calor por unidad de volumen y por unidad de tiempo σ entre el modelo y el prototipo es igual a la inversa de la relación para el escalado geométrico.
- 3) Las relaciones de escalado para la velocidad y la aceleración entre el modelo y el prototipo son iguales a 1 y $1/\lambda$, respectivamente.

La Tabla 2.2 resume las leyes del escalado lineal obtenido por Nahavandi.

Tabla 2.2 Leyes del escalado lineal de Nahavandi

Parámetro escalado	Relación modelo/prototipo
Longitud	λ
Tiempo	λ
Diámetro hidráulico	1
Área	λ^2
Volumen	λ^3
Velocidad	1
Aceleración	$1/\lambda$
Presión del sistema (propiedades del fluido)	1
Flujo de calor/ Volumen	$1/\lambda$
Potencia	λ^2

Para que la generación de calor por unidad de volumen y por unidad de tiempo en el modelo sea $1/\lambda$, es necesario que la potencia del modelo sea λ^2 . Respecto a las velocidades del fluido, tanto de entrada como de salida, que se imponen en el modelo deben mantenerse iguales que en el prototipo, mientras que la aceleración del fluido, tanto de entrada como de salida, debe ser $1/\lambda$ veces mayor que en el prototipo, lo que es difícil de conseguir. Esta condición es la principal limitación de este método de escalado, ya que no será apropiado para simular aquellos transitorios en los que la aceleración de la gravedad sea importante en la fenomenología producida.

Pero además, el trabajo realizado por Nahavandi dio lugar al desarrollo de dos nuevas leyes de escalado manteniendo el tiempo que son:

- El escalado volumétrico,
- El escalado ideal modelo/prototipo.

2.2.3.2. Escalado volumétrico

En el escalado volumétrico, el modelo mantiene el tiempo, la altura y la velocidad del prototipo por lo que resulta un método adecuado para escalar sistemas en los que el efecto de la gravedad y el tiempo son importantes. Especialmente, esta metodología resulta muy apropiada para aquellos transitorios en los que se produce el efecto *flashing* o una vaporización muy rápida del fluido por efecto de una despresurización brusca, ya que esta metodología facilita la conservación de la fracción de huecos y el nivel de líquido de cada componente. Por este motivo, esta metodología ha sido ampliamente utilizada para el diseño de instalaciones experimentales destinadas al estudio de LOCAs. Sin embargo, si se aplica a una instalación experimental que tiene una longitud escalada demasiado

pequeña, los principales fenómenos se distorsionan considerablemente a causa de que la caída de presión, la pérdida de calor y el calor acumulado en la estructura son excesivos.

El criterio desarrollado por Nahavandi es el resultado de la aplicación de las ecuaciones de conservación de masa, cantidad de movimiento y energía para cualquier punto del modelo expresadas por las ecuaciones (2.1) hasta la (2.4) bajo las siguientes relaciones de semejanza geométrica y cinemática entre el modelo y el prototipo:

- 1) Relaciones geométricas para la longitud, el área y el volumen:

$$\frac{l}{l^*} = \lambda, \quad \frac{A}{A^*} = \eta, \quad \frac{V}{V^*} = \delta = \lambda\eta \quad (2.14)$$

- 2) Relaciones cinemáticas para el tiempo, que en este caso se mantiene, la velocidad y la aceleración:

$$\frac{t}{t^*} = 1, \quad \frac{u}{u^*} = \lambda, \quad \frac{a}{a^*} = \lambda \quad (2.15)$$

Siendo l la longitud, A el área, η el factor de escalado para el área, V el volumen y δ el factor de escalado para el volumen.

Además, también se cumplen las mismas relaciones de semejanza para las condiciones de operación de las ecuaciones (2.7) y (2.8). Con todo esto las ecuaciones de continuidad quedan transformadas en:

$$\frac{\partial \rho^*}{\partial t^*} + \frac{\partial \rho^* u_i^*}{\partial x_i^*} = 0 \quad (2.16)$$

$$\frac{\partial u_i^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial u_i^*}{\partial x_j^*} = F_i^* - \frac{1}{\lambda^2} \frac{1}{\rho^*} \frac{\partial p^*}{\partial x_i^*} - \frac{1}{\rho^*} \frac{\partial (\rho^* \overline{u_i^* u_j^*})}{\partial x_j^*} \quad (2.17)$$

$$\rho^* \left(\frac{\partial h^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial h^*}{\partial x_j^*} \right) = - \frac{\partial [\rho^* C_p^* (\overline{u_j^* T'})^*]}{\partial x_j^*} + \beta^* T^* \left(\frac{\partial p^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial p^*}{\partial x_j^*} \right) + \sigma q^* \quad (2.18)$$

$$\rho^* = \rho^*(h^*, p^*) \quad (2.19)$$

Si se comparan las ecuaciones que definen el prototipo, desde la ecuación (2.16) hasta la (2.19), con las ecuaciones que gobiernan el modelo, desde la ecuación (2.1) hasta la (2.4), se obtiene que ambos grupos de ecuaciones son idénticos si:

$$\sigma = 1 \quad (2.20)$$

$$\frac{1}{\lambda^2} = 1 \quad (2.21)$$

La ecuación (2.20) indica que la generación de calor por unidad de volumen y por unidad de tiempo para el modelo y el prototipo debería ser igual, es decir:

$$\frac{q}{q^*} = \frac{P/V}{P^*/V^*} = 1 \quad (2.22)$$

donde P , P^* , V y V^* son la generación de potencia y el volumen para el modelo y el prototipo, respectivamente. De esta ecuación (2.22) se puede concluir que:

$$\frac{P}{P^*} = \frac{V}{V^*} = \delta \quad (2.26)$$

lo que indica que la potencia del modelo debe ser δ veces la potencia del prototipo. Además, de la ecuación (2.21) se obtiene que:

$$\lambda = 1 \quad (2.27)$$

o lo que es lo mismo, las longitudes del modelo permanecen igual a las del prototipo. Esta situación en combinación con la ecuación (2.26) da lugar a:

$$\frac{A}{A^*} = \eta = \delta \quad (2.28)$$

Es importante indicar que la velocidad y la aceleración del fluido, tanto de entrada como de salida, deben mantenerse iguales que en el prototipo. Además, la aceleración de la gravedad también debe ser igual en el modelo y el prototipo, condición que obviamente se cumple. La Tabla 2.3 muestra las principales relaciones obtenidas por Nahavandi para el escalado volumétrico.

Tabla 2.3 Leyes del escalado volumétrico de Nahavandi

Parámetro escalado	Relación modelo/prototipo
Longitud	1
Tiempo	1
Diámetro hidráulico	1
Área	δ
Volumen	δ
Velocidad	1
Aceleración	1
Presión del sistema (propiedades del fluido)	1
Flujo de calor/ Volumen	1
Potencia	δ

Esta metodología de escalado es la que proporciona un comportamiento más similar entre el modelo y el prototipo y, por eso, es la más utilizada para simular reactores en los que las varillas del núcleo se calientan eléctricamente.

2.2.3.3. Escalado ideal modelo/prototipo

El escalado ideal modelo/prototipo se basa en representaciones matemáticas del prototipo y del modelo. En este caso, tanto el modelo como el prototipo son sistemas ideales formados por diversos nodos que son capaces de conservar masa y energía y se conectan mediante trayectorias que permiten el flujo y conservan la cantidad de movimiento. Las relaciones de semejanza se establecen entre los dos sistemas ideales en lugar de entre el prototipo y el modelo.

Empezando por las ecuaciones de conservación de masa y energía para cualquier nodo y la ecuación de cantidad de movimiento para cualquier trayectoria que permite el flujo en el modelo, ecuación (2.1) hasta la ecuación (2.4), e introduciendo las siguientes relaciones de semejanza geométrica y cinemática entre el modelo y el prototipo:

- 1) Relaciones geométricas para longitud, área y volumen:

para el volumen de control

$$\frac{A_i}{A_i^*} = \eta, \quad \frac{V}{V^*} = \delta, \quad (2.29)$$

para la trayectoria que permite el flujo

$$\frac{l}{l^*} = \lambda, \quad \frac{A}{A^*} = \lambda^2, \quad (2.30)$$

- 2) Relaciones cinemáticas para tiempo y flujo másico (\dot{m}), siendo μ el factor de escalado para el flujo másico:

$$\frac{t}{t^*} = 1, \quad \frac{\dot{m}}{\dot{m}^*} = \mu, \quad (2.31)$$

y manteniendo las relaciones de semejanza indicadas en la ecuación (2.7) para las condiciones de operación se obtienen las siguientes relaciones de semejanza para la velocidad y la aceleración:

$$\frac{u}{u^*} = \frac{\mu}{\lambda^2}, \quad \frac{a}{a^*} = \frac{\mu}{\lambda^2}, \quad (2.32)$$

Considerando la ecuación (2.12) y las ecuaciones de conservación (2.1) hasta la (2.4) para el modelo de nodos y trayectorias que permiten el flujo se obtiene:

$$\frac{\partial \rho^*}{\partial t^*} + \frac{\mu}{\delta} \frac{\partial \rho^* u_i^*}{\partial x_i^*} = 0 \quad (2.33)$$

$$\frac{\partial u_i^*}{\partial t^*} + \frac{\mu}{\lambda^3} u_j^* \frac{\partial u_i^*}{\partial x_j^*} = F_i^* - \frac{1}{\mu} \frac{1}{\rho^*} \frac{\partial p^*}{\partial x_i^*} - \frac{\mu}{\lambda^3} \frac{1}{\rho^*} \frac{\partial (\rho^* \overline{u_i^* u_j^*})}{\partial x_j^*} \quad (2.34)$$

$$\rho^* \left(\frac{\partial h^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial h^*}{\partial x_j^*} \right) = - \frac{\mu}{\delta} \frac{\partial \rho^* C_p^* (\overline{u_j^* T^*})}{\partial x_j} + \beta^* T^* \left(\frac{\partial p^*}{\partial t^*} + \frac{\mu}{\delta} u_j^* \frac{\partial p^*}{\partial x_j^*} \right) + \sigma q^* \quad (2.35)$$

$$\rho^* = \rho^*(h^*, p^*) \quad (2.36)$$

Si se comparan las posibles ecuaciones para el prototipo, de la ecuación (2.33) hasta la (2.36), con las ecuaciones que rigen el modelo, ecuación (2.1) hasta la (2.4), se observa que los dos conjuntos de ecuaciones son idénticos si:

$$\mu = \delta \quad (2.37)$$

$$\mu = \lambda \quad (2.38)$$

$$\sigma = 1 \quad (2.39)$$

$$\mu = \lambda^3 \quad (2.40)$$

La ecuación (2.39) indica que la generación de calor por unidad de volumen y por unidad de tiempo para el modelo y el prototipo debería ser igual, es decir:

$$\frac{q}{q^*} = \frac{P/V}{P^*/V^*} = 1 \quad (2.41)$$

A partir de la ecuación (2.41) se puede concluir que:

$$\frac{P}{P^*} = \frac{V}{V^*} = \delta \quad (2.42)$$

De la expresión anterior se deduce que la relación de potencia a pequeña escala es proporcional a la reducción de volumen.

Las ecuaciones (2.37) y (2.38) indican que el caudal másico y la longitud de la trayectoria que permite el flujo se escalan proporcionalmente a la reducción de volumen. Además, se ha de tener en cuenta que la relación de área del modelo no entra directamente en el análisis y que en el prototipo el volumen del camino que permite el flujo es similar al volumen nodal, mientras que en el modelo dichos volúmenes son diferentes.

La ecuación (2.40) indicia que el flujo de movimiento y los términos de intercambio de movimiento turbulento no se pueden mantener. Por lo tanto, cuando las contribuciones de estos dos términos sean significativas, el comportamiento del modelo será diferente

al del prototipo. Sin embargo, para la mayoría de los problemas de simulación de sistemas nucleares, la contribución del flujo de movimiento es insignificante y el intercambio de movimiento turbulento puede reducirse por la fricción en condiciones de flujo turbulento. La relación de semejanza entre los coeficientes de pérdidas se define según la siguiente ecuación:

$$K = \frac{fl}{D} \rightarrow \frac{K}{K^*} = \kappa \rightarrow \kappa = \lambda^2 \quad (2.43)$$

siendo K el coeficiente de pérdidas, f el factor de fricción y κ el factor de escalado para la resistencia de flujo. Así, se obtiene que la fricción en el camino que permite el flujo entre nodos incluye las pérdidas debidas a la expansión, contracción, etc., y deben escalarse según λ^2 .

2.2.4. Ishii y Kataoka

A principios de los años 80, empezó a cobrar especial relevancia la validación de los códigos empleados en la simulación de los fenómenos termohidráulicos, así como la incertidumbre de los cálculos. Un primer esfuerzo fue el desarrollo de la metodología *Code Scaling Applicability and Uncertainty* (CSAU) realizado por la US NRC. Se puede considerar que la metodología CSAU recoge todos los requerimientos necesarios para realizar un estudio de incertidumbre. Desde que se propuso, esta metodología ha sido ampliamente utilizada para el diseño de nuevos reactores y para realizar mejoras en los reactores LWR existentes.

La metodología CSAU es sistemática e integral, ya que aborda e integra los escenarios, los experimentos, el código, y la planta para resolver cuestiones relacionadas con: (a) la capacidad del código para aumentar la escala de los modelos para llegar a la escala real de las centrales nucleares, (b) la capacidad del código para realizar estudios de seguridad en un escenario accidental de una determinada central nuclear y (c) cuantificar la incertidumbre asociada a los cálculos realizados.

También en esta época, en 1982, se inició el programa *Integral Systems Test* (IST) desarrollado por el gobierno y la industria americana para proporcionar información necesaria que ayudase a resolver problemas planteados tras el accidente de la central nuclear de *Three Mile Island* en 1979. Dicho programa IST fue financiado por la NRC, la compañía *Babcock and Wilcox* (B&W), el instituto de investigación *Electric Power Research Institute* (EPRI) y el grupo de propietarios de las plantas B&W.

Tres instalaciones ITFs a pequeña escala se desarrollaron para proporcionar medidas experimentales para el programa IST. Estas instalaciones son la *Multi Loop Integral System Test* (MIST), la de la Universidad de Maryland, *College Park* (UMPC) y la instalación *Stafford Research Institute* (SRI). Estas tres instalaciones reproducen a pequeña escala un reactor B&W 177-FA (*Full Assembly*). Cada una de las instalaciones fue diseñada y construida según diferentes criterios de escalado. La instalación MIST fue diseñada según los principios del escalado volumétrico (Nahavandi, 1979) y es básicamente una

instalación que mantiene la misma altura y presión de trabajo que la planta de referencia. Sin embargo, las instalaciones SRI y UMPC son instalaciones de altura y presión reducida en comparación con la central de referencia. La instalación SRI fue diseñada según el criterio de escalado de Ishii, mientras que la instalación UMPC no fue diseñada según ese mismo criterio aunque en general cumple las mismas relaciones de escalado.

Ishii y Kataoka (1983) presentaron tres conjuntos de leyes de escalado, cada uno aplicable a la simulación de un fenómeno diferente en instalaciones experimentales. Así, estas leyes incluyen relaciones de semejanza entre: a) circulación monofásica, tiempo real, b) circulación forzada en flujo monofásico y bifásico variando el tiempo y c) circulación natural en flujo monofásico y bifásico variando el tiempo y presión reducida. La base de la metodología conocida como escalado Ishii consiste en la reducción de la longitud y la altura de los componentes de la instalación lo que se considera una ventaja de dicha metodología, ya que permite reducir los costes para construir la instalación. Los resultados para cada uno de los métodos se resumen a continuación.

2.2.4.1. Circulación natural en flujo monofásico y tiempo real

Las leyes de semejanza desarrolladas por Ishii (Kocamustafaogullari e Ishii, 1983) para la simulación de la circulación monofásica a tiempo real en un lazo utilizan el método presentado por Heisler (Heisler, 1982). Las ecuaciones de balance adimensionales para cada sección del lazo, la ecuación de la energía para una estructura sólida y una ecuación de las condiciones térmicas sólido-líquido se han utilizado para obtener los parámetros adimensionales del análisis de semejanza. Estos parámetros se listan en la Tabla 2.4, donde g es la aceleración de la gravedad, β el coeficiente de expansión térmica, h coeficiente de transferencia de calor, k la conductividad térmica, δ el factor de escalado para el volumen, H_d es la altura de la bomba y α es la fracción de huecos. El subíndice ' i ' representa el componente determinado del lazo, el subíndice ' s ' indica que es un componente sólido, el subíndice ' e ' representa en la salida y los parámetros con el subíndice ' o ' son los valores de referencia.

Las propiedades del fluido se asumen constantes excepto para el término de flotabilidad en aplicaciones de circulación natural, donde se utiliza la aproximación de Boussinesq, por la cual el cambio de densidad tiene una dependencia lineal con la temperatura (Gebhart, 1961). Los parámetros de semejanza que resultan son los números de Richardson, Stanton y Biot, la fricción, las características de las bombas, la relación de tiempo y los números de las fuentes de calor, así como también las escalas de la longitud axial y el área de flujo.

Los requerimientos de semejanza fueron desarrollados utilizando estos grupos forzando que la relación del valor para el modelo y el prototipo sea la unidad. Después de algunas simplificaciones y suposiciones, los requerimientos de semejanza se reducen a cinco ecuaciones con siete incógnitas para un sistema de circulación natural y cinco ecuaciones con ocho incógnitas para un sistema de circulación forzada.

Tabla 2.4 Parámetros adimensionales para el escalado monofásico a tiempo real

Richardson	$R = \frac{g\beta\Delta T_o l_s}{u_o^2} = \frac{\text{Flotabilidad}}{\text{Fuerzas de inercia}}$
Stanton	$S_{ti} = \frac{4h_i l_o}{(\rho C_p u_o d_i)} = \frac{\text{Convección pared}}{\text{Convección axial}}$
Biot	$B_i = \frac{h_i \delta_{si}}{k_{si}} = \frac{\text{Convección pared}}{\text{Conducción}}$
Fricción	$F_i = f_i \left(\frac{l_i}{d_i} + \frac{l_{ei}}{d_i} \right) + K_i = \frac{\text{Fricción}}{\text{Fuerzas de inercia}}$
Bombas	$F_d = \frac{g\Delta H_d}{u_o^2}$
Tiempo	$T_{si} = \left(\frac{\alpha_{si}}{\delta_{si}^2} \right) \frac{l}{u_o} = \frac{\text{Tiempo transporte}}{\text{Tiempo conducción}}$
Calor	$Q = \frac{q_{si} l_o}{(\rho_{si} C_{psi} u_o \Delta T_o)} = \frac{\text{Fuente de calor}}{\text{Cambio de energía axial}}$
Longitud	$\lambda = \frac{l_i}{l_o}$
Área	$\eta = \frac{A_i}{A_o}$

Además, se deben especificar dos variables para circulación natural (longitud l/l^* y potencia q/q^* y tres para la circulación forzada (longitud, potencia y altura de bomba ($\Delta H_d/\Delta H_d^*$). Las leyes de escalado esenciales asumiendo la utilización de los mismos materiales, el mismo fluido de trabajo, la misma presión de operación y las relaciones de los coeficientes de transferencia de calor líquido-sólido son:

$$\frac{u}{u^*} = \frac{q}{q^*} = \frac{l}{l^*} \quad (2.44)$$

$$\frac{t}{t^*} = 1 \quad (2.45)$$

$$\frac{\left(\frac{A_i}{A_o} \right)}{\left(\frac{A_i}{A_o} \right)^*} = 1 \quad (2.46)$$

$$\frac{\sum_i \left[f_i \left(\frac{l_i}{d_i} + \frac{l_{ei}}{d_i} \right) + K_i \right] \left(\frac{A_i}{A_o} \right)^2}{\left\{ \sum_i \left[f_i \left(\frac{l_i}{d_i} + \frac{l_{ei}}{d_i} \right) + K_i \right] \left(\frac{A_i}{A_o} \right)^2 \right\}^*} = 1 \quad (2.47)$$

Las ecuaciones (2.44) a la (2.47) dan lugar a las relaciones de escalado completas para una fase conservando el tiempo que se muestran en la Tabla 2.5.

Tabla 2.5 Leyes del escalado monofásico manteniendo el tiempo

Parámetro escalado	Relación modelo/prototipo
Longitud	λ
Diámetro hidráulico	1
Diámetro varilla	1
Número de varillas	η
Área de flujo	η
Volumen	$\eta\lambda$
Velocidad	λ
Tiempo	1
Presión del sistema (propiedades fluido)	1
Propiedades de las estructuras sólidas	1
Generación de calor/ volumen, tiempo	λ
Potencia	$\eta\lambda^2$
Flujo de calor	λ
Coeficiente de transferencia de calor	
Flujo laminar	1
Flujo turbulento	$\lambda^{0.83}$

2.2.4.2. Circulación forzada en flujo monofásico y bifásico variando el tiempo

Ishii y otros colaboradores obtuvieron los criterios generales de semejanza para flujos bifásicos utilizando técnicas de perturbaciones pequeñas en conjunción con las ecuaciones adimensionales de conservación que se basan en la formulación de *drift flux* (Ishii y Zuber, 1970), (Ishii y Jones, 1976). Ishii y Kataoka (1983) desarrollaron criterios de

semejanza adicionales para el flujo bifásico en un lazo cerrado utilizando las ecuaciones de balance basadas en el modelo *drift flux* o de deslizamiento de fases.

En la Tabla 2.6 se listan los parámetros de semejanza que resultan, donde δ_s es el espesor de la conducción, h_{fg} es el calor latente, v_{gj} la velocidad de *drift* del vapor, ΔH_{sub} subenfriado, μ la viscosidad, K el coeficiente de orificio y x la calidad del vapor. Los subíndices 'f, g y o' indican líquido, vapor y valor de referencia, respectivamente.

Tabla 2.6 Parámetros de semejanza para flujo bifásico

Número de cambio de fase	$N_{pch} = \frac{4\delta_o q_o l_o}{du_o \Delta h_{fg} \rho_f \rho_g} \frac{\Delta \rho}{\rho_g} = \frac{\text{Flujo por cambio de fase}}{\text{Flujo de entrada}}$
Número <i>drift flux</i>	$N_d = \frac{v_{gj}}{u_o}$
Relación de densidades	$N_\rho = \frac{\rho_g}{\rho_f}$
Número de Froude	$N_{Fr} = \frac{u_o^2}{gl_o} \frac{\rho_f}{\Delta \rho} = \frac{\text{Inercia}}{\text{Fuerza de gravedad}}$
Número de fricción	$N_f = \frac{fl}{d} \frac{1 + x(\Delta \rho / \rho_g)}{[1 + x(\Delta \mu / \mu_g)]^{1/4}} \left(\frac{A_o}{A_i}\right)^2$
Número de orificios	$N_o = K [1 + x^{3/2}(\Delta \rho / \rho_g)] \left(\frac{A_o}{A_i}\right)^2$
Número de subenfriado	$N_{sub} = \frac{\Delta H_{sub} \Delta \rho}{\Delta h_{fg} \rho_g} = \frac{\text{Subenfriado}}{\text{Calor latente}}$
Número de <i>critical heat flux</i>	$N_q = \frac{q_c}{\delta q_{so}}$
Relación de tiempo	$T_i^* = \frac{\alpha_s}{\delta^2} \left(\frac{l_o}{u_o}\right)_i$
Número de fuente de calor	$Q_{si} = \frac{q_{si} l_o C_p}{\rho_{si} C_{psi} u_o \Delta H_{sub}}$

Tras seleccionar las correlaciones apropiadas para la velocidad de *drift* del vapor y el *critical heat flux* y asumiendo que la presión de operación y la temperatura del fluido

son las mismas que en la planta de referencia, los criterios de semejanza se obtienen a partir de los parámetros listados en la Tabla 2.6, que serán iguales entre el modelo y la planta de referencia. Suponiendo además que la velocidad de *drift* del vapor (v_{gj}) se calcula según la ecuación (2.47):

$$v_{gj} = 0.2 \left(1 - \sqrt{\rho_g / \rho_f} \right)_j \quad (2.48)$$

o lo que es lo mismo, suponer que los efectos locales de deslizamiento o *slip* son menos importantes que los efectos globales, que existe un amplio potencial de condensación para disipar el calor del sistema (potencia suficiente para mantener la rama fría del sistema primario refrigerada) y que el número de fricción se puede ajustar añadiendo orificios, se obtienen las siguientes relaciones:

$$\frac{\delta_R}{d_R} = \frac{q_R l_R}{u_R} = 1 \quad (2.49)$$

$$\frac{u_R^2}{l_R} = 1 \quad (2.50)$$

$$\frac{l_R}{\delta_R^2 u_R} = 1 \quad (2.51)$$

$$\frac{q_R l_R}{u_R} = 1 \quad (2.52)$$

donde el subíndice R significa la relación entre el modelo y el prototipo o la central de referencia.

Las ecuaciones (2.49) hasta la (2.52) constituyen un conjunto de cuatro ecuaciones con cinco incógnitas. Como en el caso del flujo monofásico, una de las variables del modelo debe ser conocida para resolver el sistema. Si se conoce la relación de escalado de las longitudes entonces se obtienen los siguientes criterios:

$$u_R = \sqrt{l_R} = \sqrt{\lambda} \quad (2.53)$$

$$q_R = 1/\sqrt{l_R} = 1/\sqrt{\lambda} \quad (2.54)$$

$$d_R = \delta_R = (l_R/u_R)^{1/2} = l_R^{1/4} = \lambda^{1/4} \quad (2.55)$$

Generalmente, es más conveniente asumir que los diámetros y los diámetros hidráulicos se mantienen iguales a la planta de referencia $d_R = \delta_R = 1$. Esta aproximación es válida para longitudes muy grandes.

Las ecuaciones (2.53) a la (2.55) suponen la siguiente variación del tiempo:

$$t_R = \frac{l_R}{u_R} = \sqrt{l_R} = \sqrt{\lambda} \quad (2.56)$$

Con estas consideraciones, las leyes del escalado que se obtienen para las mismas propiedades y presiones de operación pero variando el tiempo son:

$$u_R = u/u^* = \sqrt{l/l^*} = \sqrt{l_R} = \sqrt{\lambda} \quad (2.57)$$

$$q_R = q/q^* = \sqrt{l^*/l} = \sqrt{1/l_R} = \sqrt{1/\lambda} \quad (2.58)$$

$$(A_i/A_o)/(A_i/A_o)^* = 1 \quad (2.59)$$

$$\frac{\sum_i f_i \left(\frac{l_i}{d_i} + \frac{l_{ei}}{d_i} \right)}{\sum_i f_i \left(\frac{l_i}{d_i} + \frac{l_{ei}}{d_i} \right)^*} = 1 \quad (2.60)$$

$$K_i/K_i^* = 1 \quad (2.61)$$

Manipulando las ecuaciones (2.57) a la (2.61) y sustituyendo las definiciones básicas se obtienen las relaciones de escalado para la circulación forzada en flujo monofásico y bifásico variando el tiempo que se muestran en la Tabla 2.7.

Tabla 2.7 Leyes del escalado bifásico variando el tiempo

Parámetro escalado	Relación modelo/prototipo
Longitud	λ
Diámetro hidráulico	1
Diámetro varilla	1
Número de varillas	η
Área de flujo	η
Volumen	$\eta\lambda$
Velocidad	$\sqrt{\lambda}$
Tiempo	$\sqrt{\lambda}$
Presión del sistema (propiedades del fluido)	1
Propiedades de las estructuras sólidas	1
Generación de calor/unidad Volumen/unidad de tiempo	$1/\sqrt{\lambda}$
Potencia	$\eta\sqrt{\lambda}$
Flujo de calor	$1/\sqrt{\lambda}$

2.2.4.3. Circulación natural en flujo monofásico y bifásico variando el tiempo y a presión reducida

Por semejanza con los criterios anteriores, en flujo monofásico se deben satisfacer los parámetros adimensionales mostrados en la Tabla 2.4. Asumiendo que no se va a mantener el tiempo, que el número de fricción se puede satisfacer siempre y que los números de *Biot* y *Stanton* no se pueden satisfacer, el número de Richardson y el número de la fuente de calor permiten obtener las relaciones de escalado en flujo monofásico y presión reducida para la velocidad y la potencia.

$$R_R = \frac{\beta \Delta T_o l_s}{u_o^2} = 1 \rightarrow u_o = \sqrt{\beta \Delta T_o} \sqrt{l_s} \quad (2.62)$$

$$Q_R = \frac{q_{si} l_o}{(\rho_{si} C_{psi} u_o \Delta T_o)} = 1 \rightarrow q_{si} = \frac{\rho_{si} C_{psi} u_o \Delta T_o}{l_o} \quad (2.63)$$

Como se observa el valor para la máxima diferencia de temperatura, ΔT_o , debe ser conocido. Un criterio para establecer dicho valor puede ser el estado estacionario con circulación natural en flujo monofásico.

Además, para el flujo bifásico se deben cumplir las relaciones adimensionales (el número de cambio de fase, el número subenfriado y el número de *Froude*) de la Tabla 2.5. Asumiendo que el efecto de la viscosidad en la fricción va a ser muy pequeño, que se produce un equilibrio en el balance de energía de la fuente de calor y que el efecto local por *slip* es de segundo orden, se obtienen las relaciones de escalado en flujo bifásico y presión reducida para la potencia, el subenfriado y la velocidad.

$$N_{pch_R} = \left| \frac{4\delta_o q_o l_o \Delta \rho}{du_o \Delta h_{fg} \rho_f \rho_g} \right|_R = 1 \rightarrow q_{o_R} = \frac{\rho_f \rho_g}{\Delta \rho} \Delta h_{fg} \frac{u_o}{l_o} \quad (2.64)$$

$$N_{sub_R} = \left| \frac{\Delta H_{sub} \Delta \rho}{\Delta h_{fg} \rho_g} \right|_R = 1 \rightarrow \Delta H_{sub_R} = \frac{\rho_g}{\Delta \rho} \Delta h_{fg} \quad (2.65)$$

$$N_{Fr_R} = \left| \frac{u_o^2}{gl_o} < \alpha_o > \frac{\rho_f}{\Delta \rho} \right|_R = 1 \rightarrow u_{o_R} = \sqrt{l_{o_R}} \quad (2.66)$$

La metodología de escalado Ishii considera por una parte el escalado del sistema integral y por otro lado, el escalado de los fenómenos que se producen. Para ello la metodología de escalado se puede dividir en tres niveles: el primero consiste en la conservación de la circulación natural como flujo dominante, el segundo considera la conservación de la masa y la energía de cada componente así como, la transferencia de masa y energía entre componentes y el tercer nivel se centra en los fenómenos locales, las leyes que los constituyen y su impacto en la metodología de escalado global. En esta metodología, se puede elegir la reducción de altura que resulte adecuada para facilitar que tanto la resistencia al flujo como los fenómenos multidimensionales se conserven en una instalación experimental más pequeña. Sin embargo, como las escalas de tiempo y velocidad son diferentes

en comparación con el prototipo, resulta imposible que no existan diferencias entre la instalación escalada y el prototipo, especialmente cuando se estudian los fenómenos locales considerados en el tercer nivel de dicha metodología de escalado.

2.2.5. Trabajos más recientes

El trabajo más reciente no implica nuevas metodologías de escalado sino que aportan más información al estado del arte. En los años 80 y 90, el escalado volumétrico desarrollado por Nahavandi era considerado como la metodología elegida para realizar el diseño de las instalaciones experimentales. Autores como D'Auria y Vigni (1985) y D'Auria et al. (1988) han elaborado una lista resumen con los factores de diseño que caracterizan dicha metodología.

Esta lista se puede observar en la Tabla 2.8, donde K es la relación entre el valor medido en el modelo y en el prototipo para cada variable. Como se puede ver, el parámetro K_v , que es la relación de volumen o factor de escalado volumétrico (δ utilizado por Nahavandi), es la clave para el diseño de la instalación experimental. Esto implica que la masa y la potencia del modelo se escalan en relación con el prototipo según el valor de K_v .

Para calcular las longitudes y los diámetros de los componentes horizontales (fila 4 de la Tabla 2.8), estos autores recomiendan mantener el número de *Froude* constante, ya que así se consigue mejorar la simulación del flujo horizontal y el cambio de flujo subcrítico a supercrítico durante la circulación natural a alta potencia que se produce en determinados transitorios.

Suponiendo que se mantiene el número de *Froude* y escalando el caudal másico, se obtiene la ecuación (2.67):

$$u^* \frac{\pi \cdot d^{*2}}{4} \cdot \rho = u \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot \rho \cdot K_v \quad (2.67)$$

donde u^* es la velocidad en el prototipo y u en el modelo, ρ es la densidad del refrigerante, d^* el diámetro del prototipo y d el diámetro del modelo. Si además, se supone que se mantiene la relación $l/d = l^*/d^*$ entre el modelo y el prototipo, se obtiene la siguiente relación de diámetros:

$$\frac{d^*}{d} = K_v^{2/5} \quad (2.68)$$

Además, a partir del escalado de la ecuación del volumen y manteniendo las mismas suposiciones que anteriormente se obtiene siguiente ecuación (2.69):

$$\frac{\pi \cdot d^{*2}}{4} \cdot l^* = \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot l \cdot K_v \quad (2.69)$$

Arreglando la ecuación (2.69) se obtiene la siguiente relación de longitudes entre el prototipo y el modelo:

$$\frac{l^*}{l} = K_v^{1/5} \quad (2.70)$$

siendo l y l^* , las longitudes del modelo y del prototipo, respectivamente.

Tabla 2.8 Factores de diseño adimensionales. Criterio de escalado volumétrico

Nº	Escalado de	Factor de diseño
1	Volumen	$K_v = K_v$
2	Elevación	$K_H = 1$
3	Número de lazos	$K_{N,L} = 1$
4	L y D componentes horizontales	$K_{L,D} = N^\circ \text{ de Froude}$
5	Área de rotura	$K_A = K_v$
6	Diámetro hidráulico	$K_D = 1$
7	Potencia	$K_W = K_v$
8	Tiempo	$K_t = 1$
9	Temperatura del fluido	$K_T = 1$
10	Presión	$K_p = 1$
11	Caudal másico	$K_G = K_v$
12	Velocidad del fluido	$K_v = 1$
13	Caídas de presión	$K_{\Delta p} = 1$
14	Temperatura superficie varilla	$K_{T,v} = 1$
15	Flujo de calor de varilla	$K_{f,c,v} = 1$
16	Geometría y material varillas combustible	$K_{g,m,v} = 1$
17	Pérdidas de calor al ambiente	$K_{p,c,a} = 1$
18	Área de transferencia de calor	$K_{a,t,c} = K_v$
19	Espesor estructuras pasivas	$K_{e,e,p} = 1$
20	ECCS caudal de FW	$K_{G,ECCS} = K_v$
21	ECCS temperatura	$K_{T,ECCS} = 1$
22	FW caudal	$K_{G,FW} = K_v$
23	FW temperatura	$K_{T,FW} = 1$
24	Caudal línea de vapor	$K_{G,SL} = K_v$
25	Características adimensionales de las bombas	$K_B = 1$
26	Características adimensionales de las válvulas	$K_v = 1$

Los factores de diseño que caracterizan la metodología de escalado volumétrico (Tabla 2.8) provienen de los factores de escalado que se obtienen tras realizar una serie de estudios. Estos estudios se han llevado a cabo por diferentes autores:

- Wulff (1996),
- Banerjee et al. (1998),
- Ishii et al. (1998) aplicando el criterio del escalado Ishii,
- Reyes y Hochreiter (1998), aplicando la metodología de Zuber y el principio del escalado Ishii.
- Yun et al. (2004) que desarrollaron un nuevo método conocido como el método de escalado lineal modificado. En la Tabla 2.9 se muestra la comparación entre el método de escalado lineal y el modificado.

Tabla 2.9 Comparación de las metodologías de escalado lineal

	Escalado lineal	Escalado lineal modificado
Longitud	l_R	l_R
Área	l_R^2	l_R^2
Volumen	l_R^3	l_R^3
Tiempo	l_R	$l_R^{1/2}$
Velocidad	1	$l_R^{1/2}$
Flujo másico	l_R^2	$l_R^{5/2}$
Presión	1	1
Gravedad	l_R^{-1}	1
Temperatura	1	1
Fracción de huecos	1	1

Como resultado de estos estudios se obtienen numerosos factores de escalado, sin embargo, en la Tabla 2.10 y la Tabla 2.11 sólo aparece una pequeña muestra representativa de todos ellos.

Tabla 2.10 Factores de escalado adimensionales (A)

Ref.	Nº	Factor de escalado	Significado
Wulff (1996)	1	$\left(\frac{G\Delta p}{W}\right)\left(\frac{c_v k}{\beta}\right)$	Requisito mecánico
	2	$\left(\frac{\Delta u G}{W}\right)$	Requisito térmico
	3	$\frac{W_{pc,max}}{W}$	Efecto de las pérdidas de calor
	4	$\frac{\Delta p_{pb} G}{W}$	Efecto de la potencia de bombeo
	5	$\frac{\Delta h_0 G_{ECCS}}{W}$	Efecto térmico de la inyección del ECCS
	6	$\left(\frac{\rho_f}{\rho_g}\right)\frac{G_{cr}}{G}$	Efecto del flujo a través de la rotura
	7	$\frac{G^2(l/A)}{gl_{2\phi}V\Delta\rho_0}$	Inercia de flujo en flujo bifásico
	8	$\frac{G^2(N_{Zu} - N_{Sub})}{\Delta p_{pb}\rho_f A_{tc}^2}$	Cantidad de movimiento cambio de fase en flujo bifásico
Banerjee et al. (1998)	9	$\frac{\gamma_{1,1,0}W\Delta t_{ph,w}}{P}$	Relación entre cambio presión debido a cambios de energía interiores a la presión de referencia
	10	$\frac{G_{ADS}\Delta t_{ph,w}}{M}$	Relación entre el caudal integrado y la masa de referencia
	11	$\left(\frac{\Delta t_{ph,w}}{V}\right)\left(\frac{gl}{\Delta p}\right)^{1/2}$	Relación entre flujo por el núcleo y el volumen de la vasija
Ishii et al. (1998)	12	$\left[\frac{fl}{D} + \kappa\right]_R$	Fricción y caída de presión local
	13	$\left[\frac{l/v}{\delta^2/\alpha_s}\right]_R$	Tiempo de transporte/tiempo de conducción
	14	$[A_{cr} = Av]_R$	Escalado del área de la rotura

Tabla 2.11 Factores de escalado adimensionales (B)

Ref.	Nº	Factor de escalado	Significado
Reyes y Hochreiter (1998)	15	$\frac{\beta g W l}{(\rho_f C_p v_f^3 A)}$	Circulación natural monofásico
	16	$\frac{h_{fg}(1-\alpha)\alpha\Delta\rho v_f A}{W}$	Circulación natural bifásico
	17	$\frac{W_{DC}}{(Gh)_{DVI}}$	Calentamiento fluido del <i>downcomer</i>
	18	$\frac{(G_{ADS} + G)}{G_{IRWST}}$	Inyección a partir del tanque de almacenamiento (<i>In-Reactor Water Storage Tank, IRWST</i>)
Yun et al. (2004)	19	$\frac{\Delta t_{ph,w} j_{k,x}}{\alpha l}$	Conservación de la cantidad de movimiento a lo largo del eje x
	20	$\frac{\Delta t_{ph,w} j_{k,y}}{\alpha l}$	Conservación de la cantidad de movimiento a lo largo del eje y
	21	$\frac{1}{S_x}$	Relación de deslizamiento a lo largo del eje x

Nomenclatura de la Tabla 2.10 y Tabla 2.11

- A = área
 $c_{p,v}$ = calor específico a presión o volumen constante
 D = diámetro equivalente
 f = coeficiente de fricción
 G = tasa de flujo másico
 h = entalpía
 h_{fg} = calor latente
 j_{kxy} = velocidad superficial para la fase k en x o y
 k = conductividad térmica
 l = longitud
 $l_{2\phi}$ = longitud 2 fases
 M = masa
 N_{subc} = número subenfriado
 N_{zu} = número de Zuber
 P = presión
 S_x = relación de *split* a lo largo de x
 Δu = cambio de energía interna
 V = volumen
 W = potencia

$W_{HL,max}$ = máximo valor de las pérdidas de calor,
 α = fracción de huecos
 α_S = difusividad térmica
 β = coeficiente de expansión térmica
 γ = coeficiente función del caudal por la rotura
 δ = profundidad de conducción
 Δp = caída de presión debida a la fricción
 Δu = intercambio de energía interna
 Δp_{pb} = ganancia de presión debida a la potencia de bombeo
 $\Delta t_{ph,w}$ = duración del fenómeno
 κ = coeficiente de caída de presión local
 ρ = densidad
 v = velocidad

Subíndices

ADS = sistema automático de despresurización
 cr = condiciones críticas
 DC = *downcomer*
 DVI = inyección directa a la vasija
 $ECES$ = del sistema de refrigeración de emergencia
 $IRWST$ = del tanque de almacenamiento
 R = relación entre el modelo y el prototipo o central de referencia
 sub = subenfriado
 tc = área de transferencia de calor

A pesar de todos los estudios realizados y el conocimiento adquirido con los años, la aplicación de las metodologías de escalado siempre va acompañada de una gran controversia que puede ser atribuida principalmente a los siguientes factores:

- Algunos de los fenómenos físicos que tienen lugar no se reproducen de igual forma al cambiar las dimensiones geométricas o la disposición de los componentes en la instalación.
- En determinadas situaciones se prefiere realizar pruebas a escala real para abordar determinadas cuestiones en lugar de llevar a cabo experimentos a escala.
- En algunos casos todavía se necesitan ecuaciones empíricas para caracterizar el estado de los fluidos y los cambios de estado.
- En otros casos, el modelo escalado no se puede validar porque no se dispone de datos experimentales.

Además, para estudiar el comportamiento transitorio de un reactor nuclear se necesitan códigos numéricos, los cuales deben contener muchas de las ecuaciones que describen la fenomenología esperable. Dichas ecuaciones deben ser derivadas de las condiciones

de estado de equilibrio y flujo completamente desarrollado, sin embargo, se utilizan inevitablemente en condiciones de flujo transitorio y no desarrollado, por lo que su escalado puede ir acompañado de errores, hecho que contribuye a la dificultad para confirmar la validez de dichas leyes con el cambio de escala.

Si además, se consideran los diferentes niveles más significativos a la hora de realizar un estudio sobre la metodología de escalado:

- Nivel macro-escala o escalado del sistema. El objeto a escalar es el circuito primario, incluyendo la vasija, es decir, todo el sistema. En el estado estacionario, la temperatura del fluido y de las superficies de los materiales sólidos, las velocidades del fluido, la fracción de huecos y la caída de presión, son entre otras algunas de las variables que se deben correlacionar entre el modelo y la central de referencia. En el transitorio las variables a escalar son las presiones del sistema, los inventarios máxicos totales y el nivel de distribución.
- Nivel escalado de un componente, de una zona o de un fenómeno. Para ello se debe escoger el componente a escalar que puede ser una bomba, el separador, la región del núcleo, etc. o la zona a escalar como puede ser el *upper plenum* de la vasija, la conexión entre la rama fría y el *downcomer*, etc. o el fenómeno a escalar como puede ser el flujo crítico en dos fases en la rotura, el flujo a contracorriente en el plato del *lower plenum* o el flujo crítico del núcleo de la vasija, entre otros. En estos casos, se deben identificar las variables que afectan al componente en sí, la fenomenología que ocurre en la zona determinada y/o el tiempo en el que tiene lugar. Finalmente, se deben establecer correlaciones entre las variables que se tienen en el modelo y en el prototipo.
- Nivel micro-escala o escalado local. En este caso, la atención se centra en una zona muy pequeña del reactor (con un volumen alrededor de 1 mm³). La cuestión fundamental a la que se debe dar respuesta con este tipo de escalado es si los valores obtenidos experimentalmente o simulados mediante los códigos termohidráulicos son capaces de caracterizar un parámetro como puede ser la máxima temperatura de vaina o la velocidad del vapor medida en un punto concreto con una incertidumbre asumible de manera que pueda considerarse la medida como válida localmente.

Un análisis de escalado exhaustivo debe involucrar los tres niveles: macro, local y micro. En concreto, se puede decir que un sistema se ha escalado satisfactoriamente si a nivel macro y a nivel local las variables del sistema y del modelo están en relación.

Otras consideraciones a tener en cuenta son: (1) la posibilidad de que los valores de los parámetros del modelo a gran escala puedan ser desconocidos y, por lo tanto, no se tengan datos con los que comparar los resultados fruto del estudio de escalado y (2) que no

exista un teorema o un principio que permita atribuir el calificativo de adecuado para los datos calculados a escala reducida y que deben ser extrapolados, lo que contribuye a la controversia anteriormente mencionada.

A la vista de todos estos argumentos, se puede entender el hecho de que el escalado sea, a priori, un tema cuestionable y, por tanto, aceptar la conclusión que se obtiene del artículo de Ishii et al., (1998) según el cual el diseño de una instalación experimental no puede satisfacer completamente todos los requerimientos del escalado. Las diferencias entre el modelo y el prototipo son inevitables y se deben principalmente a las dificultades para fijar el criterio de escalado a nivel local y a la falta de conocimiento sobre la fenomenología que se produce a dicho nivel.

Asumiendo la existencia de diferencias entre la instalación experimental y el prototipo, que pueden ser debidas tanto al criterio de diseño como a los factores de escalado, los diseñadores de dichas instalaciones deben actuar para minimizar estas posibles diferencias sin repercutir otros factores de diseño y teniendo en mente que el principal objetivo de las ITFs es la validación de los códigos termohidráulicos.

En este marco, se puede decir que:

- La interpretación más habitual para estas diferencias es que los parámetros adimensionales son similares entre la instalación experimental y el prototipo y, por tanto, se reproduce la misma fenomenología en ambos casos. Otras interpretaciones podrían ser: 1) las diferencias entre la instalación experimental y el prototipo son grandes y no existe un intervalo de valores que justifique la aceptación o el rechazo de las diferencias y 2) los factores adimensionales son irrelevantes durante el transitorio si se reproduce la misma fenomenología en la instalación experimental y el prototipo (Banerjee et al., 1998).
- Los factores de diseño de la Tabla 2.8 deben aplicarse y se han aplicado para el diseño de las instalaciones experimentales. Sin embargo, los factores de escalado de la Tabla 2.10 y la Tabla 2.11 se pueden aplicar para el diseño de determinadas zonas de los componentes de la instalación pero sin entrar en conflicto con los factores anteriores y teniendo en cuenta las limitaciones de diseño respecto al diámetro hidráulico y las caídas de presión (Tabla 2.8 nº 6 y 13, respectivamente).
- Los resultados de escalado aún con diferencias entre la instalación y el prototipo tienen un uso práctico, puesto que no hay disponible ningún criterio por el que las diferencias en el escalado se puedan considerar como aceptables o no.
- La frase de que los parámetros adimensionales son similares entre la instalación experimental y el prototipo sólo se puede conseguir con códigos capaces de simular el escenario en el prototipo.

Con esto las conclusiones que se obtienen son:

- La similitud entre la instalación experimental y el prototipo puede ser evaluada en base a la utilización de códigos termohidráulicos y, por tanto, estos códigos deben ser capaces de reproducir el prototipo. Para ello se debe comprobar que el código reproduce adecuadamente los escenarios en diferentes modelos escalados que se diseñan de acuerdo al criterio de la Tabla 2.8 y comprobar que los criterios de la Tabla 2.10 y la Tabla 2.11 forman parte de la estructura del código o se pueden obtener a partir de las ecuaciones que conforman la metodología de cálculo del código.

Wulff (1996) también expuso que una similitud completa entre prototipo y modelo es físicamente imposible porque el gran número de requisitos que implica el escalado no se puede cumplir al mismo tiempo en dos sistemas con diferentes áreas y volúmenes, ya que se producen conflictos en algunos de los factores de diseño de la Tabla 2.8. Por lo tanto, se obtiene que el escalado debe realizarse durante el diseño conceptual inicial de los experimentos para evitar que su utilidad se limite tras una posterior cuantificación de las diferencias inevitables entre la instalación experimental y el prototipo.

Durante las últimas dos décadas (1990s y 2000s), las numerosas contribuciones en la materia han hecho posible encontrar soluciones al problema del escalado y convertirlo en una herramienta importante para el diseño de reactores avanzados. Así, se han desarrollado nuevas instalaciones experimentales como PMK en Hungría, PACTEL en Finlandia y PSB en Rusia que simulan reactores VVER o las instalaciones IIST en Taiwan y ATLAS en Corea del Sur. O simplemente, las instalaciones existentes que simulan reactores PWR o BWR (como SPES, LSTF y PIPER-ONE) se han modificado para simular experimentos relevantes en los reactores de nueva generación.

Ante las numerosas contribuciones realizadas a la metodología del escalado, cabe mencionar la edición especial de la revista *Nuclear Energy and Design (J. NED Special Issue)* del año 1998, la cual está exclusivamente dedicada al tema del escalado, así como también el trabajo realizado por la Universidad de Pisa (UNIPI) donde entre muchos trabajos relacionados con esta materia se encuentra un estado del arte muy completo del escalado de los sistemas termohidráulicos de un reactor nuclear (D'Auria y Galassi, 2010).

También en este punto se debe mencionar el trabajo realizado durante los últimos años por el grupo de investigación ANT - *Advanced Nuclear Technologies* de la Universitat Politècnica de Catalunya desarrollando una metodología denominada “UPC *scaling-up*” (Martínez-Quiroga y Reventós, 2014; Martínez-Quiroga et al., 2014) que contribuye a cualificar las nodalizaciones de las centrales nucleares por medio del análisis de la metodología de escalado y teniendo en cuenta toda la experiencia adquirida a través del análisis posterior de los experimentos realizados en las instalaciones experimentales. Dicha metodología es un procedimiento sistemático basado en la extrapolación de los datos

obtenidos en las simulaciones de experimentos realizados en las instalaciones experimentales y se sustenta en tres pilares: el juicio selectivo de los transitorios experimentales a analizar, la garantía absoluta de la calidad de sus simulaciones y la simplicidad a la hora de justificar las discrepancias que surjan entre la instalación y los transitorios equivalentes en la central nuclear.

Los principales factores que afectan al escalado de los experimentos realizados en instalaciones son el criterio de escalado utilizado para obtener dicha instalación y las diferencias de configuración entre la instalación y la central nuclear. Para analizar ambos factores, en dicha metodología se aplican dos conceptos nuevos: nodalizaciones “*Scaled-up*” y nodalizaciones “híbridas”. El primero se utiliza para analizar el efecto del criterio de escalado, que se utiliza para obtener la instalación experimental, en los resultados del experimento. El segundo ayuda a determinar cómo se modifican los resultados a consecuencia de las diferencias en el diseño.

La metodología “UPC *scaling-up*” se divide en cinco pasos que consisten en: 1) Identificar el escenario específico que se quiere reproducir realizando una matriz que relacione los experimentos realizados en las instalaciones con la fenomenología involucrada en dicho escenario. 2) Validar las nodalizaciones y los experimentos seleccionados en la matriz realizada en el paso anterior. 3) Realizar un primer cálculo con la nodalización de la central nuclear. 4) Analizar y establecer los efectos del escalado y los efectos del diseño. 5) Realizar una opinión de expertos comparando los resultados del paso 3 y las conclusiones del paso 4. Si los resultados son inconsistentes, el analista debe mejorar la nodalización. Si por el contrario, los resultados son consistentes con los cálculos experimentales, el análisis del escalado y del efecto de diseño, la nodalización se puede considerar como cualificada.

Actualmente, dicha metodología se ha aplicado para reproducir los experimentos *counterpart* realizados en el marco de los proyectos OECD/NEA ROSA-2 y PKL-2 (Martínez-Quiroga y Reventós, 2014; Martínez-Quiroga et al., 2014) demostrando que los fenómenos seleccionados son escalables y sus discrepancias se pueden explicar si se analizan de forma pormenorizada las diferencias tanto en la escala como en el diseño.

En este marco, la presente Tesis desarrolla una metodología aplicada al escalado que aporta resultados aplicables a la validación y verificación de los códigos termohidráulicos, en concreto del código TRACE5.

Los resultados obtenidos aportan experiencias y conclusiones respecto al escalado de una serie de experimentos a un modelo de planta real, lo que permite analizar la capacidad del código TRACE5 en reproducir a escala real la fenomenología que ocurre a pequeña escala. Dichos experimentos se basan en accidentes tipo SBLOCA realizados dentro del Proyecto OECD/NEA ROSA en la instalación experimental *Large Scale Test Facility* (LSTF) y de los que se disponen datos experimentales.

El modelo escalado se obtiene aplicando la metodología de escalado volumétrico a partir de un modelo de TRACE5 de LSTF desarrollado y validado previamente mediante la

comparación de los resultados de simulación con los resultados experimentales disponibles.

También se ha reproducido el experimento *counterpart* de los Proyectos OECD/NEA ROSA-2 y OECD/NEA PKL-2 que es común a las instalaciones LSTF y PKL y permite profundizar más en el efecto del escalado y la tecnología sobre los resultados de simulación obtenidos con TRACE5, ya que ambas instalaciones tienen diferentes condiciones de diseño y operación.

Con los resultados obtenidos se demuestra que a pesar de que existan algunas diferencias entre el comportamiento de la instalación a pequeña escala y el modelo escalado la fenomenología se reproduce de manera similar como se va a observar en la presente Tesis. Además, se han encontrado puntos a tener en cuenta por los desarrolladores del código TRACE5 respecto alguno de los modelos especiales disponibles para una mejor reproducción de determinados fenómenos.

Capítulo 3: Instalaciones experimentales

3.1. Introducción

La base de los conocimientos adquiridos y de todos los logros conseguidos en los estudios sobre la metodología de escalado presentados en el Capítulo del Estado del Arte son los datos experimentales obtenidos tras la operación de diferentes instalaciones experimentales o *Integral Test Facilities* (ITF). De ahí que en el presente Capítulo se realice una breve descripción de algunas de estas instalaciones y se haga más hincapié en las instalaciones *Large Scale Test Facility* (LSTF) y *Primärkreislauf Versuchsanlage* (PKL) ya que son las que se utilizan en la presente Tesis.

Las instalaciones ITF, diseñadas y construidas a pequeña escala, se diferencian entre ellas en el criterio de diseño escogido para reproducir la central nuclear de referencia que representan. Así, atendiendo a dicho criterio se tienen los siguientes tipos de instalaciones:

- **Instalaciones *Reduced-Height, Reduced-Pressure* (RHRP)**, en estas instalaciones se reducen tanto la altura como la presión de la central de referencia. Son de este tipo de instalaciones la instalación de la *University of Maryland at College Park* (UMCP) (Sallet, 1984), la instalación del *Stafford Research Institute* (SRI) (Larson, 1987) y la instalación del *Institute of Nuclear Energy Research* (INER) *Integral System Test* (IIST) (Lee, et al., 1991).

- **Instalaciones Full-Height, Reduced-Pressure (FHRP)**, en estas instalaciones la presión se reduce en comparación con la central de referencia pero se mantiene la misma altura. Dentro de este tipo de instalaciones se encuentra la instalación *Primärkreislauf-Versuchsanlage* (PKL) (Brand, et al., 1988).
- **Instalaciones Full-Height, Full-Pressure (FHFP)**, en este tipo de instalaciones se mantiene la altura y la presión de la central de referencia. Es el caso de las instalaciones *Loss-Of-Fluid Test* (LOFT) (Modro, et al., 1989), *Semiscale* (Larson y Loomis, 1988), *Multiple Loop Integral System* (MIST) (Babcock y Wilcox, 1983), *LWR Off-normal Behaviour Investigation* (LOBI) (Addabbo y Annunziato, 2012), *BETHSY* (CENG, 1990), *Simulatore PWR per Esperienze di Sicurezza* (SPES) (Kovtonuyk, et al., 2011) y *Large Scale Test Facility* (LSTF) (ROSA-V Group, 2003).

A continuación, se van a resumir las principales características de diseño y potencia de cada una de las instalaciones citadas.

3.1.1. Instalaciones Reduced-Height, Reduced-Pressure

La instalación UMCP simula un reactor *Babcock and Wilcox* (B&W) 177-FA (*Fuel Assembly*) a escala volumétrica 1/500. La Figura 3.1 muestra un esquema de dicha instalación.

Una de las principales consideraciones a la hora del diseño de la instalación UMCP fue el espacio que se disponía en el laboratorio de la universidad de *Maryland*, especialmente respecto a la altura. Teniendo en cuenta estas limitaciones y las consideraciones de seguridad, la instalación es de altura y presión reducida.

La instalación consta de una vasija con un *downcomer* interno, un presionador, dos ramas calientes, dos simuladores de generadores de vapor de paso único (*Once Through Steam Generator*), OTSG. La máxima potencia de la instalación está limitada a 203 kW y la máxima presión de trabajo a 2.07 MPa. Las limitaciones respecto a la altura llevaron a escalar las longitudes verticales con una relación 1/4.4. Para el área de paso se utilizó una escala arbitraria de 1/112 con la que se mantenía la relación de volumen 1/500. La limitación de baja presión y la selección arbitraria de las escalas para la longitud y el diámetro indican que la instalación UMCP fue diseñada y escalada según el criterio de Ishii.

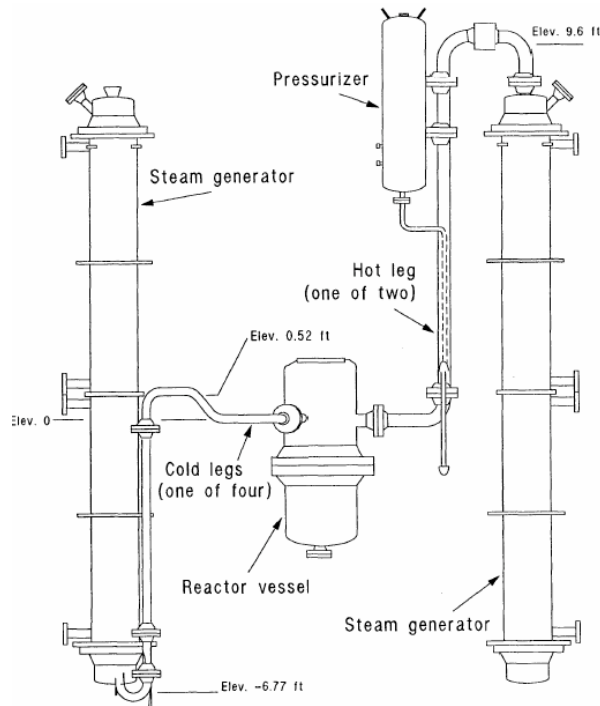


Figura 3.1 Esquema de la instalación experimental UMCP (Fuente: Larson, 1987)

La instalación SRI consiste en una vasija con un *downcomer* interno, un presionador, dos ramas calientes, dos intercambiadores de calor de 48 tubos contracorriente modificados para simular dos OTSG, cuatro ramas frías y cuatro bombas de circulación de refrigerante. La Figura 3.2 muestra un esquema de dicha instalación.

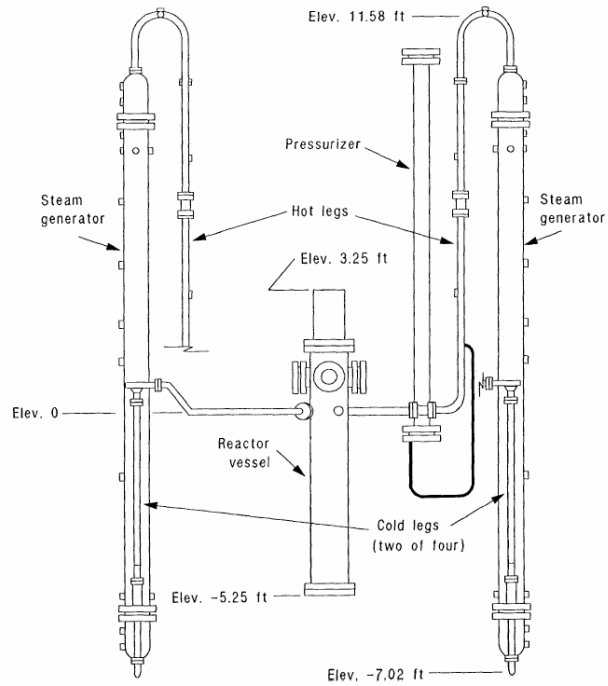


Figura 3.2 Esquema de la instalación experimental SRI (Fuente: Larson, 1987)

En el núcleo de la vasija, 18 varillas son las que se encargan de proporcionar 88 kW al fluido. Volumétricamente, la instalación SRI está diseñada a escala 1/1700 a partir de la central de referencia que es también un reactor B&W 177-FA. La altura de la instalación está reducida en comparación con su central de referencia y la máxima presión de operación es de 0.69 MPa.

La instalación IIST simula un reactor PWR Westinghouse de tres lazos a escala 1/400, concretamente representa la central nuclear de Maanshan de 2775 MWt. En la Figura 3.3 se muestra dicha instalación de manera esquemática.

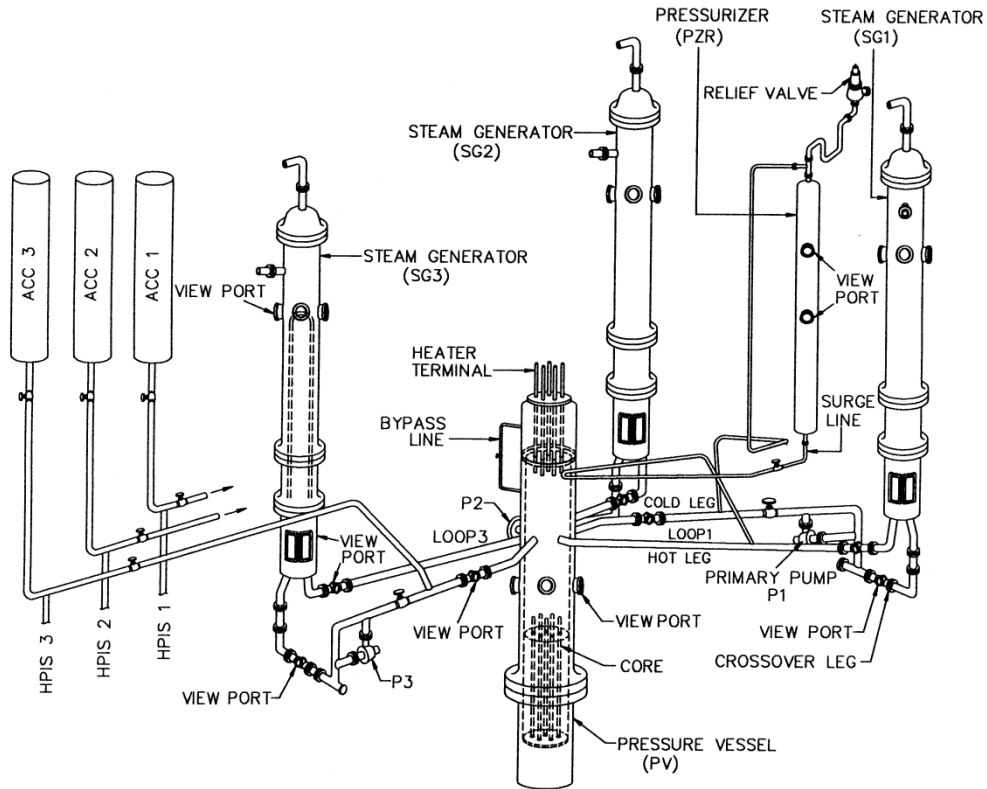


Figura 3.3 Esquema de la instalación experimental IIST del INER (Fuente: Wang et al., 2011)

La instalación incorpora los principales componentes de los circuitos de refrigeración primario y secundario y está diseñada para reproducir el mismo comportamiento del sistema prototipo ante un accidente o en condiciones anómalas de operación dentro de las limitaciones generales de los criterios de escalado. El circuito de refrigeración primario de la instalación IIST opera a una presión de 2.1 MPa. La relación de altura entre dicha instalación y el prototipo es de 1/4 para preservar la fricción del flujo mientras se produce circulación natural en el transitorio. La potencia máxima del núcleo es de 450 kW, que se corresponde con el 6.5 % de la potencia volumétricamente escalada 1/400 del prototipo.

3.1.2. Instalaciones Full-Height, Reduced-Pressure

Respecto a las instalaciones en las que se reduce la presión pero se mantiene la misma altura que la central de referencia se encuentra la instalación PKL que reproduce un reactor PWR Siemens KWU pre-Konvoi a escala 1/145. La planta de referencia de la instalación PKL es la central Philippsburg II de 1300 MW. La instalación reproduce el sistema primario completo y la mayor parte del sistema secundario (excepto la turbina y el condensador) de la planta de referencia como se puede observar en la Figura 3.4. La presión de trabajo de la instalación PKL se limita a 4.5 MPa en el sistema primario y a 5.6 MPa en el secundario.

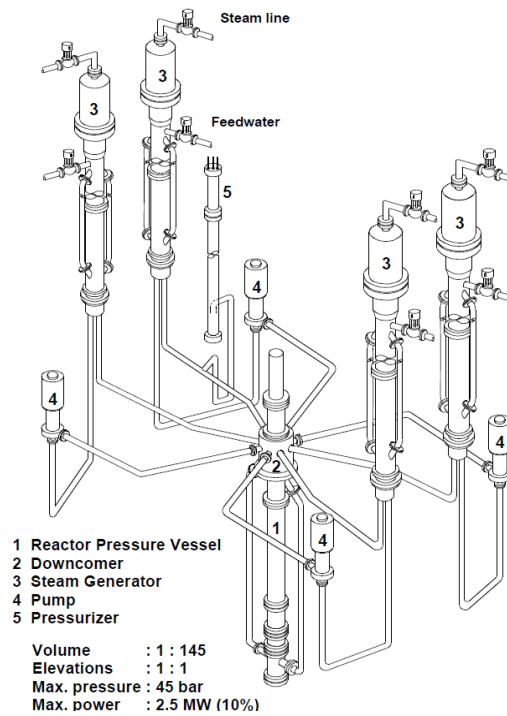


Figura 3.4 Esquema de la instalación experimental PKL (Fuente: AREVA, 2007)

3.1.3. Instalaciones Full-Height, Full-Pressure

De entre las instalaciones en las que se mantiene la misma presión y altura que en la central de referencia se encuentra la instalación LOFT, que simula un reactor PWR de 4 lazos y una potencia máxima de 50 MWt. El diseño se realizó según el escalado volumétrico poniendo especial atención en conservar el tiempo en el purgado, el relleno y en los cambios de fase que se producen durante un SBLOCA. El reactor de referencia es el reactor Trojan de 4 lazos y diseño Westinghouse. La Figura 3.5 muestra un esquema de dicha instalación.

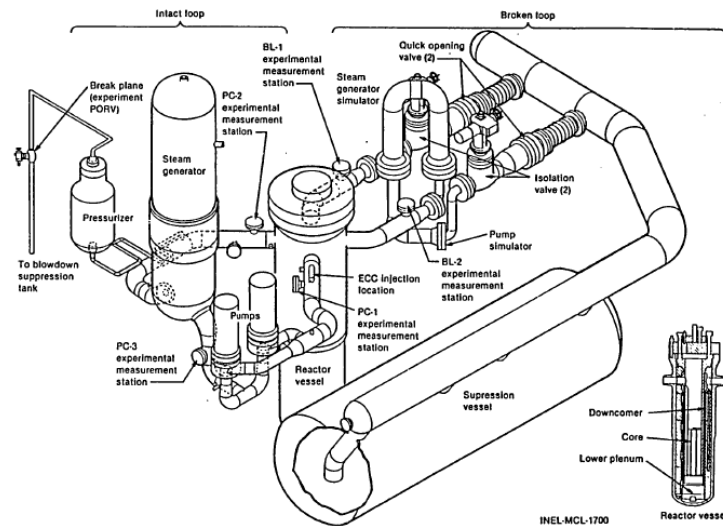


Figura 3.5 Esquema de la instalación experimental LOFT (Fuente: Fell y Modro, 1990)

Otra es la instalación *Semiscale*, que originalmente se obtuvo reduciendo la escala de la instalación experimental LOFT (*Semiscale Mod-1*). Sin embargo, esta instalación con el tiempo sufrió varias modificaciones fruto de las lecciones aprendidas tras la realización de diversos experimentos dando lugar a nuevas instalaciones: *Semiscale Mod-3*, *Mod-2A*, *Mod-2B* y *Mod-2C*. Todas estas instalaciones están reproduciendo un reactor PWR tipo Westinghouse de 4 lazos y 3411 MWt a escala 1/1700 y su potencia máxima está limitada a 2 MW. El sistema de refrigeración primario consiste en una vasija a presión, dos lazos de circulación para el refrigerante con una relación 1/3 y los sistemas ECCS (acumuladores, HPI y LPI). Un esquema de la instalación *Semiscale Mod-1* se muestra en la Figura 3.6.

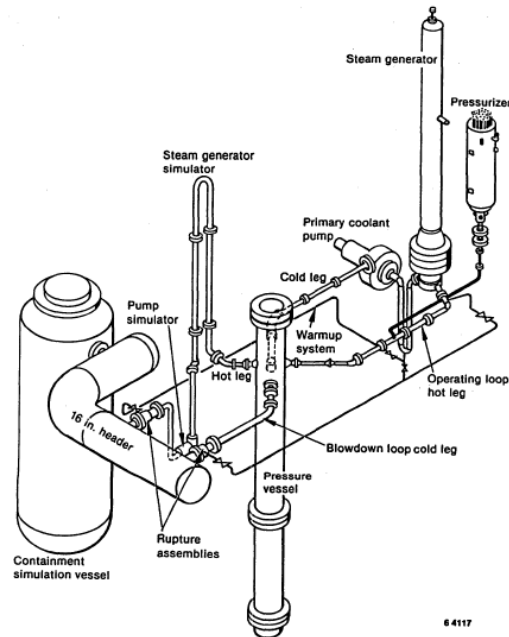


Figura 3.6 Esquema de la instalación experimental *Semiscale Mod-1* (Fuente: Division of Systems Research, 1988)

La instalación MIST fue diseñada de acuerdo al criterio de escalado volumétrico a escala 1/817 para simular un reactor B&W 177-FA de 2 x 4 lazos. La instalación consiste en una vasija con un *downcomer* externo, un presionador, 2 ramas calientes, 2 generadores de vapor de paso único (OTSG) de 19 tubos, 4 ramas frías y 4 bombas de refrigerante.

La vasija contiene 49 varillas en el reactor que consisten en 45 varillas calentadas eléctricamente y 4 que simulan los tubos guía. Cuatro válvulas de ventilación externa conectan el *upper plenum* con la parte superior del *downcomer* para simular las válvulas de ventilación internas de la vasija de un reactor B&W. La potencia de la instalación está limitada al 10 % de la potencia escalada que es, aproximadamente, 330 kW y la presión de trabajo es de 15.5 MPa. La Figura 3.7 muestra un esquema de dicha instalación.

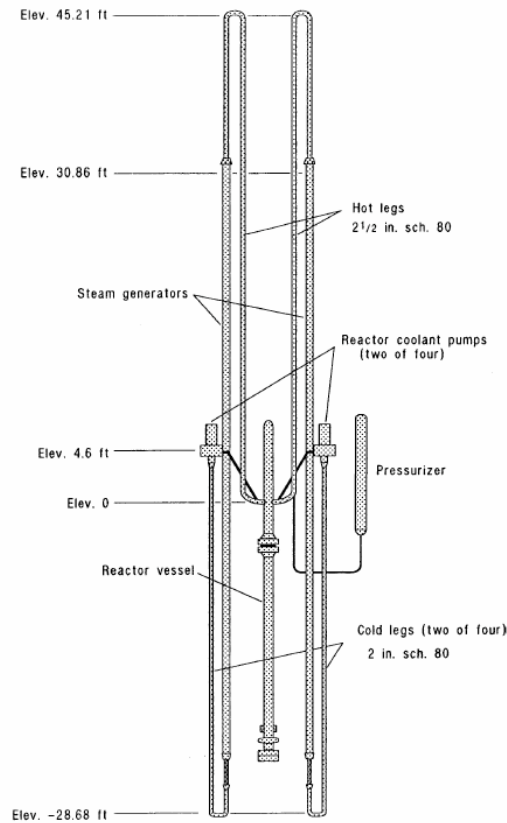


Figura 3.7 Instalación experimental MIST (Fuente: Larson, 1987)

La instalación LOBI es un modelo de un reactor PWR de cuatro lazos a escala 1/700 y dos lazos, como se puede observar en la Figura 3.8 que muestra un esquema de dicha instalación. La potencia nominal de la instalación LOBI es de 5.3 MW. El lazo intacto de la instalación representa tres lazos del reactor de referencia, mientras que el lazo donde se produce la rotura simula el cuarto de los lazos del reactor de referencia.

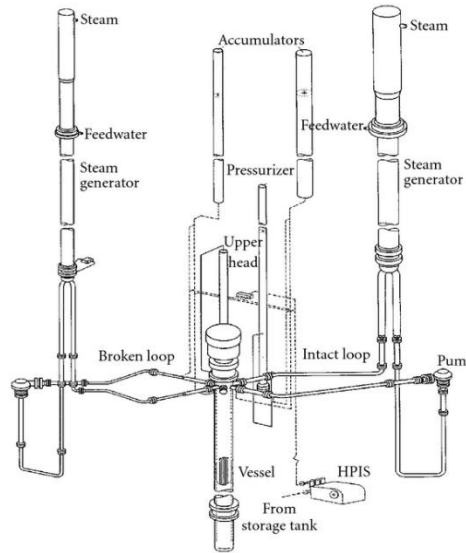


Figura 3.8 Instalación experimental LOBI (Addabbo y Annunziato, 2012)

La instalación BETHSY representa un reactor PWR de 3 lazos a escala 1/100, como se muestra en la Figura 3.9. Los tres lazos del sistema de refrigerante de la instalación son idénticos entre sí y contienen un generador de vapor de la misma altura que la central de referencia y las bombas escaladas. El núcleo se calienta eléctricamente con 419 varillas capaces de simular los 3 MW máximos de potencia, que se corresponden con el 10 % de la potencia escalada de la central de referencia. En esta instalación la vasija consta de una tubería exterior para simular el *downcomer*.

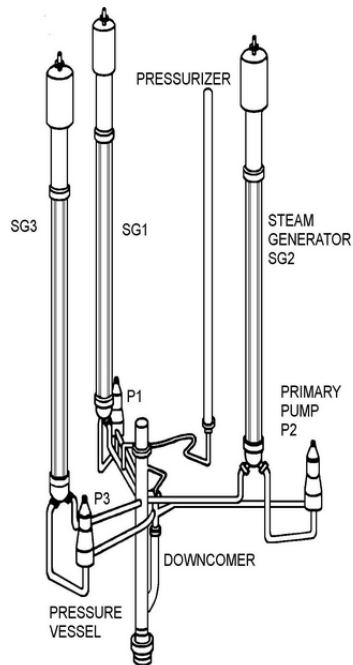


Figura 3.9 Instalación experimental BETHSY (Fuente: Bandini et al., 2006)

El Simulatore PWR per Esperienze di Sicurezza (SPES) es una instalación experimental de tres lazos a escala 1/427 del reactor PWR-PUN (*Italian Standard Nuclear power plant*) tipo Westinghouse de tres lazos y 2775 MWt de potencia. La instalación reproduce los tres lazos primarios completos, los principales componentes del sistema secundario (generadores de vapor, líneas de agua de alimentación, válvulas de aislamiento, líneas de vapor y válvula de parada de turbina), los sistemas auxiliares de agua de alimentación y los principales sistemas de emergencia (acumuladores, HPI, LPI y acumuladores).

La presión de diseño es de 20 MPa y la potencia nominal de 6.5 MW. La altura de todos los componentes es la misma que en la planta nuclear excepto para el presionador que es más pequeño para mantener la relación del escalado volumétrico y un área de paso aceptable al mismo tiempo. En la Figura 3.10 se observa el esquema de la instalación SPES.

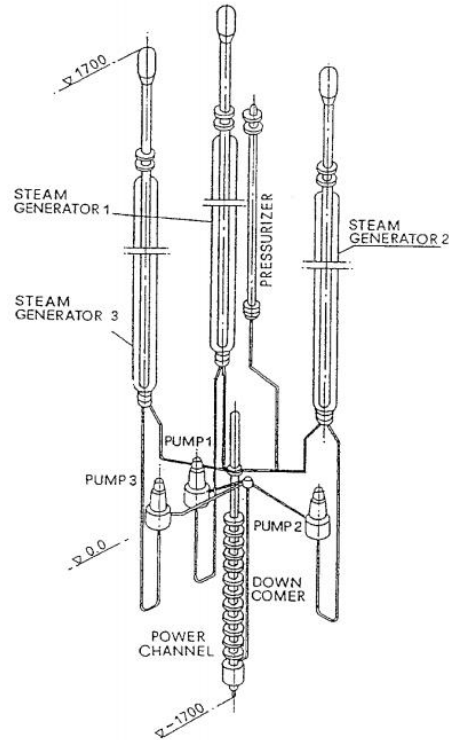


Figura 3.10 Instalación experimental SPES (Fuente: Kovtonyuk et al., 2011)

La instalación LSTF reproduce a escala volumétrica 1/48 la unidad II de la central nuclear de Tsuruga que es un reactor tipo PWR de diseño Westinghouse y 4 lazos. La instalación consta de dos lazos en los que se mantiene la misma presión y altura que en la central de referencia. La máxima potencia nominal es de 10 MW, que se corresponde con el 14 % de la potencia de la central de referencia escalada. La Figura 3.11 muestra un esquema de la instalación LSTF.

A modo de resumen, la Tabla 3.1 y la Tabla 3.2 muestran las principales características de todas las instalaciones experimentales que se han comentado en este apartado de la Tesis. La Tabla 3.1 muestra las instalaciones RHRP (UMCP e IIST) y la instalación FHRP (PKL), mientras que las principales características de las instalaciones FHFP (LOFT, Semiscale, MIST, LOBI, BETHSY, SPES y LSTF) se muestran en la Tabla 3.2.

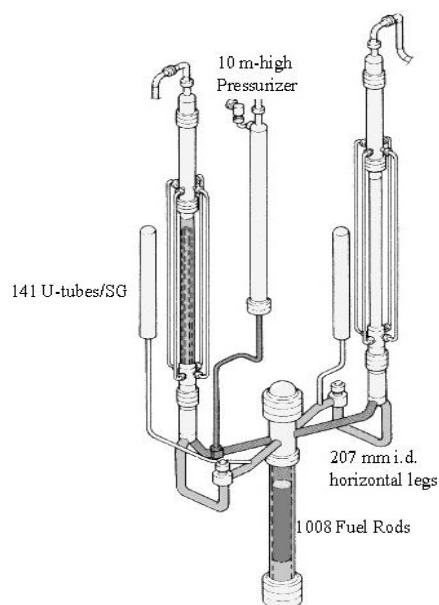


Figura 3.11 Instalación experimental LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003)

Tabla 3.1 Instalaciones experimentales RHRP y FHRP

Parámetro	UMCP	SRI	IIST	PKL
Prototipo	B&W 177-FA	B&W 177-FA	Westinghouse PWR	Siemens PWR
Nº lazos prototipo	2 x 4	2 x 4	3	4
Potencia del prototipo (MWt)	2700	2700	2775	3765
Kv	1/500	1/1700	1/400	1/145
Nº lazos ITF	2 x 4	2 x 4	3	4
Potencia ITF (MWt)	0.203	0.088	0.450	2.512
Volumen ITF (m ³)	0.6	0.4	0.630	3.282
Presión del presionador (MPa)	2.07	0.69	2.1	4.5
Presión sistema secundario (MPa)				5.6

Tabla 3.2 Instalaciones experimentales FHFP

Parámetro	LOFT	Semiscale	MIST	LOBI
Prototipo	Trojan PWR	Westinghouse PWR	B&W 177-FA	KWU PWR
Nº lazos prototipo	4	4	2 x 4	4
Potencia del prototipo (MWt)	3000	3411	2700	1300
Kv	1/50	1/1700	1/817	1/712
Nº lazos ITF		4	2 x 4	2
Potencia ITF (MWt)	50	2	0.330	5.28
Volumen ITF (m ³)			0.57	0.648
Presión del presionador (MPa)	15.5	17.2	15.5	15.7
Presión sistema secundario (MPa)				6.94

Parámetro	BETHSY	SPES	LSTF
Prototipo	FRAMATOME PWR	Westinghouse PWR	Westinghouse PWR
Nº lazos prototipo	3	3	4
Potencia del prototipo (MWt)	2775	2775	3423
Kv	1/100	1/427	1/48
Nº lazos ITF	3	3	2
Potencia ITF (MWt)	2.86	6.49	10.0
Volumen ITF (m ³)	2.88	0.624	7.952
Presión del presionador (MPa)	15.5	15.5	15.55
Presión sistema secundario (MPa)	6.84	6.94	7.0

La Tabla 3.3 muestra un resumen de los principales objetivos de diseño de cada una de las instalaciones descritas en la presente Tesis.

Tabla 3.3 Resumen de los principales objetivos de diseño de las ITF

Instalación	- Objetivos de los experimentos
Semiscale	- SBLOCA con inyección en el <i>upper head</i> - Efecto del gas no condensable - Sistemas de refrigeración de Emergencia del núcleo (ECCS)
LOFT	- Respuesta de los componentes y del sistema durante LOCA - Actuación del ECCS - Investigación de eventos inesperados
UMCP	- SBLOCA, circulación natural - Separación de fases
MIST	- SBLOCA, circulación natural - Separación de fases
SRI	- SBLOCA, circulación natural - Separación de fases
LSTF	- Simular la fenomenología termohidráulica típica de SBLOCA y transitorios operacionales - Refrigeración a largo término por circulación natural - Técnicas de recuperación de planta en condiciones accidentales (Procedimientos de operación en caso de emergencia, EOP; Programa de gestión de accidentes, AMP) - Creación de una base de datos para la evaluación de códigos
BETHSY	- SBLOCA, circulación natural, asimetría de lazos - Reflujo en LBLOCA - Desarrollo del código CATHARE
PKL	- Rellenado y reflujo en un LOCA - Accidentes más allá de la base de diseño (Pérdida total del agua de alimentación) - AMP
LOBI	- SBLOCA, transitorios especiales (<i>blackout</i> , circulación natural, experimentos actuación SG, etc.) - Procedimientos de recuperación - Estrategias de gestión de accidentes (AMS)
SPES	- SBLOCA, SGTR, SLB, ADS, Transitorios, ATWS
IIST	- EOP, PCCS para APWR

La Figura 3.12 muestra una comparación de las principales instalaciones nombradas en este apartado, en función de la presión de trabajo, el diámetro de la vasija (RPV), el hueco del *downcomer* y de la altura total de la instalación.

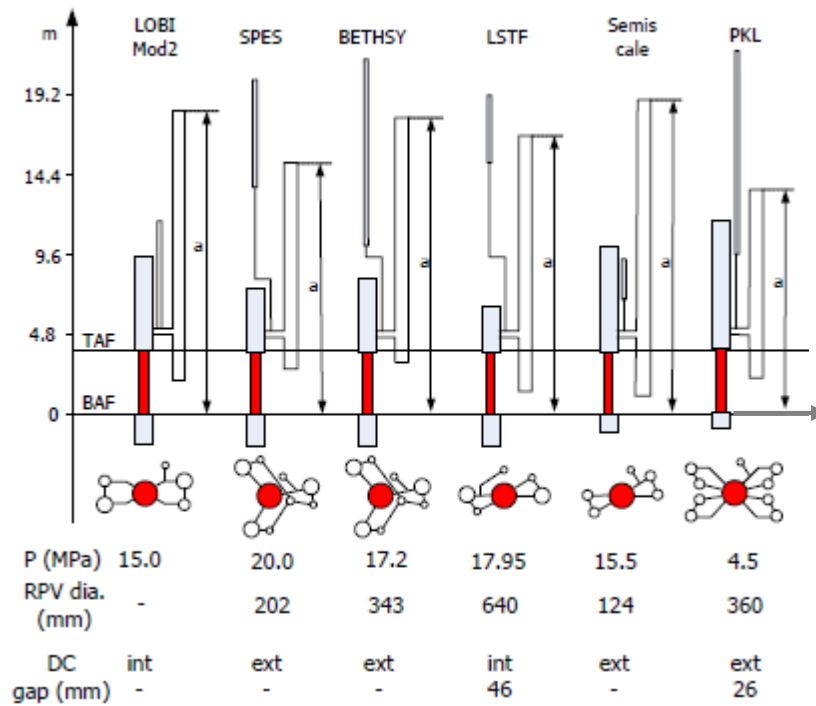


Figura 3.12 Comparación de las principales instalaciones experimentales (Fuente: Bovolini et al., 1993)

De entre todas estas instalaciones, las más importantes para esta Tesis son LSTF y PKL ya que son la que se utilizan en los Proyectos OECD/NEA ROSA, OECD/NEA ROSA-2 y OECD/NEA PKL en cuyas series experimentales se basa la presente Tesis.

3.2. La instalación experimental LSTF

La instalación experimental *Large Scale Test Facility* (LSTF) reproduce la unidad II de la central nuclear de Tsuruga operada por JAEA que consiste en una central nuclear PWR tipo *Westinghouse* de cuatro lazos y 3423 MW térmicos de potencia (ROSA-V Group, 2003).

La instalación LSTF tiene 2 lazos que representan los 4 lazos de la central de referencia manteniendo la misma altura y presión de trabajo. Esta configuración se denomina “*Full-Height, Full-Pressure*”. La instalación LSTF está diseñada de manera que es capaz de reproducir de manera bastante exacta a la realidad los fenómenos termohidráulicos que tienen lugar en la central nuclear que representa. La instalación está diseñada con las siguientes características:

- Lazos: Dos lazos en lugar de los cuatro lazos de la central de referencia escalados 1/24.
- Alturas: Iguales a las de la central de referencia.
- Volúmenes: Escalados 1:48.
- Áreas de paso: Las áreas de las ramas caliente y fría mantienen la relación L/\sqrt{D} igual que en la central de referencia con el objetivo de reproducir los fenómenos termohidráulicos de manera exacta.
- Potencia: La máxima potencia de la instalación LSTF es 10 MW térmicos, la cual corresponde al 14 % de la potencia nominal de la central de Tsuruga volumétricamente escalada a pequeña escala.
- Combustible: La reacción nuclear de fisión es sustituida por resistencias eléctricas.
- Disposición del combustible: El número de barras de combustible está escalado en la proporción 1:48. Lo que equivale a 1008 barras de combustible o resistencias térmicas.
- Presión: Igual a la central de referencia.
- Flujos máxicos: Escalados en la proporción volumétrica 1:48.

En la Figura 3.13 se muestra un esquema general de la instalación, donde se pueden ver los dos lazos (A y B) y sus componentes. Cada uno de los dos lazos consta de la rama caliente, la rama fría, los tubos en U y la bomba principal. En el lazo A se conecta un presionador a la rama caliente para controlar la presión del sistema primario. La característica más importante del sistema primario es que el refrigerante se mantiene en estado líquido debido a la elevada presión de trabajo.

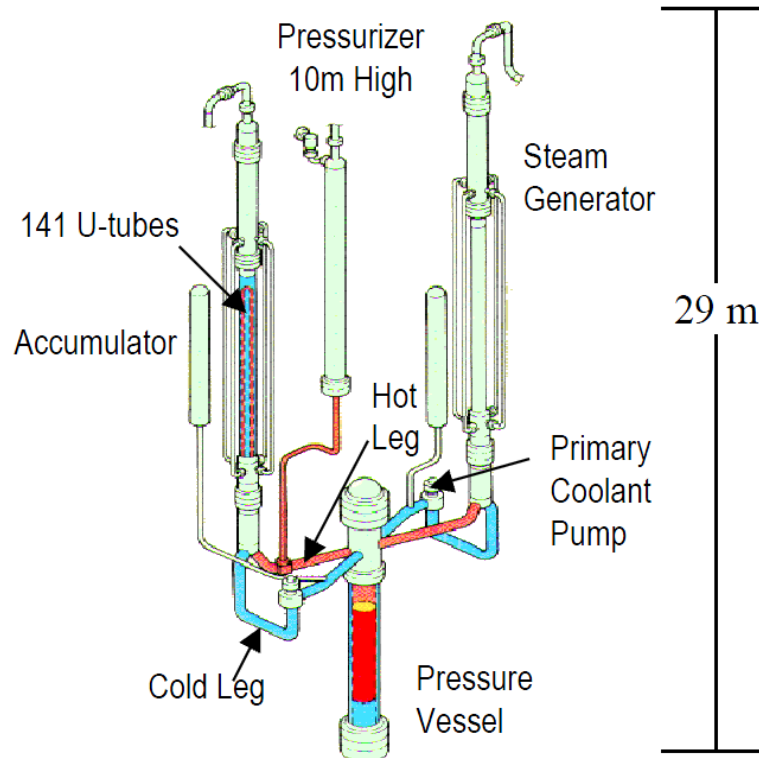


Figura 3.13 Vista general de la instalación LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003)

El sistema secundario consta de dos generadores de vapor (SG), que se encargan de transmitir el calor procedente de los tubos en U del sistema primario. El agua que circula por el interior de los generadores de vapor, suministrada por el sistema de agua de alimentación principal o *Main Feedwater* (MFW), se evapora tras el intercambio de calor. El vapor producido en estos generadores de vapor circula por las líneas de vapor hacia un condensador, cerrando el ciclo. Este vapor condensado es bombeado de nuevo por las bombas del MFW. En una central PWR real, el vapor se utilizaría para impulsar una turbina empleando la alta entalpía generada para proporcionar energía mecánica, que posteriormente se convertirá en energía eléctrica.

A modo general, el funcionamiento de la instalación, al igual que en un reactor PWR, es el siguiente: En la vasija, las resistencias producen la potencia en forma de calor. El calor generado en el núcleo se transmite al agua del primario que actúa de refrigerante del mismo. Ésta circula por la rama caliente a la salida del núcleo y llega a los tubos en U

donde transmite la energía térmica al sistema secundario. A la salida de los tubos en U, el agua se impulsa de nuevo a la vasija a través de las ramas frías mediante el uso de las bombas centrífugas. Las ramas frías son la entrada del refrigerante al núcleo, mientras que las ramas caliente son la salida de éste.

3.2.1. Sistema primario LSTF

El sistema primario de la instalación LSTF está compuesto por la vasija, el presionador y los dos lazos de refrigerante. Cada uno de estos lazos está compuesto por los tubos en U, la rama fría, la rama caliente y la bomba centrífuga. La función de esta parte de la instalación es producir la energía en la vasija y evacuarla mediante el refrigerante hacia el sistema secundario de manera continua. A continuación, se van a describir cada uno de los componentes del sistema primario de la instalación LSTF.

3.2.1.1. Vasija LSTF

En la vasija se produce la generación de potencia de la instalación LSTF mediante el uso de resistencias eléctricas. La vasija puede dividirse en cinco regiones, como se observa en la Figura 3.14. La región más importante es el núcleo, donde se sitúan las resistencias eléctricas. En la parte superior del núcleo se sitúa el *upper plenum*, que contiene los tubos guía de las barras de control. Estos tubos conectan el núcleo con la parte más alta de la vasija, el *upper head*. Además, la salida y entrada del refrigerante a la vasija se produce en esta parte. La parte más inferior de la vasija es el *lower plenum*. Por último, el *down-comer* es una zona anular que rodea el núcleo y el *upper plenum*. Su función es separar el refrigerante que entra a la vasija del que sale con el objetivo de evitar la mezcla de flujos y proporcionar una adecuada circulación natural del refrigerante.

En la Figura 3.15 se observa la disposición de los elementos combustibles en una matriz de 4x4 más los 8 conjuntos alrededor de dicha matriz. Estos 24 conjuntos suman un total de 1008 resistencias eléctricas, incluyendo las 24 barras calefactadas que están equipadas para realizar medidas. Además, también se observan las 96 barras no calefactadas que también se utilizan para medir la temperatura del fluido.

Los elementos combustibles de la instalación LSTF tienen un diámetro de 9.5 mm y están compuestas por varios materiales, entre los que se encuentran: Inconel 600 (aleación de níquel-cromo) en la superficie exterior, Nicromo (NCHW-1) es el elemento que se calienta, BN y MgO actúan como materiales aislantes y Al_2O_3 en el núcleo.

En un reactor PWR, un determinado número de barras de combustible se sustituye por tubos guía para las barras de control que se utilizan para controlar la potencia y en situaciones de emergencia. Dichas barras de control no son necesarias en esta instalación ya que no se utiliza material fisil. Sin embargo, se conservan los tubos guías de estas barras debido a su importancia en la reproducción de los fenómenos transitorios. Dichos tubos guías permiten el paso del refrigerante entre el *upper head*, aislado del resto del núcleo en circunstancias normales, y el *upper plenum*, como se puede observar en la Figura 3.14. Si durante un accidente se produce vapor en la vasija, éste puede circular hacia el

upper head, o por el contrario circular del *upper head* al resto de la vasija. La presencia de este vapor puede dar lugar a diversos fenómenos como el evitar la entrada del agua de refrigeración de seguridad en el núcleo creando una barrera de vapor.

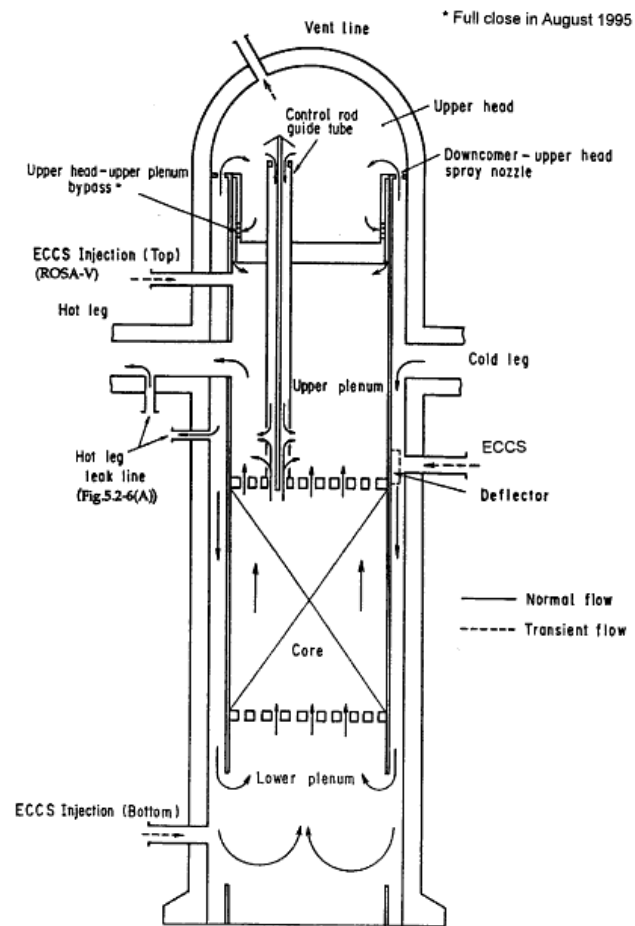


Figura 3.14 Vista general de la vasija de la instalación LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003)

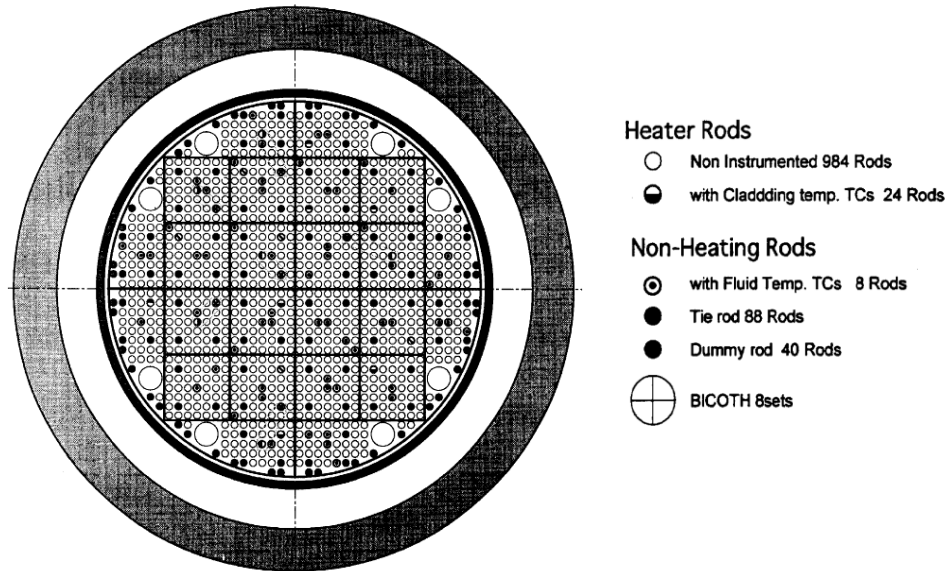


Figura 3.15 Disposición de las resistencias eléctricas en LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003)

En las resistencias de la instalación LSTF se simula el perfil de potencia axial que se observa en la Figura 3.16, donde se muestra la relación de potencia a lo largo de la longitud de la barra. Como se puede ver, la máxima potencia relativa a nivel axial se alcanza aproximadamente a media altura. Respecto al perfil de potencia radial se distinguen tres zonas dentro del núcleo y dependiendo de los factores de potencia que se utilizan se distinguen tres perfiles. La Figura 3.17 muestra los tres perfiles de potencia radial que se tiene en la instalación LSTF: Caso 1 perfil radial plano, Caso 2 para un perfil de potencia radial con un factor pico de 1.435 y el Caso 3 para el perfil de potencia radial más pronunciado con un factor pico de 1.51.

Análisis termohidráulico de la instalación LSTF/ROSA utilizando el código TRACE5. Aportaciones a la metodología de escalado.

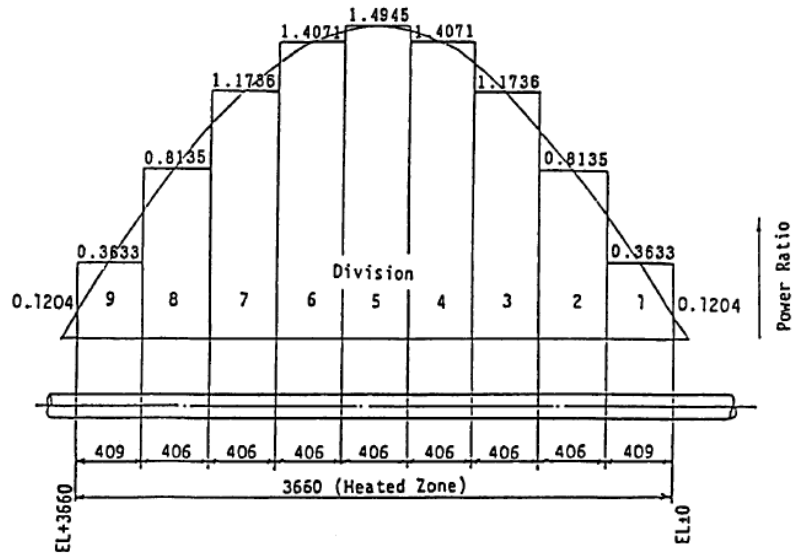
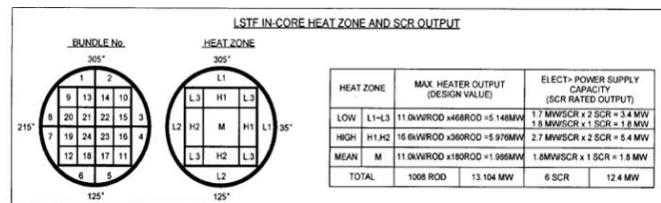


Figura 3.16 Perfil axial de potencia de las resistencias (Fuente: ROSA-V Group, 2003)



HEAT ZONE	PIECE	LSTF FUEL OUTPUT AND TRANSFORMER CAPACITY					
		CASE1	CASE2	CASE3	MAX HEATER OUTPUT		
L1	144	9.92kWRD x1.00x144 =1403kW	9.72kWRD x0.71x144 =994kW	9.69kWRD x0.66x144 =921kW	1428kW 9.92kWRD	1700kVA	2000kVA
L2	144	9.92kWRD x1.00x144 =1428kW	9.72kWRD x0.71x144 =994kW	9.69kWRD x0.66x144 =921kW	1428kW 9.92kWRD	1700kVA	2000kVA
L3	180	9.92kWRD x1.00x180 =1786kW	9.72kWRD x0.71x180 =1242kW	9.69kWRD x0.66x180 =1151kW	1786kW 9.92kWRD	1800kVA	2000kVA
H1	180	9.92kWRD x1.00x180 =1786kW	9.72kWRD x1.435x180 =2511kW	9.69kWRD x1.51x180 =2534kW	2534kW 14.632kWRD	2700kVA	3000kVA
H2	180	9.92kWRD x1.00x180 =1786kW	9.72kWRD x1.435x180 =2511kW	9.69kWRD x1.51x180 =2534kW	2534kW 14.632kWRD	2700kVA	3000kVA
M	180	9.92kWRD x1.00x180 =1786kW	9.72kWRD x1.00x180 =1750kW	9.69kWRD x1.00x180 =1746kW	1786kW 9.92kWRD	1800kVA	2000kVA
TOTAL	1008	10.000MW	10.002MW	10.055MW	11.596MW	12400kVA	14000kVA

Figura 3.17 Perfil de potencia radial (Fuente: ROSA-V Group, 2003)

3.2.1.2. Presionador LSTF

El presionador regula la presión, manteniéndola constante en el sistema primario y limita los cambios de presión en el sistema. Para ello se vale de una cierta cantidad de vapor en su parte superior. El presionador consiste en una vasija cilíndrica conectada a la rama caliente del sistema primario del lazo A.

El control de la presión se realiza mediante resistencias eléctricas situadas en el interior del presionador y mediante rociadores situados en la parte superior. Tras un aumento de la presión del sistema primario, los rociadores actúan condensando parte del vapor que se encuentra en la parte superior, disminuyendo así la presión. En caso de ser necesario aumentar la presión, las resistencias eléctricas actúan evaporando agua.

En la instalación LSTF se disponen dos grupos de resistencias:

- Las principales o *backup heaters* que se emplean para fijar el punto de trabajo del presionador en los experimentos y compensar las pérdidas térmicas de éste.
- Las de apoyo o *proportional heaters* que se usan para el control de la presión durante el funcionamiento normal del reactor.

El presionador se conecta a la rama caliente A del primario mediante una conducción llamada “surge line” y que sirve como línea de descarga. El flujo hacia el primario se controla mediante una válvula.

Además, el presionador dispone de una válvula de seguridad en su parte superior para posibles aumentos bruscos de presión, denominada *Pressure Operated Relief Valve* (PORV) que se abre cuando se supera un determinado valor de presión en el sistema primario.

3.2.1.3. Lazos de refrigerante LSTF

El recorrido que sigue el refrigerante en la vasija se puede observar en la Figura 3.14. El refrigerante entra a la vasija por la rama fría, a la altura del *upper plenum* a través del *downcomer* que impide su entrada directa al núcleo. Canalizado a través de este, se dirige hacia la parte inferior. Cuando llega al *lower plenum* se redirecciona hacia la parte superior, pasando por el núcleo, refrigerando a éste y saliendo de la vasija por la rama caliente, cuya conexión se encuentra en el *upper plenum*.

Tras la salida de la vasija, el refrigerante se dirige hacia el generador de vapor donde transmite su energía al sistema secundario tras pasar por los tubos en U. El refrigerante abandona el generador de vapor hacia la rama fría para volver al núcleo tras pasar por la bomba de refrigerante. La zona en forma de U donde se sitúa la succión de la bomba se denomina *loop seal* o sellado del lazo.

Las bombas de refrigerante se sitúan en las ramas frías, inmediatamente después del *loop seal* o sellado del lazo. Son bombas centrífugas diseñadas para reproducir los cambios

de velocidad del rotor de la misma manera que en un reactor PWR real. Así se puede reproducir el *coastdown* o el aumento de velocidad de las bombas antes de su detención que se produce en las centrales PWR en caso de fallo. Su capacidad máxima es de 0.054 m³/s, el 23 % de un reactor PWR real y el flujo en contracorriente está limitado.

3.2.2. Sistema secundario LSTF

El sistema secundario incluye los generadores de vapor, las líneas de vapor y los sistemas de agua de alimentación principal y auxiliar. Su función es la de recibir el calor del sistema primario para evaporar el agua que se encuentra dentro de los generadores de vapor.

El vapor se usa en un reactor PWR real para la generación de electricidad en la turbina. En la instalación LSTF no se ha tenido en consideración la parte correspondiente a la turbina. En los siguientes párrafos se van a explicar los componentes del sistema secundario por separado.

3.2.2.1. Generadores de vapor LSTF

Los generadores de vapor son los encargados de transmitir la energía del sistema primario al secundario, por lo tanto, son elementos que pertenecen a ambos sistemas de la instalación. Los generadores de vapor constan de los tubos en U, la vasija, el *plenum*, el *riser* y el *downcomer*, cuyas alturas son 19.840, 1.183, 17.695 y 14.101 m, respectivamente.

En el sistema primario, el refrigerante que va por la rama caliente asciende a través de los tubos en U y vuelve a descender para desembocar en la rama fría. El recorrido ascendente-descendente, con los generadores de vapor situados a una altura mayor que la vasija favorece la circulación natural del refrigerante por el sistema primario. En el sistema secundario, el agua suministrada por el sistema MFW recibe el calor de los tubos en U y se evapora. Dicho vapor circula por las líneas de vapor hacia el condensador.

El número de tubos en U en la central de referencia es de 3384 por generador de vapor, siendo 141 en la instalación LSTF. La transmisión de calor mediante un gran número de tubos maximiza la transferencia de energía debido a la mayor superficie de contacto de los tubos en U con el agua del sistema secundario. Existen nueve tipos diferentes de tubos en U dentro del generador de vapor cuya única diferencia es su altura total y, por lo tanto, la superficie de transmisión de calor. Se puede considerar que los tubos en U tienen una longitud media de 19.7 m con una altura máxima y mínima de 10.62 m y 9.156 m, respectivamente, un diámetro interior de 19.6 mm y un diámetro exterior de 25.4 mm, lo que significa que la pared tiene un espesor de 2.9 mm. Con esto se tienen unas superficies de intercambio de calor interiores y exteriores de 171 m² y 222 m², respectivamente.

Debido a que en la instalación LSTF se ha reducido a la mitad el número de lazos con respecto a la central de referencia, cada uno de los dos generadores de vapor de la instalación LSTF transfiere una tasa de calor equivalente al 1/24 de la tasa real. Es decir, cada

generador de vapor transfiere en proporción el doble de vapor que en la central de referencia de 4 lazos.

En este caso, y a diferencia de la vasija del sistema primario, el downcomer es exterior al generador de vapor. En lugar de ser un anillo interno al cuerpo del generador de vapor, son cuatro tubos externos. En un reactor PWR real los generadores de vapor si poseen un downcomer interno.

3.2.2.2. Líneas de vapor LSTF

El vapor producido en los generadores de vapor se dirige en condiciones normales hacia el condensador. Tras condensarse el vapor, se envía de nuevo a las bombas del sistema MFW. El paso del vapor hacia el condensador se controla mediante la válvula *Main Steam Isolation Valve* (MSIV). En caso de accidente, esta válvula se cierra, impidiendo la condensación del vapor. En estas condiciones, el vapor en el circuito secundario se acumula haciendo que aumente la presión. Las válvulas *Turbine Bypass Valve* (TBV) y *Relief Valve* (RV) o válvulas de alivio tienen la función de extraer el vapor del sistema secundario. La RV actúa por presión, abriéndose cuando la presión del sistema secundario supera cierto límite y volviéndose a cerrar tras alcanzar la presión adecuada, del mismo modo que trabaja la válvula PORV del presionador del sistema primario.

3.2.2.3. Sistemas de agua de alimentación LSTF

El agua de alimentación del sistema secundario se compone del sistema de inyección principal o *Main Feedwater* (MFW) y el auxiliar o *Auxiliar Feedwater* (AFW). En condiciones de funcionamiento normal, el sistema MFW inyecta agua procedente del condensador en el *downcomer* del generador de vapor. Este sistema se desconecta en caso de accidente siendo sustituido por el sistema auxiliar, de menor caudal por el menor calor que debe extraerse.

El sistema MFW bombea agua directamente desde el condensador, tras regular la temperatura mediante torres de refrigeración. Este sistema dispone de una bomba centrífuga. El sistema AFW dispone de dos bombas, que inyectan agua cada una en un generador de vapor, en el mismo punto en el que lo hace el sistema MFW. En este caso el agua proviene del tanque de almacenamiento o *Refueling Water Storage Tank* (RWST) y la temperatura de inyección está fijada por la temperatura del tanque.

3.2.3. Sistemas de inyección de seguridad LSTF

Debido al interés experimental que tiene la inyección del agua de seguridad en diversos puntos de la instalación, LSTF dispone de un complejo sistema de válvulas y conducciones que permiten la inyección de agua en hasta ocho puntos distintos de la instalación. A continuación, se van a especificar los diferentes sistemas de inyección de agua de seguridad que dispone la instalación LSTF.

3.2.3.1. Sistema de inyección de alta presión (HPI) LSTF

El sistema de inyección de alta presión (HPI) inyecta agua desde el tanque de apoyo RWST a diferentes puntos de la instalación. A diferencia de una central real, en la instalación LSTF el punto de inyección del sistema HPI puede variar entre los siguientes puntos:

- *Lower plenum.*
- *Upper plenum.*
- Ramas frías y calientes.
- Sellado del lazo o *loop seal*.

El sistema HPI es un sistema de alta presión y bajo caudal, lo que significa que es el primero en actuar en cuanto el sistema primario comienza a despresurizarse. Existen dos bombas para el funcionamiento normal del sistema HPI, una de las cuales trabaja principalmente a alta presión y la otra a media y baja presión. El caudal de inyección va aumentando conforme la despresurización del sistema crece. Además, el sistema HPI provee de agua al rociador que controla la presión de funcionamiento en el presionador.

3.2.3.2. Sistema de acumuladores LSTF

En la instalación LSTF existen dos tanques acumuladores, actuando cada uno en un lazo del sistema primario y pudiendo inyectar agua en los mismos puntos que el sistema HPI.

3.2.3.3. Sistema de inyección de baja presión (LPI) LSTF

Al igual que en el sistema HPI, la instalación LSTF está diseñada para poder inyectar el caudal del sistema LPI en diversos puntos de la instalación. El agua se bombea desde el tanque RWST mediante una sola bomba.

3.2.3.4. Sistema de evacuación de calor residual (RHR) LSTF

El sistema de evacuación de calor residual o *Residual Heat Removal (RHR)* extrae agua de las ramas calientes, la enfría y la devuelve a las ramas frías. Utiliza la misma bomba que el sistema LPI, por lo que no pueden funcionar al mismo tiempo. El agua extraída de la rama caliente se envía a un intercambiador de calor alimentado con agua de alimentación del sistema AFW.

3.2.4. Simulación de roturas LSTF

Para simular los transitorios en los que se producen roturas en los componentes de la instalación LSTF se utilizan las conocidas como *Break Unit (BU)*, que consisten en un conjunto de válvulas y toberas, tal y como se observa en la Figura 3.18. La BU se conecta al punto de la instalación donde se desea simular la rotura. En el momento en el que se desea iniciar la rotura se abre la válvula y el refrigerante sale del sistema y se almacena en un tanque de reserva. Cuando se inicia la rotura, el refrigerante pasa en primer lugar

por un medidor Venturi, luego por una serie de medidores llamados *spool piece* y por la tobera que define el tamaño de la rotura para finalmente pasar por la válvula de apertura que se sitúa al final, antes de la entrada al tanque de almacenamiento.

En la instalación LSTF se pueden simular roturas hasta en 20 puntos diferentes de la instalación, tanto en el sistema primario como en el secundario.

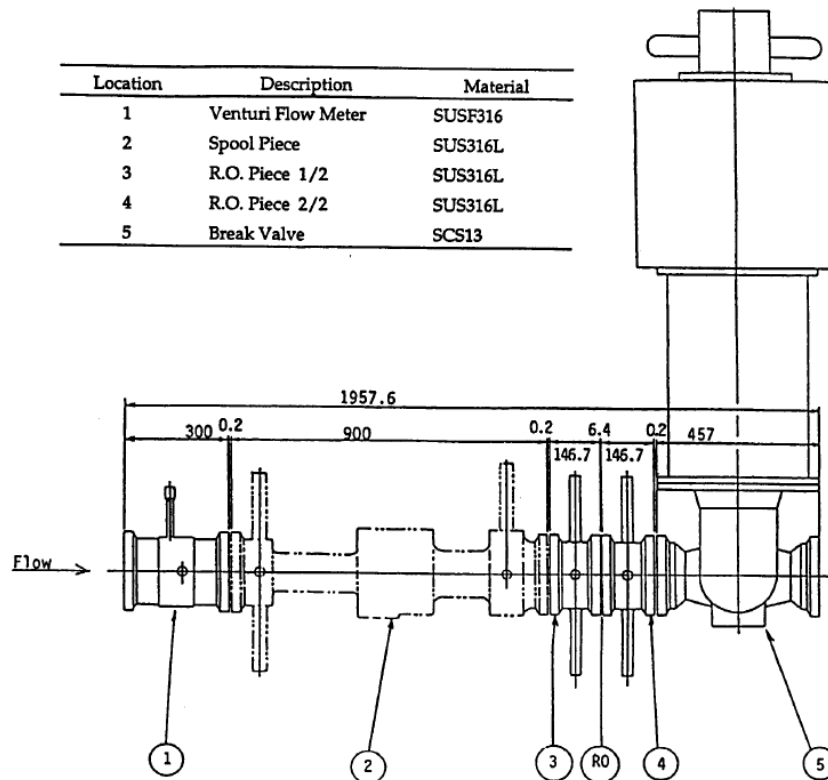


Figura 3.18 Esquema de una *Break Unit* en la instalación LSTF (Fuente: ROSA-V Group, 2003)

3.2.5. Especificaciones de la instalación LSTF

A modo de resumen, a continuación se enumeran las especificaciones técnicas más importantes en el diseño de la instalación LSTF. Desde la Tabla 3.4 hasta la Tabla 3.10 se realiza una comparación entre la central de referencia y la instalación LSTF. Como se puede observar no en todas las características se mantiene la relación 1/48 entre la instalación LSTF y la central de referencia.

Tabla 3.4 Características generales de la instalación LSTF

Ítem	LSTF	PWR
Presión lado primario (MPa)	16	16
Presión del lado secundario (MPa)	7.34	6.13
Temperatura lado primario (K)	598	598
Temperatura lado secundario (K)	562.2	550.2
Número de lazos	2	4

Tabla 3.5 Características de la vasija

Ítem	LSTF	PWR
Volumen total (m ³)	2.754	131.7
Elevación del centro de la rama fría (desde la base del combustible) (m)	5.5	5.23
Elevación del centro de la rama caliente (desde la base del combustible) (m)	5.5	5.23
Altura máxima del downcomer (m)	5.39	4.88
Número de tubos guía de las barras de control	8	57
Número de elementos combustibles	24	193
Tamaño de los elementos combustibles	7x7	17x17
Número total de barras	1104	55777
Número de barras térmicas	1008	50952
Número de barras no térmicas	96	4825
Diámetro del combustible (mm)	9.5	9.5
Altura del combustible (m)	3.66	3.66
Potencia del núcleo (MW térmicos)	10	3423

Tabla 3.6 Características del presionador

Ítem	LSTF	PWR
Volumen (m ³)	1.2	51
Altura (m)	11	15.5
Presión (MPa)	15.55	15.52
Temperatura (K)	618.1	617.4
Potencia <i>Backup heater</i> (kW)	112.5	1160
Potencia <i>Proportional heater</i> (kW)	10	350
Caudal máximo rociador (m ³ /s)	-	0.0567
Número de tubos en U del generador de vapor	141	3382

Tabla 3.7 Características de las conducciones del sistema primario

Ítem	LSTF	PWR
Diámetro de la rama caliente (m)	0.207	0.73
Longitud de la rama caliente (m)	3.686	6.99
L/\sqrt{D}	8.102	8.148
Diámetro de la rama fría (m)	0.207	0.698
Longitud de la rama fría (m)	3.43	7.24
Diámetro Surge Line (m)	0.0669	0.2842
Longitud Surge Line (m)	9.134	20.306
Flujo de refrigerante por lazo (m ³ /s)	0.024	5.58

Tabla 3.8 Características de las bombas del primario

Ítem	LSTF	PWR
Número de bombas	2	4
Tipo de bomba	Centrífuga	Centrífuga
Caudal (kg/s)	0.054	5.58
Velocidad de giro (rad/s)	188.5	124.6
Altura de la bomba (m)	10	84
Volumen de agua (m ³)	0.0235	2.4

Tabla 3.9 Características de los generadores de vapor

Ítem	LSTF	PWR
Número de generadores de vapor	2	4
Número de tubos en U del generador de vapor	141	3382
Capacidad de extracción de calor (MW)	35.7	856
Caudal de agua de alimentación (kg/s)	2.76	469
Caudal de vapor (kg/s)	2.76	468
Presión de trabajo (MPa)	7.34	6.13
Temperatura del refrigerante a la entrada (K)	598.1	598.1
Temperatura del refrigerante a la salida (K)	562.4	562.4
Temperatura del agua de alimentación principal (K)	495.2	495.2
Diámetro interior de los tubos en U (mm)	19.6	196
Superficie total exterior de los tubos en U (m ²)	222	4780
Longitud media de los tubos en U (m)	19.7	20.2
Espesor de los tubos en U (mm)	2.9	1.3
Altura de la vasija del generador de vapor (m)	19.84	19.97

Tabla 3.10 Especificaciones del sistema ECCS

Ítem	LSTF/PWR
Temperatura de trabajo del sistema HPI (K)	310
Temperatura de trabajo del sistema LPI (K)	310
Temperatura del agua de los acumuladores (K)	320

Fuente: JAEA (2003)

3.3. La instalación experimental PKL

La instalación experimental PKL reproduce la planta nuclear de Philippsburg II que consiste en un reactor Siemens KWU pre-Konvoi de agua ligera a presión de 1300 MW y cuatro lazos de refrigerantes a escala 1/145 (AREVA, 2007).

PKL modela el lazo primario al completo y las partes esenciales del lado secundario (no existe turbina ni condensador) de la planta de referencia. Los cuatro bucles termohidráulicos del primario se disponen de modo simétrico alrededor de la vasija del reactor. Las principales características de diseño de esta instalación son:

- Alturas a escala real: 1/1.
- La potencia, el volumen y el área de las secciones transversales están escaladas según la relación 1/145.
- La presión de la instalación está limitada a 4.5 MPa en el sistema primario y a 5.6 MPa en el sistema secundario.
- Pérdidas de carga por fricción a escala real para flujo monofásico.
- Barras de combustible y tubos en U de tamaño real pero menor en número.
- Geometría de las ramas calientes basada en la conservación del número de *Froude*.
- El *downcomer* de la vasija de PKL presenta una región superior anular que continúa con dos tuberías conectadas al *lower plenum* de la vasija.

Con estas características la instalación PKL permite la simulación de un amplio intervalo de temperaturas que es particularmente útil para el estudio de los procesos de enfriamiento.

Los componentes de la instalación PKL se pueden agrupar en tres sistemas principales: el sistema primario, el sistema secundario y los sistemas de control y seguridad de la instalación. Además, la instalación también dispone de unos sistemas auxiliares. A continuación se detalla cada uno de ellos.

3.3.1. Sistema primario PKL

El sistema primario de la instalación PKL contiene la vasija con los calentadores eléctricos que reproducen los elementos combustibles del núcleo, los cuatro lazos con las ramas frías y calientes, las bombas de refrigeración, el lado primario de los generadores de vapor y el presionador.

3.3.1.1. Vasija PKL

La vasija de la instalación PKL está ensamblada con ocho platos y cuatro anillos. Modela el *upper head*, el *upper plenum*, el núcleo del reactor y el *lower plenum* como se observa en la Figura 3.19. Los principales datos de diseño se muestran en la Tabla 3.11.

Tabla 3.11 Características de la vasija de PKL

Diámetro exterior (mm)	384/422/392
Espesor de la pared (mm)	12/16/16
Volumen (eliminando elementos internos) (m ³)	1163
Máxima temperatura de trabajo (K)	573
Máxima presión de trabajo (MPa)	5
Material	Acero cromo-níquel

El *upper head* está conectado al downcomer mediante un *bypass* que se simula con cuatro tuberías distribuidas simétricamente alrededor de la vasija. En el *upper plenum* se encuentra la conexión de la vasija con las líneas de refrigeración del reactor, las cuatro ramas calientes, que se realiza a través de cuatro toberas simétricamente colocadas. El núcleo de la vasija se modela mediante 314 barras calentadas eléctricamente y 26 tubos guía para las barras de control ensamblados en una matriz hexagonal de configuración análoga a los elementos combustibles reales mediante ocho rejillas separadoras. Las 314 barras están organizadas en tres zonas concéntricas tal y como muestra la Figura 3.20, de modo que cada zona puede ser calentada de manera independiente para simular una distribución de potencia radial en caso de ser necesario. El perfil de potencia axial es constante a lo largo de toda la longitud de las barras.

Dieciséis de las barras están equipadas con termopares con revestimiento de cromo-aluminio para medir la temperatura de la superficie de la vaina. Los seis termopares por barra están soldadas en ranuras distribuidas a lo largo de su longitud. Además, se distribuyen veintidós termopares entre las barras para medir la temperatura del fluido.

En el *lower plenum* se encuentran dos toberas diametralmente opuestas para la conexión de la vasija con el *downcomer*, las estructuras de ensamblaje inferior de las barras de combustible y la placa de distribución de flujo. Los 314 tubos unidos a las barras de combustible atraviesan todo el *lower plenum* y se utilizan para simular la resistencia al flujo transversal del reactor de referencia. Para considerar las pérdidas adicionales se aprovecha el diseño de la placa de distribución de flujo de manera que el coeficiente de pérdidas sea igual al del reactor simulado.

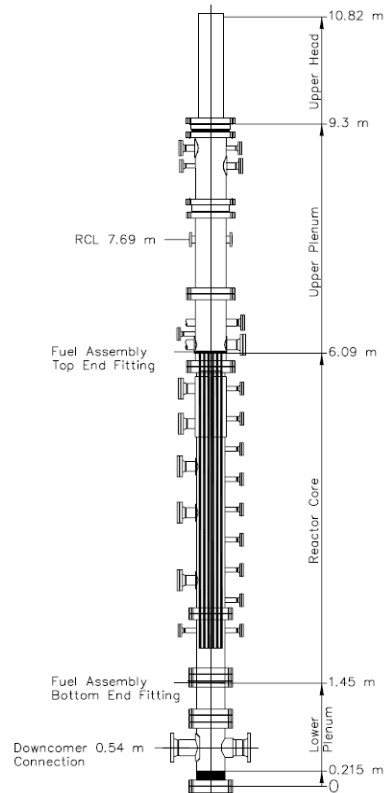


Figura 3.19 Vasija de la instalación PKL (Fuente: AREVA, 2007)

El *downcomer* de la vasija se modela como un anillo en su parte superior y continúa como dos tuberías bajantes que descienden hasta su conexión con el *lower plenum*. Esta configuración permite la conexión simétrica de las ramas frías a la vasija a través del *downcomer*, preservando la caída de presión debida a las pérdidas por fricción.

Las tuberías bajantes simulan la región inferior del *downcomer* y tienen un diámetro hidráulico igual al del *downcomer* anular del reactor de referencia. Ambas tuberías del *downcomer* están conectadas a las toberas del *lower plenum*.

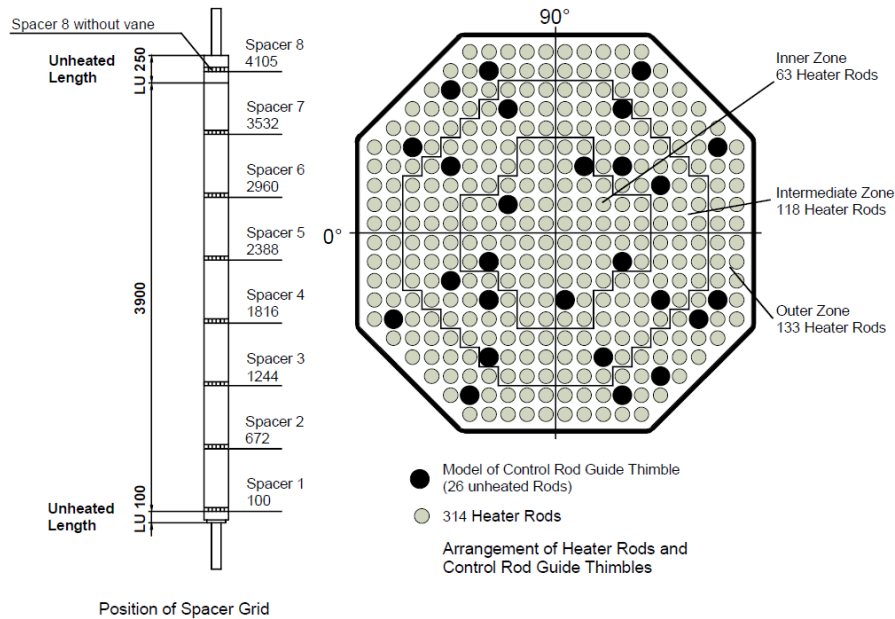


Figura 3.20 Esquema del núcleo de la instalación PKL (Fuente: AREVA, 2007)

3.3.1.2. Lazos de refrigerante PKL

Los cuatro lazos de refrigerante de la instalación PKL transportan el refrigerante desde la vasija hasta los generadores de vapor a través de las ramas calientes, en los tubos en U de los generadores de vapor se produce el intercambio de calor con el sistema secundario y de ahí a través de las bombas de refrigeración es devuelto al *downcomer* de la vasija a través de las ramas frías.

Las ramas calientes constan de una tubería de 80.8 mm de diámetro interior y 350 mm de longitud y se unen al *upper plenum* de la vasija a través de un difusor concéntrico soldado que incrementa el diámetro interior de las ramas calientes a 128 mm. La disposición del difusor es tal que los extremos inferiores de las tuberías de diámetros diferentes están alineadas a la misma elevación hidrostática.

Las ramas frías incluyen las tuberías de conexión entre los tubos en U de los generadores de vapor y las bombas de refrigeración y entre estas y el *downcomer* de la vasija. Las alturas hidrostáticas se modelan a escala real.

3.3.1.3. Bombas de refrigeración PKL

Las bombas de refrigeración de la instalación PKL son bombas centrífugas verticales de una sola etapa. Las características técnicas de las bombas se muestran en la Tabla 3.12.

Tabla 3.12 Características de las bombas de PKL

Caudal nominal (m ³ /h)	120
Altura de cabecera (m)	90
Presión de diseño (MPa)	50
Temperatura de diseño (K)	523
Velocidad (rpm)	2950
Potencia requerida (kW)	42

3.3.1.4. Tubos en U PKL

Los cuatro generadores de vapor son intercambiadores de calor verticales como lo son sus homólogos en la planta de referencia. En su interior albergan los tubos en U por los que circula el refrigerante que proviene de la vasija. En su recorrido por dichos tubos, el refrigerante del circuito primario cede el calor extraído de la vasija al fluido del sistema secundario. El área de intercambio de calor está modelada a escala de manera que en el lado primario se reduce el número de tubos a 28 manteniendo el factor de escala de 1/145 respecto a la planta de referencia. Los tubos en U tienen un diámetro exterior de 22 mm y un espesor de 1.2 mm. Los tubos en U presentan hasta siete longitudes diferentes.

3.3.1.5. Presionador PKL

El presionador es una vasija cilíndrica que mantiene la altura de la instalación de referencia y cuyo volumen está a escala 1/145. El presionador está conectado a la rama caliente del segundo lazo a través de la tubería de compensación o surge line. El control de presión se realiza mediante un calentador eléctrico ubicado en la parte inferior del presionador y un pulverizador de agua ubicado en la parte superior.

3.3.2. Sistema secundario PKL

El sistema secundario de la instalación PKL está compuesto por los cuatro generadores de vapor y las líneas principales de vapor.

3.3.2.1. Generadores de vapor PKL

El downcomer de los generadores de vapor se modela mediante dos tuberías bajantes de diámetro 80 mm situadas a ambos lados de los generadores de vapor y que llegan hasta su conexión con la región inferior, modelada como un hueco anular de manera análoga a la región superior.

En la región superior de los generadores de vapor se amplía el área de flujo (diámetro de 700 mm) para reproducir a escala el volumen de la cámara de vapor. Al igual que en la planta de referencia, las toberas de salida de los generadores de vapor se estrechan para restringir el caudal de salida en caso de despresurización. Aguas abajo de estas toberas se sitúa una placa perforada que simula la resistencia al flujo del separador de vapor y el secador de la planta de referencia. Bajo dicha placa se coloca el embudo o cono colector que recoge el condensado y lo dirige a la región anular superior del *downcomer* de los generadores de vapor.

3.3.2.2. Líneas de vapor PKL

En la planta de referencia, cada uno de los cuatro sistemas de tuberías de vapor principal está equipado con una válvula de aislamiento de vapor principal, una válvula de aislamiento de seguridad, una válvula de alivio y una válvula de control de calentamiento. Las principales funciones y requerimientos de dicho sistema son:

- Transportar el vapor producido en los generadores de vapor hasta la turbina.
- Proteger el sistema de refrigeración del reactor de un sobreenfriamiento debido a una extracción excesiva de vapor.
- Enviar el exceso de caudal de vapor al condensador a través del *bypass* de la turbina en caso de un descenso en la extracción de vapor de los generadores debido a una caída de potencia en turbina.
- Las válvulas de aislamiento de seguridad limitan la presión del vapor en caso de un mal funcionamiento del ciclo agua-vapor o del sistema de refrigeración del reactor y proporcionan una extracción de calor segura por abertura a la atmósfera en caso de pérdida de los principales sumideros de calor (turbina y condensador).
- En caso de pérdida del sumidero de calor, la unidad puede ser enfriada después del disparo del reactor hasta 393 K con una presión de vapor principal de 0.1 MPa utilizando las válvulas de alivio. En caso de accidente de pérdida de refrigerante se puede aumentar el caudal de salida por las válvulas de alivio siendo suficiente la apertura de sólo dos de ellas para proporcionar la sección de flujo necesaria.

En la instalación PKL no se dispone de condensador y, por lo tanto, los flujos de vapor son evacuados a la atmósfera a través de silenciadores y la presión del sistema está limitada a 6 MPa.

3.3.3. Sistemas de control y de seguridad de la instalación PKL

Estos sistemas son indispensables para la operación de cualquier planta nuclear ya que además de su función en operación normal, estos sistemas tienen también la función de seguridad. En la instalación PKL se dispone de los siguientes sistemas:

- Sistema primario
- Sistema de extracción del calor residual
- Sistema de refrigeración
- Sistema de control del presionador
- Sistema secundario
- Sistema de agua de alimentación de emergencia
- Sistema de purga de los generadores de vapor

3.3.3.1. Sistema de extracción del calor residual PKL (RHRS)

En la instalación experimental el sistema de extracción de calor residual desempeña dos funciones principales:

- Extracción del calor residual del núcleo y del calor acumulado en parada y enfriamiento hasta 323 K.
- Extracción del calor residual del núcleo post-LOCA.

Para su correcto funcionamiento el RHRS dispone de los siguientes componentes principales:

- Bomba de extracción del calor residual
- Intercambiador de calor RHR de 1500 kW
- Dos válvulas de control de diámetro 80 mm
- Diferentes medidores de flujo y válvulas manuales de aislamiento

El sistema de extracción del calor residual desempeña funciones operacionales y de seguridad y está dividido en cuatro trenes. Las cuatro líneas de extracción se conectan las ramas calientes, mientras que las líneas de inyección a las ramas frías en el tramo comprendido entre las bombas y la vasija. El refrigerante que se extrae se enfría en el intercambiador RHR manteniendo constante el flujo másico y escalándolo en función del número de trenes en operación. La temperatura del refrigerante inyectado se controla

para establecer la relación de enfriamiento deseada, que viene dada por la temperatura del fluido a la salida del núcleo.

3.3.3.2. Sistema de refrigeración PKL

Así como el sistema anterior engloba los componentes que se encargan de la extracción del calor residual, el sistema de refrigeración de emergencia es el encargado de inyectar el refrigerante que intercambia ese calor y extraerlo por las tuberías del RHRS. Lo componen tres subsistemas de inyección: el sistema de inyección de alta presión, el sistema de inyección de los acumuladores y el sistema de inyección de baja presión.

Sistema de inyección de alta presión PKL

En las centrales nucleares el sistema HPI es el encargado de proporcionar la inyección de refrigerante requerido en caso de accidente con pérdida de refrigerante cuando la presión cae por debajo de un determinado valor de presión. La máxima presión está limitada a 5 MPa y el sistema se modela de manera que la inyección se produzca cuando la presión sea inferior a los 4.5 MPa.

La duración de la inyección depende del tamaño de la rotura. Los principales componentes que forman este sistema son:

- Bomba de inyección de seguridad que trasiega un caudal másico de 1.72 kg/s con una altura de cabecera de 500 m.
- Ocho válvulas de control de diámetro 15 mm.
- Tanque de almacenamiento de agua borada de 10 m³.

Cada uno de los trenes de inyección de alta presión está conectado a la rama fría de uno de los lazos de refrigeración.

Sistema de inyección de los acumuladores PKL

El sistema de inyección de agua de los acumuladores de la planta de referencia incluye dos acumuladores por cada lazo de refrigeración, conectados uno a la rama caliente y otro a la rama fría de su lazo correspondiente. En total, la instalación PKL está equipada con ocho acumuladores igual que la planta de referencia.

Los acumuladores están diseñados para inyectar automáticamente cuando la presión del sistema primario es inferior a su presión de tarado (2.6 MPa).

Sistema de inyección de baja presión PKL

Cuando se activa la señal de inyección del sistema de baja presión, empiezan a funcionar todas las bombas de extracción del calor residual y las bombas del sistema de baja presión. Las bombas empiezan a inyectar cuando la presión del primario cae por debajo de 1 MPa. Los principales componentes que forman el sistema son:

- Bomba de inyección de seguridad que trasiega un caudal másico de 9.66 kg/s con una altura de cabecera de 94 m.
- Ocho válvulas de control de diámetro 25 mm.
- Tanque de almacenamiento de agua borada de 10 m³.

3.3.3.3. Sistema de control del presionador PKL

La sección superior del presionador está equipada con tres toberas para las líneas de pulverización y también con toberas para las tuberías de la línea de alivio del mismo. Una válvula de aislamiento manual regula el caudal en esta línea, que descarga en el tanque de alivio del presionador.

Entre las posibles pulverizaciones de refrigerante del sistema de control del presionador hay que distinguir entre pulverización operacional, pulverización auxiliar del sistema de control del volumen y pulverización auxiliar del sistema de control de boro. En la instalación PKL la función de la segunda pulverización auxiliar es desempeñada por el sistema de control del volumen. Mientras que la pulverización operacional solo está disponible cuando las bombas de refrigeración del reactor están en marcha, las dos pulverizaciones auxiliares pueden ser utilizadas incluso cuando las bombas están paradas.

El sistema de operación del pulverizador consiste en varias líneas de tuberías y toberas de pulverización y válvulas de control. Las dos líneas principales de pulverización de diámetro 9 mm parten de las tuberías de la rama fría del sistema de refrigeración del reactor y terminan en una tobera de pulverización en la cámara de vapor del presionador.

La pulverización auxiliar del sistema de control del volumen se lleva a cabo a través de una línea de pulverización y tobera independientes al presionador. Esta pulverización sirve para reducir la presión del sistema mediante la condensación del vapor en el presionador en caso de fallo de una o varias de las bombas de refrigeración o cuando éstas están paradas. Para este propósito se inyecta agua en el presionador mediante la bomba de alta presión del sistema de control del volumen.

3.3.3.4. Sistema de alimentación de emergencia PKL

En la central de referencia el sistema de alimentación de emergencia es un sistema de seguridad que garantiza la alimentación de los generadores de vapor en condiciones de accidente, como son los siguientes supuestos:

- Pérdida de refrigerante en el secundario o mal funcionamiento en el ciclo agua-vapor que resulte en pérdida de alimentación principal o de la alimentación en arranque y parada.
- Enfriamiento del sistema de refrigeración del reactor a velocidades mayores de 100 K/h durante accidentes tipo LOCA.

- Extracción del calor residual a presión parcialmente reducida durante las primeras diez horas posteriores a un accidente causado por sucesos externos.

El sistema de alimentación de emergencia extrae el refrigerante de un tanque de almacenamiento que contiene agua destilada y se inyecta mediante la bomba de alimentación de emergencia a los generadores de vapor a través de las válvulas de alimentación de emergencia.

3.3.3.5. Sistema de purga de los generadores de vapor PKL

En la instalación de referencia el sistema de purga de los generadores de vapor se utiliza para mantener la calidad del agua en cada uno de ellos y monitorizar la actividad en los mismos con el fin de detectar posibles roturas en las tuberías.

El modelo del sistema de purga de los generadores de vapor en la instalación PKL está simplificado. Se utiliza para interconectar los generadores de vapor en caso de fallo del agua de alimentación en alguno de ellos.

3.3.4. Sistemas auxiliares PKL

Los sistemas auxiliares de la instalación PKL son el suministro eléctrico, el sistema separador y el sistema de refrigeración auxiliar, que a continuación se detallan.

3.3.4.1. Suministro eléctrico PKL

El suministro de energía eléctrica de PKL se obtiene a través de un transformador principal de 3084 kVA y tres transformadores paralelos de 330 kVA, cada uno. Los tres transformadores en paralelo suministran potencia a las bombas y a los calentadores secundarios de los generadores de vapor, al calentador del presionador y al tanque de alimentación a través de un panel de bajo voltaje. El transformador principal proporciona potencia a las 314 barras calentadas del núcleo a través de tres potenciómetros que trabajan en alterna con un intervalo de ajuste de 0-100 %, 220 V / 50 Hz. Se utilizan tres potenciómetros, ya que como se ha comentado el núcleo se divide en tres zonas por si se quiere simular un perfil de potencia radial no uniforme. La máxima potencia transferida a cada una de las 314 barras es de 8 kW.

3.3.4.2. Sistema separador

El sistema separador se compone de dos vasijas de presión previstas para la medida del caudal másico de la rotura y del de alivio del presionador, ambos medidos por separación de las fases líquido y vapor.

3.3.4.3. Sistema de refrigeración auxiliar

El sistema de refrigeración auxiliar es el sistema que se utiliza para refrigerar todos los sistemas de refrigeración presentes en la instalación y proporciona la extracción del calor


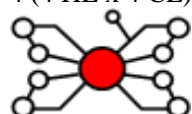
del RHRS, de las bombas de refrigeración y del circuito de refrigeración de la instrumentación. El agua de este circuito se enfría en una torre de refrigeración y luego se bombea de nuevo a través de intercambiadores de calor hasta cada uno de los sistemas.

El circuito de refrigeración auxiliar comprende los siguientes componentes:

- Intercambiadores de calor
- Bomba centrífuga
- Torre de refrigeración

A modo de resumen la Tabla 3.13 muestra la comparación entre las dos instalaciones utilizadas en esta Tesis.

Tabla 3.13 Comparación entre LSTF y PKL

Diseño\ Instalación	LSTF	PKL
Escala de volumen	1:48	1:145
Escala de altura	1:1	1:1
Configuración lazos	2 (2 HL x 2 CL) 	4 (4 HL x 4 CL) 
Max. Presión (MPa)	17.95	4.5
Potencia del núcleo	14% (10MW)	10% (2.5MW)
Perfil axial	9-divisiones	plano
Perfil radial	forma coseno	3-zonas
RPV diámetro (mm)	640	360
DC hueco (mm)	46 (anular)	26 (anular parte alta, 2 tuberías parte baja)
Nº barras de combustible	1008	314
Diámetro (mm)	9.5	10.75
Nº tubos en U por SG	141	28
Diámetro	19.6	19.6

Capítulo 4: Códigos termohidráulicos: TRACE5

4.1. Códigos termohidráulicos

Además, tanto los logros conseguidos respecto a la metodología del escalado como el diseño de las ITF están directamente relacionados con el desarrollo de los códigos numéricos capaces de reproducir los fenómenos termohidráulicos que tienen lugar durante escenarios transitorios reales e hipotéticos en instalaciones nucleares. De ahí que otro punto importante a tener cuenta sea el gran esfuerzo puesto en el desarrollo y la validación de dichas herramientas de simulación.

Durante las últimas décadas, las compañías eléctricas, la NRC y otros organismos internacionales han unido sus esfuerzos para desarrollar estas herramientas de simulación también conocidas como los códigos termohidráulicos o *Thermal-Hydraulic System Codes* (THSC). La información extraída de estas simulaciones sirve como base para el análisis de seguridad de las centrales nucleares.

Los primeros códigos termohidráulicos se empezaron a desarrollar durante los años 60 y 70 y utilizaban modelos conservadores que estaban limitados por la memoria de los

ordenadores y el tiempo de computación necesario para realizar los cálculos. Sin embargo, los grandes avances conseguidos en el campo de la informática han llevado a aumentar las memorias de los ordenadores y a disminuir el tiempo de computación necesario para realizar las simulaciones, con lo que su potencial se ha ampliado considerablemente. En la actualidad, es posible acoplar varios códigos permitiendo una simulación mucho más realista de los fenómenos transitorios complejos que tienen lugar en una central nuclear. Esta técnica permite el acoplamiento de códigos termohidráulicos con códigos neutrónicos e incluso con códigos como los *Computational Fluid Dynamics* (CFD).

Desde los años 60 hasta hoy, los códigos termohidráulicos han experimentado profundos cambios y mejoras sustanciales. Esto ha supuesto entre otras cosas, un proceso de evaluación continua desarrollando nuevas versiones de los mismos códigos. Durante todo este tiempo y como se ha visto en el apartado anterior, se han diseñado y se han puesto en funcionamiento un gran número de ITFs que han dado lugar a una gran cantidad de datos experimentales con los que validar los resultados obtenidos con dichos códigos, así como también, identificar y caracterizar nuevos fenómenos que suponen mejoras adicionales a los códigos. Este proceso ha supuesto un gran esfuerzo por parte de los usuarios y desarrolladores de los códigos, así como también de los gobiernos de los países implicados a nivel económico.

Los primeros códigos termohidráulicos aparecieron en la década de los 70 y se basaban en modelos sencillos de 3 ecuaciones suponiendo que existía equilibrio térmico entre las fases y que sus velocidades eran iguales. Con la mejora de los modelos empleados para representar el flujo hidráulico, el desarrollo y la elaboración de procedimientos de actuación en caso de accidente, la aplicación de análisis de seguridad probabilistas o *Probabilistic Safety Analysis* (PSA) y los análisis *Best-Estimate* (BE) han propiciado un continuo proceso de mejora de los códigos.

Así, en la década de los 80, se incorporaron los modelos de 4-5 ecuaciones que incluían *drift-flux*, lo que ya permitía distintas velocidades entre las fases. Ya en los años 90 se empezaron a utilizar códigos BE con modelos de 6 ecuaciones y dos fluidos (tres ecuaciones por fase) como RELAP 5, TRAC y CATHARE. El principal objetivo de los códigos BE es reemplazar los modelos de evaluación, que utilizan muchas suposiciones conservadoras, por simulaciones lo más realísticas posibles de transitorios accidentales en reactores de agua a presión (PWR) y reactores de agua en ebullición (BWR) que permiten reducir los márgenes de seguridad. Estos códigos BE se utilizan para:

- Análisis de seguridad en escenarios accidentales
- Cuantificación del margen conservativo en dichos análisis
- Propósitos para la concesión de licencias si el código se utiliza conjuntamente con una metodología para la evaluación de incertidumbres
- Análisis de seguridad probabilista

- Desarrollo y verificación de los procedimientos de actuación en caso de accidente
- Diseño de reactores
- Análisis de eventos operacionales
- Investigación de reactores

En la actualidad, los códigos de planta más utilizados usan modelos de flujo bifásico y entre ellos cabe destacar los europeos ATHLET y CATHARE y los desarrollados por la US-NRC entre los que se encuentran RELAP 5, TRAC-P, TRAC-B, RAMONA y TRACE. El código TRACE surge con la idea de aunar las capacidades de los cuatro códigos anteriores de la US-NRC en uno sólo facilitando su mantenimiento y la portabilidad del código fuente.

Estos códigos se basan en la solución de seis ecuaciones de balance para líquido y vapor que se acoplan a las ecuaciones de transferencia de calor por conducción y las ecuaciones de cinética de neutrones (típicamente cinética puntual y actualmente cinética 3D). El modelo se organiza en un número de volúmenes o componentes termohidráulicos conectados con uniones que se definen para representar la configuración real del sistema.

A pesar del gran esfuerzo tanto a nivel económico como humano por parte de los investigadores, los resultados que predicen los códigos están todavía afectados por errores cuyo origen puede ser atribuido a diferentes razones como son: fenómenos que aún no se conocen por completo y, por lo tanto, no se pueden simular con precisión, deficiencias en el modelo, aproximaciones de la solución numérica, efectos de la nodalización y el desconocimiento de las condiciones tanto iniciales como de contorno.

La mayoría de los códigos siguen el concepto de *free nodalization* lo que significa que los códigos dan libertad al usuario para construir una nodalización detallada del sistema a partir de numerosos elementos básicos como son tuberías, uniones, estructuras de calor, etc., para ser calculada como una red termohidráulica unidimensional. Esto proporciona una gran flexibilidad para simular diferentes diseños de reactores así como también, permite predecir efectos por separado y dar a conocer ITFs que podrían diferir considerablemente del comportamiento del reactor a escala real. Como consecuencia de esto, la responsabilidad para desarrollar una nodalización adecuada recae directamente sobre el usuario. Debido a la existencia de limitaciones en el código y a restricciones económicas, el desarrollo de una nodalización adecuada representa siempre un compromiso entre el grado de resolución deseado y el esfuerzo computacional necesario.

A pesar de que en los códigos avanzados el número de opciones a elegir por el usuario se ha reducido en gran medida, todavía siguen existiendo varias posibilidades sobre cómo el código puede modelar físicamente determinados fenómenos como por ejemplo, el modelo de flujo crítico, la eficiencia de los separadores, las características de las bombas, los coeficientes de pérdida de presión para las tuberías, las uniones y las válvulas, etc. Dado que en muchos casos, los datos medidos no están disponibles se deja que el usuario fije dichos parámetros bajo su propio juicio.

Además, las definiciones de los componentes termohidráulicos que conforman el modelo del sistema requieren datos de entrada que a menudo se desconocen, como pueden ser las características de las curvas de las bombas que en muchos casos se deben extrapolar a partir de los datos existentes para diferentes modelos y factores de escala, lo que supone una incertidumbre adicional a los cálculos.

Muchos de los códigos que existen no permiten realizar cálculos del estado estacionario, lo que supone utilizar sistemas de control artificiales para simular un pseudo-estacionario que lleve el sistema a las condiciones iniciales deseables. Fijar las condiciones iniciales y de contorno mediante la configuración de los sistemas de control requiere un gran cuidado y una comprobación detallada, ya que si no se hace correctamente pequeños desequilibrios en los datos iniciales pueden provocar grandes diferencias de comportamiento en los transitorios que le siguen.

El cálculo de las propiedades de estado y de transporte se hace de forma implícita por los mismos códigos. Sin embargo, en algunos casos como en RELAP 5, el usuario puede definir el intervalo de los puntos de referencia a considerar de la tabla de propiedades repercutiendo en la precisión del código. Esto podría ser especialmente importante en determinadas regiones, como por ejemplo, cerca del punto crítico o en condiciones de presión atmosférica.

Todos los códigos utilizan procedimientos automáticos para determinar el tamaño del paso de tiempo necesario para conseguir que los resultados converjan y la precisión de los cálculos sea adecuada. Sin embargo, la experiencia ha demostrado que en muchos casos, estos procedimientos no siempre garantizan unos resultados numéricos estables por lo que el usuario puede forzar el código a disminuir el tamaño de paso en los puntos conflictivos del transitorio.

Además, preparar un archivo de entrada que contenga la nodalización completa de una instalación puede suponer una gran cantidad de parámetros que se definen uno a uno. Aunque casi todos los códigos disponen de sistemas de control para comprobar que está todo bien definido, la probabilidad de que se produzcan errores en el archivo de entrada es relativamente alta y solo puede reducirse siguiendo las directrices de garantía de calidad de los códigos.

Los códigos termohidráulicos constituyen la herramienta principal para investigar el comportamiento de una central nuclear o para evaluar la eficacia de los sistemas o procedimientos de actuación en caso de un transitorio accidental. Los principales requisitos de un código son:

- Capacidad para reproducir la fenomenología más relevante que se produce en un amplio espectro de accidentes.
- Capacidad para reproducir las peculiaridades de la panta de referencia o de la ITF.
- Disponibilidad de usuarios cualificados.

En esencia los códigos termohidráulicos deben ser capaces de reproducir dos aspectos fundamentales que son:

- Las condiciones accidentales de la central nuclear o de la ITF: todas las zonas importantes, sistemas, procedimientos y la lógica de control debe incluirse en la simulación. Esto incluye cualquier evento externo, condiciones iniciales y de contorno necesarias para identificar la planta y el accidente seleccionado.
- La fenomenología que cabe esperar que ocurra durante el accidente.

Con el objetivo de asegurar estas capacidades el proceso de cualificación del código necesita las siguientes fases:

- Fase de desarrollo: el propio equipo que desarrolla el código realiza y evalúa muchos modelos con el fin de mejorar el código. Se requieren muchos controles para calificar cada modelo y la arquitectura global del código. Durante esta fase, el código se puede someter a cambios y no está disponible para el usuario final.
- Fase de evaluación: el código está preparado para ser utilizado pero se necesita que organizaciones independientes al equipo de desarrollo del código realice cálculos y compruebe las capacidades declaradas del código. En esta fase se distribuye la última versión del código a los usuarios y sólo pueden modificar las opciones disponibles en el manual de usuario. Esta fase incluye la verificación y validación del código. Durante la etapa de verificación se comprueba el correcto funcionamiento de los modelos, las interfaces y los valores numéricos para asegurar que el código está libre de errores. El proceso de validación asegura la consistencia de los resultados obtenidos al ser comparados con los datos experimentales disponibles. Esta fase es esencial en el proceso de desarrollo y mejora de los códigos.

Un gran esfuerzo se ha realizado para desarrollar los programas internacionales en los que diferentes grupos de diferentes países exponen los resultados obtenidos en comparación con los resultados experimentales utilizando diferentes códigos termohidráulicos. Entre ellos, cabe destacar los Programas OECD/NEA ROSA y OECD/NEA ROSA-2 en los que se basa la presente tesis.

El hecho de que estos códigos sean capaces de reproducir adecuadamente los fenómenos que se observan en una ITF durante un transitorio hace que dichos códigos sean considerados como una herramienta fiable y eficaz para la predicción y simulación de accidentes en centrales nucleares. El fin último de estos programas es la mejora de estos códigos para conseguir predicciones de los transitorios en centrales nucleares lo más fiables posibles que los hagan aptos para su aplicación en el desarrollo y explotación de centrales nucleares.

4.2. El código TRACE

Dentro de estos códigos, se encuentra el código TRACE (*Trac/Relap Advanced Computational Engine*) desarrollado por la *United States Nuclear Regulatory Commission* (USNRC) que es el que se ha utilizado en la presente tesis. Dicho código fue desarrollado para el análisis de *Loss-Of-Coolant Accidents* (LOCAs) y otros accidentes, así como también para reproducir transitorios en condiciones de operación normal en reactores de agua a presión o *Pressurized Water Reactor* (PWR), reactores de agua en ebullición o *Boiling Water Reactor* (BWR), y también en instalaciones experimentales. TRACE surge con la finalidad de consolidar las características más importantes de los códigos principales de la NRC (TRAC-B, TRAC-P, RELAP y RAMONA) en un sólo código, de manera que se facilite su desarrollo al eliminar la dispersión de esfuerzos centrados en diferentes códigos. Las principales características de estos códigos son:

- RELAP: Análisis de SBLOCA y transitorios en reactores PWR y BWR. Capacidad de análisis 1D.
- TRAC-B: Análisis de LBLOCA y transitorios en reactores BWR. Capacidad de análisis 1D y 3D.
- TRAC-P: Análisis de LBLOCA y transitorios en reactores PWR. Capacidad de análisis 1D y 3D.

TRACE pretende consolidar las características más importantes de cada código en uno solo, de modo que se facilite su desarrollo y se elimine la dispersión de esfuerzos centrados en diferentes códigos. La unión de estas capacidades en un único código permite dotarlo de un mejor mantenimiento con el objetivo de lograr un código consolidado.

El desarrollo de TRACE parte de la base de TRAC-P, que es el más modular con una estructura basada en objetos, y se modifica para consolidar junto a él el resto de códigos de la USNRC, que aportan sus características más importantes en cuanto a topología de malla, componentes y procesos físicos. Este código ha sido diseñado para realizar cálculos *Best-Estimate* de posibles accidentes en instalaciones nucleares, especialmente en reactores de agua ligera (LWR). Además, TRACE permite modelar los fenómenos que tienen lugar en las instalaciones experimentales diseñadas para simular accidentes. Estos modelos se basan en sistemas de ecuaciones diferenciales parciales que describen el flujo bifásico.

La USNRC y otros países de la comunidad nuclear internacional se han coordinado para el intercambio de información técnica en materia de seguridad termohidráulica. La USNRC proporciona a los países miembros las últimas versiones de sus códigos para su aplicación y evaluación. Los socios internacionales realizan y documentan las evaluaciones de los códigos para una amplia gama de aplicaciones, ayudando así a implementar mejoras en el código y corregir errores.

Siguiendo este sistema, las sucesivas actualizaciones de TRACE han mejorado sus propiedades en el cálculo de accidentes nucleares, realizando avances en los procesos internos de cálculo y en los modelos de simulación de fenómenos complejos. A esto se une la posibilidad de dar salida gráfica a los datos mediante la aplicación *Symbolic Nuclear Analysis Package* (SNAP, 2007) que procesa los datos de salida y sirve como post-procesador. Para esta tesis se ha utilizado la versión 5.0 del código TRACE *patch 2* (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007a, b) y se ha trabajado con los diferentes modelos desde SNAP.

4.2.1. Características principales del código TRACE

Cualquier elemento o sistema de una central nuclear puede ser descompuesto en diversos componentes estándares que dispone el código TRACE. Además, incluye la posibilidad de modelar una geometría 3D en el componente vasija o para simular alguna tubería. Además, la utilización del modelo de dos fluidos permite analizar el flujo a contracorriente y el flujo estratificado. Estas características permiten el análisis multidimensional de los flujos por ejemplo durante la refrigeración de emergencia del núcleo. El código también incluye modelos para gases incondensables y cinética 1D o 3D, si se acopla al programa PARCS.

El funcionamiento de TRACE se basa en la ejecución de un fichero de entrada o *input* en el que se especifican los componentes que forman la instalación que va a simularse (tuberías, válvulas, bombas...) y sus características y condiciones de trabajo. Para cada componente se introducen las siguientes características principales:

- Dimensiones y mallado en celdas
- Opciones de transferencia de calor
- Presión y temperatura iniciales
- Coeficientes de fricción
- Lógica de control que rige su funcionamiento

A partir de estos datos recogidos en el *input*, el código realiza un análisis transitorio de la transferencia de calor y las condiciones del flujo en cada celda de las distintas estructuras (vasija y componentes de los lazos) y devuelve unos ficheros de salida con los resultados.

Los principales ficheros de salida de TRACE son el archivo *.out* y el archivo *.xtv*. El primero almacena toda la información del transitorio ejecutado y el segundo guarda la información de salida para ser visualizada de forma gráfica a partir de diferentes aplicaciones, como *AptPlot*.

4.2.2. Ecuaciones de campo

TRACE resuelve en cada celda de cada componente un sistema diferencial de ecuaciones que modelan el comportamiento del fluido estudiado, el cual se caracteriza por su estado: vapor, líquido o mezcla bifásica.

Las ecuaciones que utiliza TRACE (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007a) para resolver sistemas bifásicos se obtienen a partir de las ecuaciones de Navier-Stokes monofásicas. Se utiliza Navier-Stokes para cada una de las fases, y ecuaciones de salto para la interfase entre ambas. Las ecuaciones se promedian en el tiempo para obtener un sistema de ecuaciones de dos fases y dos fluidos. Este sistema está formado por ecuaciones de continuidad para la energía, la masa y la cantidad de movimiento.

En total, el código TRACE utiliza un modelo de 6 ecuaciones para flujo bifásico que son:

- Conservación de la masa, fase líquida

$$\frac{\partial((1-\alpha)\rho_l)}{\partial t} + \nabla[(1-\alpha)\rho_l\vec{V}_l] = -U \quad (4.1)$$

- Conservación de la masa, fase gaseosa

$$\frac{\partial(\alpha\rho_g)}{\partial t} + \nabla[\alpha\rho_g\vec{V}_g] = U \quad (4.2)$$

- Conservación de la cantidad de movimiento, fase líquida

$$\begin{aligned} \frac{\partial((1-\alpha)\rho_l\vec{V}_l)}{\partial t} + \nabla(1-\alpha)\rho_l\vec{V}_l\vec{V}_l + (1-\alpha)\nabla = \\ = \vec{f}_l + \vec{f}_{wl} + (1-\alpha)\rho_l\vec{g} - U(1-\alpha)\rho_l\vec{V}_l \end{aligned} \quad (4.3)$$

- Conservación de la cantidad de movimiento, fase gaseosa

$$\frac{\partial(\alpha\rho_g\vec{V}_g)}{\partial t} + \nabla\alpha\rho_g\vec{V}_g\vec{V}_g + \alpha\nabla P = \vec{f}_l + \vec{f}_{wg} + \alpha\rho_g\vec{g} - U\vec{V}_l \quad (4.4)$$

- Conservación de la energía, fase líquida

$$\begin{aligned} \frac{\partial\left((1-\alpha)\rho_l\left(e_l + \frac{V_l^2}{2}\right)\right)}{\partial t} + \nabla\left[(1-\alpha)\rho_l\left(e_l + \frac{P}{\rho_l} + \frac{V_l^2}{2}\right)\vec{V}_l\right] = \\ = q_{il} + q_{wl} + q_{al} + (1-\alpha)\rho_l\vec{g} \cdot \vec{V}_l - Uh'_l + (\vec{f}_l + \vec{f}_{wl}) \cdot \vec{V}_l \end{aligned} \quad (4.5)$$

- Conservación de la energía, fase gaseosa

$$\frac{\partial \left(\alpha \rho_g \left(e_g + \frac{V_g^2}{2} \right) \right)}{\partial t} + \nabla \left[\alpha \rho_g \left(e_g + \frac{P}{\rho_g} + \frac{V_g^2}{2} \right) \vec{V}_g \right] = \quad (4.6)$$

$$= q_{ig} + q_{wg} + q_{dg} + \alpha \rho_g \vec{g} \cdot \vec{V}_g - U h'_v + (\vec{f}_i + \vec{f}_{wg}) \cdot \vec{V}_g$$

Además, también incluye las siguientes ecuaciones adicionales:

- Gases incondensables (con la fase gaseosa), por ejemplo aire o nitrógeno

$$\frac{\partial(\alpha \rho_a)}{\partial t} + \nabla \alpha \rho_a \vec{V}_g = 0 \quad (4.7)$$

- Solute disuelto (con la fase líquida), por ejemplo el boro

$$\frac{\partial((1 - \alpha)m\rho_l)}{\partial t} + \nabla(1 - \alpha)m\rho_l \vec{V}_l = S_m \quad (4.8)$$

donde e es la energía interna, f_i la fuerza por unidad de volumen interfacial, f_w la fuerza desde la pared, g la gravedad, h' la entalpía del líquido de cambio de fase, m la concentración de soluto en el líquido, p la presión, q_i es la potencia interfacial, q_d la potencia depositada directamente sin conducción, q_w la potencia desde la pared, S_m el término fuente del soluto, U la variación de masa, α la fracción de huecos y ρ la densidad. Los subíndices indican: a gas incondensable, g fase gas, i interfacial, l fase líquida y w pared.

4.2.3. Variables calculadas

A partir de las características de los componentes, su nodalización en celdas, las ecuaciones mencionadas y las condiciones de contorno especificadas en el archivo de entrada, el programa calcula, entre otras, las siguientes variables en cada celda para cada componente:

- Fracción de huecos
- Presión del vapor y de los gases incondensables
- Velocidades del líquido y el vapor
- Temperaturas del líquido y el vapor
- Temperatura de las estructuras de calor

4.2.4. Relaciones de cierre

Para poder resolver el extenso sistema de ecuaciones es necesario recurrir a un conjunto de correlaciones adicionales o también llamadas relaciones de cierre, que normalmente son experimentales. A continuación se desarrollan las más importantes.

4.2.4.1. Ecuaciones de estado: referidas a las propiedades de los fluidos

Las ecuaciones de estado relacionan una variable de estado con otras 2 variables termodinámicas. Un ejemplo pueden ser los coeficientes de viscosidad y conductividad térmica que se relacionan con las variables termodinámicas utilizando la teoría cinética. También resulta muy útil el uso de números adimensionales característicos en la transferencia de calor, como el número de Prandtl o de Biot¹. Entre las variables relacionadas más habituales se encuentran:

- Presiones de la fase líquida y de la fase vapor
- Temperaturas de la fase líquida y de la fase vapor
- Densidades de la fase líquida y de la fase vapor

4.2.4.2. Arrastre con la pared y arrastre interfacial

Estas ecuaciones de contorno corresponden a la fricción existente entre las fases y entre éstas y la pared. Las ecuaciones de conservación de la cantidad de movimiento para el gas y el líquido ya incluyen términos para tener en cuenta en los cálculos las fuerzas de fricción entre la pared y el fluido así como las fuerzas entre las dos fases del fluido. Dichas interacciones se consideran mediante unos coeficientes que es necesario calcular. Estos coeficientes son dependientes del tipo de régimen de flujo presente en el componente en el instante analizado (Shannak, 2008). El tipo o modelo de régimen corresponde a la disposición física que adopta la mezcla bifásica en su circulación por los conductos de la instalación y depende normalmente de la velocidad del fluido y de la fracción de huecos.

4.2.4.3. Transferencia de calor entre el fluido y la pared y entre las fases

Estas ecuaciones de contorno corresponden a la transmisión de calor que tiene lugar entre el fluido y la pared, así como entre las dos fases del fluido. Para la resolución de las ecuaciones de conservación de la masa y la energía es necesario incluir estos modelos de transferencia de calor (Kim et al., 2006).

La ecuación general que debe resolverse para la transferencia de calor entre las fases es la siguiente:

$$U = \frac{q_{ii}''' - q_{vi}'''}{(h_v - h_l)} \quad (4.9)$$

donde:

$$q_{ii}''' = h_{li} \cdot A_i''' \cdot (T_l - T_{sv}) \quad (4.10)$$

¹ El número de Prandtl representa el cociente entre la tasa de difusión térmica y la viscosa. El número de Biot representa la relación entre la transferencia de calor en el interior de un cuerpo y en su superficie.

$$q_{vi}''' = h_{vi} \cdot A_i''' \cdot (T_g - T_{sv}) \quad (4.11)$$

siendo U la tasa de transferencia de masa por unidad de volumen debida a la transferencia de calor interfacial, q_{ki}''' la tasa de transferencia de calor por unidad de volumen entre la fase k (siendo l líquido y v o g vapor) y la interfase, A_i''' el área interfacial por unidad de volumen, h_{ki} el coeficiente de transmisión de calor entre la fase k y la interfase, T_k la temperatura de la fase k y T_{sv} la temperatura de saturación a la presión del vapor.

4.2.5. Regímenes de flujo

Los modelos hidráulicos y de transferencia de calor que utiliza TRACE dependen del régimen de flujo que se da en cada celda. TRACE tienen mapas de regímenes de flujo para condiciones normales en configuración horizontal y vertical, y para reflujo en configuración vertical. Para la selección del régimen de flujo se considera la fracción de huecos, las velocidades de las fases y los caudales másicos.

Para determinar el régimen de flujo es necesario conocer los modelos de transferencia de calor ya que se trabaja con flujo bifásico en canales calentados. Para determinar qué tipo de transferencia de calor se está teniendo lugar entre la pared y el fluido en su interior, TRACE se basa en la curva de ebullición, donde se representa el flujo calorífico entre la superficie y el fluido en función de la temperatura de la pared, delimitando los distintos mecanismos de ebullición que influirán en el régimen de flujo (Whalley, 1996).

Cuando aumenta la temperatura de la pared se empiezan a formar las primeras burbujas de vapor en los puntos de nucleación (Kolev, 2009) de la superficie. La verdadera ebullición se inicia cuando la temperatura de la pared es mayor a la temperatura de saturación del líquido aún subenfriado. Al continuar el calentamiento, el líquido llega a estar sobrecalentado y se produce el mecanismo de ebullición nucleada, durante el cual se da la mayor transferencia de calor hasta alcanzar un máximo que se conoce como *Critical Heat Flux* (CHF).

Cuando la temperatura de la pared es superior al valor en el que se produce el flujo crítico, el número de burbujas aumenta hasta producirse su coalescencia, formándose una película de vapor que separa el líquido de la pared con lo que disminuye la transferencia de calor. El calor se conduce a través del vapor y el líquido se vaporiza en la interfase, lo que se conoce como zona de ebullición en película.

Los posibles estados en los que se puede encontrar el fluido en función de las condiciones del sistema, definidas principalmente por la geometría y los mecanismos de ebullición, son:

- *Dispersed bubble*: la fase vapor se dispone en forma de pequeñas gotas que se reparten uniformemente por toda la fase líquida.

- *Slug flow/Taylor cap*: En estos dos flujos, la fase vapor forma burbujas más grandes que circulan por el centro del canal dejando entre ellas y a los lados la fase líquida. La aparición del flujo *Taylor* o *Slug* tiene que ver con el diámetro del canal.
- *Annular Flow*: Este tipo de flujo se caracteriza por la casi completa separación de fases, circulando la fase vapor por el centro con una pequeña y uniforme suspensión de gotitas. La fase líquida circula por el contorno del canal formando un anillo. Este tipo de flujo puede tener una interfase más o menos encrespada (formando pequeñas olas) en función de diversos parámetros.

Inicialmente, al aumentar la temperatura de la pared del canal que contiene el fluido, se empiezan a formar burbujas que circulan de manera independiente, creando el flujo *dispersed bubble*. Un mayor aumento de la temperatura hace que aumente el número de burbujas y que parte de estas aumenten de tamaño, formando el flujo *Taylor Cap* o *Slug flow*, dependiendo del diámetro del canal y el caudal que circula por su interior. El aumento progresivo de temperatura da lugar al flujo anular o *Annular Flow*, en el que el líquido moja la pared del canal y el vapor se mantiene en el centro, producido por la unión de los núcleos de vapor del flujo Taylor/Slug.

De manera similar se clasifican los tipos de flujo para canales horizontales. Estos regímenes son los mismos que para canales verticales, a excepción del flujo estratificado que se da por efecto de la gravedad.

Las condiciones para que se dé el régimen estratificado son muy particulares, debiendo ser la inclinación del canal nula o muy baja, y viéndose favorecido por flujos másicos bajos. El aumento de la velocidad de la fase vapor conlleva un aumento del flujo que tiene como consecuencia el paso de flujo estratificado suave a flujo estratificado encrespado, en el que la interfase presenta un aspecto mucho más difuso e inestable debido a la alta velocidad relativa de las dos fases. Se crean así ondas u olas que se propagan en la dirección del flujo. Un progresivo aumento de la velocidad de la fase vapor causa que parte del líquido ascienda a la parte superior del canal a causa de la fuerte interacción entre las dos fases y la rotura de las ondas. Esto crea el *Slug Flow* en canales horizontales. Un mayor aumento de la velocidad del vapor crea una gran inestabilidad que da lugar a una película de líquido en forma de anillo, con un espesor mayor en la parte inferior del canal debido a la gravedad.

Además de estos regímenes, también se debe mencionar el régimen inverso que se produce cuando se supera la temperatura de pared que provoca el CHF. Los regímenes de flujo son los mismos que ya se han explicado, pero su evolución a lo largo del canal es la inversa.

La transición a flujo invertido comienza con el flujo *Inverted annular*, que se produce cuando el líquido subenfriado llega a una zona del canal muy caliente produciéndose un flujo calorífico demasiado elevado y el líquido en contacto con la pared se evapora.

Conforme el flujo avanza por el canal y la velocidad de la fase vapor aumenta, la interfase se vuelve cada vez más encrespada, hasta que el flujo se convierte en *Inverted Slug* para fracciones de huecos entre 0.6 y 0.7. Este proceso continúa, siendo cada vez mayor la velocidad del vapor hasta que se alcanza el *Dispersed flow*.

En resumen, TRACE considera los siguientes patrones de flujo en función de los cuales calcula las distintas variables termodinámicas, correlaciones y coeficientes de fricción y de transferencia de calor para las relaciones de cierre:

- Flujo Pre-CHF: *Annular Flow*, *Bubbly Flow* o *Slug Flow*.
- Flujo Post-CHF: Cuando la pared está demasiado caliente y se da el flujo invertido.
- Flujo estratificado: para canales horizontales.

Para determinar el tipo de flujo bifásico existente en cada momento, TRACE se basa en unos mapas que delimitan los distintos regímenes.

4.2.6. Métodos numéricos

Las variables de estado termodinámicas del fluido (presión, temperatura, etc.) de las ecuaciones de conservación de la masa y la energía se evalúan como propiedades del volumen de control. Esto se debe a que las ecuaciones se resuelven de manera promediada dada la discretización por pasos que utiliza TRACE.

TRACE dispone de dos métodos numéricos para resolver las ecuaciones de flujo bifásicas y los intervalos de tiempo discretizados dependen del método utilizado.

El límite físico de Courant² establece un intervalo de tiempo máximo en función de la velocidad y la longitud de la celda donde se está buscando la solución de la siguiente forma:

$$\Delta t \leq k \cdot \frac{\Delta x}{|V| + c} \quad (4.12)$$

siendo c la velocidad del sonido, Δt el tamaño del paso de tiempo, Δx la longitud de la celda 1-D y k una constante que depende del método empleado:

- El método Semi-implícito tiene una menor difusión numérica, pero el paso de tiempo viene limitado por el límite de Courant. Es el recomendado cuando se tiene propagación de ondas de densidad o para estudiar la progresión de la concentración de boro. Primero se calculan todas las variables dependientes únicamente del estado inicial. En segundo

² El límite de Courant se obtiene de la ecuación de convergencia que le da nombre y que se aplica en la resolución de ecuaciones diferenciales en derivadas parciales.

lugar se resuelven las ecuaciones diferenciales y con ellas las variables para el final del intervalo de tiempo.

- El método *Stability Enhancing Two-Step o SETS* tiene la ventaja de que evita los límites de Courant en los pasos de tiempo, pero tiene el inconveniente de su relativamente alta difusión numérica. Sin embargo es el recomendado en la mayoría de los casos ya que implica cálculos más rápidos y la posibilidad de superar el tiempo de paso máximo y la imprecisión en los cálculos que esto supone se ve compensada por la estabilización de las variables que resuelve el sistema.

Estudiando de manera más aproximada el paso intermedio en el que se resuelven las ecuaciones de continuidad en cualquiera de los dos métodos utilizados, TRACE utiliza el algoritmo de Newton-Raphson (Hartmann, 2005) para linealizar el sistema de ecuaciones y resolverlo posteriormente por inversión matricial.

4.2.7. Esquema de cálculo

El código TRACE tiene en cuenta todos los apartados comentados anteriormente para cada paso de tiempo e intercambia toda la información dentro de un mismo paso de tiempo y con los pasos anteriores. Además, a partir de los coeficientes de fricción y los coeficientes de la ecuación de transmisión de calor el código resuelve las ecuaciones según el método semi-implícito con soluciones iterativas que son estabilizadas en un paso previo y posterior por el método SETS y relacionadas con la cinética neutrónica.

4.2.8. Modelos especiales

Además, el código TRACE5 dispone de unos modelos especiales cuya finalidad es mejorar la simulación de determinados fenómenos termohidráulicos que pueden darse durante los diferentes transitorios. Entre ellos se encuentra el modelado de los cambios abruptos de área, el modelo de flujo crítico, el de flujo en contracorriente y el de *offtake* para la estratificación.

4.2.8.1. Cambios abruptos de área

Para resolver las ecuaciones de continuidad con la mayor precisión posible y ajustar el modelo es necesario que el usuario del código proporcione el valor de los coeficientes de fricción para el cálculo de las pérdidas de presión irreversibles y los cambios bruscos de área para las pérdidas de presión recuperables.

TRACE puede calcular las pérdidas irreversibles de manera automática si se selecciona el modo de cálculo deseado para cada celda a través del parámetro NFF:

- $NFF = 0 \rightarrow$ Fricción constante a partir del factor de fricción introducido por el usuario mediante el factor KFAC.

- $NFF = 1$ → Es la opción por defecto y considera el factor de fricción introducido mediante el factor KFAC y una corrección al flujo bifásico mediante términos de viscosidad.
- $NFF = -1$ → Es igual que la opción $NNF = 1$ pero añadiendo un cálculo de pérdidas por cambios de área realizados internamente por el código TRACE.
- $NFF = -100$ → Tiene en cuenta únicamente el factor interno de TRACE para cambios de sección. Se utiliza cuando es previsible que las condiciones se aproximen a las de flujo crítico.

4.2.8.2. Modelo de flujo crítico o *choked flow*

La condición de flujo crítico o *choked flow* aparece cuando el caudal másico descargado desde una tubería es independiente de las condiciones que se den aguas abajo. Este fenómeno se produce cuando la velocidad del fluido es igual o mayor a la velocidad local del sonido (Chung, 2005; Trapp y Ransom, 1982) y suele deberse a expansiones o compresiones bruscas en conductos de sección variable. Además, se puede forzar su aparición en un punto localizado haciendo uso de gargantas como es el caso de las toberas convergentes-divergentes.

En el caso de accidente en una central nuclear, el flujo crítico puede darse por ejemplo en roturas de conducciones que comunican puntos entre los que existe una gran diferencia de presión. Las ecuaciones que modelan el comportamiento en condiciones subcríticas dejan de ser válidas para flujo supersónico.

Debido a la posibilidad de que TRACE asuma condiciones de flujo crítico sin que existan en realidad, se hace necesario un modelo independiente para el cálculo del flujo crítico que debe ser activado por el usuario. Este modelo calcula las condiciones para que se produzca flujo crítico en el punto de cálculo y las compara con los resultados de TRACE para ese punto. Si el flujo calculado por TRACE es crítico entonces se adaptan las variables a las condiciones de flujo crítico.

En TRACE, el modelo de flujo crítico se compone de tres modelos diferentes que representan los posibles regímenes de fluido que pueden tenerse en estas condiciones. Para líquido subenfriado se aplica un modelo modificado del modelo de Burnell, que es básicamente el mismo que se utiliza en el código RELAP 5 (US Nuclear Regulatory Commission, 2005). Para flujo bifásico líquido-vapor se utiliza una extensión del modelo desarrollado por Trapp y Ransom (Trapp y Ransom, 1982) y para flujo monofásico vapor, el modelo se basa en una expansión isoentrópica de un gas ideal (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007a).

El usuario puede introducir dos coeficientes para estos modelos, uno para flujo monofásico líquido y otro para flujo bifásico (Freixa y Manera, 2010). En el manual de usuario del código TRACE (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007b) define los valores de defecto para dichos coeficientes igual a 1.0. Sin embargo, dependiendo

del transitorio que se quiere reproducir se ha realizado un análisis de sensibilidad para obtener los coeficientes del moldeo de flujo crítico que más aproximan los resultados de simulación a los resultados experimentales.

4.2.8.3. Modelo de flujo a contracorriente (CCFL)

El flujo a contracorriente y su límite, el CCFL (*Counter Current Flow Limit*), pueden ocurrir en cualquier lugar en el sistema del reactor. Por ejemplo, en caso de condensación por reflujo asociada a un transitorio SBLOCA, se prevé que exista flujo a contracorriente en las ramas calientes y en la entrada a los tubos en U de los generadores de vapor.

En la vasija, el flujo a contracorriente puede ocurrir durante el *blowdown* cuando el líquido del sistema de refrigeración intenta rellenar el *downcomer*. Durante la reinundación puede aparecer flujo a contracorriente en la placa de anclaje superior del núcleo, donde el flujo de vapor ascendente previene o limita la caída del líquido. Este fenómeno es de especial importancia en aquellos sistemas que emplean inyección en el *upper plenum*.

Excluyendo la transferencia de masa, la predicción precisa de los flujos depende principalmente de la fricción interfacial, que a su vez depende de la predicción adecuada del régimen de flujo. Para un régimen de flujo dado, el CCFL ocurre habitualmente cuando aparece una restricción del área de flujo. Puede ocurrir que, en caso de no utilizarse el modelo CCFL, TRACE prediga el punto de inflexión de cero transferencia de líquido pero sobreestime la cantidad de líquido en la región de flujo a contracorriente. Para mejorar el cálculo en esta región existe un modelo especial que permite al usuario implementar correlaciones características diferentes para el CCFL en dirección axial en zonas específicas del modelo de vasija en 3D o en componentes verticales en 1D. Estas correlaciones (*Bankoff*, *Wallis* o *Kutateladze*) permiten al usuario escoger los parámetros característicos de la curva de inundación para una geometría y una localización determinadas (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007a).

4.2.8.4. Modelo offtake

El modelo *offtake* se incluye para modelar de manera precisa situaciones de fuga de refrigerante en condiciones de flujo estratificado. En estas condiciones, la ubicación exacta de la rotura, en la parte de abajo, arriba o a un lado de la conducción, afecta a la fracción de huecos y a la cantidad de refrigerante que se descarga por ella.

Cuando la rotura se sitúa en la parte superior de la conducción, en condiciones de flujo estratificado puede producirse el denominado *liquid entrainment*, que causa que una columna de líquido alcance la rotura desde la línea de líquido y que salga al exterior junto con el vapor. Si la rotura está situada en la parte inferior de la tubería, el vapor que se acumula en la parte alta de ésta puede atravesar la película de líquido y salir al exterior. Este fenómeno es conocido como *vapor pull-through*.

La activación por el usuario de la opción del modelo *offtake* y la especificación del lugar de la rotura activa el cálculo de un modelo empírico para la salida de refrigerante por la rotura con condiciones de *vapor pull-through* o *liquid entrainment* en caso de existir (Reimann et al., 1984).

Capítulo 5: Metodología aplicada al escalado

5.1. Introducción

En este apartado se explican los pasos que se han seguido para realizar la metodología aplicada al escalado y obtener los resultados de esta Tesis. En primer lugar, se han estudiado los experimentos realizados en la instalación LSTF dentro de los Proyectos OECD/NEA ROSA y OECD/NEA ROSA2. En concreto, se han considerado los experimentos 6-1, 3-1 y 1-2 que consisten en SBLOCA en diferentes localizaciones y el experimento 2 que reproduce un IBLOCA, todos realizados en la instalación experimental LSTF.

El siguiente paso consiste en desarrollar un modelo de la instalación LSTF con el código termohidráulico TRACE5 y simular los diferentes experimentos. Cada experimento tiene una fenomenología especial en la que se ha hecho hincapié para que el modelo de TRACE la reproduzca adecuadamente. Esto ha supuesto el ajuste de muchos parámetros del modelo así como utilizar los modelos especiales disponibles en TRACE de manera diferente según el experimento a reproducir.

Los resultados de simulación se han comparado con los resultados experimentales disponibles para validar el modelo. La obtención de un modelo capaz de reproducir los resultados experimentales ha sido fruto de un proceso iterativo en el que cada mejora o cambio introducido en el modelo ha sido incorporado para reproducir el resto de experimentos.

Esto ha supuesto realizar un gran número de simulaciones hasta conseguir un modelo que proporciona resultados aceptables y se considera como un modelo de LSTF validado. Esto supone que aplicando pequeños cambios respecto a la geometría de la rotura y de algún modelo especial, el modelo de LSTF se puede utilizar para reproducir cualquier experimento que se realice en la instalación LSTF con buenos resultados.

Una vez validado el modelo de LSTF, se ha realizado un estudio sobre el efecto del factor volumétrico que se utiliza para aplicar la metodología del escalado volumétrico y obtener el modelo escalado. Para ello se han desarrollado varios modelos escalados variando el factor volumétrico y se ha realizado un análisis de la relación (R_Y) entre el valor simulado (Y_S) y el valor experimental (Y_E) de las principales variables. Los resultados muestran que el factor volumétrico no afecta a la capacidad del código TRACE5 para reproducir el experimento.

Tras este análisis, se ha considerado el valor del factor volumétrico que se utiliza para obtener la instalación LSTF ($K_v = 1/48$) pero en este caso para reproducir un modelo próximo a su planta de referencia, la unidad 2 de Tsuruga 2 ($K_v = 48$). Dicho modelo se ha utilizado para reproducir los mismos experimentos que con el modelo de LSTF y así, se ha obtenido un modelo escalado que es capaz de reproducir con resultados aceptables cualquier transitorio que se produzca en la instalación LSTF. La Figura 5.1 muestra un esquema sobre dicha metodología. En los siguientes apartados del presente Capítulo se describe cada uno de los pasos de los que consta dicha metodología.

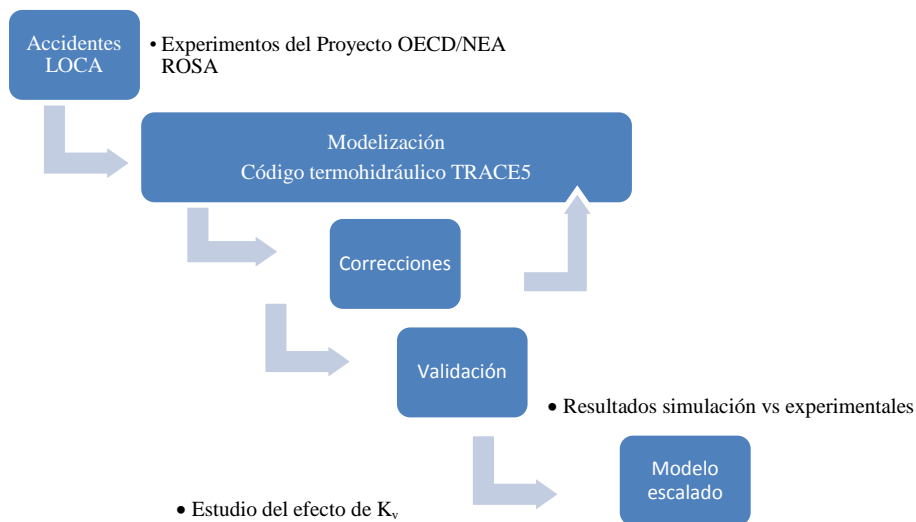


Figura 5.1 Diagrama de la metodología aplicada al escalado

La finalidad de esta metodología es contribuir en el proceso de evaluación del código termohidráulico TRACE5, lo que incluye el desarrollo y mejora del código, para que

pueda ser utilizado en el análisis y diseño de los sistemas de seguridad de las centrales nucleares. Para ello, es necesario realizar numerosos experimentos, así como, considerar diferentes instalaciones experimentales ya que esto permitirá tener una base de datos más extensa con la que evaluar la capacidad del código.

5.2. Transitorios LOCA

Entre los posibles escenarios accidentales que se pueden dar en una instalación nuclear, la presente Tesis se ha centrado en los accidentes con pérdida de refrigerante o *Loss-Of-Coolant Accidents* (LOCA). En este apartado, se explica el porqué de la relevancia de este tipo de accidentes y, más concretamente, de las pequeñas roturas con pérdida de refrigerante o *Small Break Loss-Of-Coolant Accidents* (SBLOCA).

Las siglas en inglés LOCA se refieren a toda situación anómala en la que se produce una pérdida de refrigerante del reactor a causa de una rotura en la barrera de presión del reactor o de algún otro suceso como, por ejemplo, la apertura de una válvula con un caudal mayor al que puedan suministrar los sistemas normales de inyección de refrigerante. En un LOCA, por tanto, hay una pérdida neta de refrigerante y se hace necesaria la actuación de los sistemas de refrigeración de emergencia del núcleo (*Emergency Core Cooling System*, ECCS), que constituyen una de las salvaguardias tecnológicas de las centrales nucleares. Estos sistemas ECCS se diseñan para que sean capaces de suministrar un caudal de refrigerante tal que permita reponer el que se pierde por la rotura y así poder evacuar el calor residual generado en el núcleo del reactor evitando posibles daños al material combustible.

En caso de producirse un LOCA en un reactor PWR, la sucesión de eventos durante el accidente responde al siguiente patrón:

- Inicio de una rotura en el sistema primario o secundario del reactor con liberación de refrigerante a la contención del sistema lo que producirá un descenso en la presión del presionador y, por tanto, una disminución del nivel de líquido en el mismo.
- La pérdida de refrigerante al recinto de contención provocará un aumento en la presión y la temperatura. La detección de estos aumentos proporcionará señales adecuadas para iniciar la actuación automática de los sistemas de emergencia que inyectan refrigerante para mantener el núcleo refrigerado.
- La pérdida de refrigerante supone no poder disponer del fluido que transporta el calor desde la fuente (el propio núcleo del reactor) hasta el sumidero que es el generador de vapor. Por lo que, se puede concluir que un accidente con pérdida de refrigerante supone también la pérdida, aunque sea parcial, del sumidero de calor. Esto hará disminuir la

presión del vapor del circuito secundario, y la temperatura del refrigerante del sistema primario a la salida del generador de vapor, produciendo señales que adecuadamente tratadas pueden iniciar también la actuación del sistema.

- Además, la pérdida de refrigerante puede llevar a una mala refrigeración del núcleo del reactor lo que podría producir daños al núcleo y la liberación de productos de fisión al refrigerante y de allí, a la contención e incluso a la atmósfera.

Cuando un reactor sufre una rotura, se despresuriza a un ritmo que depende del tamaño y la localización de la rotura, pero en todo caso, es suficiente para poner en riesgo la seguridad de la central, ya que ésta depende de que el calor que se produce en el combustible nuclear pueda ser evacuado primero al refrigerante del sistema primario y, en segundo lugar, al sistema secundario.

Una rotura en el circuito primario origina una despresurización que puede causar el cambio a fase vapor. El poder de transmisión de calor se ve reducido con dicho cambio de fase lo que impide el funcionamiento normal del reactor por la imposibilidad de continuar con el flujo de potencia del núcleo hacia la turbina. En estos casos, se requiere el cese de la producción de potencia y un método de extracción para el calor residual remanente en el núcleo que se produce por las fisiones retardadas y la desintegración de los productos de fisión.

En el sistema secundario, una rotura produce un efecto similar al que se produce en el sistema primario. La despresurización convierte en vapor el refrigerante de los generadores de vapor con lo que se deteriora el mecanismo de transmisión de calor y el sistema es incapaz de extraer el calor del circuito primario.

En general, se puede considerar que los LOCA son averías límite, es decir, accidentes con muy poca probabilidad de ocurrencia pero que, sin embargo, deben ser considerados en los análisis de seguridad de las instalaciones nucleares. El principal criterio para clasificar este tipo de accidentes es el tamaño de la rotura, que puede describirse mediante el área de descarga o su diámetro equivalente. De esta forma, se distinguen tres tipos de LOCA:

- *Large Break* LOCA (LBLOCA) o rotura grande.
- *Intermediate Break* LOCA (IBLOCA) o rotura intermedia.
- *Small Break* LOCA (SBLOCA) o rotura pequeña.

En un principio, el LBLOCA fue considerado como el más grave ya que se consideraba que una mayor pérdida de refrigerante podría constituir un accidente más desfavorable. Sin embargo, en marzo de 1979 el accidente producido en la unidad 2 de la instalación *Three Mile Island* (TMI-2) puso en evidencia la necesidad de estudiar el comportamiento

de una central nuclear ante un SBLOCA, dada su mayor probabilidad de ocurrencia y sus graves consecuencias.

Por este motivo, la presente tesis se centra en el estudio de las roturas tipo SBLOCA en diferentes localizaciones de la instalación experimental LSTF según algunos de los experimentos realizados dentro de los Proyectos OECD/NEA ROSA y OECD/NEA ROSA-2. A continuación, se va a describir de forma general la fenomenología que se produce en este tipo de LOCA.

5.2.1. SBLOCA

En un SBLOCA, la tasa de despresurización es mucho menor y la duración del accidente mucho mayor que en un LBLOCA. El reactor dispara por baja presión en el presionador y las consecuencias del accidente se mitigan principalmente por los sistemas de seguridad de inyección de alta presión, que actúan cuando se tiene baja presión en el presionador. Puesto que los acumuladores suelen actuar por debajo de los 4.5 MPa, su acción sólo afecta a accidentes con tamaños de rotura cercana al límite superior de un SBLOCA. La señal de inyección de seguridad detiene la inyección de agua de alimentación principal o *Main Feedwater* (MFW) e inicia la entrada del agua de alimentación auxiliar o *Auxiliary Feedwater* (AFW). El comportamiento ante un SBLOCA depende mucho del tamaño de la rotura.

Durante un SBLOCA grande (área de rotura entre 0.0093 y 0.0465 m²), en el que actúa el sistema de acumuladores, el sistema primario se despresuriza de modo que la presión alcanza el valor de saturación, luego se estabiliza hasta que se descubre la rotura (el fluido que sale por la rotura pasa de ser mayoritariamente líquido a vapor) y sigue cayendo. La despresurización finaliza cuando se inicia la inyección de los acumuladores. Al igual que en un LBLOCA, los sistemas de inyección de alta presión tienen poca influencia ya que el caudal inyectado es menor que el caudal descargado por la rotura. En general, las bombas del sistema primario se disparan al poco de iniciarse el accidente para minimizar la pérdida de refrigerante del sistema, con lo que la eliminación de calor residual se hace básicamente por circulación natural a través de los generadores de vapor. Durante este tipo de SBLOCA, es probable que se produzca el descubrimiento de una parte del núcleo, pero se recupera antes de que se produzca un gran aumento en la temperatura de la superficie de las vainas del combustible, por lo que, sus consecuencias no son las más graves.

En un SBLOCA intermedio (área de rotura entre 0.0019 y 0.0093 m²), la despresurización es más suave aún y el descubrimiento de la rotura tiene un efecto pequeño. La presión alcanza un valor en el que la tasa de producción de calor se iguala con la tasa de eliminación de calor por el generador de vapor y a través de la rotura. A medida que crece la fracción de calor eliminado por la rotura, la presión sigue cayendo lentamente y esto a su vez provoca que disminuya el caudal por la rotura hasta que el caudal inyectado por el sistema de inyección de alta presión lo supera y, por tanto, el inventario del sistema primario empieza a recuperarse. En general, durante estos accidentes se descubre una

parte del núcleo durante un periodo de tiempo, que puede ser largo al ser un transitorio lento. Por este motivo, la probabilidad de daño en el núcleo para este tipo de accidentes es más alta.

A la circulación natural monofásica del comienzo del accidente le sucede la circulación natural bifásica, tras la cual aparece la llamada condensación a reflujo, lo que significa que el vapor producido en el núcleo se condensa en el generador de vapor y luego se drena hacia el núcleo. Cuando el sistema ECCS empieza a inyectar, el agua se acumula en los sellos del lazo del sistema primario entre las bombas y los tubos en U de los generadores de vapor y vuelve a establecerse la circulación natural monofásica. Cuando la presión en el lado frío de los tubos en U crece lo suficiente, el sello del lazo expulsa el líquido hacia la vasija lo que se conoce como el vaciado del sello. Esto, generalmente, determina el punto en el que termina el calentamiento del núcleo.

Durante un SBLOCA pequeño (área de rotura inferior a 0.0019 m^2), el caudal de las bombas es mayor que el caudal que se descarga por la rotura y, por lo tanto, el sistema primario se despresuriza muy lentamente. El núcleo no llega a descubrirse, y se mantiene refrigerado por circulación natural monofásica a través del generador de vapor. Cuando queda completamente relleno de agua, la presión sube muy bruscamente. Puesto que la presión permanece alta durante mucho tiempo, y se elimina muy poca energía por la rotura, el inventario inicial de los generadores de vapor no puede proporcionar toda la refrigeración que necesita. En ausencia de MFW se requiere el AFW para mantener el núcleo refrigerado. Aunque no se produce un calentamiento significativo de las barras de combustible del núcleo, el largo periodo a presión relativamente alta con el agua fría del sistema ECCS fluyendo al *downcomer* implica la posibilidad de un *shock* térmico en la pared de la vasija y sus correspondientes consecuencias.

Todos estos comportamientos descritos se aplican a un SBLOCA que se produce en las tuberías principales o en las líneas de instrumentación. Sin embargo, se podría dar otro escenario SBLOCA interesante debido a una válvula de alivio del presionador que se queda en posición abierta. Estas válvulas están conectadas en la parte del presionador donde hay vapor, por lo que inicialmente hay flujo crítico de vapor en la rotura. Tras la despresurización inicial, el vapor generado en el núcleo puede impedir que el líquido del presionador caiga por la línea de compensación, con lo que la instrumentación de nivel detecta que el presionador está casi lleno y los operadores del reactor pueden deducir erróneamente que el sistema primario está lleno. Éste es el motivo por el cual, en el accidente de TMI-2 los operadores del reactor desconectaron la inyección del sistema ECCS.

5.3. Proyectos OECD/NEA

A continuación, se van a explicar los Programas ROSA y PKL en cuyas series experimentales se basa la presente Tesis.

5.3.1. Programa ROSA

El programa ROSA, cuyas siglas en inglés *Rig of Safety Assessment* significan plataforma para la evaluación de la seguridad, es un programa experimental que se inició en los años 70 por el Instituto de Investigación de Energía Atómica Japonés, o *Japan Atomic Energy Research Institute* (JAERI) actualmente la Agencia Japonesa de Energía Atómica o *Japan Atomic Energy Agency* (JAEA), para estudiar las respuestas termohidráulicas de los reactores de agua ligera (LWR) durante accidentes en los que se produce pérdida de refrigerante (LOCA) y transitorios operacionales (Nakamura et al., 2009).

En sus inicios, el programa ROSA-I se centró en experimentos para el estudio de efectos por separado, principalmente la fenomenología de purgado en la vasija o *vessel blowdown* y la transferencia de calor en el núcleo. Para tratar el flujo bifásico líquido/vapor que se da en el reactor por la presión a la que se encuentra se desarrollaron experimentos que incluían reacciones mecánicas de descarga de líquido/vapor en la instalación. Más tarde, el Programa ROSA procedió a confirmar la eficacia de los sistemas de refrigeración de emergencia del núcleo o *Emergency Core Cooling Systems* (ECCS) en instalaciones experimentales de reactores de agua a presión (PWR) en el Programa ROSA-II y para reactores de agua en ebullición (BWR) en el Programa ROSA-III.

Para el Programa ROSA-I y ROSA-II se utilizaron pequeñas instalaciones experimentales con un núcleo de media altura y una vasija de presión. Estas instalaciones estaban diseñadas para el estudio de los principales fenómenos bajo las condiciones normales de presión y temperatura de un reactor de agua ligera (LWR) durante una rotura grande o *Large Break Loss-Of-Coolant* (LBLOCA). La instalación ROSA-III simulaba un sistema BWR volumétricamente escalado según la relación 1/424 e incluía los componentes principales de un sistema BWR. La instalación estaba eléctricamente calefactada mediante cuatro haces de varillas de media altura, uno simulaba el canal de alta potencia mientras que los otros tres representaban los canales de media potencia.

Tras el accidente TMI-2, la investigación sobre la seguridad de los reactores LWR sufrió un cambio de dirección hacia el estudio de los accidentes basados en pequeñas roturas o *Small Break Loss-Of-Coolant Accident* (SBLOCA) y transitorios operativos. Además, especial atención se puso en los fenómenos como la circulación natural en los lazos primarios incluyendo la estratificación de los flujos y los flujos en contracorriente. Puesto que estos fenómenos dependen en gran medida de la altura del componente y del escalado de la instalación, su estudio requiere experimentos en sistemas primarios a gran escala que representen los reactores PWR reales. Además, los códigos termohidráulicos también sufrieron un gran acelerón con el desarrollo de los códigos BE capaces de evaluar éstos fenómenos con gran precisión. En este marco, en 1980 JAERI inició el Programa ROSA-IV que incluía la instalación *Large Scale Test Facility* (LSTF) que simulaba un reactor PWR *Westinghouse* a escala 1/48. La instalación estaba diseñada para simular la fenomenología termohidráulica que se produce durante transitorios tipo SBLOCA u operacionales. Para ello, se realizaron una serie de unos ochenta experimentos diseñados para obtener datos sobre las siguientes tres áreas:

- Comportamiento de una planta: simular y definir el comportamiento de la planta y los fenómenos termohidráulicos durante diferentes SBLOCA y transitorios operacionales.
- Métodos de recuperación de una planta: los procedimientos de los operadores y los equipos de recuperación que podrían ser útiles durante un SBLOCA o un transitorio operacional.
- Evaluación de los códigos termohidráulicos: tener datos experimentales con los que comparar los resultados de los códigos para su validación.

En abril de 1991, fruto del conocimiento y de la experiencia adquirida tras el Programa ROSA-IV y ante la necesidad creciente de prevenir accidentes severos como el ocurrido en Chernobyl en 1986, se inauguró el Programa ROSA-V que se basaba en los siguientes objetivos:

- Estudiar la efectividad de las medidas de gestión del accidente o *Accident Management (AM)* en el caso de accidentes más allá de los accidentes base de diseño o *Beyond Design Basis Accident (BDBA)*.
- Investigar características de seguridad pasiva para reactores de próxima generación.
- Desarrollar y mejorar los códigos computacionales.

Tras realizar más de 100 experimentos en el Programa ROSA-V, la instalación LSTF se había utilizado para identificar, observar y clarificar los fenómenos termohidráulicos que podrían ocurrir en caso de accidente SBLOCA y transitorios operacionales para confirmar la efectividad de los sistemas ECCS. Sin embargo, en abril de 2005 surge el Proyecto OECD/NEA ROSA para resolver cuestiones termohidráulicas importantes en la seguridad de reactores LWR utilizando la instalación LSTF y poniendo especial atención en la validación de los modelos y métodos de simulación de los fenómenos complejos que pueden ocurrir durante un accidente base de diseño (*Design Basis Accident, DBA*) o incluso BDBA aumentando el nivel de detalle y precisión. Los principales objetivos del Proyecto OECD/NEA ROSA eran:

- Proveer una base de datos experimentales para validar la capacidad predictiva y la precisión de los modelos. Especialmente, de los fenómenos relacionados con la estratificación, flujos paralelos, flujos oscilatorios y flujos de vapor no condensable.
- Clarificar la capacidad predictiva de los códigos que se utilizan para los análisis de seguridad termohidráulica así como también de los códigos avanzados que están bajo desarrollo creando un grupo entre los diferentes países miembros de la OECD los cuales comparten la necesidad de mantener y mejorar la competencia respecto de la seguridad

termohidráulica de los reactores nucleares. Más de 17 organizaciones de 14 países miembros se han unido al Proyecto ROSA.

Para conseguir estos objetivos se realizaron 12 experimentos en la instalación LSTF que se dividían en 6 áreas:

- 1) Estratificación de la temperatura y mezclado durante la inyección de refrigerante por parte del sistema ECCS.
- 2) Fenómenos inestables y destructivos como *water hammer*.
- 3) Circulación natural bajo condiciones de alta potencia.
- 4) Circulación natural con vapor sobrecalentado.
- 5) Refrigeración del sistema primario a través de la despresurización del secundario del generador de vapor.
- 6) Tema abierto a los participantes.

En abril de 2009, comienza el Proyecto OECD/NEA ROSA-2 para profundizar más en las cuestiones sobre la seguridad termohidráulica de reactores LWR que fueron destacadas en el proyecto predecesor. En este caso, se realizaron 7 experimentos en la instalación LSTF basados en:

- 1) Rotura intermedia o Intermediate Break Loss-Of-Coolant Accident (IBLOCA).
- 2) Rotura de un tubo del generador de vapor o *Steam Generator Tube Rupture* (SGTR).
- 3) Experimento *counterpart* común a la instalación utilizada en el Proyecto OECD/NEA PKL-2.

La presente tesis está basada en algunos de los experimentos realizados en los dos últimos Proyectos OECD/NEA ROSA y OECD/NEA ROSA-2, por lo que en los siguientes apartados se va a realizar una descripción detallada de la instalación experimental LSTF y de los experimentos que se reproducen.

5.3.2. Programa PKL

El programa PKL, al igual que el programa ROSA, también ha sufrido una evolución desde sus inicios hasta nuestros días. En este caso, la instalación experimental en la que se realizan los experimentos es PKL, abreviatura alemana de "*Primärkreislauf*" que significa sistema primario. PKL está ubicada en Erlangen, Alemania, y en funcionamiento desde 1977.

Los programas PKL y PKL-2 (1977- 1986) se centraron en el estudio de accidentes SBLOCA y LBLOCA y fueron financiados por el antiguo Ministerio Federal Alemán de Investigación y Tecnología (actual Ministerio Federal de Economía y Tecnología) junto

a Siemens *Power Generation Group* KWU (actualmente Areva NP GmbH). Estos programas, al igual que ROSA, estaban orientados a la validación y desarrollo de los códigos de simulación.

El programa PKL-I se centró en investigar cuestiones de seguridad de un reactor PWR, en concreto, accidentes de dilución de boro y la pérdida de extracción de calor residual en la operación a medio lazo (durante condiciones de parada).

Años después, con el programa PKL-II la investigación continuó con cuestiones de seguridad de un reactor PWR pero se incluyeron cuestiones relativas a los reactores de nuevo diseño centradas en los complejos mecanismos de intercambio de calor en los generadores de vapor y los procesos de precipitación de boro que se producen bajo determinadas condiciones accidentales.

La siguiente fase del programa, PKL-III, se desarrolló a partir de 1986 e incluía la simulación de accidentes más allá de la base de diseño. Para representar los intereses de todas las partes implicadas en el proyecto se definieron nuevas líneas experimentales destinadas no sólo a la simulación de los escenarios accidentales, sino también, a la investigación de los fenómenos termohidráulicos involucrados. Con el fin de cumplir estos objetivos, la instalación se modificó antes del inicio del programa PKL-III y luego se amplió en el transcurso de las distintas series de prueba de acuerdo a las condiciones de accidente que iban a ser investigadas.

En 2012, los equipos de administración de los proyectos OECD/ROSA-2 y OECD/PKL-2 decidieron unir esfuerzos y organizar el Joint PKL2-ROSA2 Workshop con el principal objetivo de presentar y discutir en profundidad los análisis pre y post-test de los diferentes experimentos realizados en ambos proyectos poniendo especial atención en los resultados que se obtienen del experimento *counterpart*, común a ambas instalaciones, que también se ha estudiado en la presente tesis.

Los objetivos principales del experimento *counterpart* son evaluar la efectividad de la despresurización y la inyección de refrigerante de los acumuladores como medidas para mitigar el accidente y restablecer la refrigeración del núcleo, así como investigar la relación y diferencias existentes entre la temperatura del fluido a la salida del núcleo CET y la temperatura máxima de vaina PCT. Los fenómenos y efectos más significativos que se investigan son los siguientes:

- descubrimiento del núcleo debido a la pérdida de inventario con la consecuente formación de vapor sobrecalentado así como comportamiento de la presión del sistema primario antes y después de producirse el descubrimiento
- efectividad de la despresurización del secundario y su influencia en la presión del primario, la inyección de los acumuladores y la refrigeración del núcleo
- relación entre la CET y la PCT durante estos procesos
- efectos de escalado entre las instalaciones PKL y ROSA/LSTF

Durante un escenario de accidente en el que se produce el descubrimiento del núcleo, la medida de la temperatura del refrigerante a la salida del núcleo es de especial interés. Para el estudio del comportamiento de esta temperatura, la instalación PKL está equipada con múltiples termopares a la salida del núcleo en diferentes posiciones radiales y con distintas configuraciones de instalación para reproducir la instrumentación habitual en instalaciones tipo PWR. En muchas plantas, la lectura de estos termopares a la salida del núcleo se utiliza como criterio para la activación de medidas de seguridad. El comportamiento estudiado depende principalmente del escenario y de la ubicación de los termopares. Este test se realiza para asesorar en la posibilidad, precisión y confianza con que se puede utilizar la CET como variable de seguimiento en seguridad (Tóth, et al., 2010) y su correlación con la PCT a partir del estudio de los fenómenos responsables de su comportamiento.

5.4. Experimentos

En el presente apartado se van a describir los diferentes transitorios objeto de estudio en esta tesis que se corresponden con los experimentos 6-1 (Thermalhydraulic Safety Research Group, 2006), 3-1 (Thermalhydraulic Safety Research Group, 2008a) y 1-2 (Thermalhydraulic Safety Research Group, 2008b) realizados en el marco del Proyecto OECD/NEA ROSA y el experimento 2 (Thermalhydraulic Safety Research Group, 2011).

Como ya se ha comentado estos proyectos consisten en una serie de accidentes que reproducen diferentes roturas en los componentes de una central nuclear. En estos proyectos, los experimentos se realizan en la instalación experimental *Large Scale Test Facility* (LSTF) situada en Japón.

Todos los transitorios considerados en esta tesis se corresponden con accidentes de tipo *Small Break Loss-Of-Coolant Accident* (SBLOCA) variando su localización en la instalación LSTF. El experimento 6-1 reproduce una rotura en el *upper head* de la vasija. Los experimentos 3-1 y 1-2 simulan un SBLOCA en la rama fría y la rama caliente, respectivamente. El experimento 2 reproduce una rotura intermedia o *Intermediate Break LOCA* (IBLOCA) en la rama fría.

A continuación, se van a describir cada uno de los experimentos considerados en la presente tesis.

5.4.1. Experimento 6-1

La mayoría de los reactores PWR disponen de termopares para detectar el sobrecalentamiento del núcleo, al considerar que el vapor sobrecalentado fluye hacia arriba cuando se vacía el núcleo durante un accidente o un transitorio anormal. Como medida para gestionar el accidente (AM) se puede tomar un valor determinado del valor de la temperatura de salida del núcleo (CET) medido por los termopares. Sin embargo, en algunos accidentes tipo LOCA reproducidos en instalaciones experimentales se han observado

diferencias en cuanto al tiempo y el valor de temperatura medido cuando se produce el descubrimiento del núcleo (Suzuki, 1993, 2009, 2010). Con esto, la temperatura CET juega un papel muy importante para iniciar las acciones de recuperación. Sin embargo, el retraso en el tiempo de aplicación de dichas medidas podría provocar que éstas fuesen ineficaces y, por tanto, afectar a la seguridad e integridad del núcleo.

Uno de los ejemplos en los que se da esta situación es el experimento 6-1 (Thermal-hydraulic Safety Research Group, 2006) que se llevó a cabo el 17 de noviembre de 2005 en la instalación LSTF y simulaba un SBLOCA en el *upper head* de la vasija con un tamaño que corresponde al 1.9 % del área de la rama fría. La Figura 5.2 muestra un esquema de la *Break Unit* utilizada para desarrollar dicho experimento en la instalación LSTF.

En la Tabla 5.1 se muestra la lógica de control y la secuencia de eventos del experimento 6-1. El experimento se inicia al abrir la válvula que simula la rotura provocando la caída inmediata de la presión del sistema primario alcanzándose el valor de presión que activa la señal del *scram* y se reduce la potencia (Tabla 5.2). Al activarse dicha señal se cierran las válvulas principales de vapor (MSIVs) y se produce la parada de las bombas del sistema primario (Tabla 5.3).

El cierre de las MSIVs produce el aumento de la presión del sistema secundario, mientras que la presión del primario continúa descendiendo hasta casi alcanzar la del secundario. A partir de ese momento, la presión del primario permanece ligeramente por encima de la del secundario.

Simultáneamente con el cierre de las MSIVs, finaliza la inyección de agua principal en ambos generadores de vapor y las válvulas de alivio de los generadores de vapor empiezan a abrir y cerrarse para mantener la del sistema secundario entre dos valores determinados.

Mientras que la presión del primario es mayor que la del secundario, existe transferencia de calor entre ambos sistemas y circulación natural. Sin embargo, cuando se vacían los tubos en U de los generadores de vapor finaliza la circulación natural y entonces la presión del primario es menor que la presión del secundario, la cual se estabiliza.

En este transitorio cuando la temperatura de salida del núcleo o *Core Exit Temperature* (CET) alcanza 623 K se produce la despresurización del sistema secundario mediante la completa apertura de las válvulas de alivio de ambos generadores de vapor como acción para gestionar el accidente o *Accident Management* (AM).

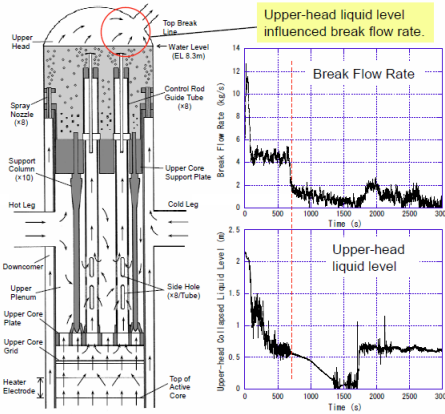


Fig. 3.6-2 Coolant flow in pressure vessel upper region at onset of AM action in Test 6-1

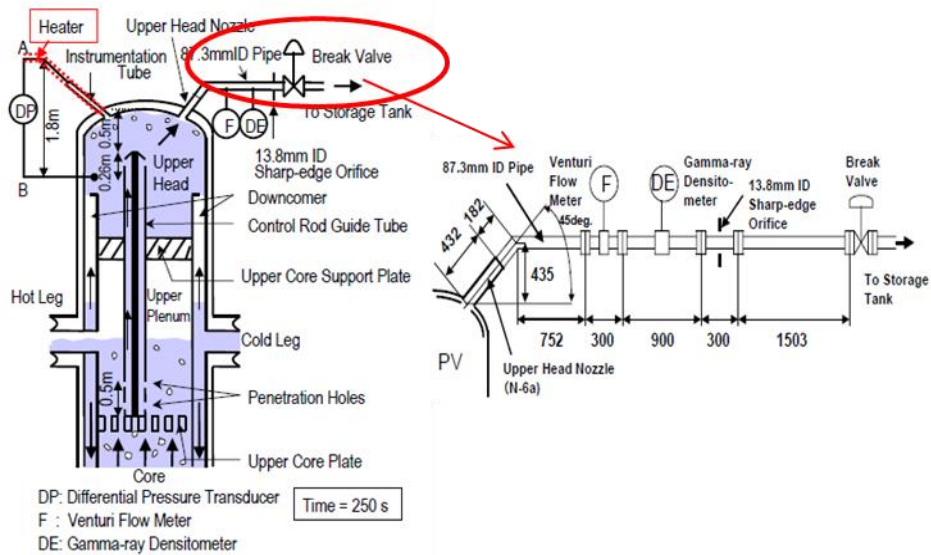


Figura 5.2 Esquema de la Break Unit del experimento 6-1 (Fuente: Thermalhydraulic Safety Research Group, 2006)

Tabla 5.1 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 6-1

Evento	Condición
Rotura	Tiempo cero
Señal de <i>scram</i>	Presión del primario = valor
Calentadores del presionador apagados	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de caída de potencia	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de parada de bombas	Señal de <i>scram</i>
Disparo de turbina	Señal de <i>scram</i>
Cierre de las MSIVs	Señal de <i>scram</i>
Fin de la MFW	Señal de <i>scram</i>
Señal de inyección (SI) de seguridad	Presión del primario = valor
Inicio de la AFW	Señal SI
Despresurización de los SG como AM	CET = 623 K
Inicio inyección de los acumuladores	Presión del primario = valor
Inicio del LPI	Presión <i>lower plenum</i> vasija = valor

Tabla 5.2 Curva de caída de potencia (normalizada al valor del estacionario)

Tiempo	Potencia normalizada	Tiempo	Potencia normalizada	Tiempo	Potencia normalizada
0	1.0000	100	0.2763	1000	0.1584
18	1.0000	150	0.2423	1500	0.1342
20	0.8150	200	0.2263	2000	0.1238
30	0.5366	300	0.2079	3000	0.1096
40	0.4504	400	0.2000	5000	0.0936
50	0.3906	500	0.1913	8000	0.0814
60	0.3538	600	0.1832		
80	0.3042	800	0.1577		

Tabla 5.3 Curva de parada de las bombas (normalizada al valor del estacionario)

Tiempo	Potencia normalizada	Tiempo	Potencia normalizada	Tiempo	Potencia normalizada
0	1.000	30	0.280	80	0.125
2	0.850	40	0.220	90	0.110
5	0.730	50	0.185	100	0.100
10	0.540	60	0.160	250	0.000
20	0.370	70	0.140		

Además, cuando la máxima temperatura de vaina o *Peak Cladding Temperature* (PCT) alcanza 958 K actúa el sistema de protección del núcleo de la instalación LSTF disminuyendo automáticamente la potencia del núcleo para asegurar la integridad de la instalación LSTF (Tabla 5.4). La presión del sistema primario continúa descendiendo hasta que alcanza un valor determinado y se inicia la inyección del sistema de acumuladores en ambas ramas frías. Cuando ambas presiones se estabilizan finaliza el experimento.

Los resultados experimentales muestran que el núcleo se descubre unos 230 s aproximadamente antes de que los termopares detecten 623 K, valor fijado para iniciar la AM. Por este motivo, el objetivo de este experimento era ver la relación entre la CET y la PCT para poder corregir los posibles errores de medida de los termopares.

Tabla 5.4 Lógica del sistema de protección del núcleo de la instalación LSTF

Control de potencia	Máxima Temperatura de vaina
70 %	958 K
35 %	961 K
13 %	966 K
5 %	977 K
0 %	1003 K

5.4.2. Experimento 3-1

El experimento 3-1 (SB-CL-38) (Thermalhydraulic Safety Research Group, 2008a) se realizó el 5 de diciembre de 2006 en la instalación LSTF de la Agencia Japonesa de Energía Atómica (JAEA). Dicho experimento simulaba un transitorio de circulación natural a alta potencia producido por el fallo del *scram* durante una rotura pequeña en la rama fría asumiendo el fallo total del sistema de inyección de alta presión (HPI). El tamaño de rotura es del 1% y se localiza en la rama fría del lazo B, sin presionador, de la instalación LSTF. La Figura 5.3 muestra el esquema de la *Break Unit* utilizada en la instalación LSTF para realizar el experimento.

El transitorio empieza a tiempo cero con la apertura de la válvula que simula la rotura. Pocos segundos después, cuando la presión del primario alcanza un determinado valor se genera la señal de *scram*. Con esta señal se activa la curva de caída de potencia (Tabla 5.2), se inicia la curva de parada de las bombas (Tabla 5.3), se cierran las válvulas principales de vapor (MSIVs), finaliza la inyección del agua principal de alimentación y se inicia la inyección del agua auxiliar de alimentación.

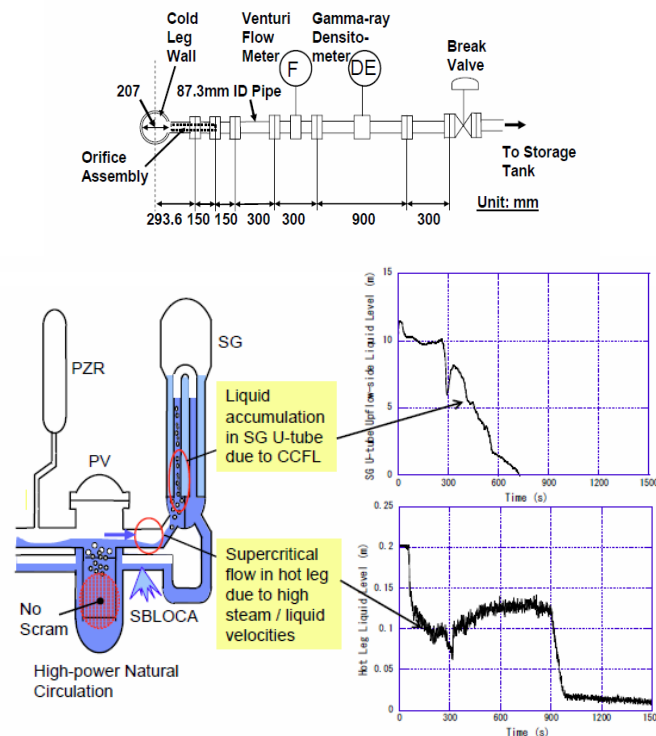


Figura 5.3 Esquema de la *Break Unit* del experimento 3-1 (Fuente: Thermalhydraulic Safety Research Group, 2008a)

Cuando la presión del secundario alcanza un determinado valor, las válvulas de seguridad o *Relief Valves* (RVs) de los generadores de vapor empiezan a abrirse y cerrarse para mantener la presión casi constante. Cuando la presión del primario alcanza un valor determinado se activa la inyección de los acumuladores. Cuando la temperatura máxima de vaina es mayor de un determinado valor, actúa el sistema de protección del núcleo de la instalación LSTF para proteger la integridad de dicha instalación (Tabla 5.5). En la Tabla 5.6 se muestra la lógica de control y la secuencia de los principales eventos que se producen en el experimento 3-1.

Tabla 5.5 Lógica del sistema de protección del núcleo de la instalación LSTF

Control de potencia	Máxima Temperatura de vaina
75%	873 K
50 %	893 K
25 %	903 K
10 %	913 K
0 %	923 K

Tabla 5.6 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 3-1

Evento	Condición
Rotura	Tiempo cero
Señal de <i>scram</i>	Presión del primario = valor
Calentadores del presionador apagados	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de caída de potencia	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de parada de bombas	Señal de <i>scram</i>
Disparo de turbina	Señal de <i>scram</i>
Cierre de las MSIVs	Señal de <i>scram</i>
Fin de la MFW	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la AFW	Señal de inyección de seguridad
Inicio inyección de los acumuladores	Presión del primario < valor

5.4.3. Experimento 1-2

El experimento 1-2 (SB-HL-17) (Thermalhydraulic Safety Research Group, 2008b) se realizó el 17 de mayo de 2007 y simulaba un transitorio de una rotura del 1% en la rama caliente del lazo sin presionador. En la Figura 5.4 se observa el esquema de la *Break Unit* utilizado en la instalación LSTF para llevar a cabo el experimento.

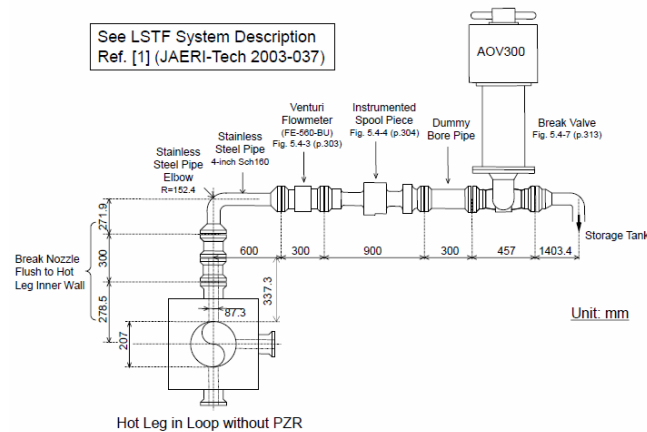


Figura 5.4 Esquema de la *Break Unit* del experimento 1-2 (Fuente: Thermalhydraulic Safety Research Group, 2008b)

En la Tabla 5.7 se muestra la lógica de control del experimento así como la secuencia de los principales eventos que se producen en el experimento 1-2. El transitorio empieza con la apertura de la válvula que simula la rotura. Debido a la pérdida de refrigerante a través de la rotura, la presión del sistema primario empieza a caer hasta que alcanza el valor determinado para activarse la señal de *scram*. Con dicha señal produce el *scram* del reactor que se simula mediante la curva de caída de potencia mostrada en la Tabla 5.2 y además, se inicia la curva de parada de las bombas (Tabla 5.3). Simultáneamente, se cierran las válvulas principales de vapor (MSIVs) y finaliza la inyección del agua principal de alimentación.

El transitorio continúa con la activación de la señal de inyección de seguridad cuando la presión del sistema primario es menor que un determinado valor y a la vez se inicia la inyección de agua auxiliar en el sistema secundario. Cuando la presión del sistema primario alcanza un determinado valor se produce la inyección del sistema de acumuladores. El experimento finaliza cuando las presiones del sistema primario y del secundario se estabilizan.

Tabla 5.7 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 1-2

Evento	Condición
Rotura	Tiempo cero
Señal de <i>scram</i>	Presión del primario = valor
Calentadores del presionador apagados	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de caída de potencia	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de parada de bombas	Señal de <i>scram</i>
Disparo de turbina	Señal de <i>scram</i>
Cierre de las MSIVs	Señal de <i>scram</i>
Fin de la MFW	Señal de <i>scram</i>
Señal de inyección (SI) de seguridad	Presión del primario = valor
Inicio del HPI	12 s después de la señal de <i>scram</i>
Inicio inyección de los acumuladores	Presión del primario = valor

5.4.4. Experimento 2 serie ROSA-2

El experimento 2 (Thermalhydraulic Safety Research Group, 2011) se realizó el 25 de febrero de 2010 y simulaba un IBLOCA en la rama fría con un tamaño que corresponde al 17 % del área de la rama fría y bajo la suposición del fallo parcial de los sistemas HPI, acumuladores y LPI, es decir, sólo actúan en uno de los dos lazos (lazo A con presionador) y el fallo total del AFW. El esquema de la *Break Unit* es el mismo que se utiliza en el experimento 1-2 (Figura 5.4) pero con el tamaño adecuado.

El transitorio empieza con la apertura de la válvula que simula la rotura. Como consecuencia de la pérdida de refrigerante por la rotura, la presión del sistema primario empieza a caer. Cuando la presión del primario desciende por debajo del valor fijado se activa la señal de *scram* del reactor que se simula mediante una curva de caída de potencia (Tabla 5.2), el *coastdown* de las bombas del circuito primario (Tabla 5.3) y el trip de turbina.

Simultáneamente, en el sistema secundario se cierra la MSIV y acaba la inyección del MFW. El transitorio continúa con la señal SI que se activa cuando la presión del sistema primario cae por debajo del valor de presión fijado para dicha señal. Unos pocos segundos después, el sistema HPI se activa en el lazo A (con presionador). El sistema de acumuladores actúa cuando la presión primaria cae por debajo de un determinado valor de

presión. La potencia del núcleo empieza a disminuir por la actuación del sistema de protección que dispone la instalación LSTF cuando la temperatura máxima de la superficie de la barra de combustible alcanza 958 K como se muestra en la Tabla 5.4. Finalmente, cuando se alcanza la presión determinada actúa el sistema LPI en el lazo A. El experimento 2 finaliza cuando las presiones de los sistemas primario y secundario se estabilizan y se cierra la válvula que simula la rotura. La lógica de control y la secuencia de eventos del experimento 2 se listan en la Tabla 5.8.

Tabla 5.8 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 2

Evento	Condición
Rotura	Tiempo cero
Señal de <i>scram</i>	Presión del primario = valor
Calentadores del presionador apagados	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de caída de potencia	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de parada de bombas	Señal de <i>scram</i>
Disparo de turbina	Señal de <i>scram</i>
Cierre de las MSIVs	Señal de <i>scram</i>
Fin de la MFW	Señal de <i>scram</i>
Señal de inyección (SI) de seguridad	Presión del primario = valor
Inicio inyección del sistema HPI	Señal SI
Despresurización de los SG como AM	CET = 623 K
Inicio inyección de los acumuladores	Presión del primario = valor
Inicio del LPI	Presión <i>lower plenum</i> vasija = valor

5.5. Modelo LSTF

El objetivo de este capítulo es realizar una descripción del modelo de la instalación experimental LSTF realizado con el código termohidráulico TRACE. El modelo trata de reproducir lo más fielmente posible la instalación experimental LSTF descrita en el apartado 3.3 de la presente tesis, introduciendo las simplificaciones necesarias para adaptar la instalación real a las posibilidades del código TRACE y optimizar los cálculos de computación. Para lograr estos objetivos se ha prestado especial atención a la geometría de la instalación y a la nodalización del modelo.

El modelo de la instalación LSTF se compone del sistema primario y secundario, y éstos, a su vez, constan de los siguientes subsistemas:

- Sistema primario:
 - Vasija, incluyendo los tubos guía para las barras de control.
 - Ramas frías y calientes.
 - Tubos en U de los generadores de vapor.
 - Bombas de refrigerante.
 - Sellado del lazo.
 - El presionador, con la válvula de alivio y la línea de descarga, que se conecta a la rama caliente del lazo A.
 - El sistema de inyección de seguridad, ECCS, que consta del sistema de inyección de alta y baja presión, HPI y LPI, y del sistema de acumuladores.
- Sistema secundario:
 - Generadores de vapor con el *downcomer* y el cuerpo principal, y los sistemas de agua de alimentación principal (MFW) y auxiliar (AFW).
 - Líneas de vapor con las válvulas de alivio (RVs) y las válvulas de aislamiento de turbina (MSIV).

Para ello se han utilizado 81 componentes hidráulicos (7 BREAKs, 11 FILLs, 23 PIPEs, 2 PUMPs, 1 PRIZER, 22 TEEs, 14 VALVEs and 1 VESSEL), que se describen en los siguientes apartados. La Figura 5.5 muestra la nodalización del modelo completo de la instalación LSTF con el programa SNAP (*Symbolic Nuclear Analysis Package*).

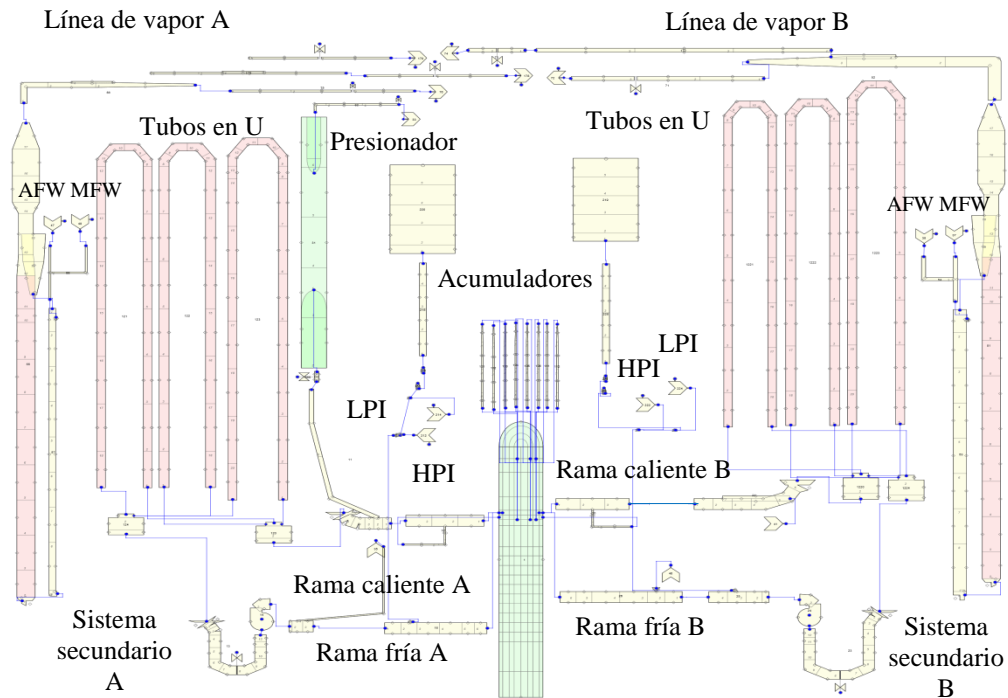


Figura 5.5 Nodalización del modelo de TRACE de la instalación LSTF

5.5.1. Sistema primario

La nodalización del sistema primario incluye la vasija, las ramas calientes, los tubos en U de los generadores de vapor, el sellado del lazo, las bombas centrífugas, las ramas frías, el presionador conectado a uno de los lazos y los sistemas HPI, acumuladores y LPI.

Para modelar la vasija de la instalación LSTF se ha utilizado un componente 3-D VESSSEL, el único componente en tres dimensiones que dispone TRACE. Dicho componente se ha dividido en 20 niveles axiales, 4 anillos radiales concéntricos y 4 sectores acimutales.

Se eligen 4 anillos radiales para simular con los tres primeros las tres zonas de la región del núcleo que pueden ser calentadas de manera independiente en la instalación, siendo el cuarto anillo más exterior para el downcomer. Los 4 sectores acimutales permiten la conexión simétrica en un mismo nivel axial de las dos ramas frías y calientes, una en

cada sector. Los 20 niveles axiales permiten diferenciar las regiones de la vasija y la variación para cada una de sus secciones de flujo debido a las distintas estructuras internas.

Las diferentes partes de las que consta la vasija de la instalación LSTF se han distribuido entre los 20 niveles axiales de la siguiente forma:

- El *lower plenum* comprende los niveles 1 y 2 del componente 3-D VESSEL.
- El núcleo de la vasija, donde se encuentran los elementos combustibles, está situado entre los niveles 3 y 11 y en los tres primeros anillos.
- El *upper core plate* se localiza en el nivel 12.
- El *downcomer* comprende el anillo exterior de la vasija entre los niveles 2 y 16. Es una zona anular que rodea el núcleo y el *upper plenum* y su función es separar el refrigerante que entra a la vasija del que sale con el objetivo de evitar la mezcla de flujos y proporcionar una adecuada circulación natural del refrigerante.
- El *upper plenum* se encuentra desde el nivel 13 hasta el 16. La salida y entrada del refrigerante a la vasija se produce en esta parte.
- El *upper core support plate* es el nivel 17.
- El *upper head* se simula mediante los niveles 18 hasta el 20.

Para cada celda se define su longitud y volumen, así como el área de flujo y el diámetro hidráulico de cada una de sus caras siguiendo las características de la instalación. De esta manera se puede reproducir con precisión las estructuras internas de la vasija y cómo influyen en el área de flujo real y en el volumen disponible para el refrigerante. La Figura 5.6 muestra la nodalización de la vasija.

Además, la vasija tiene diferentes conexiones con componentes 1-D que son: dos salidas de refrigerante hacia las ramas calientes y dos entradas desde las ramas frías, otras dos para el *bypass* de cada lazo que simula la conexión entre las ramas calientes y el *downcomer* de la vasija y los ocho tubos guía para las barras de control.

Las ramas calientes se conectan a la vasija en el *upper plenum* (anillo 3), mientras que las ramas frías se conectan con el *downcomer* (anillo 4). Los 8 tubos guía se simulan mediante 8 componentes PIPE que permiten el flujo de refrigerante entre el *upper plenum* y el *upper head* de la vasija.

Para simular la potencia suministrada por las resistencias eléctricas que actúan como barras de combustible en la instalación LSTF se utilizan las estructuras de calor o HTSTR. Se dispone una estructura de calor por cada sector acimutal de los 3 anillos que simulan el núcleo del reactor, siendo su disposición simétrica respecto al eje de la vasija y concéntrica para todas las estructuras. La longitud de estas estructuras comprende los niveles de la vasija reservados al combustible, desde el nivel 3 hasta el nivel 11.

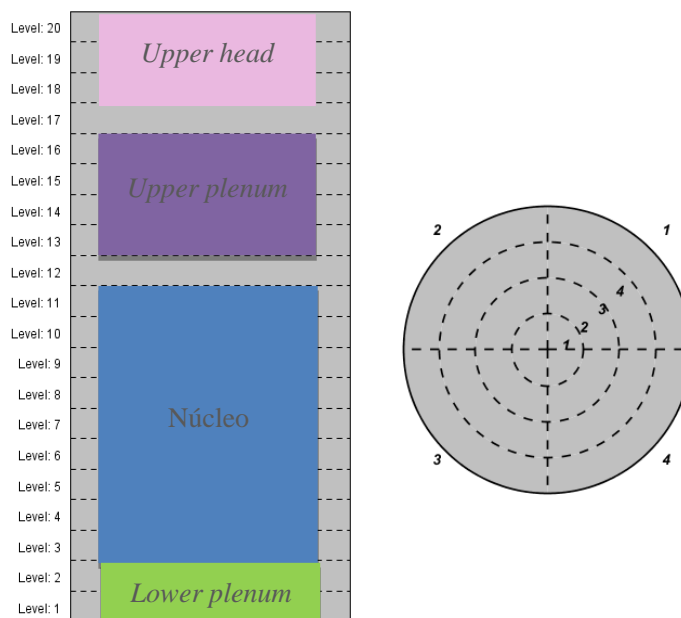


Figura 5.6 Nodalización del componente VESSEL

Cada una de las estructuras de calor de la vasija simula en realidad un número determinado de barras combustibles hasta alcanzar los 1008 elementos que se encuentran en la instalación LSTF.

Para simular la transferencia de potencia desde las HTSTR al refrigerante se utiliza un componente POWER que se encarga de transmitir una potencia constante de 10 MW en condiciones de funcionamiento normal. Cuando existe alguna anomalía y la señal de *scram* se activa la potencia del reactor empieza a disminuir en el tiempo según la tabla de valores tiempo-potencia introducida por el usuario que depende del transitorio simulado.

Además, este componente POWER se utiliza para simular la distribución de potencia radial y axial de cada una de las estructuras de calor según los perfiles de potencia de las barras de combustible de la instalación LSTF.

Para modelar el sistema de protección del núcleo, se utiliza un bloque de control que permite multiplicar la potencia por un factor reductor en función de la temperatura de la superficie de las HTSTR que simulan las barras de combustible.

El presionador se modela mediante un componente PRIZER que conecta por el lado superior con la válvula de alivio para el control de la presión del sistema primario y por la parte inferior, con la línea de descarga o *surge line* que conecta con la rama caliente.

Los dos lazos de refrigerante de la instalación LSTF se reproducen al completo en el modelo de TRACE y son idénticos a excepción de la conexión del presionador en el lazo A. Los lazos comprenden la rama fría, los tubos en U, la bomba centrífuga, el sellado del lazo y la rama caliente.

Los tubos en U se han simulado en 3 grupos ya que en la instalación LSTF los tubos en U tienen diferente longitud. La transferencia de calor de estos tres tubos ha sido diseñada de tal manera que la potencia transmitida equivale a la de todos los tubos existentes en la instalación LSTF. Para ello se han utilizado componentes HTSTRs con geometría cilíndrica y simulan la transferencia de calor entre el lado primario de los tubos en U y el generador de vapor. Además, cada una de estas estructuras de calor simula un número determinado de tubos en U para simular los 141 que tiene cada generador de vapor de la instalación LSTF.

Los sellos de lazo actúan como succión para las bombas centrífugas que impulsan el refrigerante y se han modelado mediante componentes VALVE. Los sellos del lazo conectan con las ramas frías donde se produce la inyección de los sistemas de refrigeración de emergencia del núcleo: HPI, acumuladores y LPI. Para el HPI y LPI se utilizan componentes FILL definidos mediante una tabla tiempo-caudal. Para los acumuladores se utilizan dos componentes PIPE activando la opción de acumulador.

5.5.1.1. Modelo de la rotura

La nodalización de la rotura depende del transitorio considerado ya que según el experimento varía su localización en la instalación LSTF así como también su configuración. Para los experimentos 3-1 (rotura en la rama fría), 3 y 1-2 (rotura en la rama caliente) la rotura o el *break unit* se ha simulado utilizando un componente TEE unido a un componente VALVE y éste a su vez unido a un componente BREAK. El componente TEE permite ubicar la rotura en la rama caliente o fría del lazo B según el transitorio.

Sin embargo, en el caso del experimento 1-2, que la rotura se produce en el *upper head* de la vasija la *break unit* está formada por un componente VALVE y un componente BREAK.

Las características geométricas para cada experimento se especifican en los documentos técnicos disponibles (Thermohydraulic Safety Research Group, 2006, 2008a, 2008b, 2011, 2012). La sección de la rotura se coloca en un componente VALVE y secciona la salida de refrigerante por la rotura de acuerdo con la lógica de control establecida para cada experimento.

5.5.2. Sistema secundario

La nodalización del sistema secundario consta de los generadores de vapor con los sistemas de agua de alimentación principal y auxiliar y las líneas principales de vapor con las válvulas de alivio (RV) y las válvulas de aislamiento (MSIV).

Los generadores de vapor se simulan mediante dos componentes TEE, uno simula el cuerpo principal o *raiser* y otro para el *downcomer*. El agua de alimentación principal (MFW) y auxiliar (AFW) se produce en el *downcomer* y se simula mediante componentes FILL definidos por una tabla tiempo-caudal. Los generadores de vapor reciben el calor del sistema primario a través de los tubos en U para evaporar el agua de su interior mediante componentes estructuras de calor HTSTRs.

El contenido de vapor del refrigerante en el interior del cuerpo del generador es mayor conforme se aumenta en altura, por lo que a una altura de 14.23 m se sitúa el separador de líquido, que enriquece el contenido de vapor del refrigerante antes de salir hacia la línea principal de vapor. Desde esta altura la composición de la mezcla de refrigerante es de vapor al 100 %. TRACE dispone del componente SEPARATOR para simular el separador de vapor, sin embargo, en el modelo de LSTF se ha utilizado la recomendación del manual de TRACE (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007b) que permite utilizar un factor de fricción muy alto, del orden de 10^{22} , el cual no permite el paso de líquido entre las celdas donde se define.

Las líneas de vapor se encargan de conducir el vapor producido en los generadores de vapor hacia la turbina o hacia la válvula de alivio. En condiciones de funcionamiento normal de la instalación, el vapor del sistema secundario sale a través de la MSIV que permanece abierta. En caso de emergencia, se procede al aislamiento de la turbina con el cierre de la MSIV. En estas condiciones, el vapor queda encerrado en el sistema secundario hasta que la presión aumenta lo suficiente debido a la acumulación de vapor y se alcanza la presión de tarado de la válvula de alivio (RV), produciéndose una descarga parcial de vapor, hasta que la presión vuelve al valor nominal.

5.6. Simulación y análisis de los experimentos LSTF con TRACE5

En este apartado se van a mostrar los resultados que se obtienen con el modelo de LSTF en comparación con los resultados experimentales. En primer lugar, se muestran los resultados de los estados estacionarios realizados para alcanzar las condiciones iniciales de cada uno de los experimentos y en los siguientes apartados ya se explican los resultados de cada transitorio.

Como ya se ha comentado, la obtención de los resultados finales de los transitorios ha sido fruto de un largo proceso en el que se ha realizado una gran cantidad de simulaciones que han dado lugar a ajustes y mejoras del modelo. Aquí se muestran los resultados más relevantes para llegar a la mejor reproducción de los resultados experimentales.

5.6.1. Estado estacionario

En todos los casos, se ha realizado la simulación de un estado estacionario de 500 s de duración con el fin de asegurar que se alcanzan las condiciones iniciales de cada uno de los experimentos de manera estable. Los errores relativos para las principales variables del sistema obtenidos en comparación con los resultados experimentales para el caso del modelo de LSTF y los experimentos considerados se muestran en la Tabla 5.9.

Como se puede observar, los resultados obtenidos muestran un buen ajuste con respecto a los datos experimentales, ya que en cualquier caso los errores relativos son inferiores al 6%.

Todos los resultados mostrados en este trabajo están normalizados al valor obtenido en el estado estacionario.

Tabla 5.9 Error relativo (%) estado estacionario (modelo LSTF)

Parámetro	Exp. 6-1	Exp. 1-2	Exp. 3-1	Exp. 2
Temperatura rama fría	-0.20	-0.28	-0.11	-0.31
Presión presionador	-0.52	-0.32	-0.39	0.19
Nivel líquido presionador	-4.18	-1.91	-4.47	-2.89
Presión SG	-0.41	-0.68	-0.41	0.00
Nivel líquido SG	-5.37	-5.88	-0.55	-4.87

5.6.2. Transitorio del experimento 6-1

Como ya se ha comentado, en algunos transitorios se han observado discrepancias en cuánto al tiempo y el valor de temperatura medido cuando se produce el descubrimiento del núcleo. Un ejemplo, es el experimento 6-1 (Thermohydraulic Safety Research Group, 2006) que simula un SBLOCA en el *upper head* de la vasija de LSTF de tamaño equivalente al 1.9 % del área de paso de la rama fría volumétricamente escalada, asumiendo el fallo total del sistema HPI. Los resultados muestran que el núcleo se descubre unos 230 s aproximadamente antes de que los termopares midan 623 K, valor fijado para iniciar la AM (Tóth et al., 2010) y además, se tienen diferencias en el valor de temperatura medido. En este tipo de transitorios se produce la despresurización del sistema primario como AM, que consiste en abrir de manera continuada las válvulas de alivio de los generadores de vapor.

La Figura 5.7 muestra los resultados experimentales que se obtuvieron para: (a) las presiones del sistema, (b) los niveles de líquido de la vasija y (c) las temperaturas de las superficies de las barras del núcleo. Claramente se observa que existe un retraso de unos 230 s entre el momento en el que se inicia la acción AM (1074 s) (Figura 5.7a) y cuando

se empieza a producir el descubrimiento del núcleo (840-1550 s) (Figura 5.7b) (Suzuki, 2009).

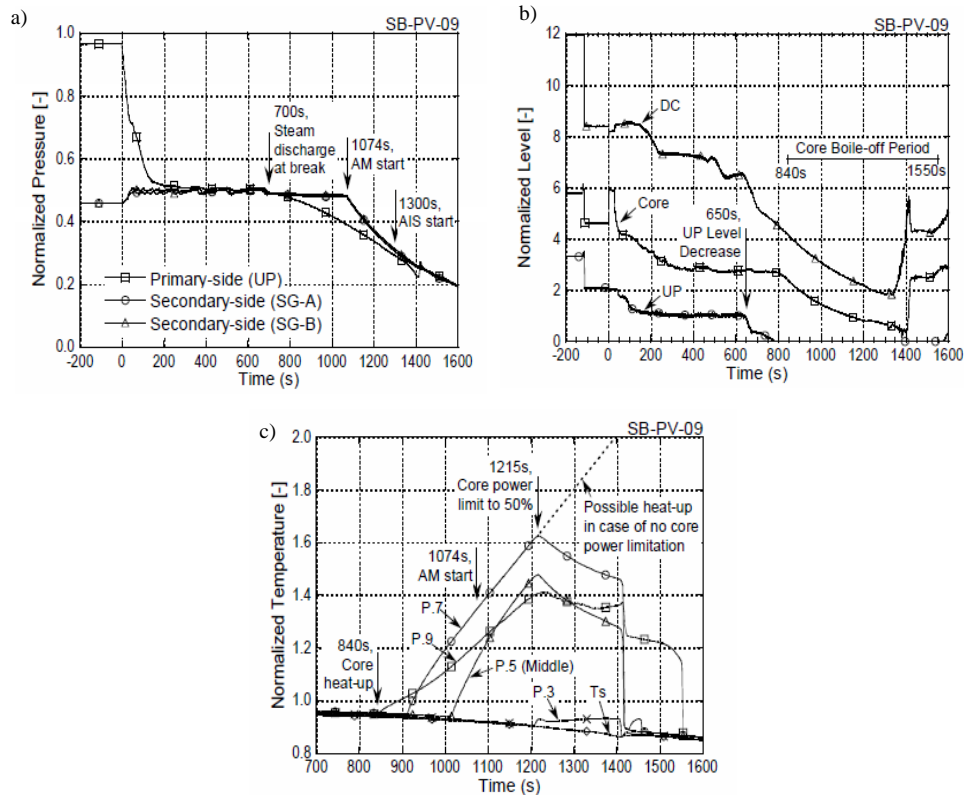


Figura 5.7 Resultados del experimento 6-1 (Fuente: Suzuki et al., 2009)

La Figura 5.7c muestra las diferentes temperaturas de superficie de las barras calefactadas a distintas posiciones axiales ($P9$ parte alta, $P7$ y $P5$ parte media y $P3$ parte baja) en comparación con la temperatura de saturación, T_s . Como se observa, cuando se produce el descubrimiento del núcleo, a 840 s, se inicia la excursión de la temperatura $P9$. Sin embargo, las acciones de recuperación AM se inician cuando la temperatura $P7$ alcanza los 623 K. Ante estos resultados, uno de los objetivos de este experimento era esclarecer la relación entre la CET y la PCT. En este caso las mejoras del modelo encaminadas a conseguir una buena simulación de los resultados se centraron en el modelo de la vasija y en los posibles caminos que permiten el paso de caudal hacia la rotura: los 8 CRGT,

los *spray nozzles* entre el *downcomer* y el *upper head* y el *bypass* entre la rama caliente y el *downcomer*.

En primer lugar se realizó un modelo de LSTF con la vasija 1D. La Figura 5.8 muestra la nodalización de la vasija 1D frente a la 3D.

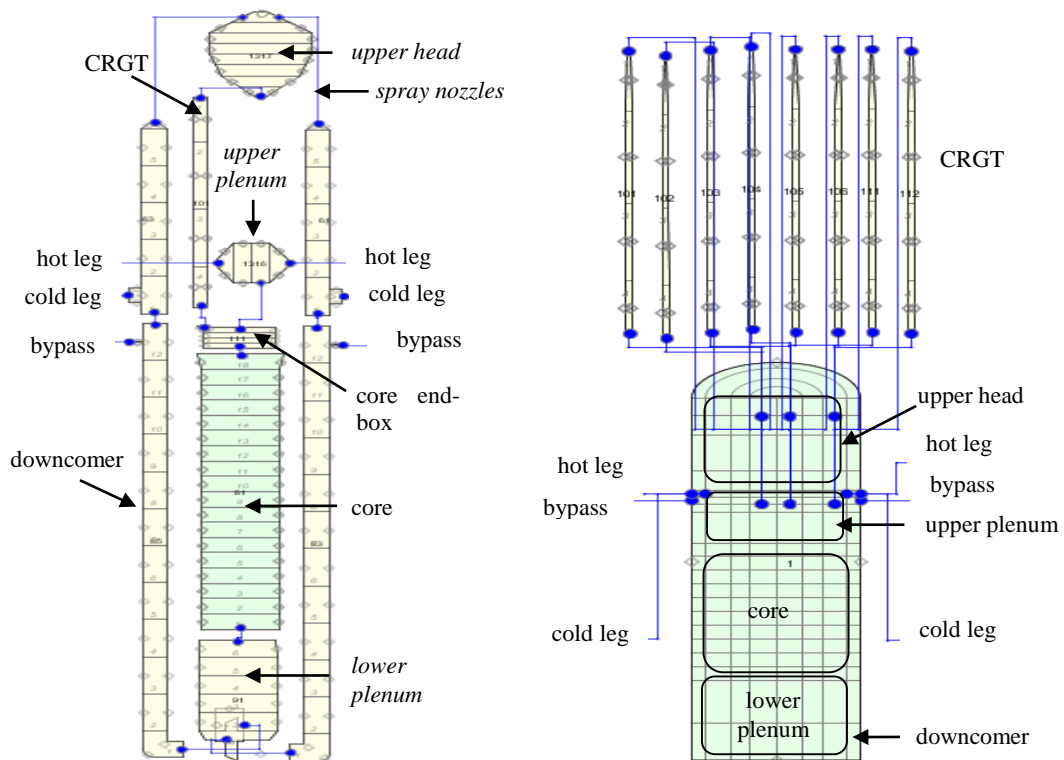


Figura 5.8 Nodalización del modelo de la vasija 1D y 3D con SNAP

La diferencia principal radica en el tipo de componentes que dispone TRACE para modelar la vasija. Así, en el modelo 1D la vasija se modela con componentes 1D tipo PIPES y TEEs mientras que, en el modelo 3D se utiliza el componente 3D VESSEL.

En el modelo 1D, el *downcomer* está simulado con 4 TEEs que se conectan a las ramas frías, el *bypass* entre el *upper plenum* y el *downcomer* y los *spray nozzles* entre el *downcomer* y el *upper head*. Otro componente TEE se utiliza para simular el *lower plenum*. El núcleo se ha modelado mediante una PIPE conectada una HTSTR que representa las 1008 barras de combustible. Mediante otra TEE se simula la salida del núcleo y está

conectada a dos PIPes que simulan los CRGT y el *upper plenum*. La rotura se ha simulado utilizando un componente VALVE y otro BREAK conectados a la PIPE que simula el *upper head*. En la Figura 5.9 se muestran los resultados obtenidos con ambos modelos para a) las presiones y b) las temperaturas CET y PCT.

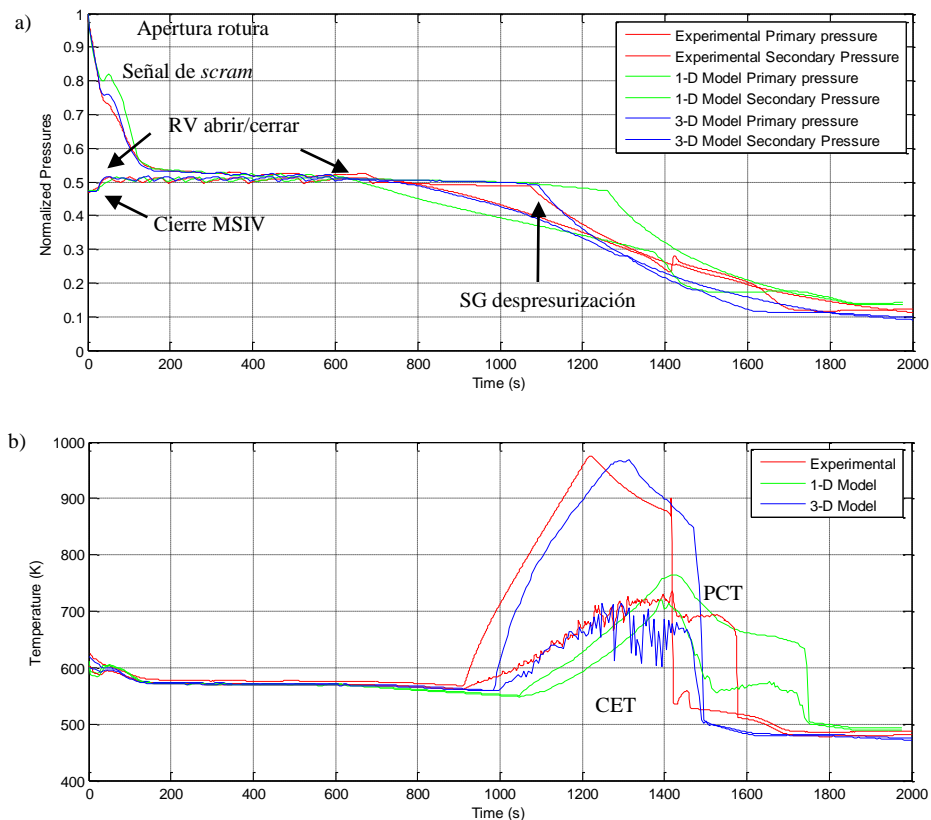


Figura 5.9 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 6-1 (1D vs 3D)

La rotura provoca una rápida despresurización del sistema primario que produce la activación de la señal de *scram* y se inicia la curva de caída de potencia y la del *coastdown* de las bombas, se cierran las MSIVs y finaliza la inyección del agua principal. Con el cierre de la MSIVs, la presión del sistema secundario aumenta hasta que se alcanza el valor de tarado de las RVs y estas empiezan un comportamiento cíclico (abrir/cerrar) para mantener dicha presión. La presión del sistema primario continúa cayendo hasta casi alcanzar la del sistema secundario y se mantiene ligeramente sobre ésta hasta los

750 s, cuando se cierran completamente las RVs, los tubos en U se vacían y finaliza la circulación natural.

Una vez que finaliza la circulación natural, la presión del sistema primario pasa a ser inferior a la del sistema secundario, la cual se sigue manteniendo hasta los 1074 s, momento en el que la CET alcanza los 623 K y se produce la despresurización del sistema secundario como acción AM.

Como se puede observar, ambos modelos reproducen el comportamiento experimental de las presiones durante la circulación natural, sin embargo en el modelo 1D se retrasa la despresurización del sistema secundario ya que la CET del modelo 1D alcanza la temperatura para la acción AM más tarde que el modelo 3D. Además, el modelo 1D no es capaz de reproducir adecuadamente la excursión de la PCT, puesto que el máximo alcanzado está muy por debajo del máximo experimental (Querol et al., 2013).

A la vista de los resultados, se optó por continuar con la mejora del modelo de la vasija 3D analizando el efecto de los posibles caminos que permiten el paso de caudal hacia la rotura. De éste análisis, se ha obtenido que el que más influencia tiene en los resultados es el *bypass* entre la rama caliente y el *downcomer*, puesto que cuando la circulación natural termina, el vapor fluye desde el *upper plenum* al *downcomer* reduciendo la caída de presión de éste. Por lo tanto, si se reduce el área de paso, se limita el caudal de vapor al *downcomer* y la presión se mantiene más tiempo. El área de paso de los *spray nozzles* afecta al tiempo en el que se obtiene el máximo valor de la CET y la PCT, de manera que éstos se han ajustado para obtener los mejores resultados posibles. Además, se ha comprobado que incrementado el número de sectores acimutales o de niveles axiales del *upper head* los resultados no mejoran notablemente y, además, se produce un aumento considerable del tiempo de computación.

A continuación, se muestra la Figura 5.10 donde se representan los resultados experimentales junto con los simulados sin ajustar los coeficientes de fricción del *bypass* (TRACE5 T6-1a) y ajustándolos (TRACE5 T6-1b) para las principales variables del experimento: a) las presiones del sistema y las excursiones de la CET y la PCT, b) el caudal y el inventario de descarga a través de la rotura y c) los niveles de líquido de la vasija.

Como se puede observar, TRACE5 reproduce el comportamiento experimental de las presiones durante la circulación natural. Sin embargo, cuando se produce la despresurización es cuando se observan diferencias entre ambos modelos. Sin ajustar el *bypass* (TRACE5 T6-1a) la despresurización se retrasa algunos segundos puesto que el descubrimiento del núcleo se produce más tarde y, por lo tanto, la CET alcanza los 623 K más tarde. La excursión de la PCT también se retrasa unos segundos, aunque su máximo es similar al experimento. Ajustando el *bypass* (TRACE5 T6-1b), las excursiones de la CET y la PCT son más próximas al experimento y como consecuencia, la despresurización del secundario se produce muy próxima al experimento. En todos los casos se activa el sistema de protección del núcleo reduciendo la potencia y, por tanto, CET y PCT disminuyen.

Cuando la presión del sistema primario alcanza el valor determinado se inicia la inyección de los acumuladores, lo que provoca un incremento en la presión del sistema primario (a 1400 s, aproximadamente) que no se reproduce con ningún modelo de TRACE5. Esto puede ser debido a que TRACE5 no es capaz de reproducir adecuadamente la condensación de vapor que se produce por la inyección de refrigerante de los acumuladores en las ramas frías que produce un aumento de presión en el sistema primario durante el experimento.

Respecto al caudal másico y el inventario descargado por la rotura, este transitorio se puede dividir claramente en 3 fases de acuerdo a las condiciones del fluido descargado. En ambos modelos, se predice un cambio de líquido monofásico a flujo bifásico hacia los 95 s y de bifásico a monofásico vapor a 620 s, el cual se avanza unos segundos en comparación con el experimento. Los resultados que se muestran, se han obtenido tras realizar un análisis de sensibilidad de los coeficientes del modelo *choked flow* y elegir los que mejor reproducen el comportamiento experimental. En este caso, se han utilizado los valores por defecto que recomienda el código TRACE5 (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007a, b) y otros autores (Freixa y Manera, 2010).

Las fases de líquido subenfriado y flujo bifásico se reproducen adecuadamente, sin embargo, las diferencias durante la fase monofásica vapor podrían deberse a la falta del coeficiente de descarga del modelo de flujo crítico de TRACE para fase vapor. Como se observa, el *bypass* no afecta al caudal descargado por la rotura puesto que no hay diferencia entre los dos modelos.

Respecto a los niveles de líquido de la vasija, en ambos modelos el *downcomer* permanece lleno hasta los 600 s cuando empieza a vaciarse, mientras que en el experimento se vacía gradualmente desde los 200 s. Estas diferencias pueden ser debidas a la existencia de pequeñas fugas entre el *upper plenum* y el *downcomer* confirmando los resultados obtenidos por otros autores (Freixa y Manera, 2010). El núcleo y el *upper plenum* se comportan de modo similar al experimento. Sin embargo, el *upper plenum* empieza a vaciarse a 600 s, algunos segundos antes que en el experimento. Inmediatamente después, el *upper plenum* se vacía y disminuye el nivel del núcleo hasta los 1400 s que se vacía. Simultáneamente, el nivel de líquido del *downcomer* disminuye hasta que se produce la inyección de los acumuladores a 1300 s, aproximadamente. En ambos modelos, el núcleo empieza a vaciarse más tarde aunque el descubrimiento se produce al mismo tiempo que el experimento. En la última parte del transitorio (a partir de 1700 s), los niveles de líquido de la vasija simulados son menores que en el experimento debido a que el inventario descargado por la rotura es mayor, siendo más acusado en el caso sin ajustar el *bypass*.

La Figura 5.11 muestra la relación entre la CET y la PCT durante la excursión, la cual permite predecir el valor de la PCT a partir del valor de la CET. Como se observa, la pendiente de dicha relación es similar en ambos modelos obteniendo que para el mismo valor de la CET, ambos casos predicen una PCT menor que en el experimento.

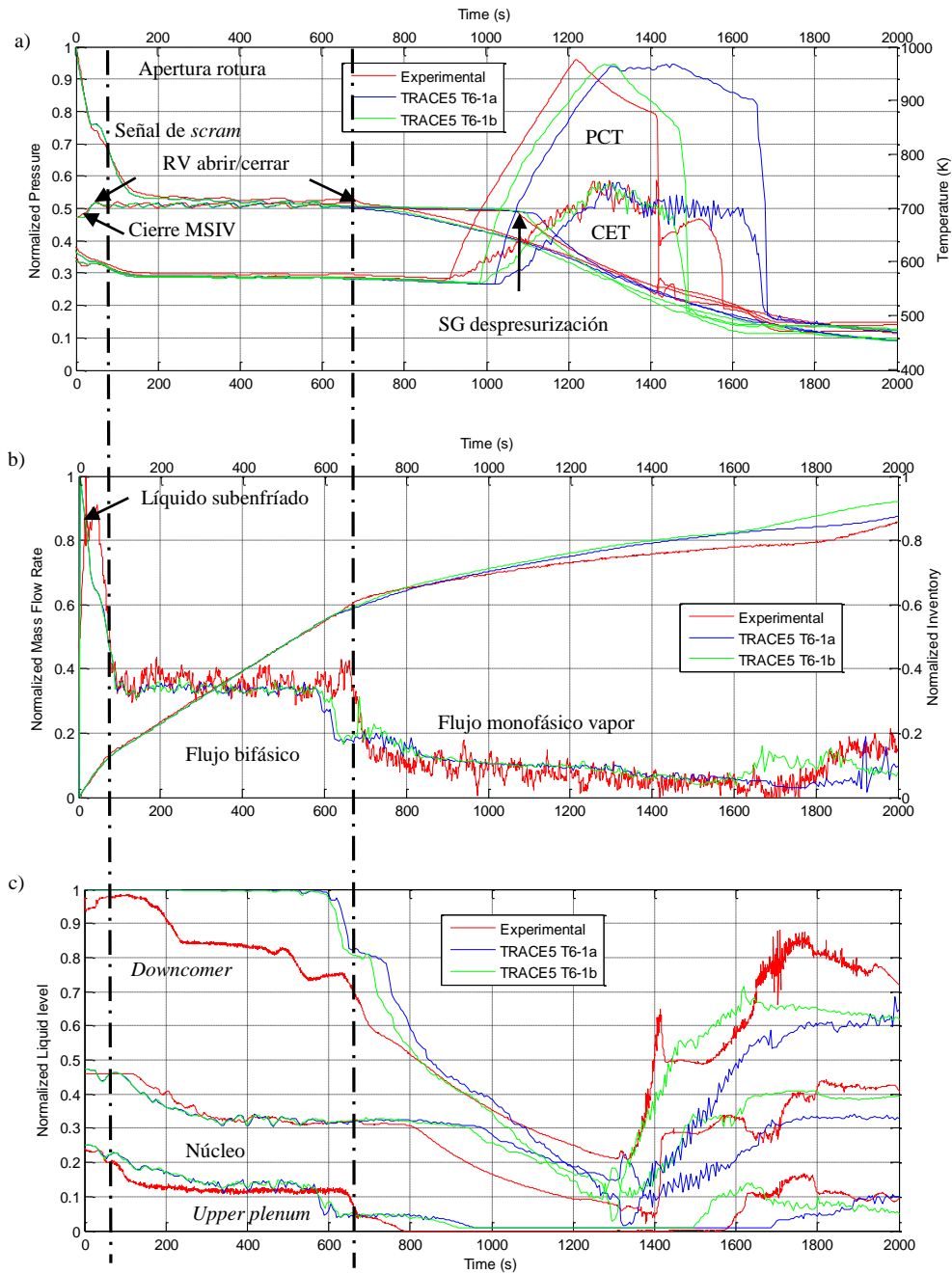


Figura 5.10 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 6-1

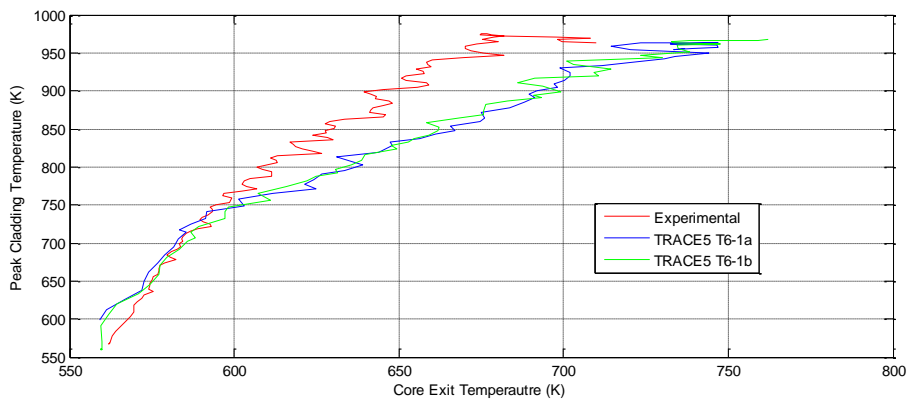


Figura 5.11 CET vs PCT para el experimento 6-1

En general, los resultados que se han obtenido con el código TRACE5 son similares al experimento y no distan mucho de los resultados obtenidos por otros autores (Freixa y Manera, 2010) y (Queral et al., 2011). Por eso, se ha considerado una buena simulación de los resultados del experimento 6-1 con el modelo de LSTF.

5.6.3. Transitorio del experimento 1-2

Uno de los principales objetivos del transitorio 1-2 es analizar la capacidad del código TRACE5 para reproducir la estratificación térmica y el régimen de fluido que se da en la rama caliente.

La inyección de refrigerante por parte del sistema HPI en la rama fría de ambos lazos de la instalación LSTF produce un efecto de estratificación térmica, ya que el refrigerante del circuito primario se encuentra a mayor temperatura que el refrigerante inyectado. Una mezcla incompleta de ambos produce que el refrigerante inyectado al tener mayor densidad vaya a la parte baja de la rama fría, mientras que el refrigerante que se encuentra en el sistema al estar a mayor temperatura quede por la parte de arriba.

Con el objetivo de reproducir esta fenomenología, el modelo de LSTF se ha adaptado para simular la rotura y la lógica de control del experimento 1-2. En este caso, también ha sido importante el ajuste del caudal que vuelve al *downcomer* a través del *bypass* de las ramas calientes por las mismas razones expuestas en el apartado anterior. La Figura 5.12 muestra a) las presiones de los sistemas primario y secundario, b) el caudal y el inventario descargado por la rotura y c) los niveles de líquido en la vasija obtenidos con TRACE5 sin ajustar (TRACE5 T1-2a) y ajustando (TRACE5 T1-2b) el caudal por el *bypass* en comparación con los resultados experimentales.

A la vista de las presiones del sistema, se observa que ambos modelos son capaces de reproducir un comportamiento similar al que se produce en el experimento. Con la abertura de la válvula que simula la rotura, la presión del sistema primario empieza a caer, se produce la señal de *scram*, se inicia la curva de caída de potencia y la curva de *coast-down* de las bombas, se cierran las MSIVs y finaliza la inyección del agua principal. El cierre de las MSIV produce un ligero aumento de la presión del sistema secundario hasta que se alcanza el valor de tarado de las RV. A partir de este momento, se produce un comportamiento cíclico de las RVs (abrir/cerrar) para mantener la presión del sistema secundario constante. La presión del sistema primario continúa cayendo hasta casi alcanzar la presión del sistema secundario, manteniéndose ligeramente por encima de ésta hasta los 1000 s. Durante este tiempo, tiene lugar la circulación natural y el sistema secundario elimina el calor del sistema primario. A 1000 s, las RVs se cierran completamente, los tubos en U y las ramas calientes se vacían y finaliza la circulación natural lo que produce la caída de la presión del sistema primario.

A la vista de los resultados, se obtiene que con el modelo sin ajustar el caudal por el *bypass* (TRACE5 T1-2a) la caída de presión que se produce tras el vaciado de los tubos en U es más rápida, mientras que ajustando el *bypass* (TRACE5 T1-2b) la presión simulada es similar a la experimental hasta los 2500 s. A partir de este momento, la caída de presión experimental es más rápida que la reproducida con ambos modelos de TRACE5. A este tiempo, se alcanza la presión para que se inicie la inyección de los acumuladores, la cual no se reproduce adecuadamente lo que podría explicar las posibles diferencias observadas a partir de este momento.

Respecto al caudal descargado por la rotura, en ambos modelos, es completamente monofásico líquido hasta los 100 s, momento en el que pasa a mezcla bifásica. A los 1000 s, se produce el cambio de mezcla bifásica a monofásica vapor. En general, los resultados de simulación se aproximan a los resultados experimentales, aunque durante la fase bifásica los caudales simulados son menores que en el experimento y el cambio a monofásico vapor se retrasa unos 60 s en ambas simulaciones. Esto podría deberse a la falta del coeficiente de descarga monofásico vapor del modelo de flujo crítico de TRACE5 (Freixa y Manera, 2010). Para los coeficientes de descarga líquido subenfriado y mezcla líquido-vapor se han utilizado los valores de 1.5 y 1.2, respectivamente, ya que son los que mejor reproducen el experimento.

Respecto a los niveles de la vasija, se tiene que el nivel del núcleo y del *lower plenum* se reproducen adecuadamente, mientras que el del *downcomer* no, ya que en ambas simulaciones está lleno durante todo el transitorio. El núcleo queda inundado un 80 %, lo que significa que no se produce el descubrimiento del núcleo y, por tanto, en este experimento las temperaturas CET y PCT no sufren ninguna excursión.

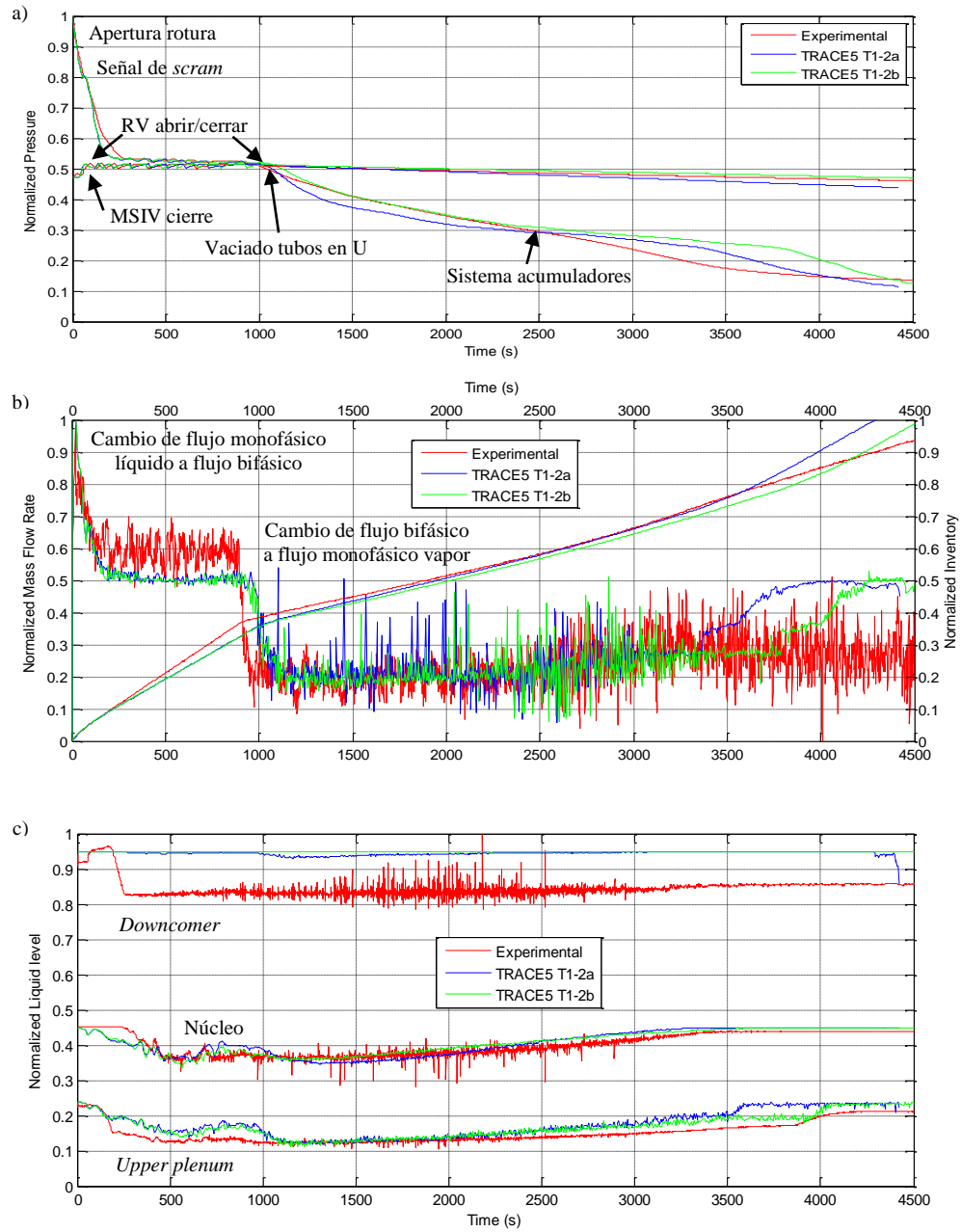


Figura 5.12 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 1-2

Como ya se ha comentado, en este experimento es importante estudiar la estratificación térmica que se produce debido a la inyección de agua proveniente del sistema HPI a la rama fría. Una mezcla insuficiente entre el agua del sistema HPI y el refrigerante que se encuentra en el interior de la rama fría puede producir la estratificación térmica ya que el agua fría por su mayor densidad irá a la parte inferior de la rama fría y fluirá principalmente hacia el *downcomer*. Sin embargo, el fenómeno de la estratificación térmica no se puede predecir utilizando un componente 1D.

Por este motivo, se ha realizado un nuevo modelo en el que se utiliza un componente VESSEL 3D en lugar de utilizar un componente 1D, que se utilizaba originalmente para modelar la rama caliente. El componente VESSEL se ha definido para reproducir una conducción horizontal variando los parámetros de la tarjeta GRAV: $GC = 0.0$, $GYTC = 0.0$, $GXRC = -1.0$ and $GZC = 0.0$. La nodalización de dicho componente VESSEL en anillos, niveles axiales y sectores acimutales también se ha estudiado para mejorar la reproducción del flujo bifásico en la rama caliente y se han considerado 3 anillos, 4 niveles axiales y 10 sectores acimutales. Cada uno de los 30 sectores de los dos niveles axiales exteriores de la VESSEL se ha conectado a un componente PIPE, que a su vez se conectan a un componente PIPE *N-sides*. La Figura 5.13 muestra los esquemas de la nodalización de la rotura utilizando el componente TEE 1D y el componente VESSEL 3D.

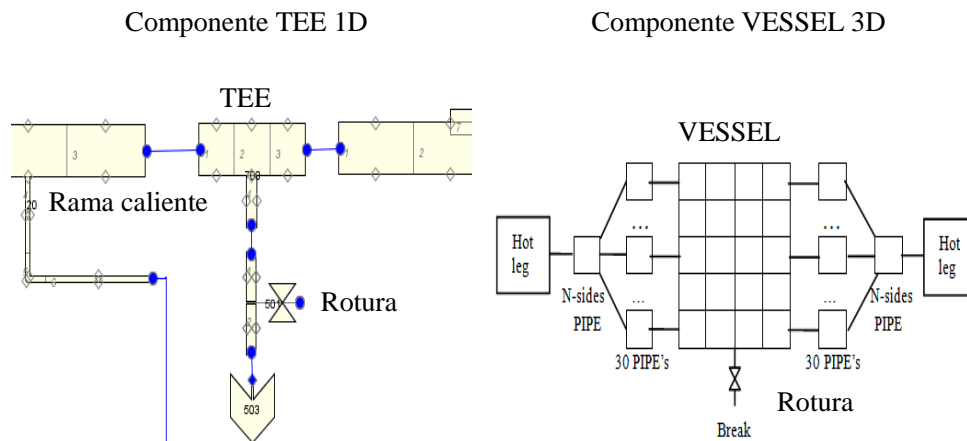


Figura 5.13 Nodalización de la rotura componente 1-D vs 3-D

Los resultados variando la configuración del componente 1D por el componente 3D no son muy diferentes entre sí, sin embargo, el componente VESSEL 3D permite obtener la fracción de huecos para todos los sectores acimutales en cualquier nivel axial. Así, la Figura 5.14 muestra la fracción de huecos para el nivel axial donde se sitúa la rotura en

el componente VESSEL. Como se puede observar, utilizando el componente 3D se prueba la existencia de líquido estratificado. Sin embargo, no se aprecian mejoras importantes en cuanto a los resultados de simulación (Querol et al., 2014).

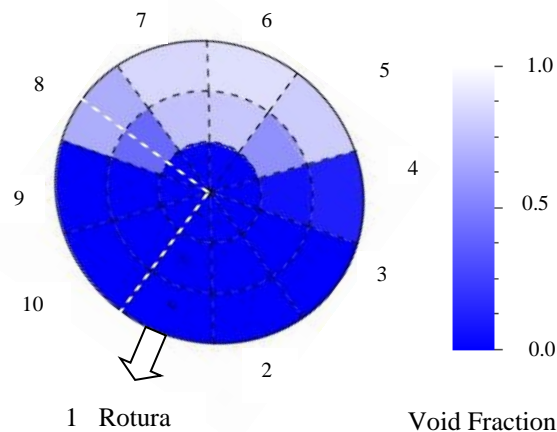


Figura 5.14 Fracción de huecos en el tercer nivel axial

Para profundizar más en el estudio de la estratificación, se ha utilizado el modelo *offtake* disponible en TRACE5 para modelar de manera precisa situaciones de pérdida de refrigerante en condiciones de flujo estratificado, ya que en estas condiciones la ubicación exacta de la rotura afecta a la fracción de huecos y a la cantidad de refrigerante que se descarga por ella. Como el modelo actual de *offtake* se puede acomodar a diferentes orientaciones, se ha realizado también un cambio en la orientación de la rotura que originalmente era hacia abajo o *downwards* para modelarla hacia arriba o *upwards* con el modelo 1D. Con esto, se ha procedido al estudio tanto del efecto de la orientación de la rotura como del modelo especial *offtake*, como se puede observar en la Figura 5.15 que muestra a) las presiones y b) el caudal y el inventario descargado por la rotura para dichos casos.

Como se puede ver, el caso de la rotura con orientación *upwards* y con el modelo *offtake* activado retrasa la caída de la presión del sistema primario respecto a la del secundario unos segundos de acuerdo con el cambio de fase a monofásico vapor que también se retrasa en comparación con el resto de modelos. Además, durante el flujo bifásico, el caudal por la rotura es menor que en los otros casos. Sin embargo, en el caso de la rotura con orientación *downwards*, el hecho de activar o no el modelo especial de *offtake* no produce importantes diferencias respecto a las presiones del sistema. Respecto a las otras

variables del sistema, el cambio de orientación de la rotura y activar el modelo especial de *offtake* no afecta a los resultados.

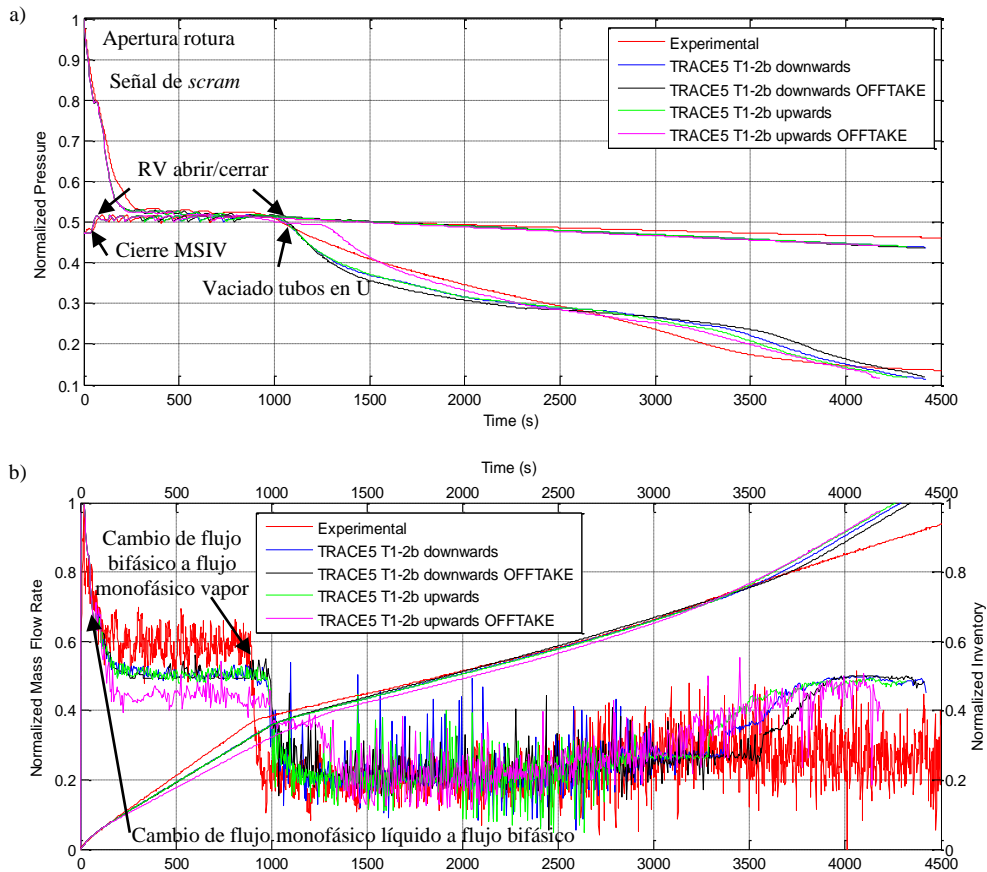


Figura 5.15 Resultados del experimento 6-1 variando la orientación y considerando o no el modelo *offtake*

5.6.4. Transitorio del experimento 3-1

El experimento 3-1 reproduce un SBLOCA en la rama fría en el que se produce circulación natural a alta potencia debido al fallo del *scram* del reactor y al fallo total del sistema HPI. Esto incluye flujo supercrítico en las ramas calientes y flujo en contra corriente en

las entradas de los tubos en U de los generadores de vapor, lo que podría causar la acumulación de refrigerante en ellos.

Para reproducir esta fenomenología se ha adaptado el modelo de LSTF, modificando la modelización de la rotura y la lógica de control de acuerdo con el experimento 3-1. Como en los casos anteriores, ha sido importante ajustar el caudal por el *bypass* entre las ramas calientes y el *downcomer*. La Figura 5.16 muestra a) las presiones del sistema y las temperaturas CET y PCT, b) el caudal y el inventario descargado por la rotura y c) los niveles de líquido en la vasija (núcleo, *downcomer* y *upper plenum*) obtenidos con TRACE5 sin ajustar (TRACE5 T3-1a) y ajustando (TRACE5 T3-1b) el caudal por el *bypass* en comparación con los resultados experimentales.

Como en los experimentos anteriores, la rotura produce la caída de la presión del sistema primario hasta el valor que activa la señal de *scram* y se inicia la curva de *coastdown* de las bombas, se cierran las MSIVs, se produce la señal de inyección de seguridad y se inicia la inyección del sistema de agua auxiliar (AFW). Con el cierre de las MSIVs se produce un ligero aumento de la presión del sistema secundario con el que se alcanza el valor de tarado de las RVs y se inicia el comportamiento cíclico de abrir/cerrar para mantener la presión del secundario. Aproximadamente, a 1600 s la presión del sistema primario pasa a ser menor que la del sistema secundario y unos segundos más tarde se alcanza la presión que inicia la inyección de los acumuladores.

Como se puede observar, las presiones obtenidas con ambos modelos son similares a los resultados experimentales aunque se producen algunas diferencias. En el experimento el cierre de las RV se produce a los 500 s, aproximadamente, mientras que en ambas simulaciones las RV se cierran unos 100 s después. A partir de este momento, las presiones simuladas están por encima de las experimentales hasta los 1600 s, momento en el cual la presión del primario pasa a ser inferior a la del secundario. En el experimento, la caída de presión del sistema primario es próxima a la del secundario, mientras que TRACE reproduce una caída más brusca de la presión del primario que supone un adelanto de la inyección de los acumuladores. Este hecho es más notorio en el caso en el que el *bypass* no está ajustado (TRACE5 T3-1a).

Al igual que ocurría en el experimento 6-1, en este caso tampoco se reproduce el incremento de la presión del sistema primario que se produce por la inyección de los acumuladores lo que podría ser debido a que TRACE5 no reproduce adecuadamente la condensación de vapor en las ramas frías cuando se inyecta agua desde los acumuladores.

Respecto de las temperaturas PCT y CET, se observa que en el experimento 3-1 la excursión de la PCT empieza cuando se vacía el núcleo, mientras que la de la CET empieza unos segundos después. El máximo de la PCT se alcanza a los 1800 s aproximadamente, activando el sistema de protección del núcleo, que automáticamente disminuye la potencia.

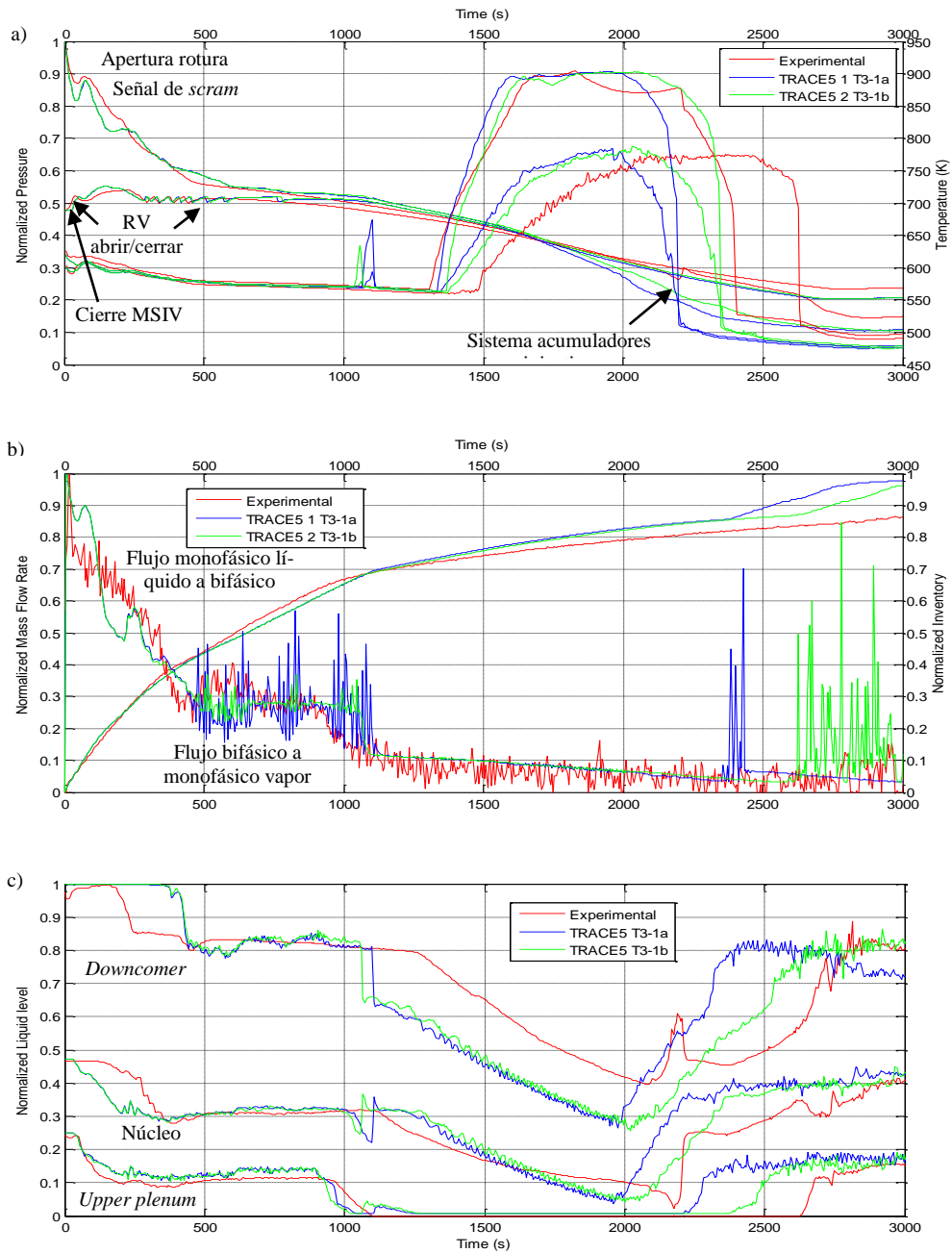


Figura 5.16 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1

Los dos modelos reproducen ambas excursiones de temperatura al mismo tiempo debido a que los niveles de líquido simulados en el núcleo descienden más rápidamente que en el experimento. Además, se observa que sin ajustar el *bypass* (TRACE5 T3-1a) ambas temperaturas descienden antes ya que el núcleo se rellena más rápido por la inyección de los acumuladores, mientras que ajustando el *bypass* (TRACE5 T3-1b) ambas temperaturas descienden más próximas al experimento.

El caudal descargado por la rotura en ambas simulaciones se comporta de manera similar al experimento, pasando de líquido subenfriado a mezcla bifásica alrededor de los 400 s y a monofásico vapor a los 1000 s. A 2400 s, cuando la mayoría del caudal inyectado por los acumuladores se ha descargado por la rotura, los inventarios simulados son mayores que en el experimento. En ambas simulaciones, los coeficientes del modelo de flujo crítico se han fijado a los valores por defecto.

En general, ambas simulaciones reproducen el comportamiento experimental de los niveles de la vasija. Sin embargo, existen algunas diferencias como que el nivel del *down-comer* simulado empieza a caer después que en el experimento pero se vacía antes y se rellena más rápidamente. El nivel del núcleo simulado empieza a caer más rápido que en el experimento pero el vaciado se reproduce como en el experimento aunque el vaciado y el relleno se adelanta en ambas simulaciones. El nivel de líquido del *upper plenum* se reproduce adecuadamente hasta los 2250 s, cuando en el modelo sin ajustar el *bypass* el *upper plenum* ya se encuentra lleno de nuevo. Con el modelo del *bypass* ajustado la vasija se rellena de manera más lenta, pero aun así sigue siendo más rápida que el relleno que se produce en el experimento.

La Figura 5.17 muestra la relación entre la CET y la PCT para el experimento 3-1. Al igual que pasaba en el experimento 6-1, se obtiene que para un determinado valor de CET ambas simulaciones de TRACE5 dan un valor de PCT menor que el del experimento. Como se puede observar, en ambas simulaciones la relación CET vs PCT es muy similar.

A la vista de los resultados se considera que el modelo que mejor reproduce el comportamiento experimental de este transitorio es el modelo en el que se ajusta el *bypass* (TRACE5 T3-1b). En general, se observa que TRACE es capaz de reproducir adecuadamente la fenomenología que se produce durante el experimento aunque existen algunas diferencias sobre todo, debidas a la inyección de refrigerante por parte del sistema de acumuladores.

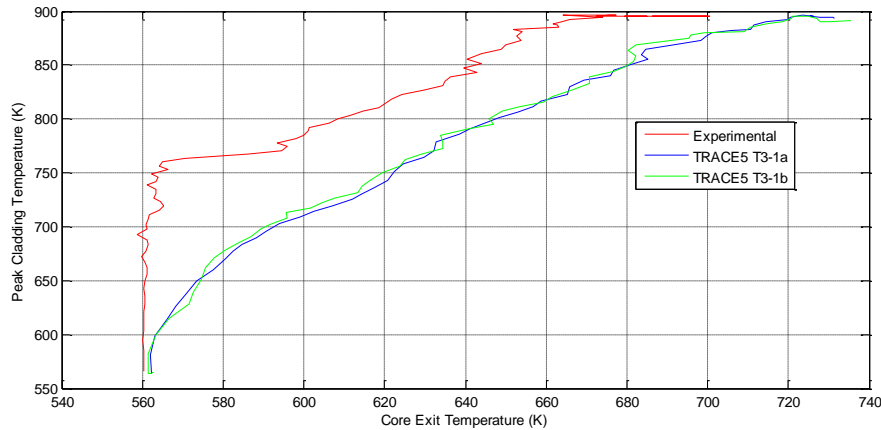


Figura 5.17 Relación CET vs PCT del experimento 3-1

Debido a la importancia que tiene el cambio de flujo subcrítico y supercrítico en el caso de circulación natural a alta potencia, se ha puesto especial atención en el cálculo del número de Froude en las ramas calientes del modelo en el que el *bypass* está ajustado. El número de Froude es un número adimensional que relaciona el efecto entre las fuerzas de inercia y las fuerzas de gravedad que actúan sobre un fluido. Cuando el número de Froude es mayor de 1 el flujo se considera supercrítico, mientras que cuando es menor de 1 se considera subcrítico (Thermalhydraulic Safety Research Group, 2008). La Figura 5.18a muestra la evolución del número de Froude hasta 300 s, ya que a este tiempo finaliza la circulación natural. A la vista de los resultados, se observa que el flujo es supercrítico poco después de la rotura hasta 25 s y entre 200 y 225 s, mientras que el resto del tiempo es subcrítico.

Las velocidades del líquido y el vapor se muestran durante los primeros 1000 s de transitorio en la Figura 5.18b. Como se puede ver, una velocidad del líquido negativa y una velocidad de vapor positiva a la entrada de los tubos en U a partir de los 900 s justifica el flujo en contra corriente y la posible acumulación de líquido en ellos.

Con el objetivo de mejorar la simulación de este reflujos de condensación, se ha considerado el modelo especial *Counter-Current Flow Limiting*, (CCFL) en los tubos en U. TRACE permite elegir la correlación a utilizar por el modelo de CCFL entre la de *Wallis*, *Bankoff* o *Kutateladze* (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007a). En TRACE5, el modelo básico de CCFL utiliza la correlación de Bankoff que permite variar el factor β para obtener la correlación de Wallis ($\beta = 0$) o la correlación de Kutateladze ($\beta = 1$). Sin embargo, los resultados de simulación no muestran diferencias importantes entre la utilización de las diferentes correlaciones.

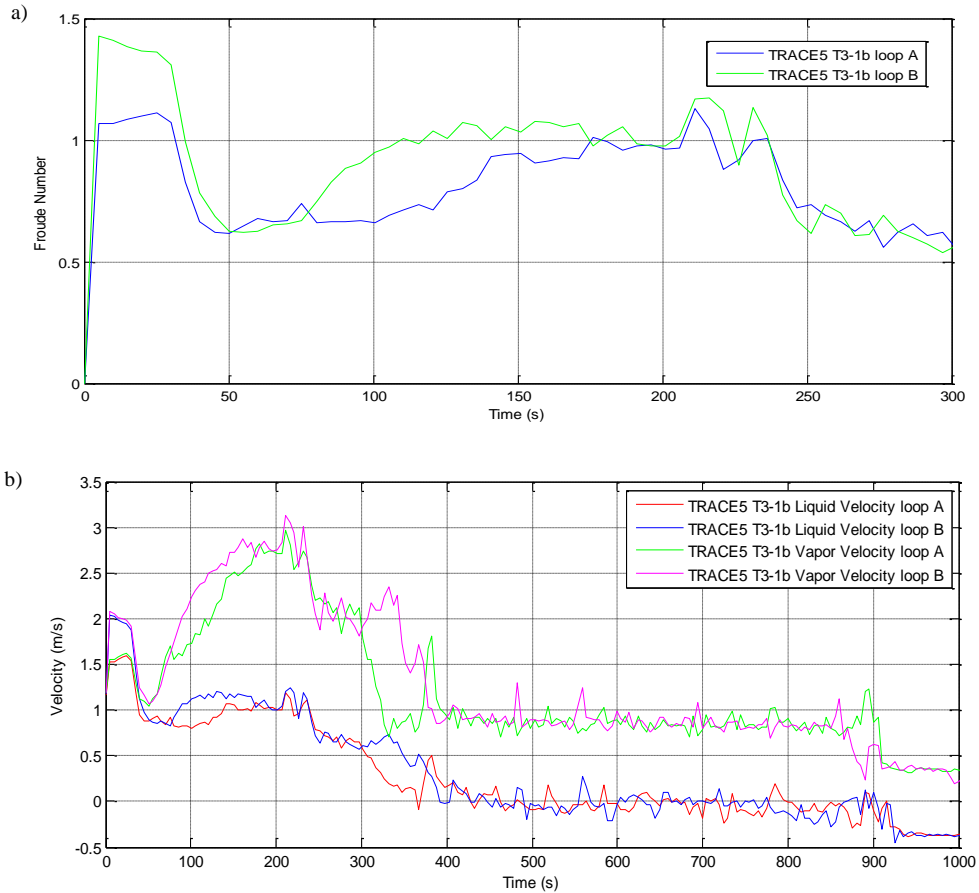


Figura 5.18 Número de Froude y las velocidades del líquido y del vapor a la entrada de los tubos en U del experimento 3-1

5.6.5. Transitorio del experimento 2

El experimento 2 reproduce un IBLOCA en la rama fría de la instalación LSTF asumiendo el fallo parcial de los sistemas HPI, acumuladores y LPI (sólo actúan en el lazo A, con presionador) y el fallo total del agua de alimentación auxiliar. A continuación, se muestran los resultados obtenidos tras la simulación de dicho experimento utilizando el modelo de LSTF en comparación con los resultados experimentales para las principales variables termohidráulicas del transitorio. Para reproducir el experimento 2 en el modelo

de LSTF se ha cambiado la nodalización de la rotura y la lógica de control obteniendo un primer modelo de LSTF (TRACE5 T2a). Intentando mejorar los resultados de simulación, se ha ajustado el caudal por el *bypass* entre las ramas calientes y el downcomer, obteniendo un segundo modelo (TRACE5 T2b).

La Figura 5.19 muestra a) las presiones del sistema primario y secundario y b) el caudal másico descargado a través de la rotura para dichos modelos en comparación con los resultados experimentales. Como se puede observar, durante los primeros segundos del transitorio las presiones del sistema primario y secundario se comportan de manera similar a un SBLOCA. La presión del sistema primario cae bruscamente por la pérdida de refrigerante que se produce a través de la rotura. Cuando se alcanza el valor para la señal de *scram* del reactor, se inician las curvas de caída de potencia y de parada de bombas, finaliza la inyección del agua de alimentación principal y se cierran las MSIV. Con el cierre de las MSIV, la presión del sistema secundario aumenta hasta alcanzar el valor de tarado que abre las RV para mantener la presión del secundario. Cuando la presión del sistema secundario disminuye por debajo del valor de cierre de las RV, éstas se cierran y se mantienen cerradas hasta el final del transitorio.

La presión del sistema primario pasa a ser menor que la del sistema secundario a 50 s, aproximadamente. A partir de este momento los generadores de vapor ya no evacúan el calor del sistema primario. Cuando la presión del sistema primario alcanza el valor de tarado del sistema de acumuladores, uno de ellos empieza a inyectar refrigerante en las ramas frías provocando la condensación de vapor que hace efectiva la despresurización. Cuando se alcanza el valor de presión de tarado del sistema LPI, éste sistema empieza a inyectar en una de las ramas frías.

Los resultados obtenidos con ambos modelos de TRACE5 son similares en tiempo a los resultados experimentales disponibles, aunque a partir de los 120 s las presiones del sistema primario simuladas quedan por encima de las experimentales.

Respecto al caudal másico descargado por la rotura, se observa que el cambio de líquido subenfriado a flujo bifásico líquido-vapor se produce muy rápidamente tras la rotura (a los 10 s, aproximadamente) y se mantiene hasta que se vacían las ramas calientes (a 150 s), momento en el que se produce el cambio a flujo monofásico vapor. Como se puede ver, ambos modelos de TRACE5 retrasan el cambio a monofásico vapor unos segundos respecto del experimento.

Para ajustar el caudal másico por la rotura, se han analizado los coeficientes de descarga del modelo de flujo crítico que más ajustan los resultados simulados a los experimentales. En este caso, se han utilizado los valores de los coeficientes de descarga por defecto (1.0) (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007b).

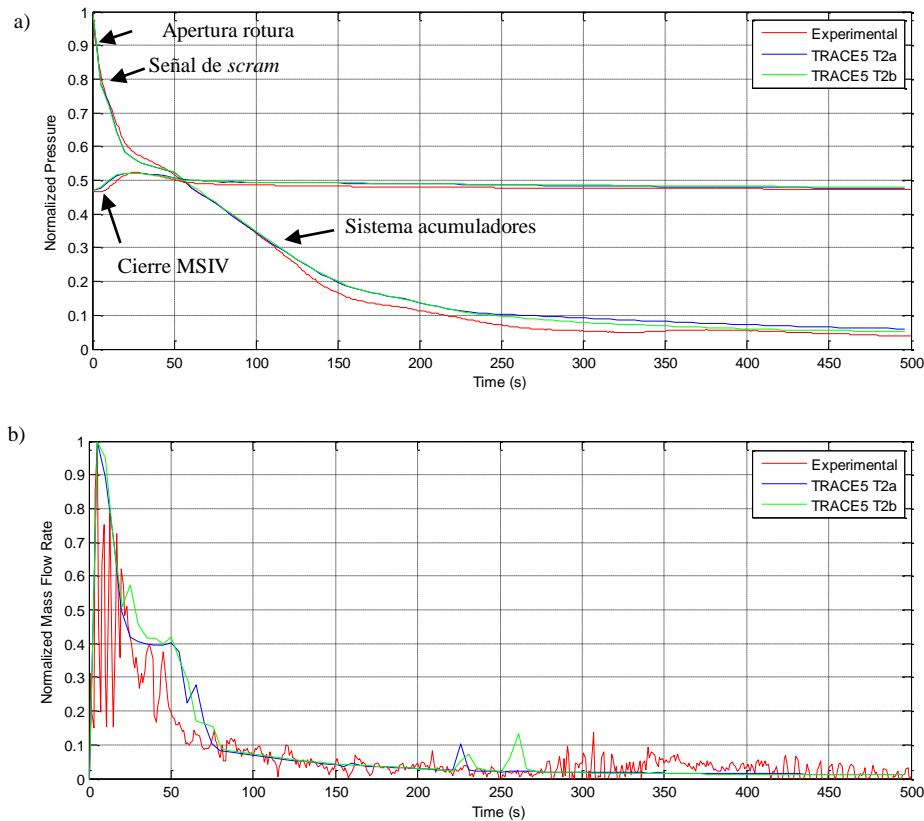


Figura 5.19 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2

Hasta aquí no se encuentran mejoras importantes entre el modelo con el caudal por el *bypass* sin ajustar (TRACE5 T2a) y el modelo ajustado (TRACE5 T2ba).

En la Figura 5.20 se observa a) la evolución de las temperaturas CET y PCT junto con b) el nivel de líquido del *downcomer* y el núcleo de la vasija. Como en este experimento no se dispone de los valores de la CET experimental, en las siguientes gráficas no se muestra dicho valor.

En el experimento, la PCT empieza a aumentar cuando el núcleo se empieza a vaciar, hacia los 40 s, aproximadamente y alcanza su máximo hacia los 150 s. Las simulaciones retrasan un poco el vaciado del núcleo y por lo tanto, la subida de las temperaturas. Sin embargo, ambos modelos alcanzan el máximo valor de PCT al mismo tiempo que el experimento. El máximo que se obtiene con el modelo con el caudal por el *bypass* ajustado (TRACE5 T2b) es mayor y más próximo al valor experimental que el que se obtiene con el modelo sin el *bypass* ajustado (TRACE5 T2a). La CET en ambos modelos muestra

un comportamiento similar al de la PCT, alcanzado su valor máximo a tiempos similares. De igual modo que en la PCT, la CET del modelo con el *bypass* ajustado es mayor.

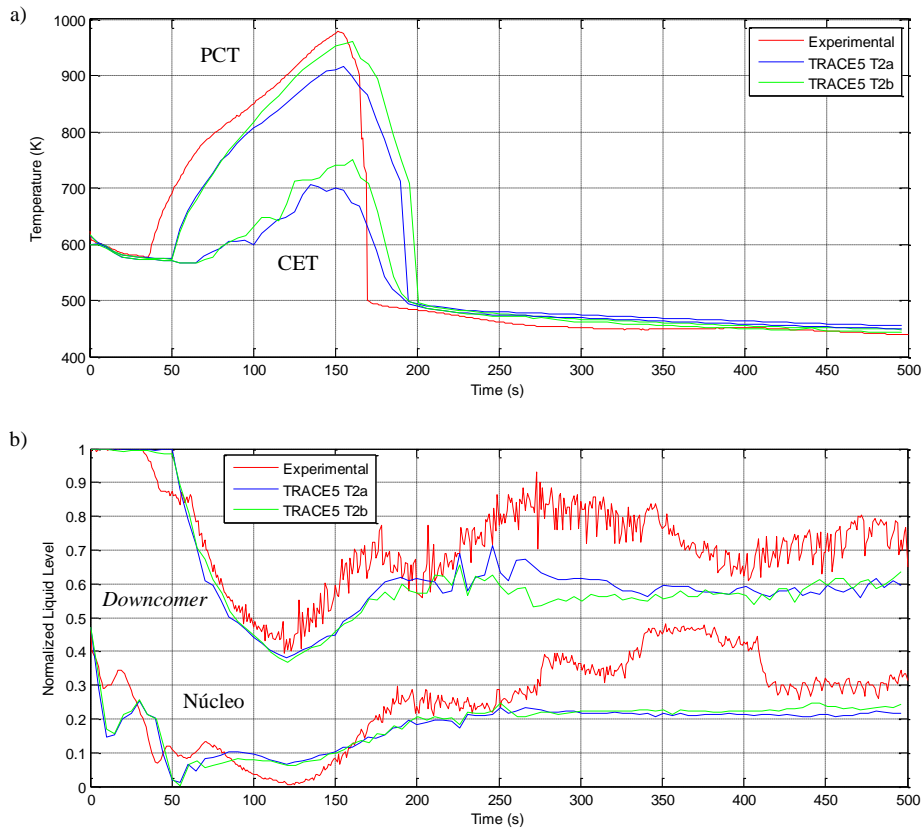


Figura 5.20 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2

Respecto a los niveles de la vasija, se observa como el núcleo empieza a vaciarse drásticamente tras producirse la rotura por el efecto *flashing* que produce la rápida despresurización del sistema primario, mientras que el *downcomer* mantiene su nivel hasta los 50 s que empieza a vaciarse, alcanzando su mínimo valor a 120 s. A partir de este momento, se produce la inyección de los acumuladores en una de las ramas frías lo que produce la condensación del vapor en el núcleo y rápidamente aumenta el nivel de la vasija. Como se puede observar, ambos modelos reproducen la tendencia general de los niveles de la vasija, aunque ningún modelo es capaz de reproducir el rellenado igual que ocurre en el experimento. Al igual que en los otros experimentos, el modelo con el caudal por el *bypass* ajustado mejora los resultados de simulación.

5.7. Aplicación del escalado volumétrico al modelo de TRACE5 de LSTF

En este punto de la metodología, se ha conseguido un modelo de la instalación LSTF realizado con TRACE5 que es capaz de reproducir con resultados aceptables al menos 4 experimentos diferentes con pequeñas variaciones en el modelo. Lo que se ha conseguido es restringir las variables que más afectan a los resultados de simulación, de modo que sea sencillo reproducir cualquier experimento modificando la nodalización de la rotura, ajustando el caudal por el *bypass* entre la rama caliente y el downcomer, ajustando los coeficientes de descarga del modelo de flujo crítico y activando o desactivando alguno de los modelos especiales que dispone TRACE para reproducir la fenomenología concreta que tenga lugar dependiendo del transitorio.

En este punto de la metodología, el siguiente paso es conseguir un modelo similar al de LSTF pero escalado a gran escala para estudiar si la fenomenología que se observa durante un accidente en una instalación a pequeña escala, como la instalación LSTF, es extrapolable a un modelo de planta real. El objetivo es poder comparar los resultados de simulación, que se obtienen con el modelo de LSTF y el modelo escalado, con los datos experimentales disponibles para los diferentes experimentos realizados en la instalación LSTF. Y así con los resultados conseguidos aportar experiencias y conclusiones que permitan profundizar en el proceso validación y verificación del código termohidráulico TRACE5.

5.7.1. Consideraciones de escalado

Para que la fenomenología más importante que tiene lugar durante un transitorio se reproduzca de forma similar al experimento utilizando el modelo escalado, es importante elegir adecuadamente el criterio de escalado. Para ello, hay que tener en cuenta diversos factores como son el tipo de accidente que se quiere reproducir y las consideraciones propias de la instalación a pequeña escala.

En la presente Tesis, como los escenarios que se reproducen son SBLOCAs, la consideración más importante a tener en cuenta para elegir el criterio de escalado adecuado es preservar tanto la potencia como el caudal másico de refrigerante durante el transitorio (Liu y Lee, 2004).

Además, en instalaciones a pequeña escala FHFP, como es el caso de la instalación LSTF, se recomienda aplicar el criterio de escalado volumétrico para mantener el tiempo, la potencia y el caudal másico (Bazin et al., 1992, Kumamaru et al., 1992). Esta recomendación se basa en que al mantenerse la misma presión entre la instalación a pequeña escala y su prototipo, se mantienen las propiedades del fluido como se muestra en la siguiente ecuación:

$$\frac{\rho_{escalado}}{\rho_{LSTF}} = \frac{\rho_{escalado}}{\rho_{LSTF}} = \frac{l_{escalado}}{l_{LSTF}} = \frac{t_{escalado}}{t_{LSTF}} = 1 \quad (5.1)$$

Atendiendo a estas recomendaciones, en esta Tesis se ha obtenido un modelo escalado a partir del modelo de LSTF aplicando el criterio de escalado volumétrico. Dicho criterio supone conservar la relación volumétrica de los componentes y las condiciones iniciales y de contorno de la instalación LSTF como se observa en la siguiente ecuación:

$$\frac{\Phi_{escalado}}{\Phi_{LSTF}} = \frac{Q_{escalado}}{Q_{LSTF}} = \frac{V_{escalado}}{V_{LSTF}} = \frac{A_{escalado}}{A_{LSTF}} = K_v \quad (5.2)$$

siendo, Φ la potencia y Q el caudal másico. Lo que supone, que este criterio se caracteriza por la utilización del factor de escalado, K_v , que es la relación de volumen entre los componentes de la instalación LSTF y el modelo escalado. Para fijar el valor del factor volumétrico y así aplicar la metodología de escalado, se ha realizado un estudio del efecto de dicho factor en los resultados de TRACE5 y para ello se han desarrollado diferentes modelos escalados en los que se varía dicho factor.

5.7.2. Modelo LSTF escalado

El modelo escalado está compuesto por los mismos componentes que el modelo de LSTF descrito anteriormente, lo que cambian son sus dimensiones teniendo en cuenta el factor K_v , al aplicar el criterio de escalado volumétrico. Por lo tanto, dicho modelo consta de los mismos 81 componentes hidráulicos de TRACE (7 BREAKs, 11 FILLs, 23 PIPEs, 2 PUMPs, 1 PRIZER, 22 TEEs, 14 VALVEs and 1 VESSEL) que se han utilizado para realizar el modelo de la instalación LSTF.

Como la instalación LSTF es FHFP, lo que significa que las alturas de los componentes son las mismas que la central de referencia, el modelo escalado va a mantener las alturas iguales. Además, como también se mantiene la presión de la central de referencia, en el modelo escalado las condiciones iniciales y de contorno, la temperatura y las velocidades del fluido también se van a mantener iguales que en el modelo de LSTF.

El componente VESSEL del modelo escalado tiene las mismas conexiones 1-D que el modelo de LSTF: los 8 tubos guía para las barras de control (CRGT), las ramas calientes y frías y el *bypass* entre las ramas calientes y el *downcomer*. La nodalización es la misma que en el modelo de LSTF: 20 niveles axiales, 4 anillos radiales y 4 sectores acimutales. La diferencia recae en el volumen total de la vasija, que será K_v veces el del modelo LSTF, manteniendo la misma altura.

La curva de potencia es una característica del transitorio, y por lo tanto, en el modelo escalado será la misma que la del modelo de LSTF multiplicando por el factor K_v . Como la máxima potencia de la instalación LSTF está limitada al 14% de la potencia de la central de referencia volumétricamente escalada, en el modelo escalado la máxima potencia también estará limitada. Respecto a las varillas combustibles que se encuentran en el núcleo del modelo escalado, su número también se obtiene del modelo de LSTF multiplicado por el factor K_v . Como en el modelo de LSTF, las varillas de combustible se simulan mediante componentes HTSTR y la transferencia de potencia a las varillas de combustible mediante un componente POWER.

Las bombas de refrigerante del modelo escalado utilizan las mismas curvas adimensionales (de par, altura, etc.) para flujo monofásico y bifásico y las mismas curvas de parada que el modelo de LSTF. Se incrementa por el factor volumétrico el valor del momento de inercia (*Effective MOI*) y el caudal volumétrico bombeado (*rated volumetric flow*).

Respecto a los componentes horizontales, como las ramas calientes y frías, en el modelo escalado los diámetros y longitudes se han escalado a partir del modelo de LSTF intentado mantener el número de *Froude*. Esto significa que los diámetros y longitudes se han obtenido según las ecuaciones (2.67), (2.68), (2.69) y (2.70) mostradas anteriormente o lo que es lo mismo, a partir de las ecuaciones (5.3) y (5.4), suponiendo que se mantiene la relación $l/\sqrt{d} = l^*/\sqrt{d^*}$ entre el modelo de LSTF y el modelo escalado:

$$u^* \frac{\pi \cdot d^{*2}}{4} \cdot \rho = u \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot \rho \cdot K_v \rightarrow d^* = d \cdot K_v^{2/5} \quad (5.3)$$

$$\frac{\pi \cdot d^{*2}}{4} \cdot l^* = \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot l \cdot K_v \rightarrow l^* = l \cdot K_v^{1/5} \quad (5.4)$$

donde u^* es la velocidad en el modelo escalado y u en el modelo de LSTF, ρ es la densidad del refrigerante, d^* y l^* son el diámetro y la longitud del modelo escalado y d y l el diámetro y la longitud del modelo de LSTF.

El sello de lazo y el presionador del modelo escalado tienen la misma nodalización que en el modelo de LSTF manteniendo la misma altura pero teniendo en cuenta el factor volumétrico para obtener su volumen.

Los caudales de los sistemas HPI y LPI del modelo escalado se obtienen multiplicando los del modelo de LSTF por el mismo factor K_v . Para simular el sistema de acumuladores se utilizan dos componentes PIPE, como en el modelo de LSTF, multiplicando su volumen por el factor K_v .

En el sistema secundario, se utilizan 3 grupos de tubos en U como en el modelo de LSTF pero el número total de tubos y las estructuras de calor que se utilizan para simular la transferencia de calor se multiplican por el factor K_v . El modelo utilizado para simular la transferencia de calor se mantiene como en el modelo de LSTF (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007a, b).

Las líneas principales de vapor y los generadores de vapor son similares al modelo de LSTF considerando el factor K_v para calcular sus volúmenes. Las capacidades del agua de alimentación principal y auxiliar también se multiplican por el mismo factor.

Dependiendo del transitorio que se quiere reproducir, se varía la localización, la orientación y la nodalización de la rotura pero entre el modelo escalado y el modelo de LSTF son iguales, con la salvedad de los volúmenes y el área de la rotura que se obtienen con el factor K_v .

La lógica de control del modelo escalado depende del transitorio que se quiera reproducir, pero en cualquier caso, es igual a la que se ha utilizado para cada experimento con el modelo de LSTF.

A modo de resumen, la Tabla 5.10 muestra la comparación de los factores de diseño entre el modelo de LSTF y un modelo escalado.

Tabla 5.10 Factores de diseño de la instalación LSTF y de un modelo escalado

Parámetro	LSTF	Modelo escalado
Presión sistema primario (MPa)	15.55	1
Potencia (MW)	10	K_v
Número de lazos	2	1
Altura de vasija (m)	10.66	1
Altura del núcleo (m)	3.66	1
Volumen de vasija (m ³)	2.65	K_v
Número de varillas combustible	1008	K_v
Número de tubos en U por SG	141	K_v
Longitud media tubos en U	19.7	1
Diámetro interior rama caliente (m)	0.207	Fr
Longitud rama caliente (m)	3.7	Fr
L/\sqrt{D}	8.1	1
Diámetro interior rama fría (m)	0.207	Fr
Longitud rama fría (m)	3.34	Fr
Volumen acumulador (m ³)	1.64	K_v
Volumen SG (m ³)	7.93	K_v
Caudal agua principal (kg/s)	2.74	K_v
Caudal agua auxiliar (kg/s)	0.65	K_v

5.7.3. Estudio del efecto del factor volumétrico

Como se sabe, uno de los parámetros clave en la aplicación de la metodología de escalado es la definición del factor volumétrico. Si bien en este caso se parte de una instalación a pequeña escala con un factor de escalado, $K_v = 1/48$, y se quiere obtener un modelo a escala real, lo más lógico sería realizar un modelo escalado considerando un factor volumétrico de $K_v = 48$.

Sin embargo, con el objetivo de estudiar el efecto del factor volumétrico en los resultados de TRACE5 se han desarrollado diferentes modelos escalados en los que se varía el valor de dicho factor. Los casos estudiados van desde $K_v = 48/100$ hasta $K_v = 48$, que se corresponde con el modelo de la instalación de referencia. La Tabla 5.11 muestra los principales factores de diseño que caracterizan estos modelos escalados.

Tabla 5.11 Factores de diseño de los modelos escalados

Parámetro	$K_v = 48/100$	LSTF	$K_v = 10/48$	$K_v = 48$	Tsuruga	Factor diseño
Presión primario (MPa)	15.55	15.55	15.55	15.55	15.55	1
Potencia (MW)	4.8	10	100	480	480	K_v
Nº de lazos	2	2	2	2	4*	1
Altura núcleo (m)	3.66	3.66	3.66	3.66	3.66	1
Número tubos en U por SG	67.64	141	1410	6764	3382*	K_v
Longitud media tubos U (m)	19.7	19.7	19.7	19.7	20.2*	1
Volumen vasija (m ³)	1.27	2.64	26.4	126.72	137.4*	K_v
Diámetro rama caliente y fría (m)	0.154	0.207	0.519	0.974	0.737*	Fr.
Longitud rama caliente (m)	3.19	3.7	5.86	8.02	6.99*	Fr.
Longitud rama fría (m)	2.88	3.34	5.29	7.24	7.25*	Fr.
L/\sqrt{D}	8.1	8.1	8.1	8.1	8.1	1
1 % área rotura (m ²)	3.85e-5	8.02e-5	8.02e-4	3.85e-3	3.85e-3	K_v
Volumen acumuladores (m ³)	0.79	1.64	16.4	78.93	33.86*	K_v
Volumen SG (m ³)	3.81	7.93	79.3	380.64	140.19*	K_v
Caudal MFW (kg/s)	1.32	2.74	27.4	131.52	68.64*	K_v

Como se observa, también se ha realizado un modelo de Tsuruga, diferente del modelo $K_v = 48$, ya que no en todas las dimensiones geométricas se cumple la relación $K_v = 1/48$ entre la instalación LSTF y su central de referencia Tsuruga. Estas diferencias aparecen marcadas con (*) en la Tabla 5.11.

Una vez desarrollados dichos modelos, se ha procedido a reproducir el experimento 1-2 con todos ellos. Como ya se ha comentado, el experimento 1-2 consiste en un SBLOCA

en la rama caliente en el que no se produce excursión de CET y PCT. El hecho que ha llevado a la elección de este experimento es para realizar un primer estudio sobre el efecto de las dimensiones del modelo evitando problemas de simulación relacionados con las evoluciones de las temperaturas. Las principales variables del transitorio obtenidas con los diferentes modelos se han comparado con los resultados experimentales disponibles y se muestran en el siguiente Capítulo. Puesto que todos los modelos son capaces de reproducir un comportamiento similar a pesar de cambiar las dimensiones del modelo, se puede decir que el factor volumétrico no afecta a la capacidad del código TRACE5 para reproducir el experimento analizado. Tras esta conclusión, se ha escogido el modelo escalado con $K_v = 48$, que como ya se ha dicho es el factor de escalado de la instalación LSTF respecto de su central de referencia. Así, los factores de diseño del modelo escalado quedan como se muestran en la Tabla 5.12.

Tabla 5.12 Factores de diseño de la instalación LSTF y del modelo escalado

Parámetro	LSTF	$K_v = 48$	K_v
Presión sistema primario (MPa)	15.55	15.55	1
Potencia (MW)	10	480	48
Número de lazos	2	2	1
Altura de vasija (m)	10.66	10.66	1
Volumen de vasija (m ³)	2.65	127.2	48
Número de varillas combustible	1008	48384	48
Número de tubos en U por SG	141	6768	48
Longitud media tubos en U	19.7	19.7	1
Diámetro interior rama caliente (m)	0.207	0.974	<i>Fr</i>
Longitud rama caliente (m)	3.7	8	<i>Fr</i>
L/\sqrt{D}	8.1	8.1	1
Diámetro interior rama fría (m)	0.207	0.974	<i>Fr</i>
Longitud rama fría (m)	3.34	7.44	<i>Fr</i>
Área rotura TEST 1-2 y 3-1 (1 %) (m ²)	8.02 e-5	3.85 e-3	48
Área rotura TEST 6-1 (1.9 %) (m ²)	1.49 e-4	7.20 e-3	48
Área rotura TEST 3 (1.5 %) (m ²)	1.19 e-4	5.74 e-3	48
Volumen acumulador (m ³)	1.64	78.72	48
Volumen SG (m ³)	7.93	380.64	48
Caudal agua principal (kg/s)	2.74	131.52	48

Con este modelo escalado se ha procedido a la reproducción de los mismos experimentos (6-1, 1-2, 3-1 y 2) que con el modelo de la instalación LSTF. En el siguiente Capítulo se muestran los resultados obtenidos tras estas simulaciones.

La finalidad de esta metodología es, en primera instancia contribuir en el proceso de evaluación del código termohidráulico TRACE5, lo que incluye el desarrollo y mejora del código y en último término, colaborar en el análisis y diseño de los sistemas de seguridad de las centrales nucleares. Para ello, como se observa en la Figura 5.21, donde se muestra el esquema del proceso global de evaluación del código, es necesario la realización de experimentos en instalaciones experimentales (ITF) con los que obtener datos para evaluar la capacidad del código termohidráulico en reproducir el comportamiento real.

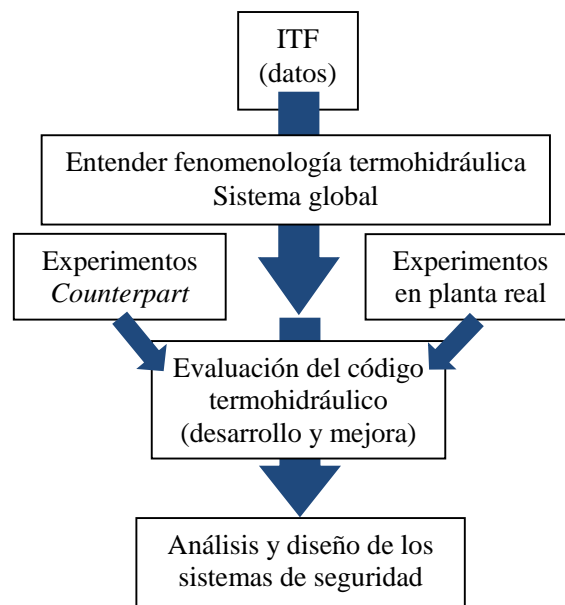


Figura 5.21 Esquema del proceso de evaluación del código

El principal objetivo es investigar la dinámica del sistema y las interacciones entre los componentes que forman el sistema. Los experimentos *counterpart* realizados en instalaciones a diferentes escalas y diseñadas con criterios de escalado distintos permiten evaluar las distorsiones del escalado. Además, la aplicación de los experimentos a planta real permite estudiar la capacidad del código para realizar cálculos a gran escala. Tanto la aplicación a planta como a una instalación a pequeña escala requiere de la aplicación de la metodología de escalado. Esto implica la capacidad de la metodología para reducir o aumentar la escala y sintetizar los resultados obtenidos.

Capítulo 6: Resultados

6.1. Introducción

En el presente Capítulo se van a describir los resultados obtenidos tras el estudio del efecto del factor volumétrico mediante la simulación del experimento 1-2 con diferentes modelos escalados variando dicho factor. También se ha realizado un análisis de la relación (R_Y) entre el valor simulado (Y_S) y el valor experimental (Y_E) de las principales variables para los diferentes modelos escalados. Dicha relación da información sobre la capacidad del código TRACE5 para predecir el experimento en función del factor volumétrico.

Además, también se muestran los resultados de simulación obtenidos utilizando el modelo escalado en comparación con los resultados experimentales y los obtenidos con el modelo de LSTF al reproducir los diferentes transitorios objeto de estudio en esta Tesis (experimentos 6-1, 1-2, 3-1 y 2).

Para finalizar, se ha reproducido el experimento 3 *counterpart* con el modelo de LSTF y con el modelo escalado y se han comparado los resultados con los valores experimentales. Como este experimento es común al experimento G7.1 realizado en la instalación PKL, se han comparado los resultados obtenidos con un modelo de TRACE5 de la instalación PKL realizado por el grupo de investigación del Departamento de Ingeniería Química y Nuclear de la Universitat Politècnica de València liderado por Sebastián Martorell. El objetivo de la comparación de un mismo accidente en dos instalaciones con diferente geometría y condiciones de trabajo, sirve para obtener más conclusiones respecto del escalado entre instalaciones diferentes.

Estos resultados permiten colaborar en el proceso de validación y verificación del código termohidráulico TRACE5 al aportar experiencias y conclusiones al respecto de su capacidad de escalado, lo que resulta muy importante para la utilización de este código a la seguridad y operación de una central nuclear real.

6.2. Efecto del factor volumétrico, K_v

En este apartado, se muestran los resultados obtenidos del análisis del efecto del factor volumétrico, K_v , al realizar la simulación del experimento 1-2 con los diferentes modelos escalados explicados en el apartado 5.7.3.

6.2.1. Estado estacionario de los modelos escalados

También se ha simulado un estado estacionario de 500 s para cada uno de los modelos escalados, para comprobar que todos los casos se estabilizan próximos a las condiciones de inicio del experimento. La Tabla 6.1 muestra los errores (%) entre los valores experimentales y los simulados para cada caso. Como se puede ver todos los valores están por debajo del 6%, lo que se consideran errores aceptables para iniciar la simulación del transitorio.

Tabla 6.1 Error relativo (%) estado estacionario (modelos variando K_v)

Parámetro	$K_v = 48/100$	LSTF	$K_v = 10/48$	$K_v = 48$	Tsuruga
Temperatura rama fría	0.38	0.27	1.05	0.40	-1.24
Presión presionador	0.32	0.32	0.32	0.32	-0.26
Nivel líquido presionador	1.91	1.91	1.91	1.77	1.50
Presión SG	1.36	0.82	0.82	1.09	0.27
Nivel líquido SG	5.85	5.26	5.36	5.65	5.17

6.2.2. Transitorio de los modelos escalados

La Figura 6.1 muestra los resultados obtenidos para las principales variables del sistema como son a) las presiones del sistema, b) el nivel de los tubos en U y c) el caudal del sistema de acumuladores.

Las primeras diferencias se observan entre el modelo de Tsuruga y el resto de modelos durante la primera despresurización del sistema primario, ya que el modelo de Tsuruga reproduce una caída más rápida. A pesar de esta diferencia, en todos los modelos la presión del sistema primario alcanza la del secundario al mismo tiempo, unos segundos antes que en el experimento. Durante la circulación natural todos los modelos reproducen similar comportamiento. Sin embargo, cuando los tubos en U se vacían (Figura 6.1b), la

presión del primario pasa a ser menor que la del secundario entre 1000 y 1250 s, dependiendo del modelo. Pero en todos los casos a 1500 s, la presión del primario es próxima a 0.4 valor normalizado.

Cuando se alcanza la presión para que se inicie la inyección de los acumuladores y éstos empiezan a inyectar refrigerante se observan diferencias en la presión del sistema primario que podrían ser debidas a que en cada modelo la inyección de los acumuladores es diferente (Figura 6.1c). La caída más rápida del modelo de Tsuruga puede ser debida a las diferencias geométricas que existen entre la instalación LSTF y Tsuruga (marcadas con * en la Tabla 5.11).

La Figura 6.2 muestra a) el caudal descargado por la rotura, b) el inventario de descarga y c) el nivel del núcleo para todos los modelos escalados. Para poder mostrar todos los resultados en una sola gráfica se ha tenido en cuenta el factor volumétrico de cada modelo. En general, todos los modelos reproducen un comportamiento similar al del experimento: a 100 s el fluido pasa de líquido a mezcla bifásica líquido-vapor, este régimen se mantiene hasta los 1000 s cuando cambia a monofásico vapor. Durante la mezcla bifásica se observa que todos los modelos reproducen un menor caudal por la descarga. En estos casos, también se ha realizado un análisis de los coeficientes del modelo de flujo crítico para mejorar la simulación del experimento y se ha considerado que los valores que mejor resultados dan son 1.2 y 1.5 para los coeficientes de líquido subenfriado y el bifásico, respectivamente. Respecto a los inventarios de descarga (Figura 6.2b) se observa que en todos los casos es menor que el experimental, siendo el modelo de LSTF el más próximo al experimento.

En este transitorio no se produce excursión de la CET y la PCT puesto que el núcleo permanece casi lleno durante todo el transitorio como se puede ver en la Figura 6.2c. El modelo de Tsuruga es el que reproduce mayor nivel de líquido en el núcleo, mientras que el modelo de LSTF es el más próximo a los valores experimentales.

En general, todos los modelos son capaces de reproducir un comportamiento similar al experimento, a pesar de algunas diferencias que pueden ser debidas a una mala reproducción de la inyección de los acumuladores y en el caso del modelo de Tsuruga además hay que tener en cuenta las diferencias geométricas existentes. A pesar de estas diferencias, con estos resultados se prueba que la capacidad del código TRACE5 para reproducir un SBLOCA en la rama caliente no depende de las dimensiones del modelo. Sin embargo, se debería probar la misma metodología en más transitorios en los que si se produzcan excursiones de la CET y la PCT.

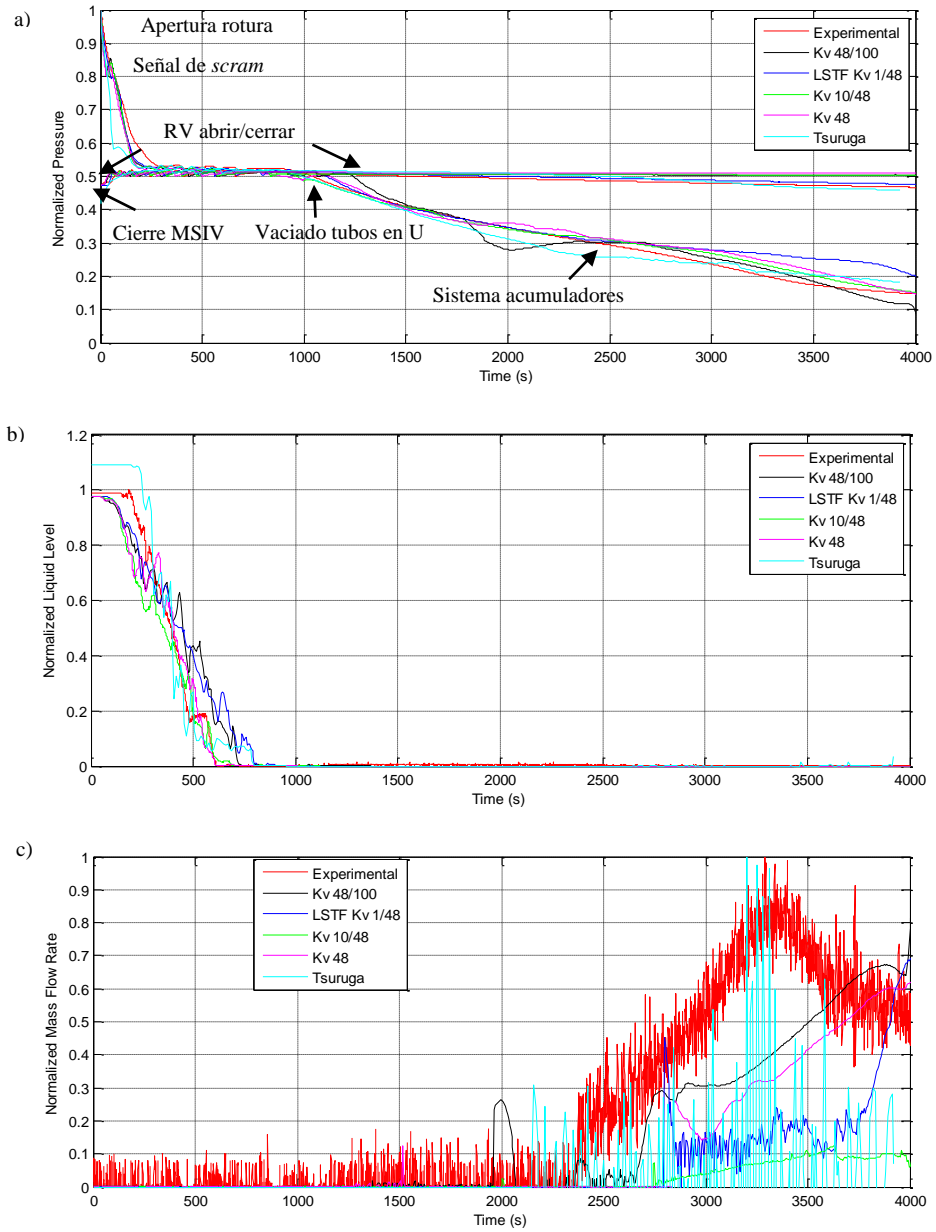


Figura 6.1 Resultados obtenidos con TRACE5 para diferentes K_v

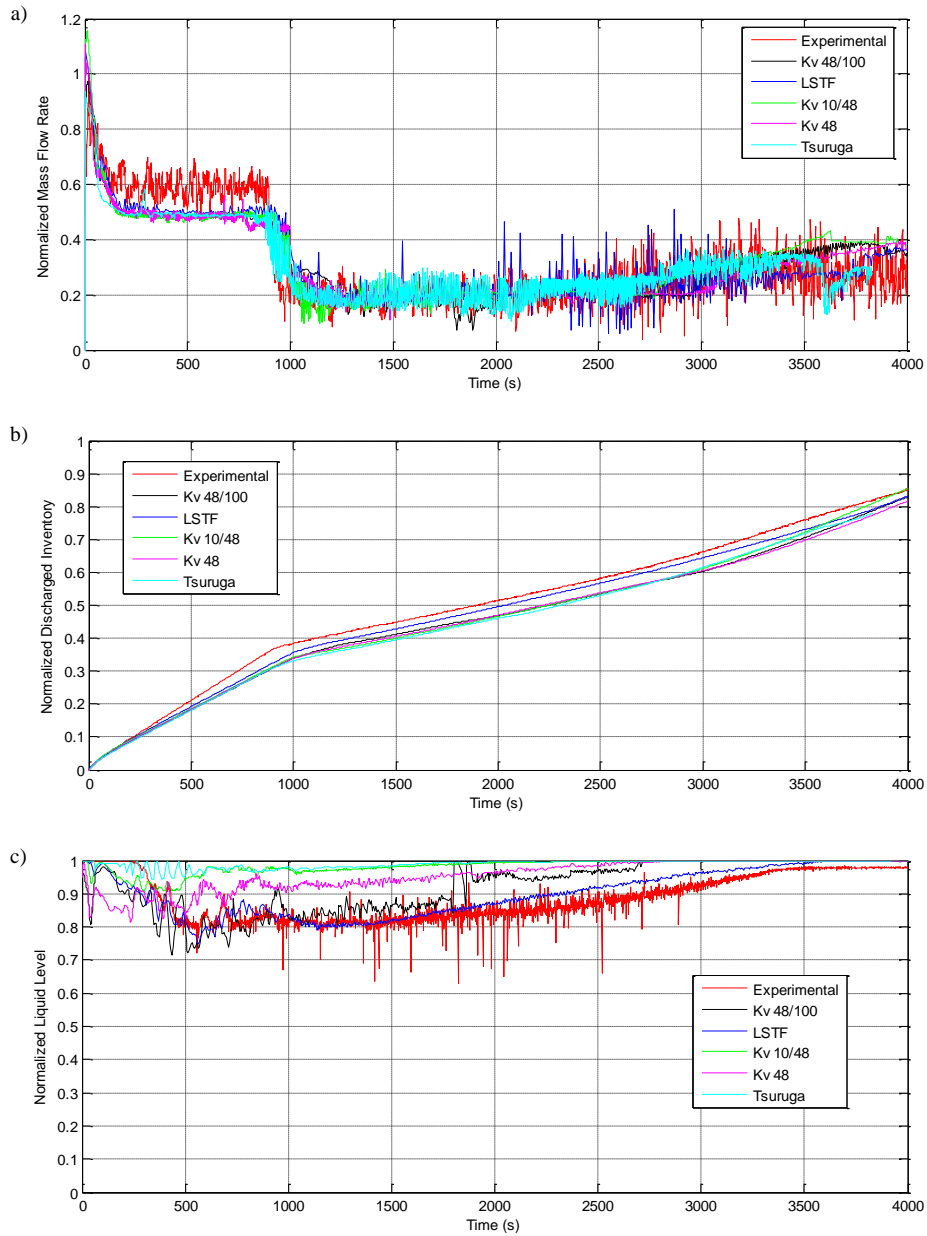


Figura 6.2 Resultados obtenidos con TRACE5 para diferentes K_v

Para profundizar más en el estudio de los efectos del factor volumétrico se ha calculado la relación (R_Y) entre el valor simulado (Y_S) y el valor experimental (Y_E) para las presiones del sistema. La Figura 6.3 muestra los resultados para todos los modelos escalados.

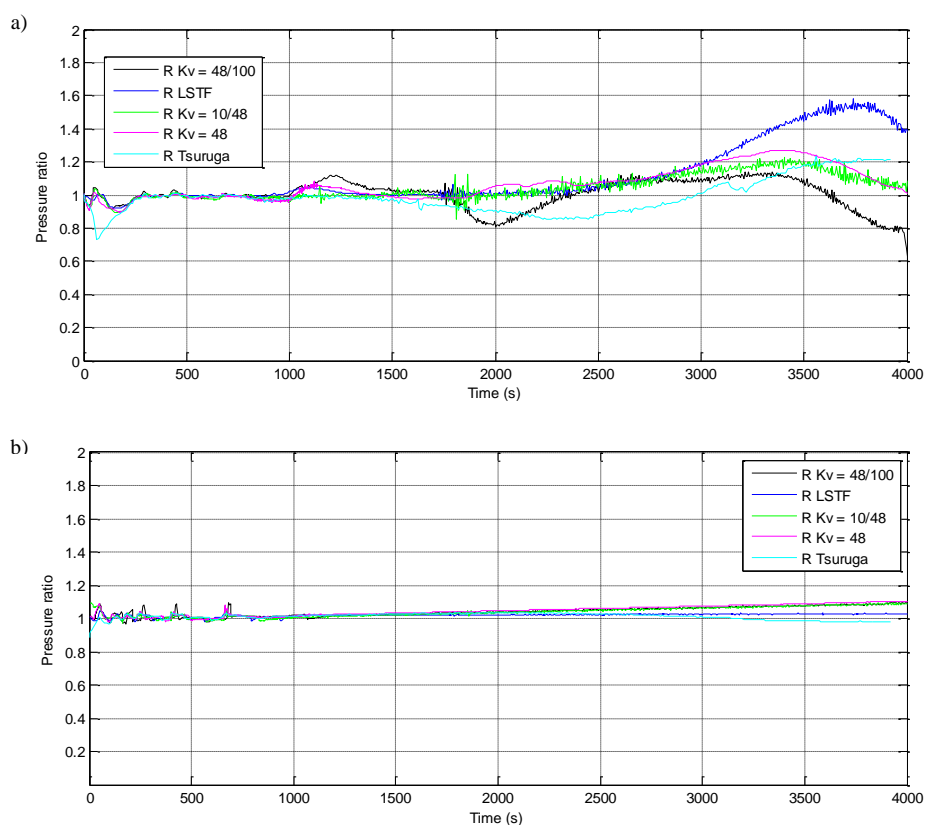


Figura 6.3 Resultados obtenidos con TRACE5 para diferentes K_v

Como se observa, las relaciones para la presión del sistema primario están alrededor de 1 para todos los casos hasta 1700 s, momento en el que se inicia la inyección de los acumuladores. En cuanto a los cocientes para la presión del sistema secundario, sus valores son más próximos a 1 durante todo el transitorio. Estos datos vienen a corroborar lo visto en la Figura 6.1a. Y por tanto, el que los resultados de TRACE5 no dependen de las dimensiones del modelo.

6.3. Aplicación de los experimentos al modelo escalado

En este apartado se muestran los resultados obtenidos con el modelo escalado para los diferentes transitorios considerados.

6.3.1. Estado estacionario del modelo escalado

Al igual que con el modelo de LSTF, con el modelo escalado se ha realizado la simulación de un estado estacionario de 500 s de duración con el fin de asegurar que se alcanzan las condiciones iniciales de cada uno de los experimentos de manera estable. Los errores relativos para las principales variables del sistema obtenidos en comparación con los resultados experimentales se muestran en la Tabla 6.2. Puesto que los errores relativos son inferiores al 6% se puede considerar que las simulaciones presentan un buen ajuste con respecto a los datos experimentales.

Tabla 6.2 Error relativo (%) estado estacionario (modelo LSTF escalado)

Parámetro	Exp. 6-1	Exp. 1-2	Exp. 3-1	Exp. 2
Temperatura rama fría	-0.43	-0.28	-0.99	-0.30
Presión presionador	-0.45	-0.32	-0.39	-2.32
Nivel líquido presionador	-4.18	-1.91	-4.47	-2.89
Presión SG	-0.95	-0.68	-0.68	-0.82
Nivel líquido SG	-5.76	-5.88	-0.73	-5.36

Como ya se ha dicho, todos los resultados mostrados están normalizados al valor obtenido en el estado estacionario. A continuación, se muestran los resultados de los diferentes transitorios.

6.3.2. Transitorio del experimento 6-1 con el modelo escalado

A continuación, se muestra la Figura 6.4 donde se representan los resultados experimentales junto con los resultados de simulación obtenidos con el modelo de LSTF y el modelo escalado para las principales variables del experimento 6-1. Las variables que se muestran son: a) las presiones del sistema, b) el caudal y el inventario de descarga a través de la rotura y c) los niveles de líquido de la vasija.

Como se puede observar en la Figura 6.4a, el modelo escalado es capaz de reproducir el comportamiento experimental de las presiones durante la circulación natural. Una vez que finaliza la circulación natural, la presión del sistema primario pasa a ser inferior a la del sistema secundario, la cual se sigue manteniendo hasta los 1100 s. En este momento, se produce la despresurización del sistema secundario como acción AM, cuando la CET

alcanza los 623 K (Figura 6.5a). El modelo escalado retrasa unos segundos la despresurización debido a que el descubrimiento del núcleo se produce más tarde y, por tanto, la CET alcanza los 623 K después (Figura 6.5a). Sin embargo, con el modelo de LSTF la despresurización se produce muy próxima a los resultados experimentales.

Cuando se alcanza la presión del sistema primario que inicia la inyección de los acumuladores, ésta se inicia en ambas ramas frías y se produce el pico de presión que se observa a 1400 s en los datos experimentales. Ninguno de los modelos de TRACE5 es capaz de reproducirlo lo que puede deberse a que TRACE5 es incapaz de reproducir adecuadamente la condensación de vapor en las ramas frías cuando se inyecta agua desde los acumuladores. Además, a partir de la inyección de los acumuladores, la presión del sistema primario en el modelo escalado cae más bruscamente, mientras que la del modelo de LSTF se comporta muy similar al experimento. Otros autores que también han escalado el transitorio 6-1 a un modelo de planta real (Freixa y Manera, 2011), (Queral et al., 2013) han obtenido resultados similares en cuanto a la caída más brusca de la presión del sistema primario en el modelo escalado. En dicho trabajo se justificaba que dicha caída de presión podría ser debida a diferencias geométrica en la vasija. Sin embargo, en este caso, las vasijas de ambos modelos son geoméricamente iguales ya que la vasija del modelo escalado se ha obtenido a partir de la del modelo de LSTF teniendo en cuenta el factor de escalado volumétrico K_v . Así pues, en este caso las diferencias de presión podrían ser debidas al sistema de acumuladores ya que el modelo escalado inyecta menos caudal.

Respecto a los caudales máxicos y el inventario de descarga por la rotura, hay que decir que los valores experimentales y los obtenidos con el modelo de LSTF se han afectado por el factor K_v para poder ser comparados con el modelo escalado (Figura 6.4b). Como en el modelo de LSTF, se han utilizado los coeficientes por defecto para el modelo de flujo crítico (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007b). Ambos modelos predicen un comportamiento muy similar respecto al que tiene lugar durante el experimento: aproximadamente sobre los 95 s se produce el cambio de fase de monofásico líquido a mezcla bifásica líquido-vapor y a los 620 s el fluido pasa a ser monofásico vapor, lo que se produce unos segundos antes que en el experimento. Esto podría ser debido a la falta del coeficiente de descarga para flujo monofásico vapor del modelo de flujo crítico. El inventario de descarga que se obtiene con ambos modelos de TRACE5 está muy próximo a los resultados experimentales. Las diferencias en la última parte del transitorio se deben a la diferente inyección de los acumuladores entre el modelo de LSTF y el escalado.

Los niveles de líquido del núcleo de ambos modelos (Figura 6.4c) muestran un retraso del descubrimiento del núcleo y, por lo tanto, de la excursión de la CET. Sin embargo, a pesar de este retraso se mantiene la diferencia de tiempo de 230 s que se obtiene en el experimento entre que empieza el descubrimiento del núcleo y la CET indica sobrecalentamiento. Estas diferencias respecto al vaciado del núcleo pueden ser debidas al modelo de la vasija, más en concreto a las pérdidas de carga y a la nodalización axial de la

vasija. Respecto al nivel del downcomer, ambos modelos reproducen similar comportamiento al del experimento. Las diferencias en la última parte del transitorio pueden ser debidas a la mala reproducción de la inyección del sistema de los acumuladores.

La Figura 6.5 muestra: a) la temperatura de salida del núcleo (CET), b) la máxima temperatura de vaina (PCT) y c) la relación entre la CET y la PCT durante la excursión.

Cuando la presión del sistema pasa a ser menor que la del sistema primario, termina la transferencia de calor y la única forma de eliminar el calor del sistema es a través del refrigerante que sale por la rotura. Este hecho afecta a la CET y la PCT.

Como se observa, en el modelo de LSTF la CET alcanza los 623 K al mismo tiempo que en el experimento y, por tanto, la despresurización se realiza al mismo tiempo. Sin embargo, en el modelo escalado se retrasa la excursión CET retrasando la despresurización del sistema secundario.

Además, ambos modelos retrasan la excursión de la PCT, de modo que también se retrasa el momento en el que se consigue el máximo. A pesar de estas diferencias, los valores máximos de la PCT son similares y se activa el sistema de protección del núcleo.

Respecto de la relación CET vs PCT, se observa que la pendiente obtenida con ambos modelos es similar. Además, para el mismo valor de la CET ambos modelos predicen una PCT menor que en el experimento, lo que significa que ambos modelos son no conservadores ya que no están del lado de la seguridad. Este efecto es aún más exagerado en el modelo escalado, el cual predice una PCT menor (unos 50 K).

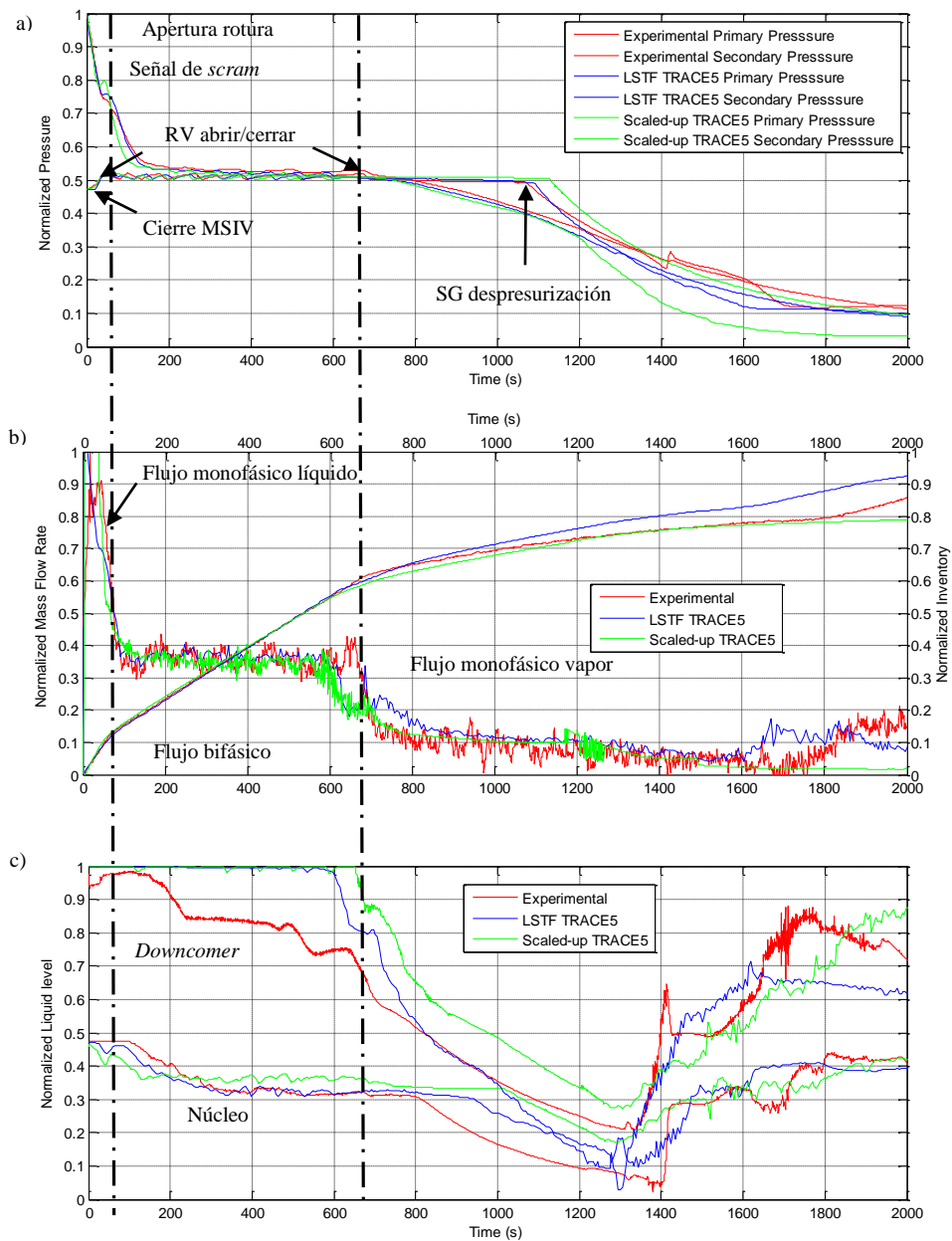


Figura 6.4 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 6-1

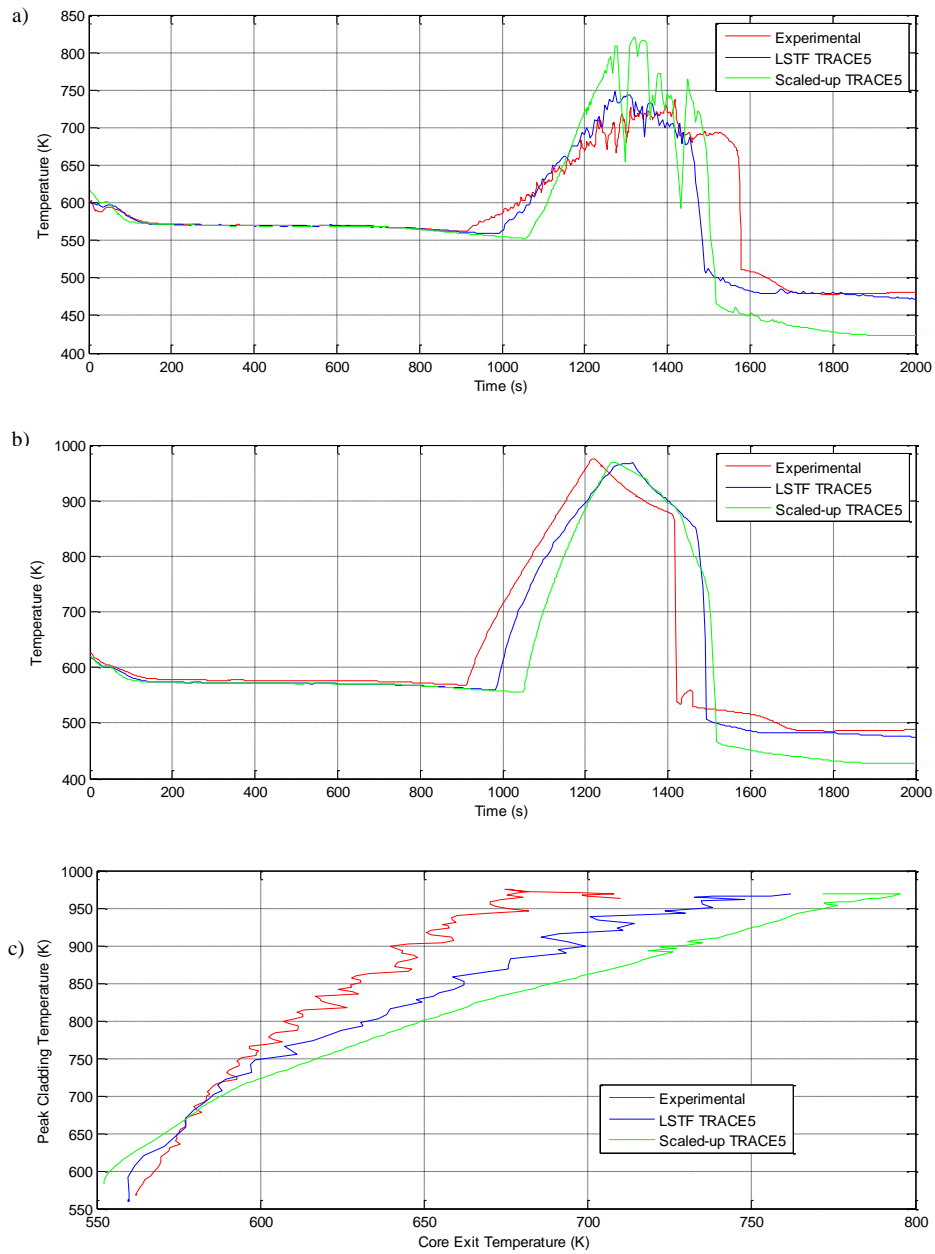


Figura 6.5 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 6-1

6.3.3. Transitorio del experimento 1-2 con el modelo escalado

La Figura 6.6 muestra a) las presiones de los sistemas primario y secundario, b) el nivel de líquido de los tubos en U y c) el nivel de las ramas calientes obtenidos con TRACE5 para ambos modelos, LSTF y escalado, en comparación con los resultados del experimento 1-2.

A la vista de las presiones del sistema primario y secundario, se observa que ambos modelos son capaces de reproducir un comportamiento similar al que se produce en el experimento. Sin embargo, se observan ligeras diferencias al final del transitorio, ya que como pasaba en el experimento anterior TRACE5 no es capaz de reproducir adecuadamente los caudales inyectados por el sistema de acumuladores. Respecto a los tubos en U (Figura 6.6b), ambos modelos se comportan de manera similar al experimento estando vacíos a los 800 s, aproximadamente. De igual manera, las ramas calientes (Figura 6.6c) se vacían a 1000 s mostrando un comportamiento similar al experimento.

En la Figura 6.7 se representan a) el caudal másico y el inventario de descarga a través de la rotura y b) los niveles de líquido en el núcleo y el *lower plenum* de la vasija. Al igual que en el experimento anterior, el caudal másico y el inventario de descarga por la rotura se ha afectado por el factor K_v para poder ser comparados.

En este caso, el modelo escalado también tiene los mismos coeficientes de descarga (modelo de flujo crítico) que el modelo de LSTF (1.2 para flujo monofásico líquido y 1.5 para flujo bifásico). El caudal de descarga por la rotura que reproduce TRACE5 en ambos modelos es similar al que se tiene en el experimento. Sin embargo, se observa que durante la fase líquido-vapor ambos modelos reproducen un caudal ligeramente inferior al experimental y el cambio de fase desde flujo bifásico a flujo monofásico vapor se retrasa unos 60 s.

Como consecuencia, el inventario de descarga por la rotura es ligeramente inferior al del experimento, sobre todo, durante la fase monofásica vapor. Esto podría deberse a la falta de un coeficiente de flujo monofásico vapor en el modelo de flujo crítico (Freixa y Manera, 2010).

Respecto a los niveles de líquido en la vasija, el *downcomer* permanece lleno de líquido durante todo el transitorio, mientras que el núcleo queda inundado un 80 %. Esto significa que no se produce el descubrimiento del núcleo y, por tanto, las temperaturas CET y PCT no sufren ninguna excursión. Ambos modelos son capaces de reproducir el comportamiento de la vasija durante este experimento. Sin embargo, existen algunas diferencias entre el modelo de LSTF y escalado, el cual reproduce una mayor inundación en la vasija. Como se ha comentado en el caso anterior esto podría deberse a las pérdidas de carga en el interior de la vasija.

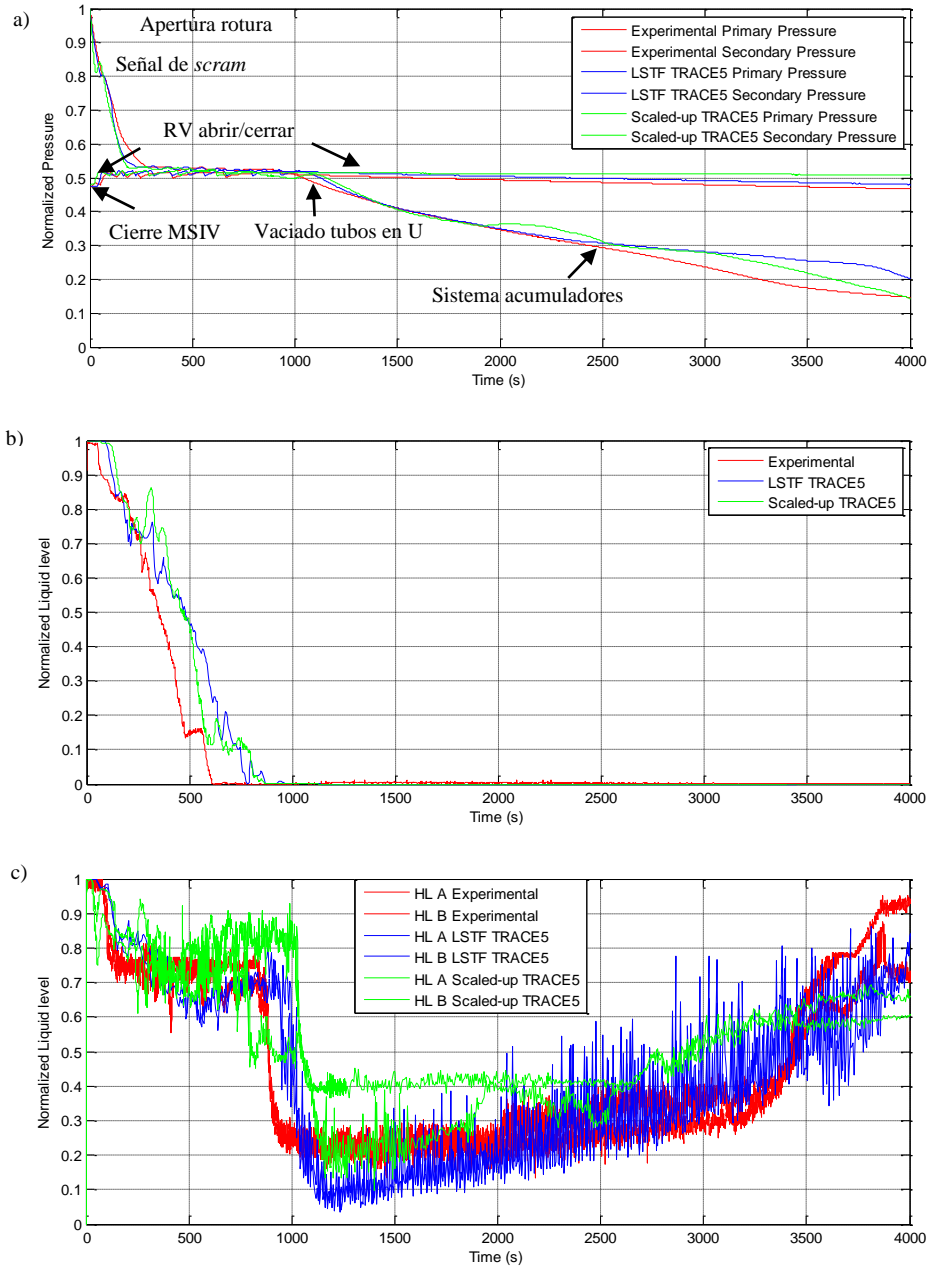


Figura 6.6 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 1-2

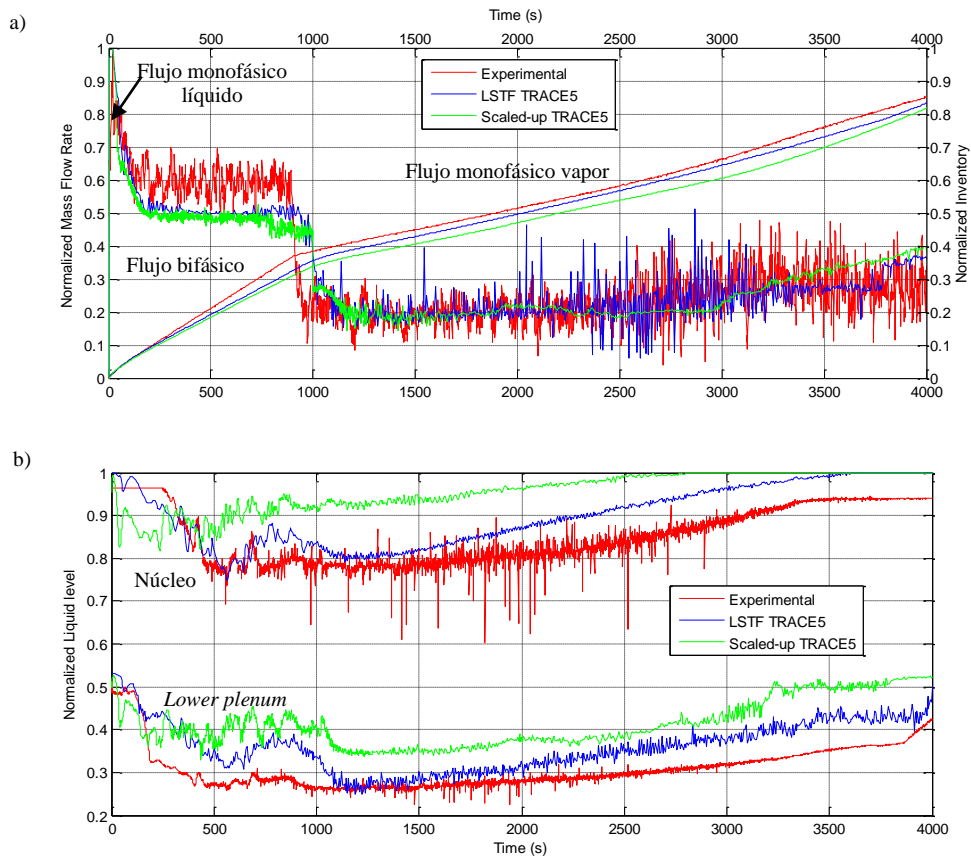


Figura 6.7 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 1-2

Además, con el modelo escalado también se ha realizado un cambio en la orientación de la rotura de *downwards* a *upwards*, pero no se han obtenido mejoras sustanciales en los resultados de simulación (Querol et al., 2014).

A la vista de estos resultados, se observa que ambos modelos de TRACE5 son capaces de reproducir la fenomenología que tiene lugar en el experimento 1-2, aunque existen algunas diferencias a partir de la inyección de los acumuladores.

6.3.4. Transitorio del experimento 3-1 con el modelo escalado

La Figura 6.8 muestra a) las presiones del sistema primario y secundario, b) el caudal másico y el inventario de descarga a través de la rotura y c) los niveles de líquido de la vasija (núcleo, *downcomer* y *upper plenum*).

Las presiones obtenidas con ambos modelos son similares a los resultados experimentales hasta que se produce la entrada de los acumuladores, ya que al igual que ocurría en los casos anteriores, ningún modelo es capaz de reproducir adecuadamente la inyección de refrigerante de los acumuladores. Además, igual que en el experimento 6-1, en este caso tampoco se reproduce el incremento de la presión del sistema primario que se produce por la inyección de los acumuladores. A partir de este momento, las presiones simuladas en ambos casos son inferiores a las experimentales.

Comparando los resultados obtenidos con ambos modelos, se observa que a partir de 1000 s, aproximadamente, cuando se vacían los tubos en U, las ramas calientes y el *upper plenum*, la presión del primario en el modelo escalado es ligeramente inferior a la del modelo LSTF. Esto se debe a que el inventario de descarga a través de la rotura del modelo escalado durante ese tiempo, que coincide con el flujo monofásico vapor, es mayor.

Respecto a los caudales másicos y el inventario de descarga por la rotura, también se han afectado por el factor de escalado volumétrico K_v para poder ser comparados en una gráfica. En este caso, los coeficientes de flujo crítico también se mantienen como en el modelo de LSTF (valores por defecto experimento 3-1). Como se puede ver, ambos modelos predicen un comportamiento similar al experimento: el fluido cambia de fase líquida a mezcla bifásica sobre los 400 s y de bifásica a monofásico vapor a los 1000 s.

Respecto a los niveles de líquido de la vasija, en general, ambos modelos reproducen el comportamiento experimental. Se observan algunas diferencias que pueden ser debidas, como en los otros experimentos, a las pérdidas de carga en el interior de la vasija. Además, la inyección de los acumuladores también produce diferencias en el llenado de la vasija.

En la Figura 6.9 se representan: a) la excursión de la CET, b) la excursión de la PCT y c) la relación entre ambas temperaturas. La CET empieza a aumentar a 1500 s en el experimento y en el modelo escalado mientras que, en el modelo de LSTF, la excursión de la CET se adelanta unos segundos. El máximo valor que alcanza la CET es similar al experimento en ambas simulaciones. La PCT empieza a aumentar cuando se produce el vaciado del núcleo. En el experimento, el aumento de la PCT se produce entre 1200 y 1500 s, dependiendo de la posición radial y acimutal considerada. TRACE5 predice el aumento de PCT, aproximadamente, a 1400 s para el modelo de LSTF y a 1500 s para el modelo escalado. En el experimento, el máximo de la PCT se alcanza a 1800 s y se activa el sistema de protección del núcleo de la instalación, el cual automáticamente disminuye la potencia del núcleo. En el modelo de LSTF el máximo valor de la PCT se alcanza a un tiempo similar al experimento y también se activa el sistema de protección

del núcleo. Sin embargo, en el modelo escalado el máximo de la PCT se alcanza unos segundos más tarde y, por lo tanto, la actuación del sistema de protección del núcleo también se retrasa.

Respecto a la relación entre la CET y la PCT, al igual que pasaba en el experimento 6-1, se obtiene que para un determinado valor de CET ambas simulaciones dan un valor de PCT menor que el experimento. Por lo tanto, se trata de modelos no conservadores.

En la Figura 6.10 se muestra: a) el nivel de las ramas calientes, b) el nivel de las ramas frías y c) el nivel de los tubos en U del generador de vapor. Como se puede ver, ambos modelos reproducen adecuadamente los niveles de las ramas calientes y frías obtenidos en el experimento, al menos hasta la inyección de los acumuladores. En el modelo escalado, la inyección de los acumuladores es menor y por lo tanto, las ramas no se rellenan. Además se observa que la rama fría del lazo A del modelo escalado no llega a vaciarse del todo a 1000 s, lo que está relacionado con el mayor inventario de descarga y la menor presión del sistema primario que se obtienen con este modelo. El nivel de los tubos en U obtenido con los dos modelos coincide con el experimento estando completamente vacíos a 750 s.

La Figura 6.11 representa: a) la diferencia de presión entre la entrada y la salida de los tubos en U del generador de vapor (hasta 1000 s) y b) la diferencia de presión entre la entrada y la salida de la vasija (hasta 3000 s). Como se puede ver, la diferencia de presión de los tubos en U de ambos modelos es muy similar. Sin embargo, la diferencia de presión en la vasija a partir de 1000 s es diferente para cada modelo, coincidiendo con las diferencias que se observan en la presión del sistema primario (Figura 6.8a).

En general, se observa que los dos modelos de TRACE son capaces de reproducir la fenomenología que se produce durante el experimento aunque existen algunas diferencias sobre todo, debidas a la inyección de refrigerante por parte del sistema de acumuladores.

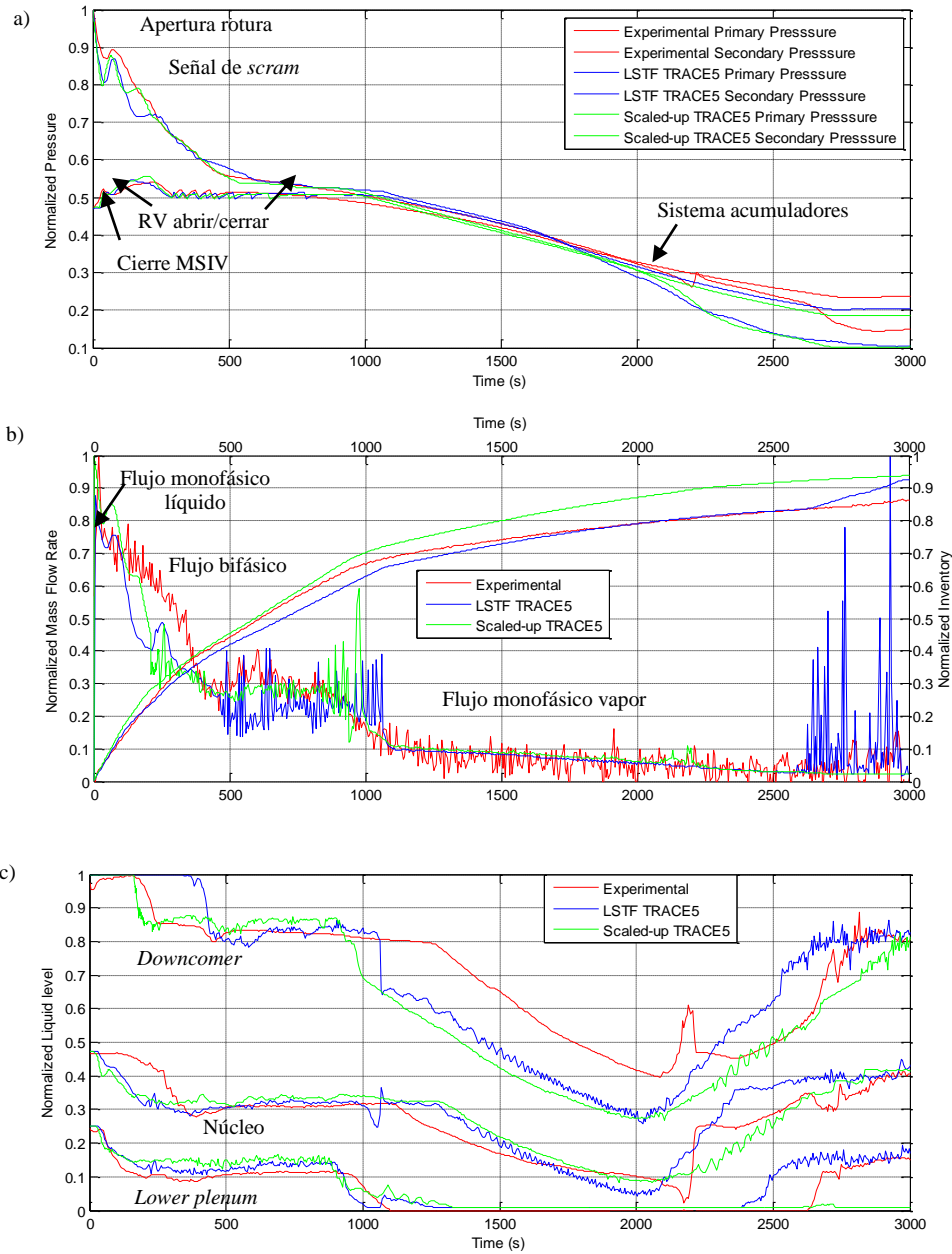


Figura 6.8 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1

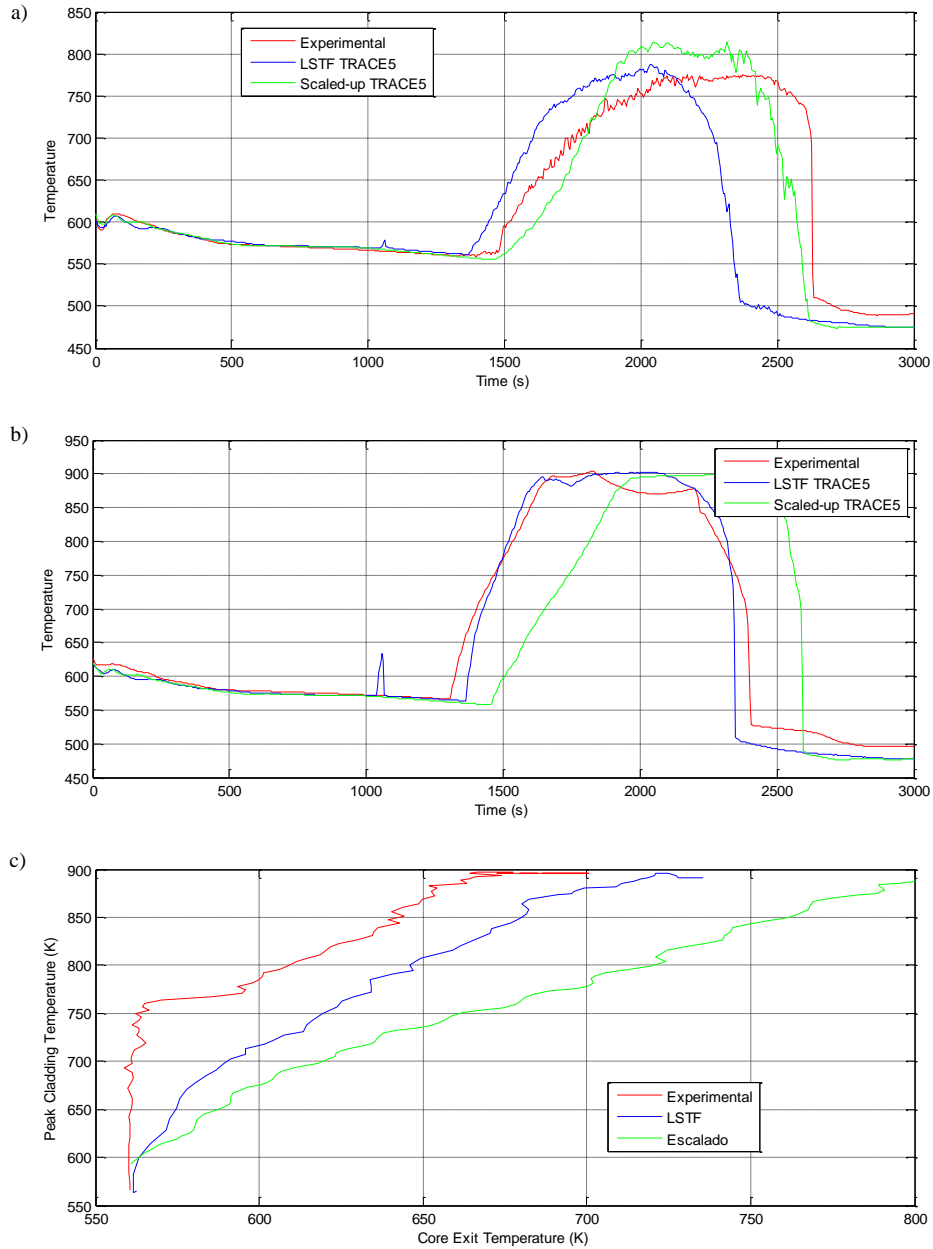


Figura 6.9 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1

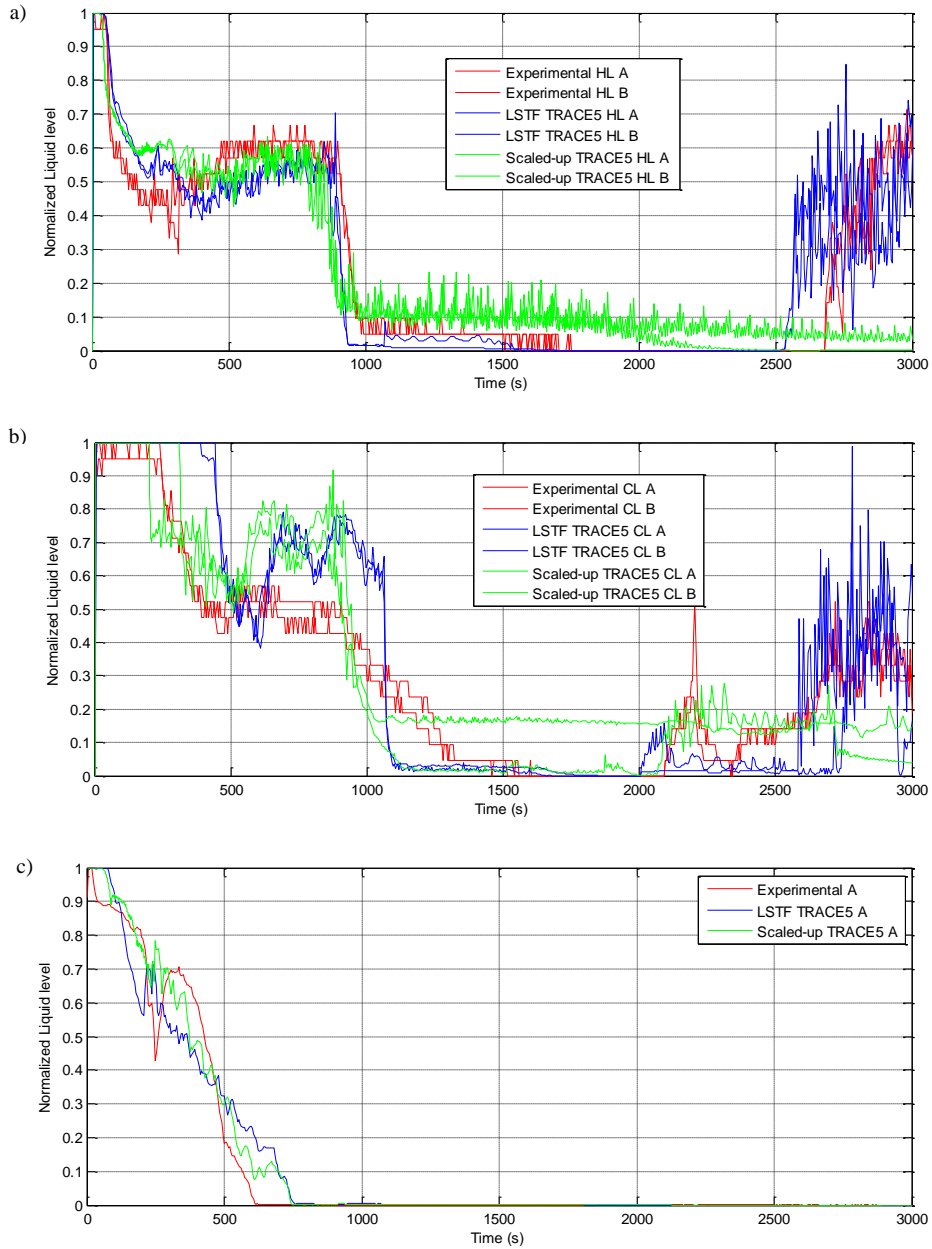


Figura 6.10 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1

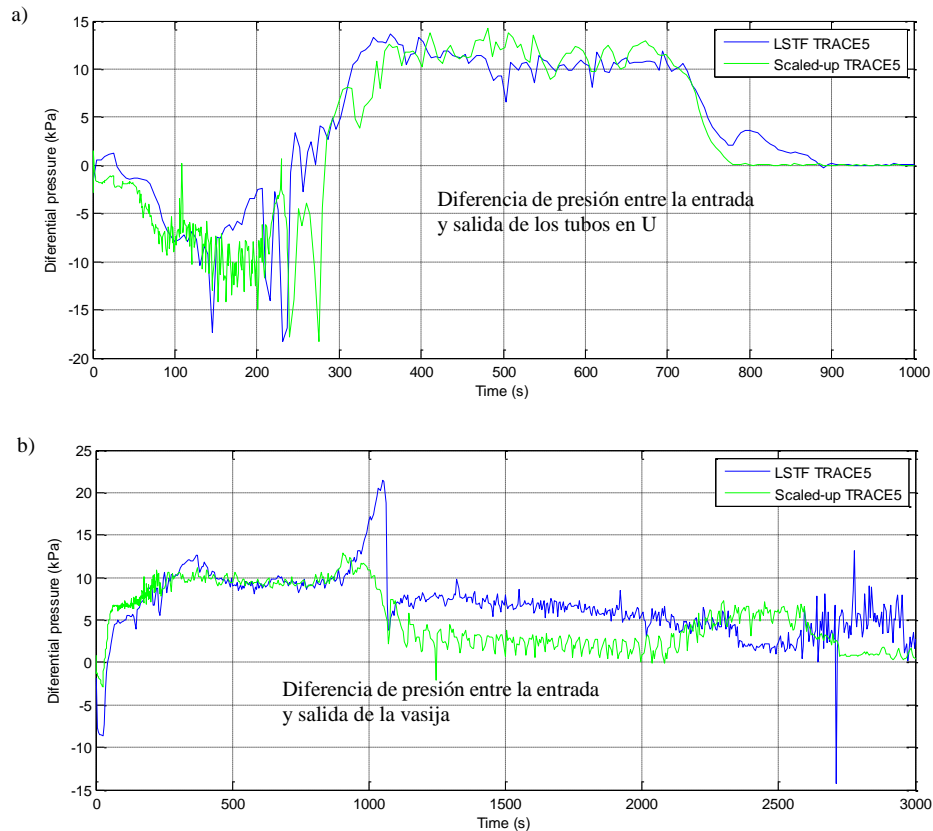


Figura 6.11 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3-1

6.3.5. Transitorio del experimento 2 con el modelo escalado

La Figura 6.12 muestra: a) las presiones del sistema primario y secundario y b) el caudal másico descargado a través de la rotura obtenidos con los dos modelos en comparación con los resultados del experimento 2. Los resultados obtenidos con ambos modelos son similares en tiempo a los resultados experimentales disponibles, aunque existen algunas diferencias. El modelo escalado reproduce una caída de la presión del sistema primario más rápida que el modelo de LSTF, la cual es más próxima a los resultados experimentales.

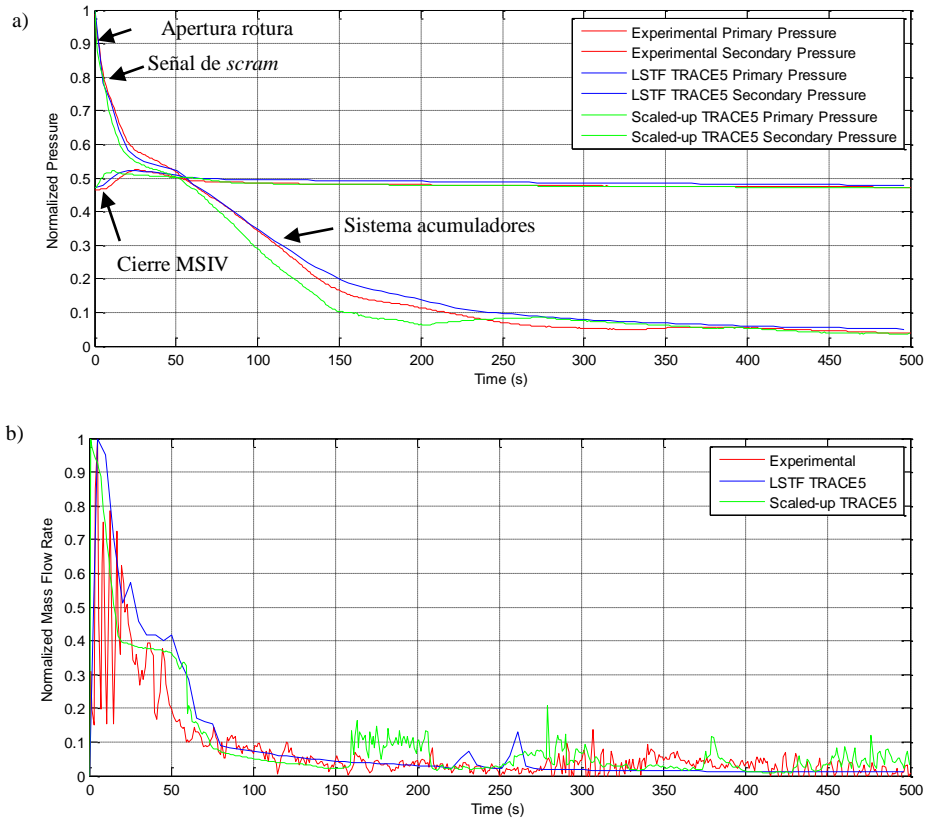


Figura 6.12 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2

El caudal másico descargado por la rotura se ha afectado por el factor volumétrico para poder ser comparado en una sola gráfica. Como se puede observar ambos modelos reproducen el comportamiento experimental: rápidamente tras la rotura el fluido pasa de líquido subenfriado a mezcla bifásica líquido-vapor y se mantiene hasta que se vacían las ramas calientes, momento en el que se produce el cambio a flujo monofásico vapor. Como en los otros casos, los coeficientes de descarga se han mantenido igual que en el modelo de LSTF (valores por defecto para el experimento 2).

En la Figura 6.13 se puede observar: a) la evolución de la CET, b) la evolución de la PCT y c) el nivel de líquido de la vasija (*downcomer*, núcleo y *lower plenum*). Ambos modelos reproducen el comportamiento de la PCT, aunque existen algunas diferencias.

En el modelo escalado, la subida de la PCT se produce más similar al experimento, sin embargo el máximo valor de la PCT se adelanta y es menor. La CET del modelo escalado empieza a subir antes que la del modelo de LSTF ya que el núcleo se empieza a vaciar antes.

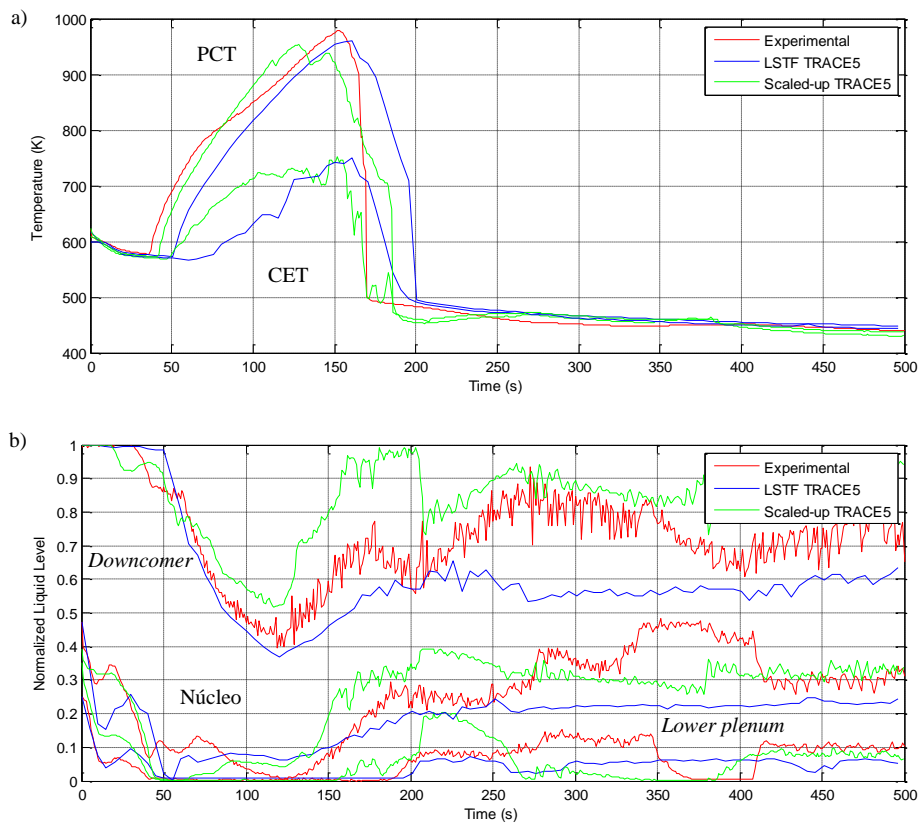


Figura 6.13 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2

El modelo escalado reproduce mejor el rápido vaciado del núcleo que se produce en el experimento. Sin embargo, el nivel del *downcomer* reproducido por el modelo escalado permanece por encima del experimental y del modelo de LSTF, el cual es más similar al experimento. Respecto al relleno de la vasija, el modelo escalado se aproxima más a los resultados experimentales que el modelo de LSTF. Las diferencias en el comportamiento del nivel de la vasija, que repercuten en las excursiones de la CET y la PCT, pueden ser debidas una vez más a las pérdidas de carga de la vasija.

La Figura 6.14 muestra los niveles de líquido de una rama caliente y una rama fría de ambas simulaciones en comparación con los datos experimentales. Las ramas calientes se vacían rápidamente por el efecto *flashing* que se produce como consecuencia de la rápida despresurización del sistema primario y se rellenan parcialmente por la inyección de los acumuladores. Las ramas frías tardan un poco más en vaciarse y se rellenan con la actuación de los acumuladores. Como se muestra ambas simulaciones no reproducen correctamente los rellenos de las ramas lo que se puede deber a una mala reproducción de la inyección del sistema de acumuladores.

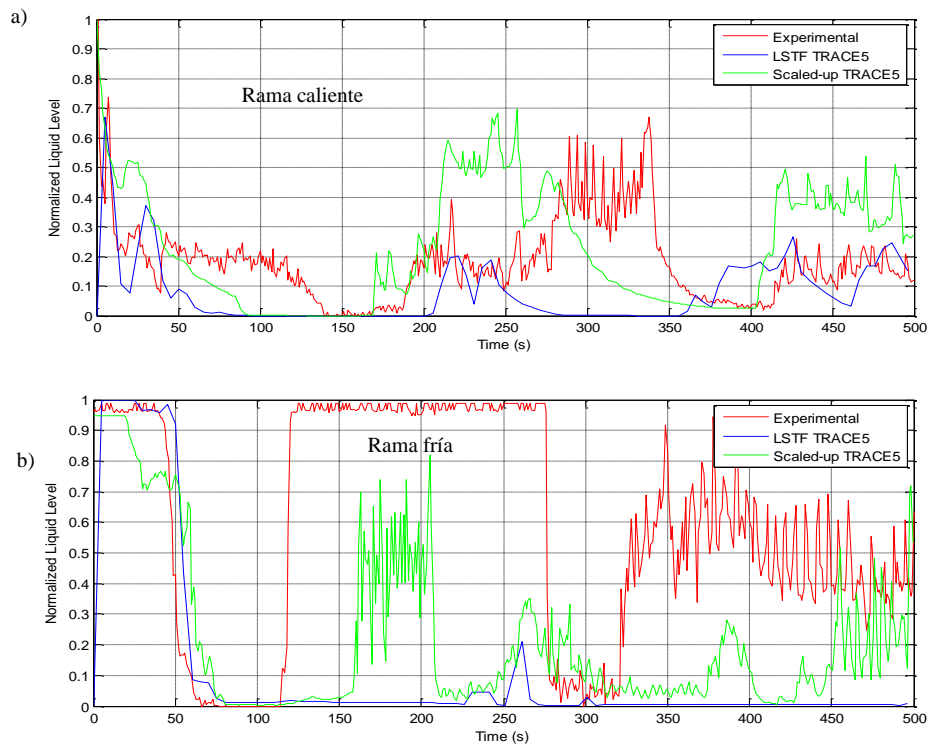


Figura 6.14 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 2

6.4. Experimento *counterpart* serie ROSA2: comparación LSTF y PKL

El experimento *counterpart* se diseñó en el marco de los Proyectos OECD/NEA ROSA-2 y OECD/NEA PKL-2 con el objetivo de comparar el comportamiento ante un mismo transitorio de dos instalaciones con diferente diseño y que trabajan a presiones distintas. Estas instalaciones son LSTF y PKL, cuya presión de trabajo es inferior a la de LSTF.

La instalación PKL es una instalación *Full-Height, Reduced-Pressure*, por lo que, se necesitan diferentes fases para llevar la instalación LSTF a las condiciones de PKL y así, poder comparar los resultados que se obtienen de los transitorios. Estos resultados sirven para estudiar la metodología del escalado entre dos instalaciones con diferentes condiciones de diseño.

6.4.1. Experimento 3 serie ROSA-2

En el Proyecto OECD/NEA ROSA-2 el experimento 3 *counterpart* (Thermalhydraulic Safety Research Group, 2012) tuvo lugar el 19 de mayo de 2011 y simulaba un SBLOCA del 1.5 % de tamaño en la rama caliente asumiendo el fallo total del sistema de inyección de alta presión (HPI). La Figura 6.15 muestra la *Break Unit* utilizada para realizar el experimento en la instalación LSTF.

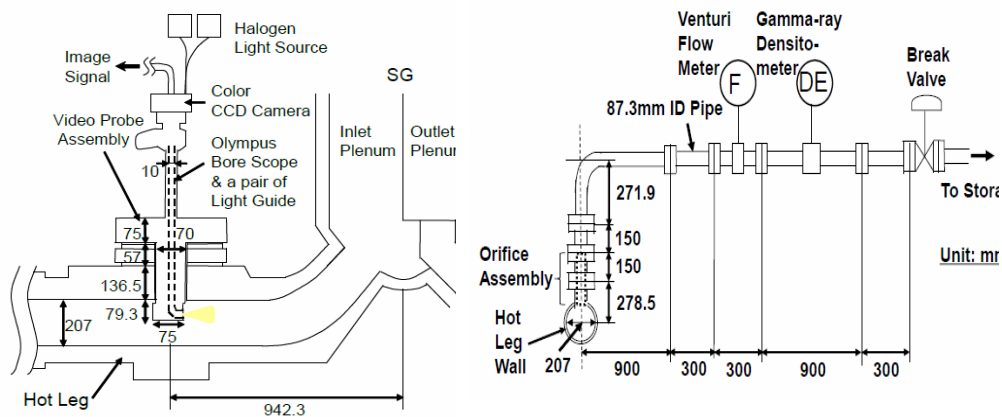


Figura 6.15 Esquema de la *Break Unit* del experimento 3 (Fuente: Thermalhydraulic Safety Research Group, 2012)

El transitorio reproducido en la instalación LSTF se divide en 3 fases claramente diferenciadas: 1) fase de alta presión, 2) fase de acondicionamiento y 3) fase de baja presión en la que se alcanzan las condiciones de trabajo de la instalación PKL.

Fase de alta presión

Durante la fase de alta presión, la fenomenología termohidráulica que se produce es la normal que se produce durante un SBLOCA en la rama caliente. El transitorio empieza con la abertura de la válvula que simula la rotura, la caída de presión y el incremento de la velocidad de las bombas. Pocos segundos después se produce la señal de *scram* del reactor. Al activarse dicha señal se inicia la curva de caída de potencia (Tabla 5.2), la parada de las bombas del sistema primario (Tabla 5.3), el disparo de turbina, se cierran las válvulas principales de vapor (MSIVs) y finaliza la inyección del agua principal. Cuando la PCT alcanza 750 K, un sistema de inyección de alta presión (HPI) especial inyecta refrigerante en el *upper plenum* de la vasija para refrigerar el núcleo y evitar que se forme una capa de líquido subenfriado en la parte inferior de la vasija. La fase de alta presión termina cuando la presión del sistema primario alcanza un determinado valor y se cierra la válvula que simula la rotura temporalmente. La Tabla 6.3 muestra la cronología de los eventos que tienen lugar durante la fase de alta presión de este transitorio.

Tabla 6.3 Lógica de control y secuencia de eventos fase de alta presión

Fase de alta presión	
Evento	Condición
Rotura	Tiempo cero
Generación señal de <i>scram</i>	Presión del primario = valor
Apagado calentadores del presionador	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de caída de potencia	Señal de <i>scram</i>
Inicio de la curva de parada de bombas	Señal de <i>scram</i>
Disparo de turbina	Señal de <i>scram</i>
Cierre de las MSIVs	Señal de <i>scram</i>
Fin de la MFW	Señal de <i>scram</i>
Inicio del HPI en el <i>upper plenum</i> de la vasija	PCT = 750 K
Cierre de la rotura	Presión del primario =

Fase de acondicionamiento

En la fase de acondicionamiento, la potencia se cambia manualmente a un valor constante, que se corresponde con el valor volumétricamente escalado de la instalación PKL, y se mantiene hasta el final del transitorio. El inventario por el primario se recupera

debido a la continua inyección de refrigerante por el sistema HPI en el *upper plenum* de vasija que finaliza cuando el nivel de la rama caliente alcanza la mitad de su nivel. Cuando finaliza la inyección del HPI se produce la despresurización del sistema secundario y se inicia la inyección del AFW. Cuando la presión del sistema primario alcanza un determinado valor finaliza esta fase. La Tabla 6.4 muestra la cronología durante esta fase del experimento.

Tabla 6.4 Lógica de control y secuencia de eventos fase de acondicionamiento

Evento	Condición
Potencia del núcleo constante	Cierre de la válvula de la rotura
Fin del HPI	Rama caliente a medio nivel
Inicio de la despresurización del sistema secundario	Fin de la inyección del sistema HPI
Fin de la despresurización del sistema secundario	Presión del primario = valor

Fase de baja presión

En la fase de baja presión, ya se han alcanzado las condiciones de operación de la instalación PKL y se procede con la reapertura de la válvula que simula la rotura. La Tabla 6.5 muestra la cronología que se produce durante esta fase del experimento.

Tabla 6.5 Lógica de control y secuencia de eventos del experimento 3 durante la fase de baja presión

Evento	Condición
Reapertura de la válvula de la rotura	Presión del primario = valor
Despresurización del sistema secundario	CET = 623 K
Inicio AFW	Inicio de la acción AM
Inicio de la inyección de los acumuladores	Presión del primario = valor
Fin de la inyección de los acumuladores	Presión del primario = valor
Inicio del LPI	Presión <i>lower plenum</i> vasija = valor

La pérdida de refrigerante a través de la rotura produce el *boil-off* del núcleo. Inmediatamente después que la temperatura de salida del núcleo (CET) alcanza 623 K se produce la despresurización del sistema secundario como AM abriendo completamente las válvulas de alivio (RVs) de ambos generadores de vapor y se inicia la inyección de AFW. La presión del sistema primario empieza a caer siguiendo la presión del sistema secundario. Para asegurar la integridad de la instalación LSTF, la potencia de la instalación se reduce automáticamente cuando la PCT alcanza 958 K (Tabla 5.4). A medida que disminuye la presión del sistema primario se alcanza la presión determinada para que se produzca la inyección del sistema de acumuladores y posteriormente la inyección del sistema de baja presión (LPI). El transitorio finaliza cuando se confirma que el núcleo está refrigerado con el sistema LPI.

6.4.2. Experimento G7.1 de PKL

En el Proyecto OECD/NEA PKL-2, el experimento *counterpart* G7.1 (AREVA, 2011, 2012) tuvo lugar el 15 de julio de 2011 y simulaba un SBLOCA del 1.5 % de tamaño en la rama caliente asumiendo el fallo total del sistema de inyección de alta presión (HPI) y el fallo del enfriamiento automático del sistema secundario. Para alcanzar las condiciones iniciales del experimento se realiza una fase previa de acondicionamiento. Una vez obtenidas las condiciones del experimento, los resultados ya son comparables con los obtenidos en la fase de baja presión del experimento 3 realizado en la instalación LSTF.

Fase de acondicionamiento

Al inicio de la fase de acondicionamiento el sistema de refrigeración del reactor está completamente lleno y se tiene circulación natural subenfriada con un flujo másico por las ramas de 1.2 kg/s. El refrigerante del secundario se encuentra en condiciones de líquido saturado. El calor se transfiere simétricamente a través de los cuatro generadores de vapor conectados en su lado secundario por medio de un colector de vapor principal. La presión del sistema primario se controla a través del sistema secundario, necesitando sólo dos de las cuatro válvulas de alivio de los generadores de vapor en operación. El lado secundario de los generadores de vapor está lleno de líquido hasta los 11.9 m. La presión del sistema primario es de 4.2 MPa y la del sistema secundario de 2.5 MPa. La potencia se mantiene constante a 565 kW, siendo la temperatura del refrigerante a la salida del núcleo CET de aproximadamente 518 K.

Durante la fase de acondicionamiento, el inventario de refrigerante en el sistema de refrigeración del reactor se reduce a una mezcla bifásica en las entradas a los generadores de vapor y se tienen condiciones de condensación por reflujo. La Tabla 6.6 muestra los eventos que tienen lugar en la instalación PKL durante la fase de acondicionamiento.

Tabla 6.6 Cronología de eventos fase de acondicionamiento

Evento	Comentario
Lado secundario de los cuatro generadores de vapor completamente aislado	Reducción del subenfriamiento del sistema primario
Apertura de la rotura en la rama caliente 1	Ajuste de las condiciones de condensación por reflujo
Cierre de la rotura en la rama caliente 1	
Control de presión de sistema secundario	4.5 MPa
Inicio de la reducción del nivel en los cuatro generadores de vapor	Ajuste del inventario para el sistema secundario
Final de la reducción del nivel en los cuatro generadores de vapor	
Generadores de vapor completamente aislados	

Fase del experimento

Las condiciones iniciales del experimento G7.1 son, entre otras, una presión del sistema primario de 4.5 MPa con inventario de refrigerante reducido y condiciones de flujo bifásico con condensación por reflujo. Además, la presión del secundario es cercana a la del primario porque ha sido previamente aislado para aumentar su presión.

El experimento se inicia con la apertura de la válvula que simula la rotura. Los generadores de vapor se aíslan y el calor producido se extrae a través del caudal de la rotura ya que apenas existe intercambio de calor entre el sistema primario y el secundario.

Los cuatro generadores de vapor se despresurizan a través de su colector de vapor principal abriendo totalmente dos de las cuatro válvulas de alivio cuando la CET supera los 623 K. En la instalación, el flujo másico está limitado por unas toberas instaladas en la línea de vapor principal que introducen un estrechamiento de 19.2 mm para simular la apertura total de las válvulas de alivio en la instalación de referencia.

En cuanto a los sistemas de refrigeración de emergencia del núcleo, se asume el fallo total del sistema de inyección de alta presión HPI. La inyección del sistema de acumuladores se realiza en el intervalo en que la presión del primario desciende entre 2.6 y 1 MPa. El LPI se activa en las cuatro ramas frías cuando la presión del primario cae por debajo de los 0.8 MPa. La Tabla 6.7 muestra la cronología de los eventos que tienen lugar durante la fase del experimento.

Tabla 6.7 Cronología de eventos fase del experimento

Evento	Comentario
Inicio del Test: rotura en la rama caliente	Pérdida continua de inventario
Comienzo del descubrimiento del núcleo	Aumento de la temperatura de superficie de las barras calentadas
	Presión del sistema primario < presión del sistema secundario
Despresurización del secundario de los cuatro generadores de vapor	CET = 623 K
Inicio de la inyección del sistema de acumuladores en las ramas frías de los cuatro lazos	Presión del sistema primario = 2.6 MPa
Fin de la inyección del sistema de acumuladores	
Inyección del sistema de baja presión LPSI	Presión del sistema primario = 0.8 MPa
Desconexión del calentador del presionador	

6.4.3. Resultados del experimento 3 modelo LSTF y modelo escalado

El experimento 3 realizado en la instalación LSTF reproduce un SBLOCA en la rama caliente con un tamaño equivalente al 1.5% del área de la rama fría y es común al experimento G7.1 realizado en la instalación PKL. Como ya se ha comentado en el apartado de descripción del transitorio, el experimento 3 se puede dividir en tres fases: una primera fase de alta potencia, la segunda fase de acondicionamiento para alcanzar las mismas condiciones de trabajo que se tienen en la instalación PKL y la fase de experimento que es comparable con los resultados obtenidos en el experimento G7.1 realizado en PKL.

La Figura 6.16 muestra los resultados obtenidos con los dos modelos de TRACE5, LSTF y escalado, para: a) las presiones del sistema, b) las temperaturas CET y PCT y c) el caudal descargado por la rotura. Como se puede observar, en la fase de alta presión (hasta 2170 s) la válvula que simula la rotura se abre a tiempo cero y como consecuencia de la pérdida de refrigerante a través de la rotura, la presión del sistema primario empieza a caer. Cuando la presión alcanza el valor determinado se produce la señal de *scram* produciendo el cierre de las MSIVs, el inicio del *coastdown* de las bombas y la caída de

potencia. Con el cierre de las MSIVs la presión del sistema secundario aumenta rápidamente alcanzando el valor de tarado de las RVs, con lo que se inicia el comportamiento cíclico (abrir y cerrar) para mantener la presión del sistema secundario.

La presión del sistema primario se mantiene sobre la del sistema secundario hasta los 1250 s, momento en el que la presión del primario pasa a ser menor que la del sistema secundario y el caudal másico descargado por la rotura cambia a monofásico vapor (Figura 6.16c). La presión del sistema primario continúa cayendo hasta alcanzar un valor determinado al cual se cierra la válvula que simula la rotura y se da por concluida la fase de alta presión. Durante esta fase, el núcleo se vacía (Figura 6.17a) y cuando la PCT alcanza 750 K (Figura 6.16b), se inicia la inyección del HPI en la vasija.

Durante la fase de acondicionamiento, continúa la inyección del sistema de HPI hasta que se recupera la mitad del nivel de la rama caliente (Figura 6.17b). La presión del sistema primario aumenta hasta que se produce la despresurización del sistema secundario que tiene lugar cuando finaliza la inyección del HPI. Cuando la presión del sistema primario disminuye hasta un valor determinado, finaliza la despresurización del sistema secundario, se cierran las RVs y las presiones de ambos sistemas aumentan hasta que se alcanza el valor determinado para finalizar la fase de acondicionamiento e iniciar la fase de experimento, en la que se vuelve a abrir la válvula que simula la rotura.

A los 4100 s, la presión del sistema primario pasa a ser menor que la del secundario y poco tiempo después se produce el *boil-off* del núcleo (Figura 6.17a). Cuando la CET alcanza 623 K, se inicia la despresurización del sistema secundario como acción AM abriendo completamente las RVs. La presión del sistema primario empieza a caer siguiendo la presión del secundario y se alcanzan los valores de presión determinados para que se inicie la inyección de los acumuladores y del sistema LPI.

Como se puede observar, el modelo de LSTF es capaz de reproducir el comportamiento experimental, aunque existen algunas diferencias cuando la presión del primario pasa a ser inferior a la del secundario (a 1250 s), ya que el modelo de LSTF reproduce una caída más lenta que en el experimento. Sin embargo, la presión del sistema primario determinada para finalizar la fase de alta presión y cerrar la válvula que simula la rotura se alcanza al mismo tiempo que en el experimento. El resto del transitorio el comportamiento de las presiones simuladas es similar al experimento.

Respecto al modelo escalado, se observa como dicha caída de presión se produce más rápida que en el experimento y que con el modelo de LSTF. Esto hace que todos los fenómenos involucrados en el transitorio se adelanten respecto del experimento: el fin de la fase de alta presión, el cierre de la válvula que simula la rotura, la primera despresurización del sistema primario, la reapertura de la válvula que simula la rotura en la fase del experimento y la segunda despresurización.

Para poder realizar la comparación del caudal que se descarga a través de la rotura en el experimento y el que se obtiene con los dos modelos, LSTF y escalado, se ha tenido en cuenta el factor de escalado volumétrico. En este caso, también se han estudiado los

coeficientes de descarga del modelo de flujo crítico de TRACE5 para ajustar el caudal descargado por la rotura. En ambos modelos, dichos coeficientes se han fijado a los valores por defecto (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007b).

A la vista de los resultados se observa que en la fase de alta presión el caudal cae rápidamente y cambia de estado de monofásico líquido a bifásico líquido-vapor. A 1250 s, cambia de estado bifásico líquido-vapor a monofásico vapor. Excepto en el modelo escalado que como ya se ha comentado se adelantan todos los fenómenos.

La Figura 6.17 muestra: a) los niveles de líquido de la vasija (*downcomer*, núcleo y *lower plenum*) y b) el nivel de líquido de las ramas calientes. Los niveles de líquido de la vasija muestran como durante los primeros 800 s, el *downcomer* se vacía gradualmente para mantenerse hasta 1250 s, cuando empieza a caer de nuevo. Por otro lado, los niveles del núcleo y del *upper plenum* caen durante los primeros 500 s. El *upper plenum* se vacía a 1500 s, mientras que el nivel del núcleo empieza a caer a 1550 s cuando se inicia el *boil-off* del núcleo. El vaciado del núcleo se produce alrededor de unos 600 s después de que la presión del sistema primario es inferior a la del sistema secundario, por lo que el sistema secundario deja de servir como sumidero de calor del sistema. Como se puede observar, los resultados que se obtienen con el modelo de LSTF son muy similares a los resultados experimentales, aunque el nivel del núcleo que reproduce TRACE5 es ligeramente mayor al que se tiene experimentalmente. A 1550 s, el nivel de líquido del núcleo alcanza un tercio de su altura total y el *upper plenum* permanece vacío tanto en el experimento como en la simulación. Respecto al modelo escalado, se puede decir que la tendencia general de los niveles de la vasija si se reproduce aunque se adelanta la fenomenología.

Respecto a los niveles de las ramas calientes (Figura 6.17b) se observa cómo se vacían con el cambio de fase a flujo monofásico vapor (a los 1250 s) y como se rellenan por efecto del HPI. Como se ha comentado la inyección del HPI finaliza cuando se recupera la mitad del nivel de la rama caliente. En general, las simulaciones reproducen bien la tendencia del nivel sólo que en el caso escalado se adelanta como ya se ha comentado.

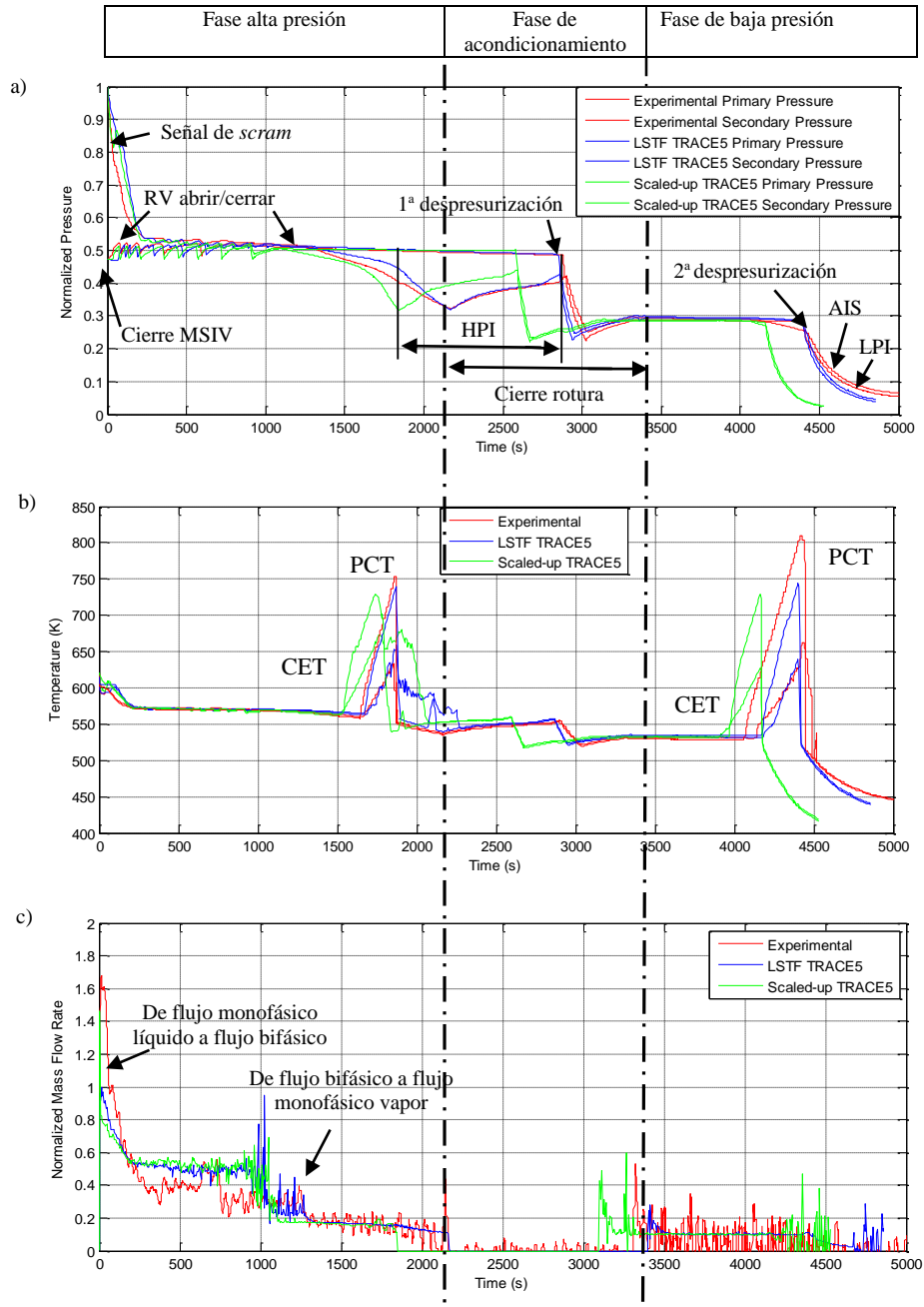


Figura 6.16 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3

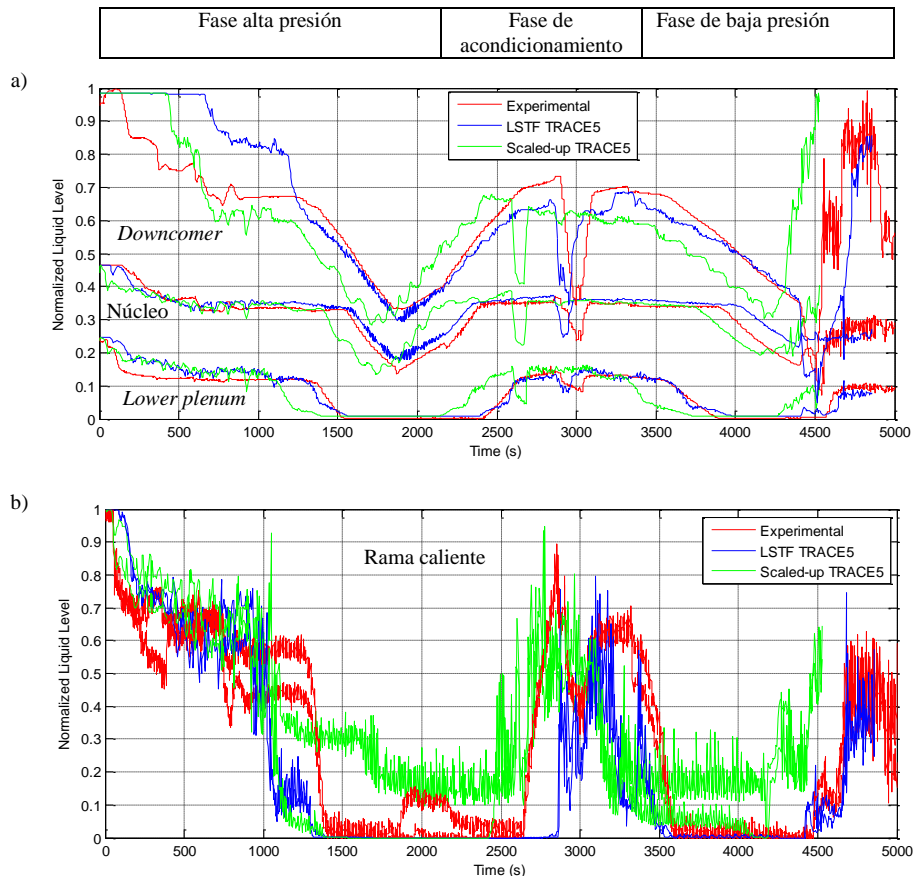


Figura 6.17 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3

La Figura 6.18 muestra la relación entre la CET y la PCT para las dos excursiones que se observan en este transitorio. Como se puede observar, las pendientes de dichas relaciones son bastante parecidas, aunque existen diferencias entre la primera y la segunda subida. Para la primera subida, el modelo de LSTF es más conservador ya que para un determinado valor de CET, TRACE5 proporciona un mayor valor de PCT que el experimento. Sin embargo, con el modelo escalado, en ambos casos para un valor determinado de CET se proporciona un valor de PCT inferior al del experimento.

En general, se puede decir que los dos modelos de TRACE5 reproducen la fenomenología que tiene lugar durante este transitorio. Sin embargo, con el modelo escalado la caída

de presión del sistema primario es más rápida lo que adelanta toda la fenomenología algunos segundos respecto del experimento.

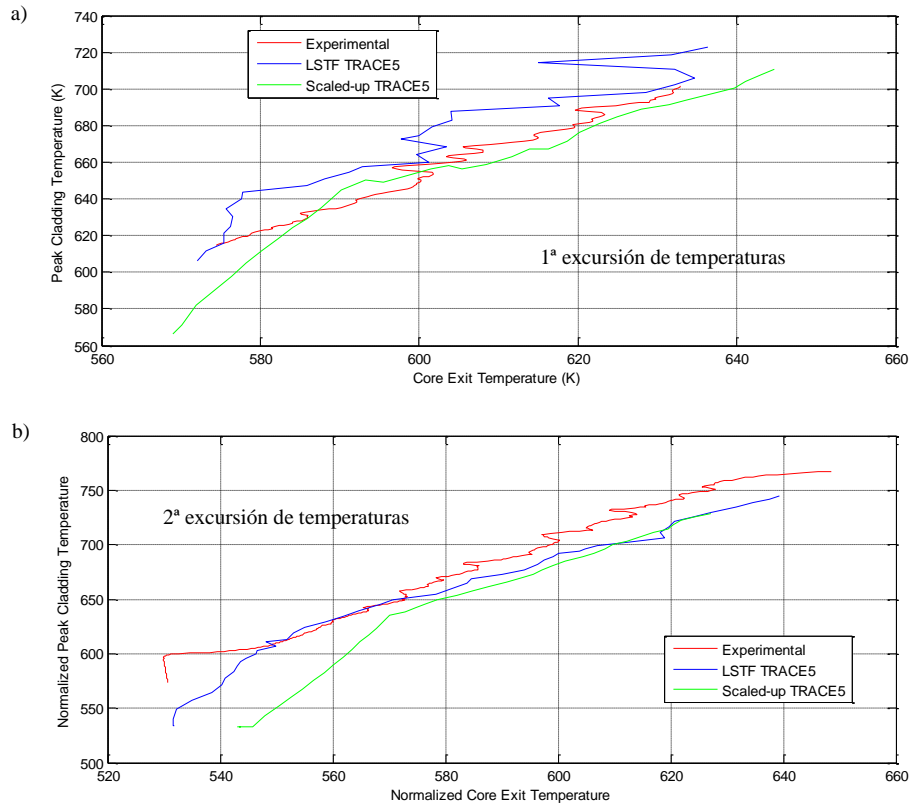


Figura 6.18 Resultados obtenidos con TRACE5 para el experimento 3

6.4.4. Resultados de la comparación modelo LSTF y modelo PKL

En este apartado de la Tesis se van a comparar los resultados del experimento 3 reproducidos con el modelo de LSTF y los resultados del experimento G7.1 reproducido con el modelo de la instalación PKL.

La Figura 6.19 muestra los resultados obtenidos tras comparar las principales variables, como son: a) la PCT, b) la CET, c) las presiones del sistema y d) la relación entre la CET y la PCT, de los transitorios reproducidos en las instalaciones LSTF y PKL. La Figura 6.19a muestra la evolución de la PCT en ambas instalaciones y como se puede observar,

en la instalación LSTF la excursión de la PCT se adelanta unos 150 s respecto a la instalación PKL. El mismo comportamiento se produce en la evolución de la temperatura CET (Figura 6.19b). Además, también hay una diferencia importante en los valores máximos alcanzados, siendo mucho mayores los valores alcanzados en la instalación PKL.

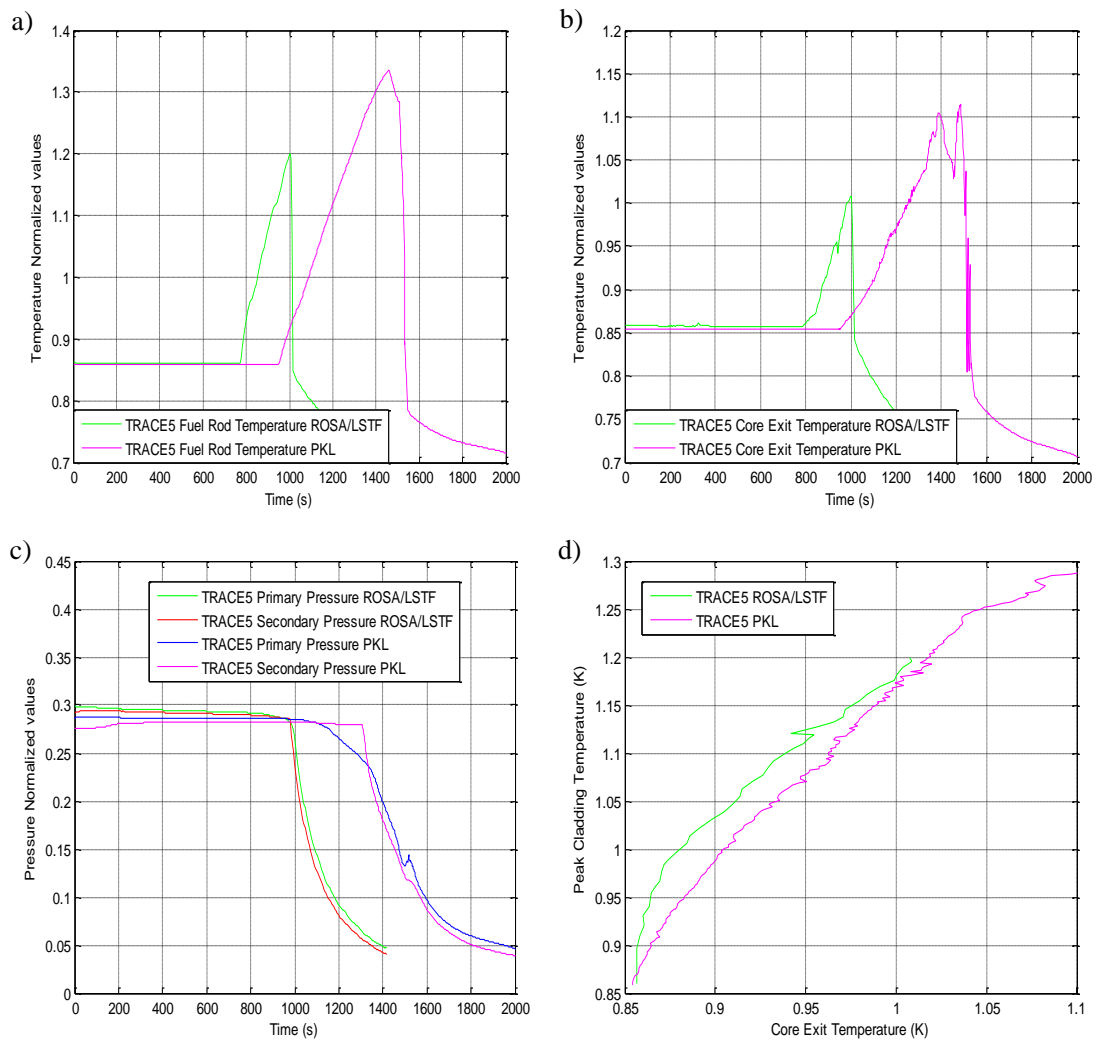


Figura 6.19 Comparación de los resultados obtenidos con TRACE5 en la instalación LSTF y PKL

Debido al adelanto del inicio de la excursión de la CET en la instalación LSTF, la señal para que se inicie la despresurización del sistema secundario también se adelanta. Por eso, en la Figura 6.19c, donde se muestra la evolución de las presiones en ambas instalaciones, se observa que en la instalación LSTF la despresurización del sistema secundario tiene lugar unos 260 s antes que en la instalación PKL.

Respecto a la relación CET vs PCT que se obtiene en ambas instalaciones (Figura 6.19d), se observa que para bajos valores de CET, TRACE predice valores de PCT más grandes en la instalación LSTF que en la instalación PKL.

Las diferencias encontradas en la evolución de las principales variables pueden estar relacionadas con el criterio de escalado utilizado en cada instalación y/o con la diferencia de tecnología que existe entre LSTF y PKL (Querol et al. 2015; Martínez-Quiroga et al., 2014).

Si nos centramos en el aspecto de la diferente tecnología, se tiene que el diseño de la vasija puede influenciar considerablemente la evolución del transitorio pero además, se han encontrado algunas diferencias en cuanto al diseño de ambas vasijas. Entre estas diferencias se ha encontrado que en la vasija de LSTF hay una separación física entre el *upper plenum* y *upper head*, mientras que en la instalación PKL ambas partes de la vasija están conectadas y, por lo tanto, el refrigerante puede fluir desde el *upper plenum* al *upper head* y viceversa.

Además, hay otra diferencia respecto a la distribución de potencia dentro del núcleo del reactor. Mientras en la instalación PKL la potencia se distribuye uniformemente en todas las direcciones, en la instalación LSTF existe un perfil de potencia radial y axial como se ha explicado en el apartado 3.2 de la presente Tesis.

Con el objetivo de estudiar la influencia del diseño se han desarrollado tres nuevos modelos de la instalación PKL:

- PKL-A: El modelo de PKL original considerando que no puede haber intercambio de fluido entre el *upper plenum* y el *upper head* de la vasija.
- PKL-B: El modelo de PKL-A considerando la distribución radial de potencia de la instalación LSTF.
- PKL-C: El modelo de PKL-B considerando la distribución axial de potencia de la instalación LSTF.

La Figura 6.20 y la Figura 6.21 muestran la evolución de la PCT y la CET obtenidas teniendo con los tres nuevos modelos de la instalación PKL en comparación con los resultados obtenidos con los modelos de las instalaciones LSTF y PKL originales. La Figura 6.22 muestra el nivel de líquido del núcleo de la vasija para los diferentes casos considerados.

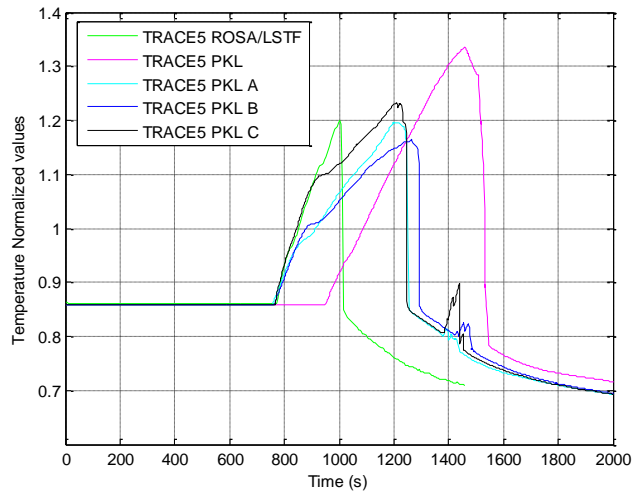


Figura 6.20 Evolución de la PCT para los modelos LSTF, PKL, PKL-A y PKL-B

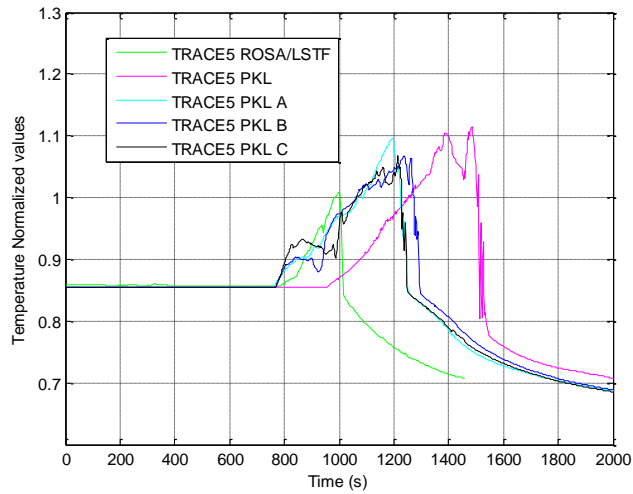


Figura 6.21 Evolución de la CET para los modelos LSTF, PKL, PKL-A y PKL-B

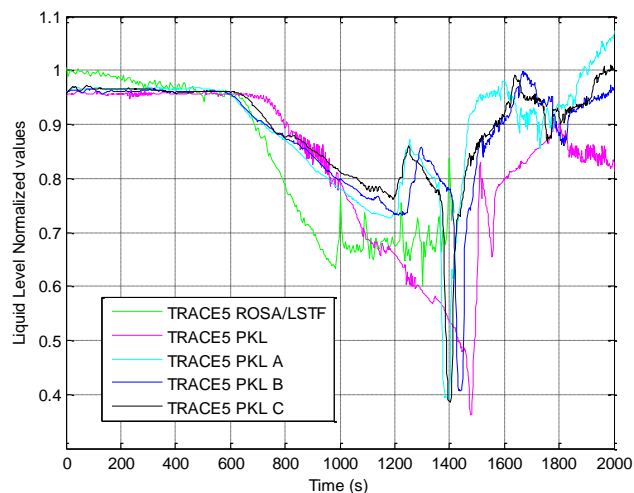


Figura 6.22 Evolución de la CET para los modelos LSTF, PKL, PKL-A y PKL-B

Como se puede observar, el cierre de la vasija entre el *upper plenum* y el *upper head* tiene un gran efecto en la evolución de la PCT, ya que el modelo PKL-A predice un adelanto de la PCT en comparación con el modelo de PKL original, de modo que la PCT predicha por el modelo PKL-A coincide con el modelo de LSTF. Además, el valor máximo de la PCT se reduce considerablemente, siendo muy similar al de la instalación LSTF. Este adelanto y reducción de la PCT se deben a los cambios que se producen en la evolución de la CET (Figura 6.21) y del nivel del núcleo (Figura 6.22) con el modelo PKL-A.

La CET se comporta similar a la PCT y adelanta su subida, con lo que se alcanza antes el punto para activar la acción AM (CET = 623 K). La efectividad de la despresurización y la inyección de los acumuladores producen el descenso de la PCT. Sin embargo, el máximo de la CET no se reduce en comparación con el modelo PKL. Esto se debe a que los termopares que miden la CET se encuentran por encima del núcleo de modo que el aumento en el nivel no es suficiente para reducir la subida de dicha temperatura. El descenso de la CET se debe a la inyección de los acumuladores.

Respecto al nivel del núcleo, se observa como PKL-A empieza a vaciarse antes que PKL aunque la caída de nivel es más suave y, como a partir de 750 s, el nivel del núcleo en PKL-A es mayor que en PKL lo que hace que la PCT se mantenga en valores más bajos. Además, a 1200 s se produce un aumento en el nivel del núcleo de PKL-A que produce un descenso en la PCT. Esto no se observa con el modelo PKL en el cual el nivel del núcleo desciende hasta 1400 s, momento en el cual el núcleo está casi vacío.

Al cambiar la distribución de potencia radial uniforme de PKL a la de tres zonas con diferentes factores pico (PKL-B) como en LSTF, las excursiones de CET y PCT se producen al mismo tiempo que en el modelo PKL-A. Sin embargo, los valores máximos de ambas temperaturas se reducen y se retrasan en comparación con el modelo PKL-A. Este efecto se debe a la localización de los termopares encargados de realizar las medidas de temperatura. La PCT se mide en una zona con menos producción de potencia por lo que su valor se reduce. Respecto a la CET, los termopares se sitúan por encima del núcleo, así que la temperatura que miden es la de la mezcla de los flujos que provienen de las tres zonas con diferentes potencias. Sin embargo, no se observa un efecto importante en el nivel del núcleo debido a la distribución radial de potencia ya que se comporta de manera similar al modelo PKL-A.

En el tercer modelo PKL-C, que incluye el cierre de la vasija entre el *upper plenum* y el *upper head* y la distribución radial de potencia de tres zonas, se ha estudiado el efecto de la distribución axial de potencia de la instalación LSTF. Para ello, se han considerado siete divisiones axiales y diferentes factores pico. Como se puede ver, la distribución axial de potencia tampoco tiene efecto en el tiempo al que se inician las subidas de la CET y la PCT. Sin embargo, el máximo de la PCT es mayor cuando se considera la distribución axial. Esto se debe a que con el perfil de potencia axial no uniforme en algunos niveles axiales la potencia generada es mayor y, por lo tanto, la PCT alcanza valores más altos. A pesar de que la PCT es mayor, el nivel del núcleo también es mayor en PKL-C que en PKL-B, lo que se explica con la propia definición del nivel de líquido colapsado ya que la cantidad del líquido en la mezcla cambia con la generación de potencia y ésta es mayor en las partes altas de los elementos combustibles que quedan al descubierto al considerar la distribución de potencia axial. Respecto a la CET, no se observa ningún efecto relevante del perfil de potencia axial.

Con estos resultados se pone de manifiesto la importancia del diseño o la tecnología del reactor en la evolución del transitorio por encima de las diferencias respecto a la metodología de escalado.

Capítulo 7: Conclusiones

En el presente Capítulo se van a describir las conclusiones generales que se han obtenido en esta Tesis. Además, también se incluye un apartado con las posibles líneas de trabajo a desarrollar en un futuro o las posibles mejoras a tener en cuenta. Por último, se muestra un listado de todas las publicaciones en revistas indexadas y participaciones en congresos, tanto internacionales como nacionales, a los que ha dado lugar esta Tesis.

7.1. Conclusiones generales

En esta Tesis, se ha presentado una metodología que consiste en el estudio de una serie de experimentos realizados en la instalación *Large Scale Test Facility*, LSTF, en el marco de los Proyectos OECD/NEA ROSA y ROSA-2 y su aplicación a un modelo escalado. Además, se ha realizado la comparación de los resultados experimentales obtenidos en el experimento *counterpart* de los Proyectos OECD/NEA ROSA-2 y PKL-2 común a las instalaciones LSTF y *Primärkreislauf Versuchsanlage* (PKL), que tienen diferentes condiciones de diseño y trabajo.

La finalidad de dicha metodología es contribuir en el proceso de evaluación del código termohidráulico TRACE5, lo que incluye el desarrollo y mejora del código, para que pueda ser utilizado en el análisis y diseño de los sistemas de seguridad de las centrales nucleares. Para dicho proceso es necesario realizar numerosos experimentos, así como, considerar diferentes instalaciones experimentales ya que esto permitirá tener una base de datos más extensa con la que evaluar la capacidad del código. Ahí es donde recae la contribución de esta Tesis, ya que presenta los resultados obtenidos tras simular varios

experimentos utilizando modelos desarrollados con TRACE5 con diferentes dimensiones (modelo LSTF y escalado) y los resultados de la simulación del experimento *counterpart* realizado en dos instalaciones que tienen diferentes condiciones de operación y trabajo.

Para desarrollar la metodología, en primer lugar se ha realizado una revisión de algunas de las instalaciones experimentales existentes, así como, un estado del arte de los diferentes criterios de escalado utilizados para la obtención de dichas instalaciones experimentales. Con este estudio se han analizado las características principales de cada una de las instalaciones, poniendo más hincapié en las instalaciones LSTF y PKL consideradas en la Tesis. Del estado del arte de los criterios de escalado se han obtenido las ventajas y desventajas de cada uno de los métodos, así como sus posibles aplicaciones.

También se ha realizado un estudio de la principal fenomenología involucrada en los experimentos que se han simulado. En concreto, los experimentos 6-1, 3-1 y 1-2 del Proyecto OECD/NEA ROSA que consisten en accidentes tipo SBLOCA en diferentes localizaciones y el experimento 2 del Proyecto OECD/NEA ROSA-2 que reproduce un IBLOCA, todos ellos realizados en la instalación LSTF.

El siguiente paso ha consistido en desarrollar un modelo de la instalación LSTF con el código TRACE5 y simular los diferentes experimentos considerados. En esta etapa de la metodología, se incluye una fase de correcciones que ha supuesto el ajuste de numerosos parámetros del modelo, así como, de los modelos especiales disponibles en TRACE5. Para ello, los resultados de simulación se han comparado con los resultados experimentales disponibles y se ha realizado un proceso iterativo en el que cada mejora o cambio introducido en el modelo ha sido incorporado para reproducir el resto de experimentos.

Tras realizar el proceso iterativo, en la etapa de validación del modelo de LSTF se han obtenido unos resultados de simulación muy próximos a los resultados experimentales, lo que ha permitido obtener un modelo de LSTF capaz de reproducir los experimentos considerados en la presente Tesis aplicando pequeños cambios respecto a la geometría de la rotura y de algún modelo especial.

A partir de dicho modelo de LSTF, se ha desarrollado un modelo a escala de planta real aplicando el criterio del escalado volumétrico, que se caracteriza por el factor K_v . Para estudiar el efecto de dicho factor se han desarrollado varios modelos escalados con diferentes factores. De este estudio se desprende que las diferencias que se observan en los resultados no dependen del valor de K_v .

Tras este análisis, se ha considerado el modelo con factor volumétrico $K_v = 48$, ya que es el factor de escalado de la instalación LSTF ($K_v = 1/48$) respecto de su central de referencia (la unidad 2 de Tsuruga). Esto significa que el modelo escalado que se ha obtenido es una aproximación al de la planta de Tsuruga. La finalidad de este modelo escalado es comprobar si el código TRACE5 es capaz de reproducir la misma fenomenología que se produce en la instalación LSTF con un modelo de dimensiones próximas a las de una central nuclear y así contribuir en el proceso de validación y verificación del

código TRACE5 al aportar resultados a escala de planta real. Para ello, con el modelo escalado se han reproducido los mismos experimentos que con el modelo de LSTF y así, se ha obtenido un modelo escalado capaz de reproducir los transitorios analizados con resultados aceptables.

Además, se ha realizado la simulación y comparación del experimento *counterpart*, que es común a las instalaciones experimentales LSTF y PKL con el objetivo de profundizar en la metodología del escalado al tener ambas instalaciones diferente diseño y condiciones de trabajo.

A continuación, se detallan las conclusiones obtenidas para cada etapa de la metodología presentada.

7.1.1. Modelización de LSTF con el código TRACE5

De la utilización del modelo de LSTF desarrollado con TRACE5 para reproducir los diferentes experimentos considerados se desprenden las siguientes conclusiones.

Experimento 6-1: SBLOCA en el *upper head* de la vasija

- El modelo que utiliza el componente VESSEL 3D para modelar la vasija reproduce de manera más realista los resultados experimentales que el modelo con la vasija modelada utilizando componentes 1D.
- Ajustando el caudal por el bypass entre las ramas calientes y el downcomer se consigue que el modelo sea capaz de reproducir el comportamiento experimental durante la circulación natural y hasta la despresurización del sistema secundario.
- Sin embargo, no es capaz de reproducir el pico de presión que se produce con la inyección de los acumuladores, ya que TRACE5 no reproduce adecuadamente la condensación de vapor que se produce por la inyección de refrigerante de los acumuladores en las ramas frías.
- Se ha estudiado la influencia de los coeficientes de descarga (para líquido subenfriado y flujo bifásico) del modelo de flujo crítico de TRACE5 para reproducir el experimento. Y se ha comprobado como los valores por defecto que recomiendan en el manual de usuario del código TRACE5 reproducen adecuadamente los resultados experimentales.
- Se retrasa algunos segundos la excursión de la PCT aunque el valor máximo que se alcanza es similar al experimento.
- De la relación CET vs PCT se obtiene que para un valor determinado de CET, el modelo de TRACE reproduce un valor de PCT menor que en el experimento, por lo que se puede decir que no es un modelo conservativo.
- Se ha observado que incrementando el número de sectores acimutales o de niveles axiales de la vasija los resultados no mejoran considerablemente y, además, se produce un aumento en el tiempo de computación.

Experimento 1-2: SBLOCA en la rama caliente del 1%

- Ajustando el caudal por el *bypass* entre las ramas calientes y el *downcomer* se consigue reproducir el comportamiento experimental de las presiones al menos hasta la inyección de los acumuladores.
- Como en el experimento anterior, la inyección de los acumuladores no se reproduce adecuadamente, y por lo tanto, a partir de este momento se producen diferencias entre los resultados simulados y experimentales.
- Del análisis de los coeficientes de descarga del modelo de flujo crítico se ha obtenido que los valores que mejor ajustan los resultados experimentales en este caso son diferentes a los valores por defecto que propone el manual del código TRACE5. No obstante, durante la fase líquido-vapor TRACE5 reproduce un caudal de descarga menor lo que hace que el inventario de descarga simulado sea inferior al experimental. Además, la falta de un coeficiente de descarga para el flujo monofásico vapor en el código TRACE5 explica las posibles diferencias durante dicha fase entre la simulación y el experimento.
- Se ha observado el fenómeno de la estratificación térmica utilizando un componente VESSEL 3D para reproducir la conducción horizontal.
- Se ha estudiado el efecto de variar la orientación de la rotura y de considerar el modelo especial *offtake* de TRACE5 para simular la estratificación. Sin embargo, se ha obtenido que los efectos no suponen grandes mejoras en los resultados.

Experimento 3-1: SBLOCA en la rama fría del 1%

- TRACE es capaz de reproducir los resultados de manera similar al experimento hasta que la presión del primario pasa a ser inferior a la del secundario. En este momento, TRACE reproduce una caída de la presión del primario más brusca que supone un adelanto de la inyección de los acumuladores. Este hecho es más notorio en el caso en el que el *bypass* entre las ramas calientes y el *downcomer* no está ajustado.
- En este caso, tampoco se reproduce el pico de presión que tiene lugar en el experimento por la inyección de los acumuladores.
- En este caso, los valores por defecto para los coeficientes de descarga por defecto para el modelo de flujo crítico reproducen adecuadamente el comportamiento del caudal descargado por la rotura.
- El nivel de la vasija simulado empieza a caer después que en el experimento pero se vacía antes y se rellena más rápidamente. Ajustando el *bypass* entre las ramas calientes y el *downcomer* la vasija se rellena de manera más lenta pero aun así, sigue siendo más rápida que en el experimento.
- De la relación CET vs PCT se obtiene que para un determinado valor de CET ambas simulaciones de TRACE5 dan un valor de PCT menor que el del experimento.

- En el caso de circulación natural a alta potencia es importante el cambio de flujo subcrítico a supercrítico. Del cálculo del número de Froude en las ramas calientes se observa que el flujo es supercrítico poco después de la rotura hasta 25 s y entre 200 y 225 s, mientras que el resto del tiempo es subcrítico.
- La velocidad del líquido negativa y la velocidad de vapor positiva a la entrada de los tubos en U justifica el flujo en contra corriente y la posible acumulación de líquido en ellos.
- Se ha considerado el modelo especial *Counter-Current Flow Limiting*, (CCFL) en los tubos en U y las diferentes correlaciones disponibles. Sin embargo, los resultados de simulación no muestran diferencias importantes.

Experimento 2: IBLOCA en la rama fría del 17%

- Los resultados obtenidos con TRACE5 son similares a los resultados experimentales disponibles, aunque a partir de un determinado momento las presiones del sistema primario simuladas quedan por encima de las experimentales.
- Los coeficientes de descarga del modelo de flujo crítico que más ajustan los resultados son los valores por defecto. La falta del coeficiente de la fase vapor retrasa el cambio a dicha fase respecto del experimento.
- El máximo de la PCT del modelo con el caudal por el *bypass* entre las ramas calientes y el *downcomer* ajustado es mayor y más próximo al valor experimental. La CET en ambos modelos muestra un comportamiento similar al de la PCT, alcanzado su valor máximo a tiempos similares.
- Los dos modelos de TRACE reproducen la tendencia general de los niveles de la vasija, aunque ningún modelo es capaz de reproducir el rellenado igual que ocurre en el experimento.

Con estas conclusiones, se puede decir que se ha obtenido un modelo de la instalación LSTF con el código TRACE que reproduce diferentes experimentos con resultados próximos a los experimentales. Es importante remarcar la necesidad de fijar los coeficientes de descarga del modelo crítico de TRACE que mejor ajustan los resultados experimentales dependiendo del transitorio considerado, teniendo en cuenta que TRACE no permite ajustar el coeficiente de descarga para la fase vapor. Otro aspecto importante para obtener mejores resultados es el ajuste del caudal por el *bypass* entre las ramas calientes y el *downcomer* de la vasija. Además, una de las mejoras a considerar en este modelo de LSTF es la simulación de la inyección de los acumuladores.

7.1.2. Modelo escalado

Del estudio de los diferentes modelos escalados variando el factor volumétrico (desde $K_v = 48/100$ hasta $K_v = 48$) se obtiene que todos los modelos son capaces de reproducir un comportamiento similar al experimento, a pesar de algunas diferencias que pueden ser debidas a una mala reproducción de la inyección de los acumuladores. Además, en el caso del modelo de Tsuruga hay que tener en cuenta las diferencias geométricas existentes debidas a que la instalación LSTF no cumple $K_v = 1/48$ para todas las características geométricas. A pesar de que se observan algunas discrepancias en los resultados, se obtiene que el factor volumétrico no afecta a la capacidad del código TRACE5 para reproducir el experimento analizado. Sin embargo, se debería probar la misma metodología en más transitorios en los que si se produzcan excursiones de la CET y la PCT.

Tras este estudio, se utiliza el modelo escalado con un factor $K_v = 48$, ya que $K_v = 1/48$ es el factor de escalado de LSTF respecto de su central de referencia y se reproducen los mismos experimentos que con el modelo de LSTF. Los resultados obtenidos han dado lugar a las siguientes conclusiones.

Experimento 6-1: SBLOCA en el upper head de la vasija

- El modelo escalado es capaz de reproducir el comportamiento experimental durante la circulación natural. Sin embargo, el núcleo se vacía más lentamente y por tanto, se retrasa la subida de la CET y consecuentemente, la despresurización del sistema secundario.
- Como ocurría con el modelo de LSTF, TRACE5 no es capaz de reproducir la condensación de vapor en las ramas frías cuando se inyecta agua desde los acumuladores, y por tanto, no se reproduce el pico de presión que se observa en el experimento.
- A partir de la inyección de los acumuladores, la presión del sistema primario en el modelo escalado cae más bruscamente que la del modelo LSTF, lo que podría ser debido a la inyección de los acumuladores.
- A pesar del retraso en el vaciado del núcleo, se mantiene la diferencia de tiempo de 230 s que se da en el experimento y con el modelo de LSTF entre que empieza el descubrimiento del núcleo y la CET indica sobrecalentamiento.
- Las diferencias de presión, en el caudal descargado por la rotura y en los niveles de la vasija en la última parte del transitorio podrían ser causadas por la mala reproducción de la inyección del sistema de acumuladores.
- De la relación entre la CET y la PCT se desprende que para el mismo valor de CET ambos modelos predicen una PCT menor que el experimento. Este efecto es más exagerado en el modelo escalado, que predice una PCT menor que el modelo de LSTF.

Experimento 1-2: SBLOCA en la rama caliente del 1%

- Como en los casos anteriores, se observan algunas diferencias en las presiones del sistema que podrían ser debidas a que TRACE5 no es capaz de reproducir adecuadamente los caudales inyectados por el sistema de acumuladores.
- Respecto al caudal descargado por la rotura, el modelo escalado también retrasa el cambio de flujo bifásico a flujo monofásico vapor. El inventario de descarga por la rotura es ligeramente inferior al del experimento, sobre todo, durante la fase monofásica vapor lo que podría ser debido a la falta del coeficiente de descarga para fase vapor del modelo de flujo crítico de TRACE5.
- Respecto a los niveles de la vasija, el modelo escalado reproduce una mayor inundación que el modelo de LSTF, pero en ningún caso se produce el vaciado del núcleo.
- El cambio de orientación de la rotura de *downwards* a *upwards* con el modelo escalado tampoco produce mejoras sustanciales en los resultados de simulación.

Experimento 3-1: SBLOCA en la rama fría del 1%

- Las presiones simuladas son similares a los resultados experimentales hasta que se produce la entrada de los acumuladores, ya que al igual que ocurría en los casos anteriores, ningún modelo es capaz de reproducir adecuadamente la inyección de refrigerante de los acumuladores, ni el incremento de presión del sistema primario que se produce por dicha inyección.
- A partir de cuándo se vacían los tubos en U, las ramas calientes y el *upper plenum*, la presión del primario es ligeramente inferior a la del modelo LSTF debido a que el inventario de descarga a través de la rotura del modelo escalado durante ese tiempo, que coincide con el flujo monofásico vapor, es mayor.
- Respecto a los niveles de la vasija, se reproduce un comportamiento similar al modelo de LSTF. Las diferencias en el llenado pueden ser debidas a la inyección de los acumuladores.
- El máximo de la PCT se alcanza unos segundos más tarde y, por lo tanto, la actuación del sistema de protección del núcleo también se retrasa.
- La relación CET vs PCT es similar a los otros casos, ya que para un valor de CET determinado ambos modelos proporcionan un valor menor de PCT que el experimento.
- Los niveles de las ramas calientes y frías se reproducen adecuadamente, al menos hasta la entrada de los acumuladores. El nivel de los tubos en U obtenido coincide con el experimento.
- La diferencia de presión de los tubos en U de ambos modelos es muy similar. Sin embargo, la diferencia de presión en la vasija es diferente para cada modelo, coincidiendo con las diferencias que se observan en la presión del sistema primario.

Experimento 2: IBLOCA en la rama fría del 17%

- Como en los otros casos, el modelo escalado reproduce una caída de la presión del sistema primario más rápida que el modelo de LSTF.
- Respecto al comportamiento del caudal descargado por la rotura es similar al que se obtiene con el modelo de LSTF y al experimento.
- La excursión de la PCT que reproduce el modelo escalado es más próxima al experimento que la del modelo de LSTF, aunque el valor máximo es menor.
- El rápido vaciado del núcleo se reproduce mejor que con el modelo de LSTF. Sin embargo, el nivel del *downcomer* permanece por encima del experimental y del modelo de LSTF.
- Las ramas calientes se vacían rápidamente por el efecto *flashing*, mientras que las ramas frías tardan un poco más. En ambas simulaciones el relleno de las ramas no se reproduce adecuadamente, lo que puede deberse a la inyección del sistema de acumuladores.

Con estos resultados se puede decir que el modelo escalado que se ha desarrollado es capaz de reproducir el comportamiento de la instalación LSTF, ya que los resultados de simulación se aproximan a los resultados experimentales disponibles y a los resultados obtenidos con el modelo de LSTF. Sin embargo, se observan algunas discrepancias que pueden ser atribuidas a la inyección de los acumuladores y a la falta del coeficiente de descarga para la fase vapor del modelo de flujo crítico.

7.1.3. Análisis del experimento counterpart. Comparación LSTF vs PKL

Con el objetivo de profundizar en la metodología del escalado, se han comparado los resultados obtenidos en la instalación LSTF y la instalación PKL para el experimento *counterpart*, que consiste en una SBLOCA en la rama caliente del 1.5%. El hecho de comparar los resultados de dos instalaciones que son de tecnología y geometría diferentes y que trabajan en condiciones distintas permite aportar las conclusiones que se listan a continuación a la metodología del escalado.

Experimento counterpart: modelo LSTF vs modelo escalado

- El modelo de LSTF es capaz de reproducir el comportamiento experimental, aunque reproduce una caída más lenta que en el experimento. Sin embargo, el resto del transitorio el comportamiento de las presiones simuladas es similar al experimento.
- El modelo escalado reproduce la caída de presión más rápida lo que hace que todos los fenómenos involucrados en el transitorio se adelanten respecto del experimento.
- El caudal descargado por la rotura se reproduce adecuadamente teniendo en cuenta que el modelo escalado adelanta los cambios de fase.
- Ambas simulaciones reproducen bien la tendencia del nivel de la vasija y de las ramas calientes sólo que en el caso escalado se adelanta la fenomenología.

- De la relación entre la CET y la PCT cabe destacar que el modelo de LSTF para la primera subida de temperatura, proporciona una mayor PCT que el experimento. Sin embargo, para la segunda subida el modelo de LSTF proporciona un valor menor de PCT que el experimento. Con el modelo escalado, en ambas excursiones se proporciona un valor de PCT inferior al del experimento.

En general, se puede decir que los dos modelos de TRACE5 reproducen la fenomenología que tiene lugar durante este transitorio. Sin embargo, con el modelo escalado la caída de presión del sistema primario es más rápida lo que adelanta toda la fenomenología algunos segundos respecto del experimento.

Experimento *counterpart*: modelo LSTF vs modelo PKL

De la comparación de los resultados obtenidos con el modelo de LSTF y el modelo de PKL se obtiene que:

- En la instalación LSTF la excursión de la PCT y la CET se adelanta respecto a la instalación PKL y los valores máximos alcanzados son mucho mayores en la instalación PKL.
- El adelanto de la excursión de la CET en la instalación LSTF hace que se adelante la despresurización del sistema secundario respecto de la instalación PKL.
- Respecto de la relación CET vs PCT, para bajos valores de CET TRACE predice valores de PCT más grandes en la instalación LSTF que en PKL.
- Cerrar la vasija de PKL entre el *upper plenum* y el *upper head* produce un adelanto en la PCT y la CET. Además, el máximo de la PCT se reduce considerablemente al tener mayor nivel en el núcleo, mientras que el máximo de la CET no se modifica por la localización de los termopares encargados de medir la temperatura.
- Al cambiar la distribución radial de potencia de PKL, no se modifica el tiempo en el que se producen las excursiones de la PCT y la CET. Sin embargo, los valores máximos de ambas temperaturas se reducen y se retrasan debido a la localización de los termopares encargados de realizar las medidas de temperatura.
- La distribución axial de potencia tampoco afecta al tiempo en el que se producen las excursiones de temperatura. Sin embargo, el máximo de la PCT es mayor ya que con el perfil de potencia axial no uniforme en algunos niveles axiales la potencia generada es mayor. Respecto a la CET, no se observa ningún efecto del perfil de potencia axial por la localización de los termopares.
- Estos resultados ponen de manifiesto la importancia del diseño o la tecnología del reactor en la evolución del transitorio, frente a las diferentes condiciones de trabajo.

Los resultados presentados en esta Tesis permiten ahondar en el trabajo de validación y verificación del código termohidráulico TRACE5 para reproducir y predecir transitorios en centrales nucleares de manera fiel a la realidad. Esto implica la mejora de los modelos internos del código que reproducen cada fenómeno que ocurre durante un accidente con el objetivo de detectar el mayor número posible de las debilidades del código y poder ser subsanadas por los desarrolladores del código.

Con los resultados obtenidos en la presente Tesis se han encontrado algunos puntos a tener en cuenta por los desarrolladores del código TRACE5 en futuras versiones del código respecto alguno de los modelos especiales disponibles para una mejor reproducción de determinados fenómenos.

Se ha comprobado que la falta del coeficiente para el flujo monofásico vapor del modelo especial de flujo crítico de TRACE5 puede resultar de gran importancia para obtener unos resultados de simulación más próximos a los experimentales dependiendo del transitorio que se pretenda reproducir.

Por otro lado, se ha obtenido que la utilización o no del modelo especial de Offtake de TRACE5 para mejorar la reproducción del flujo estratificado no tiene efectos muy relevantes en los resultados de simulación obtenidos. El modelo de flujo contracorriente (*Counter-Current Flow Limiting, CCFL*) se ha utilizado para simular el transitorio que reproduce una pequeña rotura en la rama fría en el que se ha demostrado la existencia del flujo en contracorriente a la entrada de los tubos en U. Se han utilizado las diferentes correlaciones que se disponen (*Wallis, Kutateladze y Bankoff*) pero no se han observado importantes diferencias entre la utilización de una u otra correlación.

7.2. Líneas futuras de trabajo

Como líneas futuras de trabajo se propone:

- La adecuada modelización de los acumuladores, para mejorar los resultados en todos los transitorios a partir del momento en el que se inicia su inyección, tanto en el modelo de LSTF como en el modelo escalado.
- Modelizar de manera más precisa la transferencia de calor al sistema secundario así como las pérdidas de calor de éste, para modelar de manera precisa la caída de presión del sistema primario a lo largo de todo el transitorio. La corrección de la caída de presión influye en el caudal inyectado por los acumuladores y el sistema HPI, que afectan finalmente al nivel de líquido de toda la instalación.
- Revisar la falta del coeficiente de descarga para la fase vapor del modelo de flujo crítico de TRACE5 ya que influye en el nivel de líquido de manera indirecta a través de la caída de presión del sistema primario y de manera directa a través del refrigerante que se pierde por la rotura.

- Realizar la simulación de más transitorios tanto con el modelo de LSTF como con el modelo escalado para seguir encontrando puntos débiles a mejorar en ambos modelos.
- Trasponer la metodología propuesta en esta Tesis a otros escenarios accidentales de la serie experimental OECD/NEA ROSA-2 y a otros modelos de instalaciones PWR reales con 3 lazos, por ser el tipo de centrales que hay en España. Este último caso, ya está en marcha y se han simulado los experimentos 2 y 3 de la serie experimental OECD/NEA ROSA-2 utilizando un modelo desarrollado con TRACE5 de una central PWR de 3 lazos genérica dando lugar a dos NUREGs que se encuentran en periodo de revisión.

7.3. Publicaciones

A continuación, se muestra un listado de las publicaciones en revistas indexadas y participaciones en congresos, tanto internacionales como nacionales, que se han derivado de la presente Tesis.

7.3.1. Publicaciones internacionales

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulation of SBLOCA scenarios using a LSTF TRACE5 model*. Journal of Nuclear Science and Technology (ISSN 1881-1248), EN REVISIÓN.

S. Carlos, A. Querol, S. Gallardo, F. Sánchez-Saez, J. F. Villanueva, S. Martorell, G. Verdú. *Post-test analysis of the ROSA/LSTF and PKL counterpart test*. Nuclear Engineering and Design (ISSN 0029-5493) PENDIENTE.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Analysis of the Core Exit Temperature and the Peak Cladding Temperature during a SBLOCA. Application to a scaled-up model*, Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science (ISSN 2332-8983). Vol. XXX, pp. , 2015. ASME, En pruebas de impresión.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulation of a SBLOCA in a hot leg. Scaling considerations and application to a nuclear power plant*. Nuclear Engineering and Design (ISSN 0029-5493). Vol. 283, pp. 81 - 99, 2015.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Post-test analysis of ROSA2 T2 test (IBLOCA) with TRACE*. NUREG/IA, U.S. Nuclear Regulatory Commission. Enero, 2013. PENDIENTE.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Simulation of ROSA-2 Test-2 experiment. Application to nuclear power plant*. NUREG/IA, U.S. Nuclear Regulatory Commission. Enero, 2013. PENDIENTE.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Simulation of ROSA2 (T3) Counterpart test with TRACE*. NUREG/IA, U.S. Nuclear Regulatory Commission. Enero, 2013. PENDIENTE.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Simulation of ROSA-2 Test 3 Counterpart with TRACE5. Application to nuclear power plant*. NUREG/IA, U.S. Nuclear Regulatory Commission. Enero, 2013. PENDIENTE.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Assessment of TRACE 5.0 against ROSA-2 Test 5, Main Steam Line Break with Steam Generator Tube Rupture*. NUREG/IA, U.S. Nuclear Regulatory Commission. Enero, 2013. PENDIENTE.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Intermediate BLOCA scenarios. Sensitivity analysis with TRACE5*. Transactions of the American Nuclear Society (ISSN 0003-018x). Vol. 106, pp. 1049 - 1052, 2012.

S. Gallardo, V. Abella, G. Verdú and A. Querol. *Assessment of TRACE 5.0 Against ROSA Test 3-1, Cold Leg SBLOCA*. NUREG/IA-0413, U.S. Nuclear Regulatory Commission. Marzo, 2012.

S. Gallardo, V. Abella, G. Verdú and A. Querol. *Assessment of TRACE 5.0 Against ROSA Test 3-2, High Power Natural Circulation*. NUREG/IA-0412, U.S. Nuclear Regulatory Commission. Marzo, 2012.

7.3.2. Publicaciones nacionales

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Escalado de una rotura pequeña en la rama caliente de la instalación LSTF a una central nuclear*. Nuclear España. Revista de la sociedad Nuclear Española (ISSN 1137- 2885). Vol. 354, pp. 123 - 123, 2014.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulación de una rotura pequeña en la rama fría. Aplicación a una central nuclear*. Nuclear España. Revista de la sociedad Nuclear Española (ISSN 1137- 2885). Vol. 354, pp. 24 - 24, 2014.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Efecto sobre la temperatura de salida del núcleo del tamaño de la rotura en el upper head de la vasija usando TRACE5*. Nuclear España. Revista de la sociedad Nuclear Española (ISSN 1137- 2885). Vol. 343, pp. 124 - 125, 2013.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulación con TRACE5 de una rotura pequeña del 1% en la rama caliente*. Nuclear España. Revista de la sociedad Nuclear Española (ISSN 1137- 2885). Vol. 343, pp. 36 - 36, 2013.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Análisis de sensibilidad en una rotura de tamaño intermedio con TRACE5*. Nuclear España. Revista de la sociedad Nuclear Española (ISSN 1137- 2885). Vol. 332, pp. 116 - 116, 2012.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulación con TRACE5 de una rotura en la línea principal de vapor junto con una rotura de un tubo del generador de vapor*. Nuclear España. Revista de la sociedad Nuclear Española (ISSN 1137- 2885). Vol. 332, pp. 115 - 115, 2012.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Modelización de un generador de vapor con TRACE5*. Nuclear España. Revista de la sociedad Nuclear Española (ISSN 1137- 2885). Vol. 321, pp. 88 - 88, 2011.

7.3.3. Comunicaciones internacionales

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Scaling Considerations in a Pressure Vessel Upper Head SBLOCA*. The 10th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety, NUTHOS-10. Okinawa, Japón, 14-18 Diciembre, 2014.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Analysis of CET and PCT during a SBLOCA. Application to a scaled-up model*. 23rd International Conference Nuclear Energy for New Europe, NENE 2014. Portoroz, Eslovenia, 8-11 Septiembre, 2014.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Code scaling applicability to a cold leg SBLOCA scenario in a nuclear power plant*. The Role of Reactor Physics Toward a Sustainable Future, PHYSOR 2014. Kioto, Japón, 28 Septiembre – 3 Octubre, 2014.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Scaling application of a hot leg SBLOCA scenario to a nuclear power plant*. The 22nd International Conference On Nuclear Engineering, ICONE 22. Praga, República Checa, 7-11 Julio, 2014.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Improvements in the simulation of a main steam line break with steam generator tube rupture*. Joint International Conference on Supercomputing in Nuclear Applications and Monte Carlo 2013, SNA + MC 2013. Paris, Francia, 27-31 Octubre, 2013.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulation of a SBLOCA in a Hot Leg. Scaling Considerations and Application to a Nuclear Power Plant*. 22nd International Conference Nuclear Energy for New Europe, NENE 2013. Bled, Eslovenia, 9-12 Septiembre, 2013.

F. Sánchez-Sáez, G. Verdú, S. Carlos, S. Gallardo, J. Villanueva, A. Querol, S. Martorell. *Participation in PKL/ROSA Counterpart TEST*. Spring 2013 CAMP Meeting. Pisa, Italia, 8-10 Mayo, 2013.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Testing 3D and 1D components to model the pressurized vessel. Application to upper head SBLOCA*. 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, NURETH-15. Pisa, Italia, 12-17 Mayo, 2013.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulation and analysis of ROSA-2/LSTF test 5 with TRACE5*. Workshop OECD-NEA Joint PKL2-ROSA2. Paris, Francia, 15-19 Octubre, 2012.

S. Carlos, S. Gallardo, J. Villanueva, F. Sánchez-Sáez, A. Querol, S. Martorell, G. Verdú. *PKL/ROSA Counterpart Test. Post Test analysis with TRACE5*. Workshop OECD-NEA Joint PKL2-ROSA2. Paris, Francia, 15-19 Octubre, 2012.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Simulation of natural circulation phenomena during a LOFW accident with TRACE5*. 9th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety, NUTHOS-9. Kaohsiung, Taiwán, 9-13 Septiembre, 2012.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Break size effects on CET response in an upper head SBLOCA transient*. 20th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE 2012. Anaheim, California, USA, 30 Julio – 3 Agosto, 2012.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Simulation of 1% Hot Leg SBLOCA with TRACE5*. 2012 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, ICAPP 2012. Chicago, Illinois, USA, 24-28 Junio, 2012.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Intermediate BLOCA Scenarios. Sensitivity Analysis with TRACE5*. 2012 Annual Meeting American Nuclear Society. Chicago, Illinois, USA, 24-28 Junio, 2012.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *PKL/ROSA Counterpart TEST*. International Workshop 2012 Spring CAMP Meeting. Liubliana, Eslovenia, 30 Mayo – 1 Junio, 2012.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Simulation of a main steam line break with steam generator tube rupture using TRACE*. Advances in Reactor Physics – Linking Research, Industry, and Education, PHYSOR 2012. Knoxville, Tennessee, USA, 15-20 Abril, 2012.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *PKL/ROSA Counterpart TEST. Post Test analysis with TRACE5*. 5th Meetings of the Programme Review Group and Management Board of the OECD-NEA ROSA-2 Project. Paris, Francia, 19-20 Noviembre, 2011.

S. Gallardo, G. Verdú, A. Querol. *Testing the OFFTAKE and the CCFL models in TRACE5. Application to SBLOCA scenarios*. 14th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, NURETH-14. Toronto, Ontario, Canadá, 25-30 Septiembre, 2011.

S. Gallardo, G. Verdú, A. Querol. *Influence of the break location in SBLOCA scenarios. Simulation with TRACE*. 19th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE 19. Chiba, Japón, 16-19 Mayo, 2011.

7.3.4. Comunicaciones nacionales

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Escalado de una rotura pequeña en la rama caliente de la instalación LSTF a una central nuclear*. 40ª Reunión Anual Sociedad Nuclear Española, SNE. Valencia, 1-3 Octubre, 2014.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulación de una rotura pequeña en la rama fría. Aplicación a una central nuclear*. 40ª Reunión Anual Sociedad Nuclear Española, SNE. Valencia, 1-3 Octubre, 2014.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Efecto sobre la temperatura de salida del núcleo del tamaño de la rotura en el upper head de la vasija usando TRACE5*. 39ª Reunión Anual Sociedad Nuclear Española, SNE. Reus, 25-27 Septiembre, 2013.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulación con TRACE5 de una rotura pequeña del 1% en la rama caliente*. 39ª Reunión Anual Sociedad Nuclear Española, SNE. Reus, 25-27 Septiembre, 2013.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Análisis de sensibilidad en una rotura de tamaño intermedio con TRACE5*. 38ª Reunión Anual Sociedad Nuclear Española, SNE. Cáceres, 17-19 Octubre, 2012.

A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú. *Simulación con TRACE5 de una rotura en la línea principal de vapor junto con una rotura de un tubo del generador de vapor*. 38ª Reunión Anual Sociedad Nuclear Española, SNE. Cáceres, 17-19 Octubre, 2012.

S. Gallardo, A. Querol, G. Verdú. *Modelización de un generador de vapor con TRACE5*. 37ª Reunión Anual Sociedad Nuclear Española, SNE. Burgos, 28-30 Septiembre, 2011.

Referencias

- Addabbo C., Annunziato, A., 2012, "The LOBI Integral System Test Facility Experimental Programme," *Sci. Technol. Nucl. Ins.*, 2012, pp. 16, doi:10.1155/2012/238019.
- AREVA NP GmbH Technical Center, 2007, "Description of the PKL III Test Facility," Areva NP, PTCTP-G, Erlangen.
- AREVA NP GmbH Technical Center, 2011, "OECD_PKL2 Project, Specification of PKL Test G7.1 Counterpart testing with ROSA/LSTF," Areva NP, PTCTP-G, Erlangen.
- AREVA NP GmbH Technical Center, 2012, "PKL III Test G7.1: SBLOCA with total failure of HPSI (Counterpart testing with ROSA/LSTF) Quick Look Report," Areva NP, PTCTP-G, Erlangen.
- Babcock and Wilcox, 1983, "Multi-loop integral system test (MIST) facility specification," NRC 04-83-168.
- Bandini, G., Meloni, P., Tregoures, N., Fleurot J., 2006, "Post-Test Analysis of the BETHSY experiment 9.1b with ASTEC V1.2 code for CESTAR Thermal-Hydraulic Module Validation," *Proc. Nuclear Energy for New Europe, NENE*, Portorož, Slovenia, September 18-21, 2006
- Banerjee, S., Ortiz, M. G., Larson, T. K., Reeder, D. L., 1998, "Scaling in the safety of next generation reactors," *Nucl. Eng. Des.*, 186, pp. 111-133.
- Bazin, P., Deruaz, R., Yonomoto, T., Kukita, Y., 1992, "BETHSY/LSTF counterpart test on natural circulation in a Pressurized Water Reactor," In *Proc. National Heat Transfer Conf.*, San Diego, California, August 9-12, pp. 301, American Nuclear Society.
- Bovalini, R., D'Auria, F., Galassi, G. M., 1993, "Scaling of complex phenomena in system thermal hydraulics," *Nucl. Sci. Eng.* 115, pp. 89-111.
- Brand, B., Mandl, R. Watzinger, H., 1988, "Investigation of PWR transients in the PKL test facility," *Proc. 3rd. Int. Topical Meet. On Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operations*, Seoul.
- Carbiener, W. A., Chudnik, R. A., 1969, "Similitude considerations for modeling nuclear reactor blow-down," *Transactions of the American Nuclear Society*, 12, pp. 361.
- Catton, I., Wulff, W., Zuber, N., Rohatgi, 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, Francia.
- CENG, 1990, "BETHSY general description," Note SETH/LES/90-97, Centre d'Etudes Nucleaire de Grenoble.

Chung, M. S., 2005, "Simulation of SBLOCA based on an Improved Choked Flow Model for RELAP5/MOD3 Code," *Ann. Nucl. Energy*, 32, pp. 913-924

D'Auria, F., Vigni, P., 1985, "Proposed set of criteria in designing nuclear power plants experimental simulators," In: *Proceedings of the International to- meet. On Nuclear reactor Thermal Hydraulics (NURETH-3)*, Newport, USA.

D'Auria, F., Karwat, H. Mazzini, M., 1988, "Planning of counterpart tests in LWR experimental simulators," In: *Proceedings of the ANS National Heat Transfer conference*, Houston, USA.

D'Auria, G. M. Galassi, 2010, "Scaling in nuclear reactor system thermal-hydraulics," *Nucl. Eng. Des.*, 240, pp. 3267-3293.

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

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

Division of Systems Research, Office of Nuclear Regulatory Research, U. S. Nuclear Regulatory Commission, 1988, "Compendium of ECCS research for realistic LOCA analysis: final report," U. S. Nuclear Regulatory Commission.

Fell, J., Modro, S. M., 1990, "An account of the OECD LOFT Program," U. S. Department of Energy, OECD LOFT Project.

Freixa J., Manera A., 2010, "Analysis of an RPV upper head SBLOCA at the ROSA facility using TRACE," *Nucl. Eng. Des.*, 240, pp. 1779-1788.

Freixa J., Manera A., 2011, "Verification of a TRACE EPR-TM model on the basis of scaling calculation of an SBLOCA ROSA test," *Nucl. Eng. Des.*, 241, pp. 888-896.

Gebhart, B., 1961, "Heat Transfer", New York: McGraw-Hill Book Company, Inc., Capítulo 8, pp. 323.

Hartmann, S., 2005, "A remark on the application of the Newton-Raphson method in non-linear finite element analysis," *Computational Mechanics*, 36, (2), pp. 100-116.

Heisler, M. P., 1982, "Development of scaling requirements for natural convection liquid-metal fast breeder reactor shutdown heat removal test facilities," *Nuclear Science and Engineering*, 80, pp. 347-359.

Ishii, M., Zuber, N., 1970, "Thermally Induced Flow Instabilities in Two-Phase Mixtures," 4th International Heat Transfer Conference, Paris, France, Paper No. B 5.11.

- Ishii, M., Jones, Jr., O., 1976, "Derivation and application of scaling criteria for t-two-phase flows," In Proceedings Conference Two-Phase Flows and Heat Transfer, Istanbul, turkey August 16-27, 1, pp. 163, NATO Advanced Study Institute.
- Ishii, M., Kataoka, I., 1983, "Scaling criteria for LWR's under single-phase and two-phase natural circulation," ANL-83-32, NUREG/CR-3267, Argonne National Laboratory.
- Ishii, M., Revankar, S. T., Leonardi, T., Dowlati, A., 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)," Nucl. Eng. Des., 186, pp. 177-211.
- Kiang, R. L., 1985, "Scaling criteria for nuclear reactor thermal-hydraulics," Nucl. Sci. Eng. 89(3), pp. 207-216.
- Kim, J., Ghajar, A. J., 2006, "A General Heat Transfer Correlation for Non-Boiling Gas-Liquid Flow with Different Flow Patterns in Horizontal Pipes," International Journal of Multiphase Flow, 32, pp. 447-465.
- Kocamustafaogullari G., Ishii, M., 1983, "Scaling Criteria for Two-Phase Flow Natural and Forced Convection Loop and their Application to Conceptual 2 x 4 Simulation Loop Design," ANL-83-61, NUREG/CR-3420.
- Kolev, N. I., 2009, "To the nucleate boiling theory," Nuclear Engineering and Design, 239, pp. 1885-1900.
- Kovtonyuk, A., Cherubini, M., Adorni, M., Bianucci, B., D'Auria, F., 2011, "Safety of evolutionary reactors: feasibility study for the experimental program of SPES facility," Agenzia Nazionale per le Nuove Tecnologie, l'Energia e lo Sviluppo Economico Sostenibile, Ministero dello Sviluppo Economico.
- Kroeger, P.G., Zuber, N., 1968, "An analysis of the effects of various parameters on the average void fractions in sub-cooled boiling," International Journal of Heat and Mass Transfer, 11(2), pp. 211-233.
- Kumamaru, H., Briday, G., Kukita, Y., Juhel, D., Deruaz, R., 1992, "LSTF and BETHSY counterpart test son PWR Small Break LOCA" In Proc. National Heat Transfer Conf., San Diego, California, August 9-12, pp. 285, American Nuclear Society.
- Larson, T. K., 1987, "An investigation of integral facility scaling and data relation methods (Integral system test program)," EG&G Idaho, Inc. Idaho Falls, Idaho.
- Larson, T. K., Loomis, G. C., 1988, "Semiscale program, a summary of program contributions to water reactor safety research," Nucl. Safety, 29, pp. 436.
- Lee, C. H., Su, Y. J., Wang, S. F., Yau, S. L., Lee C. Y., Kao, L., Sun, B. L., Huang Y. D., Lin, G. T., Liu, T. J., Liao, Y., Chen, S. T., 1991, "The conceptual design report for

INER Integral System Test Facility," INER-1098, Institute of Nuclear Energy Research, Taiwan.

Liu, T. J., Lee, C. H., 2004, "Adequacy of power-to-mass scaling in simulating PWR incident transient for Reduced-Height, Reduced-Pressure and Full-Height, Full-Pressure Integral System Test Facilities," Nuclear Science and Engineering, 146, pp. 274-290.

Mayinger, F., 1981, "Scaling modelling laws in two-phase flow and boiling heat transfer," Two-phase flow and heat transfer in the power and processing industries, Hemisphere Publishing Corp., Washington, D. C.

Martínez-Quiroga, V., Reventos F., Freixa, J., 2014, "Applying UPC Scaling-Up Methodology to the LSTF-PKL Counterpart Test," Science and Technology of Nuclear Installations, 2014, pp. 1-18, <http://dx.doi.org/10.1155/2014/292916>.

Martínez-Quiroga, V. y Reventos F., 2014, "The Use of System Codes in Scaling Studies: Relevant Techniques for Qualifying NPP Nodalizations for Particular Scenarios," Science and Technology of Nuclear Installations, 2014, pp. 1-13, <http://dx.doi.org/10.1155/2014/138745>.

Nakamura, H., Watanabe, T., Takeda, T., Maruyama, Y., Suzuki M., 2009, "Overview of recent efforts through ROSA/LSTF experiments," Nuclear Engineering and Technology, 41, 6, pp. 753-764.

Modro, S. M., Aksan, S. N., Berta, V. T., Wahba, A. B., 1989, "Review of LOFT large break experiments," NUREG/IA-0028.

Nahavandi, A. N., Castellana, F. S., Moradkhanian, E. N., 1979 "Scaling laws for modeling nuclear reactor systems," Nucl. Sci. Eng., 72, pp. 75-83.

SNAP, 2007, Nuclear Regulatory Commission and Applied Programming Technology, Symbolic Nuclear Analysis Package (SNAP).

Queral, C., González-Cadelo, J., Jimenez, G., Villalba, E., 2011, "Accident management actions in an upper-head Small Break Loss-Of-Coolant Accident with High Pressure safety injection failed," Nucl. Technol., 175, pp. 572-593.

Queral, C., González-Cadelo, J., Jimenez, G., Villalba, E., Perez, J., 2013, "Simulation of LSTF Upper Head Break (OECD/NEA ROSA Test 6.1) with TRACE Code. Application to a PWR NPP Model," NUREG/IA-0426.

Querol, A., Gallardo, S., Verdú, G., 2013, "Testing 3D and 1D components to model the pressurized vessel. Application to upper head SBLOCA," 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, NURETH-15. Pisa, Italia, 12-17 Mayo.

Querol, A., Gallardo, S., Verdú, G., 2014, "Scaling application of a hot leg SBLOCA scenario to a nuclear power plant," The 22nd international conference on nuclear engineering, ICONS 22. Praga, República Checa, 7-11 Julio, 2014.

Querol, A., Gallardo, S., Verdú, G., 2015, "Simulation of a SBLOCA in a hot leg. Scaling considerations and application to a nuclear power plant," Nucl. Eng. Des., 283, pp. 81-99.

RAE, 2015, "Real Academia Española," www.rae.es

Reimann, J., Khan, M., 1984, "Flow through a small break at the bottom of a large pipe with stratified flow," Nuclear Science and Engineering, 88, pp. 297-310.

Reyes, Jr. J. N., Hochreiter, L., 1998, "Scaling analysis for the OSU AP600 test facility (APEX)," Nucl. Sci. Eng., 186, pp. 53-109.

ROSA-V Group, 2003, "Large Scale Test Facility (LSTF) system description for the 3rd and 4th simulated fuel assemblies," JAERI-Tech, Japan.

Rose, R. P., 1965, "Heat Transfer Problems Associated with the LOFT (Loss of Fluid Test) Program," In: Proceedings ASME-AIChE Heat Transfer Conf, Los Angeles, California, American Society of Mechanical Engineers.

Sallet, D.W., 1984, "Final design report for the UMPC 2 x 4 B&W simulation loop," Department of chemical and Nuclear Engineering, University of Maryland.

Shannak, B. A., 2008, "Frictional pressure drop of gas liquid two-phase flow in pipes," Nuclear Engineering and design, 238, pp. 3277-3284.

Suzuki, M., 1993, "Characteristic responses of core exit thermocouples during inadequate core cooling in small break LOCA experiments conducted at LSTF of ROSA-IV program," Proc. of ICONE2, San Francisco, USA, 1, pp. 63-68.

Suzuki, M., Takeda, T., Nakamura, H., 2009, "Performance of Core Exit Thermocouple for PWR Accident Management Action in Vessel Top Break LOCA Simulation Experiment at OECD/NEA ROSA Project," Journal of Power and Energy Systems, 3, 1, pp. 146-157.

Suzuki, M., Nakamura, H., 2010, "Reliability of Core Exit Thermocouple for Accident Management Action during SBLOCA and Abnormal Transient Tests at ROSA/LSTF," Journal of Nuclear Science and Technology, 47, 12, pp. 1193-1205.

Thermohydraulic Safety Research Group, Nuclear Safety Research Center, 2006, Final Data Report of ROSA/LSTF Test 6-1 (1.9% Pressure Vessel Upper-head Small Break LOCA Experiment SB-PV-09 in JAEA), Japan Atomic Energy Agency, JAEA.

Thermohydraulic Safety Research Group, Nuclear Safety Research Center, 2008, Final Data Report of ROSA/LSTF Test 3.1 (High Power natural Circulation Experiment SB-CL-38 in JAEA), Japan Atomic Energy Agency, JAEA.

Thermohydraulic Safety Research Group, Nuclear Safety Research Center, 2008, Final Data Report of ROSA/LSTF Test 1-2 (1% hot-leg break LOCA experiment with HPI: SB-HL-17 in JAEA), Japan Atomic Energy Agency, JAEA.

Thermohydraulic Safety Research Group, Nuclear Safety Research Center, 2011, Final Data Report of ROSA-2/LSTF Test 2 (Cold leg Intermediate Break LOCA experiment: IB-CL-03 in JAEA), Japan Atomic Energy Agency, JAEA.

Thermohydraulic Safety Research Group, Nuclear Safety Research Center, 2012, Final Data Report of ROSA-2/LSTF Test 3 (Counterpart Test to PKL: SB-HL-18 in JAEA), Japan Atomic Energy Agency, JAEA.

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," In: Tech. Rep. 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, pp. 669–681.

U.S. Nuclear Regulatory Commission, 2005, "RELAP5/MOD3.3 code manual. Volume II: User's guide and input requirements."

Wang, J. R., Lin, H. T., Chang, C. J., Zhuang, W. X., Shih, C., 2011, "The development and verification of TRACE model for IIST experiments," NUREG/IA-0252, U. S. Nuclear Regulatory Commission.

Whalley, P. B., 1996, "Two-phase flow and heat transfer," U.S., Oxford University Press.

Wulff, W., 1996, "Scaling of thermo-hydraulic systems," *Nucl. Eng. Des.*, 163, pp. 359-395.

Wulff, W., Zuber, N., Rohatgi, 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, Francia.

Ybarrondo, L. Y., Griffith, P., Fabric, S., McPherson, G. O., 1974, "Examination of LOFT Scaling," In: Proceedings of the ASME Winter Meeting, New York, USA.

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," *Nucl. Eng. Des.*, 231, pp. 315-325.

Zuber, N., 1991, "A Hierarchical, Two-Tiered Scaling Analysis," US NRC, NUREG/CR-5809, pp. 315-325.

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," Nucl. Eng. Design, 186, pp. 1-21.

Zuber, N., 2001, "The effects of complexity, of simplicity and of scaling in thermal hydraulics," Nucl. Eng. Des., 204, pp. 1-27.

Zuber, N., Wulff, W., Rohatgi, 2005, "Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part 1: Methodology development," In: Proceedings of the International Top. Meet. on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NU-RETH-11), Avignon, Francia.

