

UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE VALÈNCIA



**UNIVERSITAT
POLITÈCNICA
DE VALÈNCIA**

**Aportaciones y Mejoras en los
Códigos Termohidráulicos y
Neutrónicos de Estimación Óptima
RELAP5, TRAC-BF1, TRACE Y
PARCS**

TESIS DOCTORAL

Presentada por:

Teresa María Barrachina Celda

Dirigida por:

Dr. Gumersindo Verdú Martín

Dr. Rafael Miró Herrero

Valencia, septiembre 2020

*Als meus fills,
Paula, Carolina i Héctor*

AGRADECIMIENTOS

Mi más sincero agradecimiento a mis directores de tesis, D. Gumersindo Verdú y D. Rafael Miró por su apoyo y orientación en la realización de esta tesis. También quiero agradecer su apoyo constante durante todo el tiempo que llevo trabajando en la Universitat Politècnica de València tanto en el aspecto profesional como en el personal.

Este trabajo no hubiera sido posible sin la colaboración de empresas que han aportado los datos necesarios. Gracias a Juan Carlos Martínez-Murillo y José María Posada por parte de Centrales Nucleares Almaraz-Trillo. Mi más sincero agradecimiento a José Melara y Alberto Concejal por parte de Iberdrola.

Quiero agradecer también a mis compañeros del Departamento de Ingeniería Química y Nuclear y del Instituto de Seguridad Industrial Radiofísica y Medioambiental sus ánimos para finalizar este trabajo y en especial a Nicolás y Patricia por estar siempre ahí para escucharme.

Gracias a mis padres y hermanos, y gracias a ti, Héctor, por todo lo que haces cada día por mí, por los dos y por la familia que tenemos.

RESUMEN

La simulación de transitorios forma parte del proceso de licenciamiento de una central nuclear. Esto implica que los códigos, así como los modelos utilizados deben estar verificados y validados. Normalmente, esta simulación se realiza con códigos termohidráulicos de planta que tienen una definición de la cinética del reactor muy simplificada con cinética puntual o unidimensional.

Una mejora importante en la simulación de transitorios base de diseño se basa en la utilización de códigos acoplados termohidráulico-neutrónicos, que permiten obtener resultados sobre la evolución de la potencia del reactor en tres dimensiones.

Los códigos neutrónicos 3D necesitan parámetros de la cinética y secciones eficaces también en 3D ajustados al punto del ciclo que se quiere simular y que abarquen las condiciones que se alcancen durante el transitorio.

Por otro lado, para poder verificar tanto los códigos como los modelos es necesario llevar a cabo una serie de simulaciones de diferentes transitorios. De esta manera, se comprueba cómo funciona el código acoplado en diferentes condiciones de operación y simulación.

Esta tesis contribuye al conocimiento del uso de códigos termohidráulico-neutrónicos acoplados en la simulación de transitorios base de diseño (*Design Basis Accidents – DBAs*). Los códigos mejorados y verificados son los códigos termohidráulicos RELAP5, TRAC-BF1 y TRACE y el código neutrónico PARCS.

Los parámetros neutrónicos necesarios en PARCS se han obtenido aplicando una metodología que simplifica el modelo del núcleo. Esta metodología, ya desarrollada e implementada, denominada SIMTAB, se ha mejorado, tanto en las posibilidades de aplicación de la misma como en la optimización y actualización de la programación del código fuente.

Los transitorios analizados con los códigos RELAP5/PARCS acoplados son: transitorio por expulsión de barra de control y transitorio de inyección de boro en un reactor PWR.

Con los códigos TRAC-BF1/PARCS acoplados se ha analizado el transitorio por disparo de turbina en la C. N. Peach Bottom. Para llevar a cabo las simulaciones con TRAC-BF1/PARCS se ha implementado el acoplamiento de ambos códigos, puesto que originalmente el código TRAC-BF1 no estaba preparado para ello.

El análisis de inestabilidades en reactores BWR se ha realizado con RELAP5/PARCS en dos reactores BWR: C. N. Peach Bottom y C. N. Ringhals 1. Para ello se ha desarrollado una metodología de análisis que abarca desde la definición del modelo termohidráulico y del modelo neutrónico hasta el análisis de las señales simuladas obtenidas con PARCS. La metodología también incluye la aplicación de diferentes

perturbaciones basadas en los modos Lambda y en el análisis de las señales reales de planta.

Se ha llevado a cabo un estudio del modelo para el cálculo de la concentración de Boro en los códigos termohidráulicos y se ha mejorado este modelo en el código TRAC-BF1, incorporando un nuevo método de resolución en el código fuente.

El modelo para el cálculo del calor de desintegración también se ha revisado y mejorado en los códigos TRAC-BF1 y PARCS. En ambos casos se ha implementado el modelo ANS 2005.

El análisis de sensibilidad e incertidumbre está ligado a los resultados de los códigos de mejor estimación como los mejorados en esta tesis. Este análisis se ha realizado sobre los transitorios de expulsión de barra en un reactor PWR y el transitorio de caída de barra en un reactor BWR con RELAP5/PARCS.

Los resultados de estos trabajos aportan una metodología de aplicación para la simulación correcta de transitorios con códigos acoplados. Además, ha servido para detectar y subsanar deficiencias en los códigos, y de esta manera disponer de unos códigos de mejor estimación preparados para el análisis de transitorios base de diseño.

RESUM

La simulació de transitoris forma part del procés de llicenciament d'una central nuclear. Això implica que els codis, així com els models utilitzats han d'estar verificats i validats. Normalment, aquesta simulació es realitza amb codis termohidràulics de planta que tenen una definició de la cinètica del reactor molt simplificada amb cinètica puntual o unidimensional.

Una millora important en la simulació de transitoris base de disseny es basa en la utilització de codis acoblats termohidràulic-neutrònics, que permeten obtenir resultats sobre l'evolució de la potència del reactor en tres dimensions.

Els codis neutrònics 3D necessiten paràmetres de la cinètica i seccions eficaces també en 3D ajustats al punt del cicle que es vol simular i que abasten les condicions que s'aconsegueixen durant el transitori.

D'altra banda, per a poder verificar tant els codis com els models és necessari dur a terme una sèrie de simulacions de diferents transitoris. D'aquesta manera, es comprova com funciona el codi acoblat en diferents condicions d'operació i simulació.

Aquesta tesi contribueix al coneixement de l'ús de codis termohidràulic-neutrònics acoblats en la simulació de transitoris base de disseny. Els codis millorats i verificats són els codis termohidràulics RELAP5, TRAC-BF1 i TRACE i el codi neutrònic PARCS.

Els paràmetres neutrònics necessaris en PARCS s'han obtingut aplicant una metodologia que simplifica el model del nucli. Aquesta metodologia, ja desenvolupada i implementada, denominada SIMTAB, s'ha millorat, tant en les possibilitats d'aplicació de la mateixa com en l'optimització i actualització de la programació del codi font.

Els transitoris analitzats amb els codis RELAP5/PARCS acoblats són: transitori per expulsió de barra de control i transitori d'injecció de bor en un reactor PWR.

Amb els codis TRAC-BF1/PARCS acoblats s'ha analitzat el transitori per disparament de turbina en la C. N. Peach Bottom. Per a dur a terme les simulacions amb TRAC-BF1/PARCS s'ha implementat l'acoblament de tots dos codis, ja que originalment el codi TRAC-BF1 no estava preparat per a això.

L'anàlisi d'inestabilitats en reactors BWR s'ha realitzat amb RELAP5/PARCS en dos reactors BWR: C. N. Peach Bottom i C. N. Ringhals 1. Per a això s'ha desenvolupat una metodologia d'anàlisi que abasta des de la definició del model termohidràulic i del model neutrònic fins a l'anàlisi dels senyals simulats. La metodologia també inclou l'aplicació de diferents pertorbacions basades en els modes Lambda i en l'anàlisi dels senyals reals de planta.

S'ha dut a terme un estudi del model per al càlcul de la concentració de Bor en els codis termohidràulics i s'ha millorat aquest model en el codi TRAC-BF1, incorporant un nou mètode de resolució en el codi font.

El model per al càlcul de la calor de desintegració també s'ha revisat i millorat en els codis TRAC-BF1 i PARCS. En tots dos casos s'ha implementat el model ANS 2005.

L'anàlisi de sensibilitat i incertesa està lligat als resultats dels codis de millor estimació com els millorats en aquesta tesi. Aquesta anàlisi s'ha realitzat sobre els transitoris d'expulsió de barra en un reactor PWR i el transitori de caiguda de barra en un reactor BWR amb RELAP5/PARCS.

Els resultats d'aquests treballs aporten una metodologia d'aplicació per a la simulació correcta de transitoris amb codis acoblats. A més, ha servit per a detectar i esmenar deficiències en els codis, i d'aquesta manera disposar d'uns codis de millor estimació preparats per a l'anàlisi de transitoris base de disseny.

SUMMARY

The simulation of transients is part of the licensing process of a nuclear power plant. This implies that the codes as well as the models used must be verified and validated. Normally, this simulation is performed with thermalhydraulic plant codes that have a very simplified definition of reactor kinetics with point or one-dimensional kinetics.

An important improvement in the simulation of design-basis transients rely on the use of thermohydraulic-neutronic coupled codes, which allow to obtain results of the evolution of the reactor power in three dimensions.

The 3D neutron codes need parameters of the kinetics and cross-sections also in 3D adjusted to the point of the cycle to be simulated that must cover the conditions reached during the transient.

On the other hand, to be able to verify both the codes and the models it is necessary to carry out a series of simulations of different transients. In this way, it is checked how the coupled code works in different operating and simulation conditions.

This thesis contributes to increase the knowledge of the use of thermalhydraulic-neutronic coupled codes in the simulation of design basis accidents (DBAs). The improved and verified codes are the thermalhydraulic codes RELAP5, TRAC-BF1 and TRACE and the neutronic code PARCS.

The necessary neutronic parameters in PARCS have been obtained by applying a methodology that simplifies the core model. This methodology, already developed and implemented, called SIMTAB, has been improved in this thesis in its application possibilities and also in the optimization and updating of the source code.

The transients analyzed with RELAP5/PARCS coupled code are: control rod ejection transient and boron injection transient in a PWR reactor.

With TRAC-BF1/PARCS coupled code, the transient analyzed is the turbine trip transient in Peach Bottom NPP. To carry out the simulations with TRAC-BF1/PARCS, the coupling of both codes has been implemented before, since originally the TRAC-BF1 code was not prepared for it.

The analysis of instabilities in BWR reactors has been carried out with RELAP5/PARCS in two BWR reactors: Peach Bottom NPP and Ringhals 1 NPP. A methodology has been developed which cover from the definition of the thermalhydraulic model and the neutron model to the simulated signal analysis. The methodology also includes the application of different disturbances based on Lambda modes and the analysis of real plant signals.

A study of the model for the calculation of the Boron concentration in thermalhydraulic codes has been carried out. This model has been improved in the TRAC-BF1 code, incorporating a new resolution method in the source code.

The model for the calculation of the decay heat has also been revised and improved in TRAC-BF1 and PARCS codes. In both cases, the ANS 2005 model has been implemented.

The sensitivity and uncertainty analysis is linked to the results of the best estimate codes such as those improved in this thesis. This analysis has been carried out on the control rod ejection transients in a PWR reactor and the control rod drop transient in a BWR reactor with RELAP5/PARCS.

The results of these works provide an application methodology for the correct simulation of transients with coupled codes. In addition, it has been used to detect and correct deficiencies in the codes, and therefore, to have better estimate codes prepared for the analysis of design-basis transients.

CONTENIDOS

| | |
|-------------------------------|-----|
| AGRADECIMIENTOS..... | V |
| RESUMEN | VII |
| RESUM..... | IX |
| SUMMARY..... | XI |
| ÍNDICE GENERAL | XV |
| ÍNDICE DE FIGURAS..... | XIX |
| ÍNDICE DE TABLAS..... | XXV |
| REFERENCIAS..... | 241 |
| ACRÓNIMOS | 245 |
| LISTADO DE PUBLICACIONES..... | 247 |

ÍNDICE GENERAL

| | |
|--|-----------|
| CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN. | 1 |
| 1.1. MOTIVACIÓN. | 2 |
| 1.2. CONTRIBUCIONES DE LA TESIS. | 3 |
| 1.3. ORGANIZACIÓN DE LA TESIS. | 5 |
| | |
| CAPÍTULO 2. ESTADO DEL ARTE. | 7 |
| | |
| 2.1. INTRODUCCIÓN. | 8 |
| 2.2. SIMULACIÓN CON CÓDIGOS ACOPLADOS. | 8 |
| 2.3. ANÁLISIS DE INESTABILIDADES EN REACTORES BWR. | 10 |
| 2.3.1. ANÁLISIS DE SISTEMAS SINGULARES. | 12 |
| 2.4. MODELOS DE CÁLCULO DE LA CONCENTRACIÓN DE BORO. | 14 |
| 2.4.1. ESQUEMA UPWIND DE PRIMER ORDEN..... | 16 |
| 2.4.2. ESQUEMA GODUNOV DE SEGUNDO ORDEN..... | 17 |
| 2.4.3. ESQUEMA GODUNOV MODIFICADO DE SEGUNDO ORDEN. | 20 |
| 2.4.4. ESQUEMA ULTIMATE-QUICKEST DE TERCER ORDEN..... | 21 |
| 2.4.5. MÉTODOS DE SEGUNDO ORDEN IMPLEMENTADOS EN TRACE..... | 24 |
| 2.5. MODELOS DE CALOR DE DESINTEGRACIÓN. | 26 |
| 2.5.1. ANTECEDENTES..... | 27 |
| 2.5.2. PRINCIPALES PUNTOS EN COMÚN DE LOS 3 ESTÁNDARES..... | 29 |
| 2.5.3. PRINCIPALES DIFERENCIAS ENTRE LOS ESTÁNDARES ANS. | 30 |
| 2.5.4. MODELO ORIGINAL DE DECAY HEAT EN TRAC-BF1..... | 32 |
| 2.5.5. COMPARATIVA DE LOS MODELOS DE CALOR RESIDUAL EN DIFERENTES CÓDIGOS TERMOHIDRÁULICOS..... | 36 |
| 2.5.6. MODELO ORIGINAL DE DECAY HEAT EN PARCSV2.7..... | 38 |
| 2.6. ANÁLISIS DE INCERTIDUMBRE Y SENSIBILIDAD. | 40 |
| | |
| CAPÍTULO 3. GENERACIÓN DE SECCIONES EFICACES. | 43 |
| | |
| 3.1. INTRODUCCIÓN. | 44 |
| 3.2. DEPENDENCIAS DE LAS SECCIONES EFICACES. | 45 |
| 3.3. GENERACIÓN DE SECCIONES EFICACES EN FORMATO POLINOMIAL. | 47 |
| 3.4. GENERACIÓN DE SECCIONES EFICACES EN FORMATO TABLA. | 48 |

| | |
|-----------------------------------|----|
| 3.4.1. METODOLOGÍA SIMTAB-1D..... | 51 |
|-----------------------------------|----|

**CAPÍTULO 4. METODOLOGÍA DE SIMULACIÓN DE TRANSITORIOS
BASE DE DISEÑO CON CÓDIGOS ACOPLADOS..... 57**

| | |
|--|-----------|
| 4.1. INTRODUCCIÓN..... | 58 |
| 4.2. ANÁLISIS DEL TRANSITORIO REA EN UNA CENTRAL PWR WESTINGHOUSE CON RELAP5/PARCSv2.7..... | 58 |
| 4.2.1. DESCRIPCIÓN DEL MODELO..... | 59 |
| 4.2.2. RESULTADOS..... | 63 |
| 4.2.3. CONCLUSIONES..... | 68 |
| 4.3. INFLUENCIA DEL MAPA DE ACOPLAMIENTO TERMOHIDRÁULICO- NEUTRÓNICO EN EL ANÁLISIS DEL TRANSITORIO REA 3D UTILIZANDO RELAP5/PARCS v2.7 EN UNA CENTRAL PWR-KWU..... | 69 |
| 4.3.1. DESCRIPCIÓN DEL MODELO..... | 70 |
| 4.3.2. RESULTADOS..... | 74 |
| 4.3.3. CONCLUSIONES..... | 84 |
| 4.4. ANÁLISIS DE UN TRANSITORIO DE INYECCIÓN DE BORO CON RELAP5/PARCSv2.7..... | 84 |
| 4.4.1. DESCRIPCIÓN DEL MODELO..... | 85 |
| 4.4.2. RESULTADOS DEL TRANSITORIO DE INYECCIÓN DE BORO..... | 91 |
| 4.4.3. CONCLUSIONES..... | 93 |
| 4.5. ANÁLISIS DEL TRANSITORIO POR DISPARO DE TURBINA EN C.N. PEACH BOTTOM CON LOS CÓDIGOS ACOPLADOS TRAC-BF1/PARCSv2.7..... | 94 |
| 4.5.1. DESCRIPCIÓN DEL TRANSITORIO..... | 94 |
| 4.5.2. DESCRIPCIÓN DEL MODELO TERMOHIDRÁULICO Y NEUTRÓNICO..... | 96 |
| 4.5.3. METODOLOGÍA DE CÁLCULO CON EL CÓDIGO ACOPLADO TRAC- BF1/PARCS..... | 101 |
| 4.5.4. RESULTADOS..... | 103 |
| 4.5.5. CONCLUSIONES..... | 115 |

**CAPÍTULO 5. METODOLOGÍA DE ESTUDIO DE TRANSITORIOS DE
ESTABILIDAD EN REACTORES BWR..... 117**

| | |
|--|------------|
| 5.1. INTRODUCCIÓN..... | 118 |
| 5.2. ANÁLISIS DE ESTABILIDAD EN C. N. PEACH BOTTOM UTILIZANDO UN MODELO NEUTRÓNICO-TERMOHIDRÁULICO DE NÚCLEO COMPLETO CON EL CÓDIGO ACOPLADO RELAP5/PARCS v2.7..... | 118 |
| 5.2.1. DESCRIPCIÓN DEL MODELO..... | 120 |

| | |
|---|------------|
| 5.2.2. RESULTADOS DE LA SIMULACIÓN | 126 |
| 5.2.3. CONCLUSIONES. | 136 |
| 5.3. FUNCIONES ORTOGONALES EXPERIMENTALES PARA LA CUALIFICACIÓN DE INESTABILIDADES EN REACTORES BWR. APLICACIÓN A LA C. N. PEACH BOTTOM. | 137 |
| 5.3.1. RESULTADOS DEL TRANSITORIO. | 138 |
| 5.3.2. ANÁLISIS DE LAS SEÑALES DE LPRM SIMULADAS. | 139 |
| 5.3.3. CONCLUSIONES. | 149 |
| 5.4. ANÁLISIS DE ESTABILIDAD EN EL REACTOR BWR RINGHALS 1 CON LOS CÓDIGOS ACOPLADOS RELAP5/PARCSv2.7..... | 149 |
| 5.4.1. PROCEDIMIENTO DE SIMULACIÓN. | 150 |
| 5.4.2. RESULTADOS..... | 156 |
| 5.4.3. CONCLUSIONES..... | 166 |
| 5.5. ESTUDIO PARAMÉTRICO DE DIFERENTES PERTURBACIONES APLICADAS AL REACTOR DE LA CENTRAL NUCLEAR DE RINGHALS 1 CON LOS CÓDIGOS ACOPLADOS RELAP5/PARCSv2.7..... | 167 |
| 5.5.1. DESCRIPCIÓN DEL MODELO..... | 168 |
| 5.5.2. MÉTODO DE PERTURBACIÓN..... | 169 |
| 5.5.3. RESULTADOS..... | 171 |
| 5.5.4. CONCLUSIONES..... | 179 |
| | |
| CAPÍTULO 6. MODELO DE CÁLCULO DE LA CONCENTRACIÓN DE BORO..... | 181 |
| | |
| 6.1. INTRODUCCIÓN..... | 182 |
| 6.2. ESQUEMAS DE RESOLUCIÓN DEL TRANSPORTE DE BORO. | 183 |
| 6.3. RESOLUCIÓN ANALÍTICA DE LA ECUACIÓN DE BURGERS..... | 184 |
| 6.4. COMPARACIÓN DE LOS ESQUEMAS DE TRANSPORTE DE BORO. | 184 |
| 6.5. MEJORA DEL MODELO DE TRANSPORTE DE BORO EN TRAC-BF1. | 188 |
| 6.6. ANÁLISIS DE LOS MODELOS DE TRANSPORTE DE BORO EN TRACE. | 190 |
| 6.7. CONCLUSIONES..... | 193 |
| | |
| CAPÍTULO 7. MODELO DE CÁLCULO DEL CALOR DE DESINTEGRACIÓN..... | 195 |
| | |
| 7.1. INTRODUCCIÓN..... | 196 |
| 7.2. MODELO ANALÍTICO DEL CALOR DE DESINTEGRACIÓN..... | 196 |
| 7.3. ESTUDIO DEL IMPACTO EN EL CALOR RESIDUAL DE DIFERENTES CONDICIONES DE OPERACIÓN Y CÁLCULO..... | 205 |

| | |
|---|------------|
| 7.3.1. IMPACTO DE LOS MÉTODOS DE RESOLUCIÓN NUMÉRICA. | 205 |
| 7.3.2. IMPACTO DE LAS HISTORIAS DE OPERACIÓN DEL REACTOR EN EL CALOR RESIDUAL. | 206 |
| 7.4. RESULTADOS..... | 208 |
| 7.4.1. INICIALIZACIÓN DE LAS VARIABLES. | 209 |
| 7.4.2. VERIFICACIÓN DEL CÁLCULO EN TRANSITORIO. | 210 |
| 7.5. CONCLUSIONES..... | 214 |
| | |
| CAPÍTULO 8. ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD E INCERTIDUMBRE...217 | |
| | |
| 8.1. INTRODUCCIÓN..... | 218 |
| 8.2. ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD E INCERTIDUMBRES DE UN ACCIDENTE DE CAÍDA DE BARRA EN UNA CENTRAL BWR..... | 219 |
| 8.2.1. DESCRIPCIÓN DEL MODELO..... | 219 |
| 8.2.2. RESULTADOS..... | 221 |
| 8.3. ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD E INCERTIDUMBRES DE UN ACCIDENTE DE EYECCIÓN DE BARRA EN UNA CENTRAL PWR. | 225 |
| 8.3.1. DESCRIPCIÓN DEL MODELO..... | 225 |
| 8.3.2. RESULTADOS..... | 226 |
| 8.4. CONCLUSIONES..... | 230 |
| | |
| CAPÍTULO 9. CONCLUSIONES..... | 233 |
| | |
| 9.1. CONCLUSIONES..... | 234 |
| 9.2. TRABAJOS FUTUROS DERIVADOS DE ESTA TESIS. | 239 |

ÍNDICE DE FIGURAS

| | |
|--|----|
| Figura 2.1. Esquema de la metodología de análisis de inestabilidades desarrollada..... | 11 |
| Figura 2.2. Nomenclatura usada para las celdas y las fronteras..... | 16 |
| Figura 3.1. Esquema general del proceso de obtención de secciones eficaces con SIMTAB. | 50 |
| Figura 3.2. Esquema general del proceso de colapsamiento de secciones eficaces. | 53 |
| Figura 3.3. Ficheros de entrada y salida del programa <i>SIMTAB-ID</i> | 56 |
| Figura 4.1. Canales termohidráulicos en el caso ARI. | 60 |
| Figura 4.2. Canales termohidráulicos en el caso RIL. | 61 |
| Figura 4.3. Representación con SNAP del modelo de RELAP5..... | 61 |
| Figura 4.4. Bancos de barras de control. | 62 |
| Figura 4.5. Comparación de los perfiles de potencia axial en el caso ARI. | 63 |
| Figura 4.6. Comparación de los perfiles de potencia axial en el caso RIL. | 63 |
| Figura 4.7. Evolución de la entalpía en los dos casos. | 65 |
| Figura 4.8. Evolución de la potencia en el caso ARI. | 65 |
| Figura 4.9. Evolución de la potencia en el caso RIL..... | 66 |
| Figura 4.10. Evolución de las temperaturas en el caso ARI..... | 66 |
| Figura 4.11. Evolución de las temperaturas en el caso RIL. | 67 |
| Figura 4.12. Evolución de la reactividad en el caso ARI. | 67 |
| Figura 4.13. Evolución de la reactividad en el caso RIL. | 68 |
| Figura 4.14. Canales termohidráulicos del modelo inicial. | 71 |
| Figura 4.15. Representación con SNAP del modelo de RELAP5..... | 71 |
| Figura 4.16. Canales termohidráulicos del modelo 2..... | 72 |
| Figura 4.17. Canales termohidráulicos del modelo 3..... | 72 |
| Figura 4.18. Canales termohidráulicos del modelo 4..... | 73 |
| Figura 4.19. Canales termohidráulicos del modelo 5..... | 73 |
| Figura 4.20. Bancos de barras de control. | 74 |
| Figura 4.21. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo inicial. | 75 |
| Figura 4.22. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo 2. | 75 |
| Figura 4.23. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo 3. | 76 |
| Figura 4.24. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo 4. | 76 |
| Figura 4.25. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo 5. | 77 |
| Figura 4.26. Evolución de la potencia total del reactor durante el transitorio..... | 78 |
| Figura 4.27. Evolución de entalpía durante el transitorio. | 79 |
| Figura 4.28. Evolución de la reactividad del moderador. | 80 |
| Figura 4.29. Evolución de la reactividad Doppler. | 81 |
| Figura 4.30. Evolución de la reactividad de las barras de control..... | 81 |
| Figura 4.31. Evolución de la reactividad total. | 82 |
| Figura 4.32. Evolución de la temperatura del combustible en el centro. | 82 |
| Figura 4.33. Evolución de la temperatura del refrigerante..... | 83 |

| | |
|--|-----|
| Figura 4.34. Evolución de la temperatura Doppler. | 83 |
| Figura 4. | 86 |
| Figura 4.36. Nodalización del núcleo..... | 87 |
| Figura 4.37. Vista de SNAP de la nodalización del presionador. | 88 |
| Figura 4.38. Vista en SNAP de la nodalización del CVCS. | 89 |
| Figura 4.39. Grupos de barras de control. | 90 |
| Figura 4.40. Evolución de la potencia y de la concentración de boro. | 91 |
| Figura 4.41. Evolución de la presión en el <i>plenum</i> superior. | 92 |
| Figura 4.42. Evolución de la reactividad..... | 93 |
| Figura 4.43. Elementos clave del Ejercicio 3 para el caso <i>best-estimate</i> y los escenarios extremos. | 96 |
| Figura 4.44. Esquema de la vasija, así como de sus componentes internos..... | 97 |
| Figura 4.45. Esquema de la línea de vapor. | 97 |
| Figura 4.46. Mapa radial de elementos combustibles y distribución de bancos de barras de control..... | 98 |
| Figura 4.47. Distribución de bancos de barras de control. | 99 |
| Figura 4.48. Posición de los bancos de barras de control..... | 100 |
| Figura 4.49. Potencia relativa axial iniciales del núcleo. | 101 |
| Figura 4.50. Metodología de cálculo para el código acoplado TRAC-BF1/PARCSv2.7. | 102 |
| Figura 4.51. Perfil axial de potencia SIMULATE y PARCS. | 103 |
| Figura 4.52. Perfil axial de potencia SIMULATE y TRAC-BF1..... | 104 |
| Figura 4.53. Perfil axial de potencia SIMULATE, TRAC-BF1, TRAC-BF1/PARCS y TRAC-BF1/NEM. | 109 |
| Figura 4.54. Perfil axial de potencia TRAC-BF1/PARCS y TRAC-BF1/NEM. | 110 |
| Figura 4.55. Comparación de la evolución de la potencia total obtenida con TRAC-BF1/PARCS, TRAC-BF1/NEM y TRAC-BF1..... | 112 |
| Figura 4.56. Evolución de la potencia total del <i>Benchmark</i> del <i>Turbine Trip</i> de Peach Bottom: ejercicio 3, escenario extremo 2. | 113 |
| Figura 4.57. Comparación de la evolución de la potencia total resultado del <i>Benchmark</i> con respecto a la simulación con TRAC-BF1/PARCS. | 114 |
| Figura 4.58. Comparación de la evolución de la potencia total resultante de la media del <i>Benchmark</i> , con respecto a la aportación de la UPV al <i>Benckmark</i> , con la simulación con TRAC-BF1, TRAC-BF1/PARCS, TRAC-BF1/NEM..... | 115 |
| Figura 5.1. Condiciones del Test de Estabilidad de Peach Bottom 2. | 120 |
| Figura 5.2. Representación en SNAP del modelo termohidráulico..... | 121 |
| Figura 5.3. Representación 3D y 2D del modo fundamental. | 122 |
| Figura 5.4. Representación 3D y 2D del primer modo..... | 123 |
| Figura 5.5. Representación 3D y 2D del segundo modo. | 124 |
| Figura 5.6. Canales termohidráulicos..... | 125 |
| Figura 5.7. Evolución de la potencia. | 126 |
| Figura 5.8. Evolución del perfil axial de potencia relativa..... | 127 |
| Figura 5.9. Representación 3D de la potencia radial a diferentes tiempos..... | 128 |

| | |
|--|-----|
| Figura 5.10. Comparación de la evolución de potencia en los canales 156 y 103 y en los canales 138 y 121. | 129 |
| Figura 5.11. Comparación del caudal de entrada en los canales 156 y 103 y en los canales 138 y 121..... | 130 |
| Figura 5.12. Comparación del caudal de salida en los canales 156 y 103. | 131 |
| Figura 5.13. Comparación del caudal de entrada y salida en los canales 156 y 138... | 132 |
| Figura 5.14. Comparación del caudal de entrada y salida en los canales 103 y 121... | 133 |
| Figura 5.15. Evolución de la presión de entrada en canales simétricos. | 134 |
| Figura 5.16. Evolución de la presión de salida en canales simétricos..... | 135 |
| Figura 5.17. Evolución temporal de las presiones de entrada y salida del núcleo. | 136 |
| Figura 5.18. Canales termohidráulicos..... | 138 |
| Figura 5.19. Evolución de la potencia..... | 139 |
| Figura 5.20. Posición de los LPRMs en el reactor de C. N. Peach Bottom. | 140 |
| Figura 5.21. Evolución de la potencia durante el intervalo de tiempo analizado..... | 141 |
| Figura 5.22. Amplitudes de los 3 primeros valores singulares de los LPRM del nivel A. | 142 |
| Figura 5.23. Primeras 3 EOFs de los LPRMs del nivel A. | 144 |
| Figura 5.24. Amplitudes de los 3 primeros valores singulares de los LPRM del nivel D. | 145 |
| Figura 5.25. Primeras 3 EOFs de los LPRMs del nivel D. | 146 |
| Figura 5.26. Amplitudes de los 3 primeros valores singulares de los LPRM de los cuatro niveles. | 147 |
| Figura 5.27. Primeras 3 EOFs de los LPRMs de los cuatro niveles..... | 148 |
| Figura 5.28. Canales termohidráulicos..... | 151 |
| Figura 5.29. Representación plana y 3D del modo fundamental. | 152 |
| Figura 5.30. Representación plana y 3D del primer modo..... | 153 |
| Figura 5.31. Representación plana y 3D del segundo modo. | 154 |
| Figura 5.32. Representación SNAP del modelo termohidráulico. | 155 |
| Figura 5.33. Evolución de la potencia durante el transitorio..... | 156 |
| Figura 5.34. Evolución de la potencia entre 30 y 60 s. | 157 |
| Figura 5.35. Potencia relativa en 27.865 y 28.865 s. | 158 |
| Figura 5.36. Potencia relativa en 28.865 y 30.865 s. | 159 |
| Figura 5.37. Potencia relativa en 30.865 y 31.865 s. | 160 |
| Figura 5.38. Flujo másico en la entrada (izq.) y salida (der.) de los canales 139 y 120. | 161 |
| Figura 5.39 Flujo másico en la entrada (izq.) y salida (der.) de los canales 163 y 109. | 162 |
| Figura 5.40. Posición de los nodos neutrónicos estudiados. | 163 |
| Figura 5.41 Potencia relativa en los nodos 87 y 539 (izq.) y 549 y 101 (der.)..... | 164 |
| Figura 5.42. Potencia relativa en los nodos 87 y 549 (izq.) y 87 y 101 (der.)..... | 165 |
| Figura 5.43. Potencia relativa en los nodos 549 y 539 (izq.) y 539 y 101 (der.)..... | 166 |
| Figura 5.44. Amplitudes del fundamental, primer y segundo modo Lambda en Ringhals Rec. 9. | 169 |

| | |
|--|-----|
| Figura 5.45. Amplitudes relativas de las perturbaciones por ondas de densidad. | 171 |
| Figura 5.46. Evolución de la potencia total del reactor. | 172 |
| Figura 5.47. Evolución de la potencia en las dos mitades del núcleo (superior e inferior). | 173 |
| Figura 5.48. Posición radial de los LPRMs en Ringhals 1. | 174 |
| Figura 5.49. Señal normalizada de los LPRMs 10 y 29 durante el transitorio. | 175 |
| Figura 5.50. Señal normalizada de los LPRMs 10 y 29 desde 55 a 100 s. | 175 |
| Figura 5.51. Señal normalizada de los LPRMs 2 y 35 durante el transitorio. | 176 |
| Figura 5.52. Señal normalizada de los LPRMs 2 y 35 entre 55 y 100 s. | 176 |
| Figura 5.53. Descomposición de la señal de los LPRMs 2 y 35 entre 35 y 100 s para la perturbación A. | 177 |
| Figura 6.1. Nomenclatura usada para las celdas y las fronteras. | 183 |
| Figura 6.2. Resultados caso llenado con los diferentes esquemas. | 186 |
| Figura 6.3. Resultados caso vaciado con los diferentes esquemas. | 187 |
| Figura 6.4. Resultados caso llenado con los diferentes modelos y los códigos. | 188 |
| Figura 6.5. Resultados caso vaciado con los diferentes modelos y los códigos. | 188 |
| Figura 6.6. Resultados caso llenado en TRAC-BF1. | 189 |
| Figura 6.7. Resultados caso vaciado en TRAC-BF1. | 190 |
| Figura 6.8. Resultados de TRACE empleando diferentes esquemas numéricos para el caso de llenado en condiciones monofásicas y la solución analítica. | 191 |
| Figura 6.9. Resultados de TRACE empleando diferentes esquemas numéricos para el caso de vaciado en condiciones monofásicas y la solución analítica. | 191 |
| Figura 6.10. Resultados de TRACE empleando diferentes esquemas numéricos para el caso de llenado en condiciones bifásicas y la solución analítica. | 192 |
| Figura 6.11. Resultados de TRACE empleando diferentes esquemas numéricos para el caso de vaciado en condiciones bifásicas y la solución analítica. | 193 |
| Figura 7.1. Evolución del calor residual para todos los casos obtenido de forma analítica. | 207 |
| Figura 7.2. Validación del transitorio para el caso 2. | 211 |
| Figura 7.3. Validación del transitorio para el caso 3. | 212 |
| Figura 7.4. Validación del transitorio para el caso 4. | 213 |
| Figura 8.1. Asignación de los grupos en las barras de control. | 220 |
| Figura 8.2. Mapa de canales radiales y modelo TRACE. | 221 |
| Figura 8.3. Límite de tolerancia superior (LTS) usando PDF normal en las secciones eficaces. | 222 |
| Figura 8.4. Límites de tolerancia usando PDF uniforme en las secciones eficaces. ... | 223 |
| Figura 8.5. Coeficiente de correlación parcial para la máxima potencia. $R^2=0.85$. (1: D_F , 2: D_{Th} , 3: Σ_s , 4: $\Sigma_{a,F}$, 5: $\Sigma_{a,Th}$, 6: $v\Sigma_{f,F}$, 7: $v\Sigma_{f,Th}$). | 224 |
| Figura 8.6. Test para la normalidad de Kolmogorov-Smirnov, aplicado a la máxima potencia. | 224 |
| Figura 8.7. Bancos de barras de control. | 225 |
| Figura 8.8. Mapa radial de canales termohidráulicos. | 226 |

Figura 8.9. Límite de tolerancia superior (95%, 95%) para incertidumbre normal en las secciones eficaces. 227

Figura 8.10. Límite de tolerancia superior (95%, 95%) para incertidumbre normal en las secciones eficaces. 227

Figura 8.11. Producto del momento de Pearson, normal 1%. 228

Figura 8.12. Producto del momento de Pearson, normal 0.5%. 228

Figura 8.13. Producto del momento de Pearson, normal 0.1%. 229

Figura 8.14. Coeficientes del producto del momento parciales para la máxima potencia. $R^2=0.98$. (1:*diff1*, 2:*diff2*, 3:*ss*, 4:*abs1*, 5:*abs2*, 6:*f1*, 7:*f2*). 230

ÍNDICE DE TABLAS

| | |
|---|-----|
| Tabla 2.1. Comparativa de los modelos de calor residual en diferentes códigos termohidráulicos..... | 26 |
| Tabla 2.2. Comparativa de los modelos de calor residual en diferentes códigos TH.... | 37 |
| Tabla 4.1. Valores de β_{ef} y valor de la barra expulsada en los casos analizados..... | 62 |
| Tabla 4.2. Valores de k_{ef} de los casos analizados..... | 63 |
| Tabla 4.3. Valores de k_{eff} y RMS de los modelos analizados..... | 75 |
| Tabla 4.4. Comparación de los picos de potencia y máximo de entalpía..... | 79 |
| Tabla 4.5. Condiciones termohidráulicas iniciales del transitorio..... | 100 |
| Tabla 4.6. Comparación de k_{ef} SIMULATE-PARCS..... | 103 |
| Tabla 4.7. Comparación de k_{eff} SIMULATE-TRAC-BF1/PARCS-TRAC-BF1/NEM..... | 108 |
| Tabla 5.1. Condiciones del Test de Estabilidad en Peach Bottom-2 End-of-Cycle 2. | 119 |
| Tabla 5.2. Posición Axial de los LPRM en el núcleo del reactor..... | 141 |
| Tabla 5.3. Primeros valores singulares de los LPRMs del nivel A..... | 142 |
| Tabla 5.4. Frecuencia fundamental y ratio de decaimiento de los LPRMs del nivel A..... | 143 |
| Tabla 5.5. Primeros valores singulares de los LPRMs del nivel D..... | 145 |
| Tabla 5.6. Primeros valores singulares de todos los LPRMs..... | 147 |
| Tabla 5.7. Características de estabilidad en el reactor de Ringhals para el Record 9. | 150 |
| Tabla 5.8. Características de la perturbación..... | 170 |
| Tabla 5.9. Frecuencia and Decay Ratio de las señales de los LPRMs..... | 179 |
| Tabla 6.1. Modelo termohidráulico..... | 185 |
| Tabla 6.2. Funciones aplicadas en el llenado y vaciado..... | 185 |
| Tabla 7.1. Energía y constante de decaimiento de los 23 grupos considerados a partir del U-235 definidos en el ANS 2005..... | 197 |
| Tabla 7.2. Energía y constante de decaimiento de los 23 grupos considerados a partir del Pu-239 definidos en el ANS 2005..... | 198 |
| Tabla 7.3. Energía y constante de decaimiento de los 23 grupos considerados a partir del U-238 definidos en el ANS 2005..... | 199 |
| Tabla 7.4. Energía y constante de decaimiento de los 23 grupos considerados a partir del Pu-241 definidos en el ANS 2005..... | 200 |
| Tabla 7.5. Resumen de métodos numéricos para el estándar ANS 94..... | 206 |
| Tabla 7.6. Resumen de métodos numéricos para el estándar ANS 79..... | 206 |
| Tabla 7.7. Resultados para la simulación del caso 5..... | 208 |
| Tabla 7.8. Validación del transitorio para el caso 2..... | 211 |
| Tabla 7.9. Validación del transitorio para el caso 3..... | 212 |
| Tabla 7.10. Validación del transitorio para el caso 4..... | 213 |

Capítulo 1. Introducción.

1.1. Motivación.

La simulación de transitorios que pueden ocurrir en una central nuclear considerados transitorios base de diseño es muy importante en el licenciamiento de las centrales nucleares. El conocimiento sobre la evolución de los diferentes escenarios que pueden suceder durante la operación de la central es vital en seguridad nuclear.

El acoplamiento de códigos computacionales proporciona una herramienta muy potente gracias al avance en las tecnologías informáticas. La aplicación de los códigos acoplados abarca todos los campos relacionados con la seguridad nuclear, desde estudios relacionados con las licencias de nuevas centrales nucleares, programas de mejora de seguridad para plantas existentes, revisiones periódicas de seguridad, renovación de licencias de operación, hasta el cálculo de márgenes de seguridad para la mejora de potencia del reactor, mejor utilización de combustible nuclear y mayor flexibilidad operativa y justificación de la extensión de vida. Además, contribuye al desarrollo de nuevos procedimientos operativos de emergencia, análisis de sucesos y desarrollo de programas de gestión de accidentes (IAEA, 2007).

Normalmente, estas simulaciones se llevan a cabo con códigos termohidráulicos de sistema o de planta (*system thermalhydraulic codes*) como RETRAN, TRAC-BF1 y RELAP5, siguiendo unos procedimientos validados por la autoridad competente. El código termohidráulico TRACE, desarrollado por la *Nuclear Regulatory Commission* (NRC), está en actualmente en desarrollo.

Los códigos utilizados necesitan ser actualizados y mejorados para poder llevar a cabo estas simulaciones, ya que para obtener resultados fiables estos códigos deben tener unos modelos lo más desarrollados y validados posible.

Las condiciones operacionales y los transitorios que suceden en una central nuclear son multidisciplinarios, por lo el acoplamiento de códigos permite conocer y entender la evolución de los diferentes parámetros con mucho mayor detalle. En este sentido, el acoplamiento de los códigos termohidráulicos y neutrónicos permite simular transitorios en los que es importante conocer la distribución de potencia en el reactor. Sin embargo, no todos los códigos termohidráulicos están preparados para su acoplamiento con un código neutrónico y los que incluyen el acoplamiento no tienen todas las funciones implementadas.

En esta tesis se han considerado los códigos termohidráulicos RELAP5, TRAC-BF1 y TRACE y el código neutrónico PARCS.

Esta tesis se fundamenta en esta necesidad de tener unos códigos de mejor estimación con modelos actualizados y en la implementación del acoplamiento termohidráulico-neutrónico en códigos que no estaban acoplados y la mejora del acoplamiento en los que ya estaban preparados para el mismo.

Además, la simulación de transitorios con códigos acoplados presenta unos retos característicos de cada transitorio que se fundamentan por un lado en el conocimiento del estado de los códigos y por otro en la fenomenología propia de cada transitorio.

En este sentido, esta tesis contribuye a la mejora de los códigos acoplados para que puedan ser utilizados en la simulación de transitorios base de diseño, a partir de la aplicación, simulación y análisis de los resultados de diferentes transitorios considerados en la fase de validación de las simulaciones para licenciamiento de las centrales nucleares.

1.2. Contribuciones de la tesis.

Los principales objetivos fijados en esta tesis son:

- Desarrollar una metodología de simulación de transitorios base de diseño con códigos acoplados.
- Desarrollar una metodología para el estudio de transitorios de estabilidad en reactores BWR con códigos acoplados.
- Mejorar los modelos de los códigos termohidráulicos para la simulación del transporte de boro, implementar modelos de alto orden y contribuir a su verificación.
- Mejorar los modelos de los códigos termohidráulicos y del código neutrónico PARCS para la simulación del calor de desintegración, implementar modelos más actuales y contribuir a su verificación.

El trabajo desarrollado para alcanzar estos objetivos y sus resultados han llevado a la publicación de los siguientes artículos, todos ellos bajo el proceso de revisión por pares:

1. *Experimental orthogonal functions for the qualification of BWR stability events. Application to Peach Bottom NPP.* Publicado en *PHYSOR2010 proceedings*.
2. *REA 3D-dynamic analysis in Almaraz NPP with RELAP5/PARCS v2.7 and SIMTAB cross-sections tables.* Publicado en *Progress in Nuclear Energy*, 2011, Vol. 53, p.1167-1180.
3. *Implementation of control rod movement and boron injection options by using control variables in RELAP5/PARCSv2.7 coupled code.* Publicado en *Progress in Nuclear Energy*, 2011, Vol. 53, p.1084-1090.
4. *Parametric study of different perturbations on Ringhals stability benchmark with RELAP5/PARCS.* Publicado en *NURETH-14 proceedings*, 2011.
5. *Peach Bottom instability analysis with a RELAP5/PARCSv2.7 detailed thermal-hydraulic-neutronic model.* Publicado en *Nuclear Engineering and Design*, 2012, Vol. 249, p. 24-34.

6. *Development of a new methodology for stability analysis in BWR NPP.* Publicado en *PHYSOR2012 proceedings*.
7. *Uncertainty and sensitivity analysis in the neutronic parameters generation for BWR and PWR coupled thermal-hydraulic-neutronic calculations.* Publicado en *Nuclear Engineering and Design*, 2012, Vol. 246, p.98-106.
8. *Improvements in the decay heat model in the thermalhydraulic code TRAC-BF1.* Publicado en *International Journal of Computer Mathematics*, 2014, Vol. 91(2), p.327-335.
9. *Development of a high order boron transport scheme in TRAC-BF1.* Publicado en *Joint International Conference on Mathematics and Computation (M&C), Supercomputing in Nuclear Applications (SNA) and the Monte Carlo (MC) Method. SNA+MC 2015*.
10. *A comparative study of boron transport in thermal-hydraulic codes TRACE vs TRAC-BF1 and TRACE vs RELAP5.* Publicado en *NURETH-17 proceedings*, 2017.
11. *A comparative study of boron transport models in NRC thermal-hydraulic code TRACE.* Publicado en *Brazilian Journal of Radiation Sciences*, 2019, Vol. 07-02B, p.01-18.

Destacar que los modelos desarrollados en RELAP5 y PARCS se han utilizado posteriormente en otros trabajos que han conducido a la publicación de los siguientes artículos:

- *Validation of 3D neutronic-thermalhydraulic coupled codes RELAP5/PARCSv2.7 and TRACEv5.0P3/PARCSv3.0 against a PWR control rod drop transient.* Publicado en *Journal of Nuclear Science and Technology*, 2017, Vol. 54, p.908-919.
- *PARCS vs CORE SIM neutron noise.* Publicado en *Progress in Nuclear Energy*, 2019, Vol. 15, p.169-180.

La presente tesis es un compendio de los artículos mencionados anteriormente (listado del 1 al 11) junto con los trabajos siguientes:

1. Análisis de la influencia del mapa de acoplamiento termohidráulico-neutrónico
2. Análisis del transitorio por disparo de turbina en una central nuclear BWR.
3. Mejora y verificación del modelo del calor de desintegración en el código PARCSv2.7.
4. Ampliación de las posibilidades de obtención de secciones eficaces tabuladas con el programa SIMTAB.
5. Acoplamiento de los códigos TRAC-BF1 y PARCS y verificación de resultados.

Todas las revistas de los artículos presentados en esta tesis están bien posicionadas según los indicadores del *JCR Journal Citation Reports*, ya que todas oscilan entre los cuartiles Q1 y Q2.

1.3. Organización de la tesis.

La tesis se organiza de la siguiente manera: en el capítulo 2 se resume el estado del arte de cada una de las contribuciones de la tesis.

En el capítulo 3 se explica con detalle el proceso de generación de secciones eficaces. Este proceso es común a todos los casos analizados.

Los siguientes capítulos están dedicados a la simulación de cada uno de estos transitorios.

El capítulo 4 muestra los resultados y conclusiones de la simulación con códigos acoplados de un transitorio de eyección de barra de control, de un transitorio de inyección de boro y de un transitorio por disparo de turbina. Los artículos incluidos en este capítulo son el 2 y el 3 según el listado del apartado anterior.

La aplicación de la metodología de estudio de transitorios de estabilidad en reactores BWR y de las herramientas desarrolladas se muestran en el capítulo 5. Los artículos que forman parte de este capítulo son 1, 4, 5 y 6.

En el capítulo 6 se presentan los resultados del estudio de la comparación del modelo de transporte de boro en los diferentes códigos correspondientes a los artículos 9, 10 y 11.

El capítulo 7 está dedicado al estudio del modelo para el cálculo del calor de desintegración implementado en los códigos TRAC-BF1 y PARCSv2.7 y publicado en el artículo 8.

El capítulo 8 muestra los resultados (publicados en el artículo 7) sobre análisis de sensibilidad e incertidumbres de la simulación de un transitorio de eyección de barra en un reactor PWR y de caída de barra de control en un reactor BWR.

Finalmente, las principales conclusiones de esta tesis se resumen en el capítulo 9.

Capítulo 2. Estado del Arte.

2.1. Introducción.

En este capítulo se resume el estado del arte de las contribuciones de esta tesis.

La generación de secciones eficaces y parámetros cinéticos para poder llevar a cabo simulaciones con códigos neutrónicos y así posteriormente, la simulación con códigos acoplados termohidráulico-neutrónicos es el punto de partida común en todas las simulaciones. Por ello, se ha dedicado un capítulo aparte.

En los siguientes apartados se presenta el estado del arte de los modelos para el cálculo del calor de desintegración y de la concentración de boro.

También se presenta la metodología de estudio y simulación de inestabilidades en reactores BWR con códigos acoplados.

Por último, se presenta la metodología seguida para el análisis de incertidumbres y sensibilidad en simulaciones con códigos acoplados.

2.2. Simulación con códigos acoplados.

Para simular transitorios con el código computacional RELAP5/PARCS se sigue el siguiente procedimiento:

1. Generación de secciones eficaces mediante la metodología SIMTAB.
2. Simulación de un estacionario con PARCS en modo *stand-alone*.
3. Simulación de un transitorio nulo con RELAP5.
4. Simulación de un estacionario con RELAP5/PARCSv2.7 acoplados.
5. Simulación del transitorio con RELAP5/PARCSv2.7 acoplados.

La simulación con códigos acoplados empieza con la generación de los datos neutrónicos. Mediante la metodología SIMTAB se obtiene un núcleo simplificado con un determinado número de composiciones neutrónicas. Este núcleo se simula en PARCS con el objetivo de comprobar que con un número no muy elevado número de composiciones neutrónicas se obtienen resultados muy similares a los de la referencia que en todos los casos es SIMULATE. Concretamente, se compara el valor de la constante de multiplicación efectiva y los perfiles axiales y radiales de potencia. Si los resultados no son aceptables, se aplica de nuevo la metodología SIMTAB para obtener un mayor número de composiciones neutrónicas.

En la simulación con el código neutrónico sin acoplar es importante tener en cuenta los factores de discontinuidad (*ADF- Assembly Discontinuity Factors*), sobre todo en los reactores BWR. El mapa de rotación de los elementos de combustible en PARCS se especifica en sentido contrario a cómo se introduce en el código de referencia SIMULATE.

El mejor esquema de acoplamiento entre los nodos termohidráulicos y neutrónicos es el esquema que considera tantos elementos como elementos de combustible hay en el núcleo del reactor. Como RELAP5 no admite un número tan grande de componentes, es necesario agrupar los elementos de combustible en un determinado número de componentes termohidráulicos.

El siguiente paso en el procedimiento consiste en el ajuste del modelo termohidráulico en RELAP5. En este paso el objetivo es ajustar los caudales, principalmente, el caudal que circula por el camino de *bypass*. En RELAP5 el *bypass* se modela con un componente PIPE con su correspondiente estructura de calor. Para llevar a cabo este ajuste se lanza un transitorio nulo y no un estacionario, puesto que en un caso en estado estacionario el código detiene la simulación cuando ha alcanzado los criterios de convergencia que no incluyen el ajuste de una de las variables principales de nuestro objetivo que es el caudal del *bypass*.

Con el código acoplado RELAP5/PARCS se lanza a continuación un estacionario a partir del fichero de *restart* del caso estacionario de RELAP5 sin acoplar. PARCS no se lanza a partir de *restart*. El objetivo en este caso, es comprobar tanto el caudal como la constante de multiplicación efectiva y los perfiles axial y radial de potencia del reactor. En este paso, RELAP5 sí que se lanza en estado estacionario. Al haber sido ajustados los modelos previamente, el estacionario acoplado alcanza la convergencia rápidamente.

Finalmente, se simula el transitorio con RELAP5/PARCS a partir de los ficheros de *restart* del caso estacionario acoplado, tanto RELAP5 como PARCS. Siempre es recomendable dejar un tiempo de transitorio nulo antes del inicio del transitorio para comprobar que el estacionario acoplado efectivamente ha convergido. Así se ha llevado a cabo en todas las simulaciones presentadas en esta tesis.

Todos los ficheros necesarios para la simulación con RELAP5/PARCS se han generado automáticamente mediante códigos informáticos programados en Fortran y en Matlab. Con ello se consigue una herramienta de generación de ficheros de entrada que reduce el tiempo necesario para la definición de estos ficheros y los errores del usuario. Ésta es una de las contribuciones de la tesis.

El proceso que se debe seguir para la correcta simulación de transitorios con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS es el siguiente:

1. Obtener los ficheros *nemtab* y *nemtabr* de secciones eficaces para PARCS: ejecutar SIMTAB.
2. Ejecutar estado estacionario con PARCS en modo *stand-alone*.
3. Ejecutar TRAC-BF1 con potencia constante para obtener las condiciones iniciales mediante un *extract* para el posterior calculo acoplado.
4. Ejecutar estado estacionario acoplado TRAC-BF1/PARCS.
5. Ejecutar el transitorio acoplado TRAC-BF1/PARCS.

En este caso no se utiliza el fichero *restart* para ejecutar TRAC-BF1 porque la programación de la lectura de este fichero y el procesamiento de la información que contiene no estaba bien implementada en el código. Estos errores se han subsanado, sin embargo, se aconseja seguir utilizando la opción *extract*.

La lectura y representación de los resultados de todos los códigos se realiza también se de forma automática. Se ha programado en Matlab y permite obtener:

- las gráficas del perfil axial de potencia de PARCS y SIMULATE.
- los valores del error cuadrático medio (RMS- *Root Mean Square*) de los perfiles axial y radial de potencia.
- el error absoluto en *pcm* de la constante de multiplicación efectiva.

2.3. Análisis de inestabilidades en reactores BWR.

El análisis de transitorios de estabilidad en reactores BWR con códigos acoplados se ha llevado a cabo mediante la aplicación y desarrollo de una metodología específica que comprende desde la generación del mapa de caudales termohidráulicos, la aplicación de diferentes perturbaciones hasta la obtención y análisis de las oscilaciones en caudales y potencia y también el análisis de las señales simuladas de los LPRM (*Local Power Range Monitor*) obtenidas del código neutrónico.

Para simular transitorios con RELAP5/PARCS se sigue el siguiente procedimiento:

1. Generación de secciones eficaces mediante la metodología SIMTAB.
2. Simulación de un estacionario con PARCS.
3. Ejecución de VALKIN para obtener los modos Lambda.
4. Obtención del mapa termohidráulico teniendo en cuenta los modos Lambda.
5. Simulación de un transitorio nulo con RELAP5.
6. Simulación de un estacionario con RELAP5/PARCSv2.7 acoplados.
7. Simulación del transitorio con RELAP5/PARCSv2.7 acoplados.

En este caso, se obtienen los modos lambda del reactor con el código VALKIN (Miró, Ginestar, Verdú, & Hennig, 2002) ya que se utilizan para definir el mapa de canales termohidráulicos en el código RELAP5. Como se ha mencionado en el apartado anterior, RELAP5 tiene limitado el número de componentes, por lo que hay que simplificar el núcleo termohidráulico. Esto se realiza teniendo en cuenta el modo fundamental y los dos primeros modos subcríticos para no influir en la oscilación obtenida en la simulación. La generación de este mapa de canales termohidráulicos se realiza automáticamente mediante un código programado en Fortran.

Estudios anteriores han concluido que la definición del modelo termohidráulico en la manera en la que se agrupan los elementos de combustible influye en los resultados de la simulación de inestabilidades con RELAP5/PARCS (Kozłowski & Peltonen, 2011) lo

que justifica el desarrollo de esta metodología de agrupamiento basada en los modos Lambda.

VALKIN es un código neutrónico 3D desarrollado en la UPV que resuelve la ecuación dependiente del tiempo de la difusión neutrónica en la aproximación de dos grupos de energía utilizando un método nodal modal. Este código necesita los valores de secciones eficaces a nivel nodal. Estos valores se obtienen de la ejecución previa de PARCS en estado estacionario sin acoplar. El código fuente se ha modificado para escribir las secciones eficaces seleccionadas por PARCS teniendo en cuenta las condiciones termohidráulicas del estado estacionario base. Estas secciones eficaces se escriben posteriormente en un fichero binario en un formato que puede leer VALKIN.

En la figura 2.1 se muestra el esquema de aplicación de la metodología de simulación y análisis de inestabilidades con códigos acoplados:

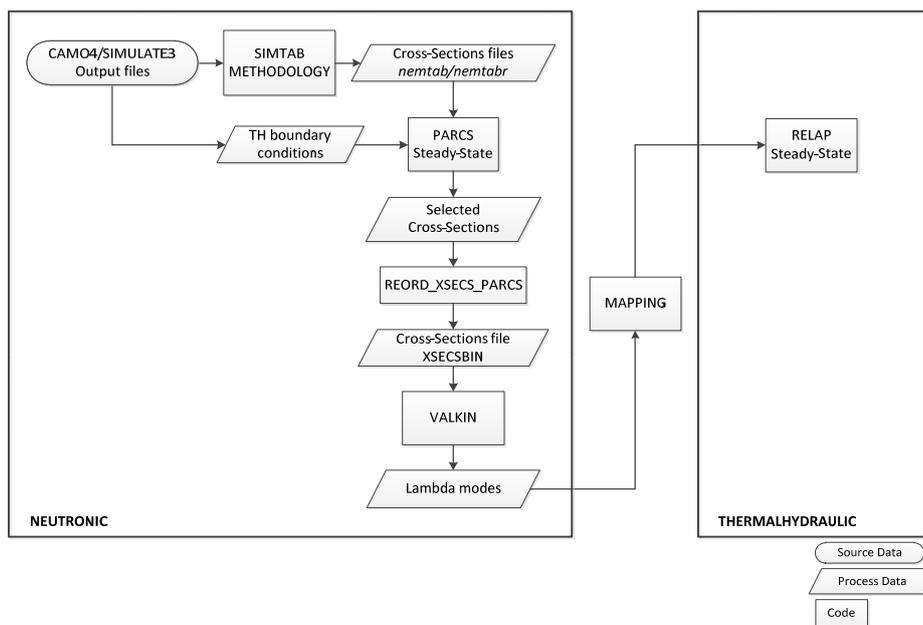


Figura 2.1. Esquema de la metodología de análisis de inestabilidades desarrollada.

Una vez simulado el transitorio de inestabilidad, se analizan los resultados. La técnica utilizada para analizar las señales simuladas de los LPRM es la metodología de análisis de sistemas singulares (*Singular System Analysis – SSA*). Esta técnica permite descomponer las señales neutrónicas en las contribuciones en fase y fuera de fase

correspondientes. A continuación, se explica con detalle la base matemática del método SSA.

2.3.1. Análisis de sistemas singulares.

La metodología de análisis de sistemas singulares (*Singular System Analysis – SSA*) (Ginestar, Verdú, & Miró, 2006) se basa en el análisis de los valores singulares de la matriz de información construida con las señales de los LPRM. Este tipo de análisis es un caso particular de la metodología general de la estadística multivariante conocida como Análisis de Componentes Principales (*Principal Component Analysis – PCA*) (Abdi & Williams, 2010) utilizada en muchas áreas como la economía, meteorología, etc.

Los datos que se van a analizar consisten en un conjunto de señales correspondientes a la evolución de la potencia, $L_1(nT), L_2(nT), \dots, L_p(nT)$, donde $n = 1, \dots, N$ y T es el periodo de muestreo del sistema de adquisición de datos. El SSA de los LPRM está basado en la matriz de información cuyas columnas son las señales a analizar, es decir,

$$X = \begin{pmatrix} L_1(T) & L_2(T) & \dots & L_p(T) \\ L_1(2T) & L_2(2T) & \dots & L_p(2T) \\ \cdot & \cdot & \dots & \cdot \\ \cdot & \cdot & \dots & \cdot \\ L_1(nT) & L_2(nT) & \dots & L_p(nT) \end{pmatrix} \quad (2.1)$$

Esta matriz admite una descomposición en valores singulares,

$$X = U \Sigma V^T = \sum_{j=1}^p u_j \sigma_j v_j^T, \quad (2.2)$$

donde U es una matriz de tamaño $N \times p$, cuyas columnas, $u_j, j=1, \dots, p$ son vectores ortonormales, conocidos como los vectores singulares izquierdos de X . Σ es una matriz diagonal de tamaño $p \times p$, cuyos elementos, σ_j son los valores singulares de X . Finalmente, V es una matriz de tamaño $p \times p$ cuyas columnas son los vectores singulares derechos de X , que son también vectores ortonormales. Cualquier matriz rectangular admite este tipo de descomposición, siendo los valores singulares no negativos número que satisfacen $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \dots \geq \sigma_p \geq 0$. Los vectores singulares u_j y v_j satisfacen las relaciones:

$$X v_j = \sigma_j u_j, \quad X^T u_j = \sigma_j v_j, \quad j = 1, \dots, p, \quad (2.3)$$

$$X^T X v_j = \sigma_j^2 v_j, \quad X X^T u_j = \sigma_j^2 u_j, \quad j = 1, \dots, p, \quad (2.4)$$

que se pueden utilizar para calcular los valores singulares dominantes y los correspondientes vectores singulares de una matriz.

Una vez se ha obtenido la descomposición en valores singulares de la matriz X , se estudia las características de los K valores singulares mayores de X . Si $\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_K \gg \sigma_{K+1}, \dots, \sigma_p$, entonces los últimos valores singulares se pueden omitir y la matriz de información se puede aproximar como

$$X \approx \sum_{j=1}^K u_j \sigma_j v_j^T \quad (2.5)$$

Definiendo las amplitudes $E_j = u_j \sigma_j$, la ecuación (2.5) se puede reescribir como

$$X \approx \sum_{j=1}^K E_j v_j^T, \quad (2.6)$$

que se puede interpretar como una descomposición modal de las señales de potencia en términos de los modos espaciales dados por los vectores singulares derechos v_j^T . Vamos a denominar modos SVD o funciones ortogonales experimentales (EOFs) a los vectores singulares derechos. Estos modos son vectores ortonormales respecto del producto escalar. Por tanto, la ecuación (2.6) es la descomposición modal de las señales neutrónicas en términos de modos ortogonales. Este tipo de análisis en otros contextos como la predicción en meteorología se conoce como análisis de funciones ortogonales experimentales. Además, la ecuación (2.6) permite descomponer las señales de los LPRM como una superposición de diferentes contribuciones asociadas a cada uno de los modos,

$$X \approx \sum_{j=1}^K X_j \approx \sum_{j=1}^K E_j v_j^T. \quad (2.7)$$

2.4. Modelos de cálculo de la concentración de Boro.

En reactores de agua a presión (PWR), el B-10 es añadido al refrigerante primario y empleado como un neutralizador para la absorción de neutrones en el refrigerante. De esta forma, es posible controlar y mantener la criticidad del sistema (Kliem, Höhne, Rohde, & Weiss, 2010). Durante condiciones normales de operación, es importante mantener la concentración de ácido bórico (H_3BO_3) constante en el refrigerante ya sea mediante circulación natural o convección forzada. Para que la reactividad sea uniforme en reactores de agua a presión la concentración de boro debe ser lo más homogénea posible. La dilución de boro puede aumentar el riesgo de criticidad local o global con la consecuente amenaza para la integridad del combustible (Macián-Juan, 1996).

Durante condiciones normales de operación es posible realizar el seguimiento de la dilución de boro antes de que el sistema alcance su punto crítico. Las características tanto físicas como intrínsecas del sistema primario limitan la inyección de agua no borada permitiendo al operador la detección de procesos lentos de mezclas de refrigerante sin boro. Sin embargo, si por alguna razón se producen diluciones rápidas no controladas de boro, existe la posibilidad de introducir reactividad positiva provocando que el reactor pase a estado supercrítico.

La dilución no controlada de boro puede generalmente provocarse debido a los siguientes escenarios:

- Inyección accidental de agua no borada en el sistema primario de refrigeración;
- Evaporación del refrigerante primario en el núcleo y condensación de agua no borada en el generador de vapor (condensación de reflujo).

El riesgo de reflujo, principalmente durante accidentes SB-LOCA, junto con la dificultad del seguimiento de la concentración de boro experimentalmente en el refrigerante primario motivó un gran número de simulaciones de modelos de transporte de boro en reactores nucleares.

En el caso de los reactores de agua a ebullición (BWR), la importancia de los modelos de transporte de boro radica en la simulación de accidentes severos ATWS, en los cuales se produce una evaporación del fluido refrigerante con la consiguiente disminución de moderación. A continuación, se activan las salvaguardias que inyectan agua líquida con el correspondiente cambio en la reactividad del sistema. Para evitar un aumento en la criticidad, se provoca la inyección de agua borada. Por ello, se implementaron diferentes modelos de transporte de boro en códigos termohidráulicos como RELAP5 (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001) y TRACE (NRC, 2010) conllevando una mejora en la precisión de las simulaciones.

En este apartado, se analizan cuatro esquemas numéricos de resolución para el modelo de transporte de boro. Los esquemas numéricos estudiados son: *Upwind* de primer orden, *Godunov* de segundo orden, *Godunov* modificado añadiendo el término de la difusión

física de segundo orden también y *Quickest* de tercer orden haciendo uso del limitador universal (LU) *Ultimate*.

La concentración de ácido bórico puede ser tratada como un escalar que es transportado por el fluido sin realimentación al campo de velocidades. Para poder formular la ecuación del transporte de un escalar disuelto en la fase líquida del fluido, se asume que la concentración de boro es lo suficientemente baja (el boro está lo suficientemente diluido) de forma que se pueden aplicar los siguientes supuestos (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001) (NRC, 2010):

- El soluto está suficientemente diluido;
- Cambios despreciables en las propiedades del líquido debido a la presencia del soluto;
- Transferencia de calor del soluto despreciable;
- Inercia del soluto despreciable.

De acuerdo con los supuestos anteriores, se necesita una única ecuación de campo adicional para la conservación del soluto. La concentración de boro sigue la ecuación de *Burgers* linealizada, la cual puede escribirse en forma diferencial de la siguiente manera:

$$\frac{\partial \rho_b}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_b v_p)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial \rho_b}{\partial x} \right) + S \quad (2.8)$$

- donde:
- ρ_b = Densidad del boro (kg/m^3)
 - t = Tiempo (s)
 - v_p = Velocidad de la partícula (m/s)
 - x = Coordenada espacial (m)
 - D = Coeficiente de difusión
 - S = Fuente de partículas de ácido bórico

La nomenclatura usada en la resolución de los esquemas numéricos descritos a continuación se corresponde con la siguiente Figura 2.2:

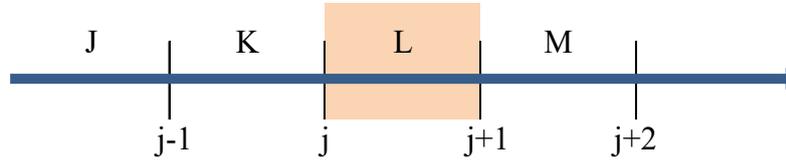


Figura 2.2. Nomenclatura usada para las celdas y las fronteras.

2.4.1. Esquema Upwind de primer orden.

La ecuación unidimensional de la conservación del boro está basada en una ecuación espacio-temporal unidimensional convectiva y tiene la siguiente expresión:

$$\frac{\partial \rho_b}{\partial t} + \frac{1}{A} \frac{\partial (\rho_b v_f A)}{\partial x} \quad (2.9)$$

- donde: $\rho_b =$ Densidad del boro (kg/m^3)
 $t =$ Tiempo (s)
 $v_f =$ Velocidad del fluido (m/s)
 $x =$ Coordenada espacial (m)
 $A =$ Área (m^2)

Discretizando la ecuación (2.8) podemos obtener la ecuación (2.10) donde la densidad está calculada en el centro de la celda (K y L) mediante promediado de volúmenes mientras que las velocidades están computadas en las fronteras (j y $j+1$):

$$\rho_{b,L}^{n+1} = \rho_{b,L}^n - \frac{1}{V_L} (\rho_{b,j+1}^n v_{f,j+1}^{n+1} A_{j+1} - \rho_{b,j}^n v_{f,j}^{n+1} A_j) \Delta t = 0 \quad (2.10)$$

- donde: $\rho_b =$ Densidad del boro (kg/m^3)
 $\Delta t =$ Incremento de la variable de tiempo (s)

| | |
|------------|------------------------------------|
| $v_f =$ | Velocidad del fluido (m/s) |
| $A =$ | Área transversal (m ²) |
| $V =$ | Volumen (m ³) |
| $n, n+1 =$ | Índices de paso de tiempo |

La densidad del boro está definida como:

$$\rho_b = (1 - \alpha_f) \rho_f C_b \quad (2.11)$$

donde:

| | |
|--------------|--|
| $\rho_b =$ | Densidad del boro (kg/m ³) |
| $\rho_f =$ | Densidad del fluido (kg/m ³) |
| $C_b =$ | Concentración de boro |
| $\alpha_f =$ | Fracción de huecos del fluido |

Una de las principales ventajas del esquema numérico *upwind* de primer orden es la estabilidad que presenta en el cálculo. La solución se obtiene combinando un esquema semi-implícito, en el que las densidades del boro son evaluadas en el paso de tiempo n , y un esquema implícito en el que las densidades del boro son evaluadas en el paso de tiempo $n+1$. Sin embargo, se ha constatado que esta solución implícita implica errores numéricos de truncamiento en cada paso de tiempo provocando una gran difusión numérica (Ozdemir, Avramova, & Sato, 2010), (Freixa, Reventós, Pretel, & Batet, 2007), de forma que puede proporcionar resultados no realistas desde el punto de vista de la seguridad nuclear (Macián-Juan, 1996).

2.4.2. Esquema Godunov de segundo orden.

Basándonos en el método de los volúmenes finitos y empleando el teorema de la divergencia, la ecuación (2.9) puede reescribirse de la siguiente forma:

$$\int_V \frac{\partial \rho_b}{\partial t} dV + \int_A \rho_b v_f dA = 0 \quad (2.12)$$

La discretización de la ecuación anterior proporciona la solución del esquema *Godunov* de **Primer orden** con respecto al flujo másico F_j y F_{j+1} .

$$\left[\rho_{b,L}^{n+1} - \rho_{b,L}^n \right] + \left[\frac{\Delta t}{V_L} (A_{j+1} F_{j+1}^n - A_j F_j^n) \right] = 0 \quad (2.13)$$

La velocidad del fluido v_f es conocida tanto en el instante n como en el instante $n+1$, de forma que puede obtenerse la velocidad en el instante $n+1/2$ mediante interpolación lineal basándonos en la velocidad centrada en el tiempo (*time centered velocity*).

$$v_{f,j+1}^{n+1/2} = v = \frac{1}{2} (v_{f,j+1}^{n+1} + v_{f,j+1}^n) \quad (2.14)$$

Usando la ecuación (2.14), los flujos másicos F_j y F_{j+1} correspondientes a las celdas L y M para el instante n en la ecuación (2.13) pueden obtenerse mediante la siguiente expresión:

$$F_{j+1}^n = \left[v_{f,j+1}^{n+1/2} \frac{(\rho_{b,j}^{n,L} + \rho_{b,j+1}^{n,M})}{2} + \left| v_{f,j+1}^{n+1/2} \right| \frac{(\rho_{b,j}^{n,L} - \rho_{b,j+1}^{n,M})}{2} \right] \quad (2.15)$$

$$F_j^n = \left[v_{f,j-1}^{n+1/2} \frac{(\rho_{b,j-1}^{n,K} + \rho_{b,j}^{n,L})}{2} + \left| v_{f,j-1}^{n+1/2} \right| \frac{(\rho_{b,j-1}^{n,K} - \rho_{b,j}^{n,L})}{2} \right]$$

De esta forma, el *Godunov* de primer orden pasa a ser de **Segundo orden** aumentando su precisión. Sin embargo, este esquema numérico introduce serios problemas de estabilidad ya que provoca oscilaciones y discontinuidades frente a una perturbación escalón, por ejemplo. Para reducir el comportamiento oscilante de la solución numérica se introduce un gradiente limitador centrado en la celda tal y como describe la ecuación (2.16).

$$\bar{S}_L = \Phi(S_j, S_{j+1})(1 + \theta_L \omega_L) \quad (2.16)$$

El gradiente limitador se define en dos etapas, la primera para evitar las oscilaciones en la solución y la segunda para asegurar una solución continua. La primera etapa se calcula en función de las densidades computadas en el centro de la celda, así como de las longitudes de las mismas; de tal forma que:

$$S_j = \frac{\rho_{b,L}^n - \rho_{b,K}^n}{\Delta x_j}$$

$$S_{j+1} = \frac{\rho_{b,M}^n - \rho_{b,L}^n}{\Delta x_{j+1}}$$
(2.17)

Calculando el ratio se obtiene que:

$$r = \frac{S_j}{S_{j+1}} \rightarrow \Phi(S_j, S_{j+1}) = \Phi(r, 1) S_{j+1}$$
(2.18)

donde

$$\Phi(r, 1) = \max[0, \min(2r, 1), \min(r, 2)]$$
(2.19)

Para eliminar las discontinuidades, en la segunda etapa es necesario introducir un término adicional de compresión $(1 + \theta_L \omega_L)$ con un detector de discontinuidades θ_L definido como

$$\theta_L = \frac{|1-r|}{1+|r|}$$
(2.20)

Así mismo, el parámetro ω_L es obtenido en función del límite de *Courant*. Finalmente, la ecuación (2.16) puede expresarse de la siguiente manera:

$$\bar{S}_L = (1 + \theta_L \omega_L) \Phi(r, 1) S_{j+1} = (1 + \theta_L \omega_L) \Phi(r, 1) \left(\frac{\rho_{b,M}^n - \rho_{b,L}^n}{\Delta X_{j+1}} \right) \quad (2.21)$$

De esta forma, se pueden obtener los valores de densidad del boro en una determinada celda (L) en función de los valores de densidades de las celdas vecinas (M) partiendo del flujo en las fronteras comunes ($j+1$).

$$\rho_{b,j+1}^{n,L} = \rho_{b,L}^n + \left(\frac{1}{2} \Delta X_L \right) \left(1 - \frac{v \Delta t}{\Delta X_L} \right) \bar{S}_L \quad (2.22)$$

$$\rho_{b,j+1}^{n,M} = \rho_{b,M}^n - \left(\frac{1}{2} \Delta X_L \right) \left(1 - \frac{v \Delta t}{\Delta X_M} \right) \bar{S}_M \quad (2.23)$$

De esta forma, mediante el método de *Godunov* de segundo orden, se reduce la difusión numérica y aumenta la precisión de forma significativa. Sin embargo, a pesar de su capacidad de reducir la difusión numérica, el esquema *Godunov* no es capaz de simular convenientemente efectos de la difusión física (como por ejemplo la difusión turbulenta). Dichos efectos están presentes de forma intrínseca por lo que es importante su correcta simulación. Así pues, tomando como base el esquema de *Godunov*, se introduce una pequeña modificación para poder tener en cuenta las difusiones físicas (Freixa et al., 2007). Este nuevo esquema se denomina *Godunov* modificado. El término adicional es descrito a continuación.

2.4.3. Esquema *Godunov* modificado de segundo orden.

La ecuación (2.5) es modificada con un término adicional de difusión de la siguiente manera

$$\int_V \frac{\partial \rho_b}{\partial t} dV + \int_A \left(\rho_b v_f - D \frac{\partial \rho_b}{\partial X} \right) dA = 0 \quad (2.24)$$

Existen dos términos de difusión físicas definidos en base a la colisión de las partículas de boro y de los fenómenos turbulentos: difusión browniana y la difusión turbulenta.

Freixa et al., constataron que la difusión turbulenta era la más indicada para la implementación en el esquema modificado de *Godunov* (Freixa et al., 2007). El término de difusión turbulenta se define de la siguiente manera:

$$D_{eddy} = G_0 \nu \text{Re}^{7/8} \quad (2.25)$$

donde $G_0 = 1.35$. Así pues, introduciendo el término adicional de difusión física en las ecuaciones (2.15) y (2.16) obtenemos:

$$\rho_{b,j+1}^{n,L} = \rho_{b,L}^n + \left[\left(\frac{1}{2} \Delta x_L \right) \left(1 - \frac{\nu \Delta t}{\Delta x_L} \right) - \varphi_L \right] \bar{S}_L \quad (2.26)$$

donde φ_L es el término difusivo con la siguiente expresión:

$$\varphi_L = \min \left\{ \frac{\Delta x}{2Cr}, \frac{D_{eddy}}{\nu_L} \right\} \quad (2.27)$$

2.4.4. Esquema *Ultimate-Quickest* de tercer orden.

La metodología *Ultimate-Quickest* (Macián-Juan, 1996) ha sido desarrollada por *Leonard* (Leonard, 1979), (Leonard, 1991) como un enfoque integral al problema de modelar la convección de forma precisa y robusta. Se basa en una formulación explícita a través de un volumen de control conservativo que puede ser naturalmente aplicado a códigos de sistema de igual forma que se utiliza la integración un volumen para aproximar la solución del flujo. (El carácter explícito del método debe ser considerado cuando se implementa una metodología en un código implícito o semi-implícito) (Bertolotto, Manera, Macián-Juan, & Chawla, 2011).

2.4.4.1. Esquema *Quickest* de tercer orden.

El método de resolución numérico *Quickest* (Leonard, 1979) (Leonard, 1991) (*Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinematics with Estimated Streaming Terms*) – modificación del método *Quick*, de uso exclusivo para estado estacionario, al que se le aplica la extensión de la interpolación cuadrática dependiente del tiempo: *Quickest* = *Quick* + *Estimated Streaming Terms*) emplea un esquema de **upwind** de **tercer orden** basándose en una interpolación *upwind* ponderada cuadrática para resolver los flujos en

las caras de las celdas. El esquema se basa en una técnica llamada *TIM* (*Time Interpolation Modeling*), la cual transforma el tiempo de integración en una interpolación espacial con los valores del campo escalar en el tiempo t_n . Aplicando esta técnica, de gran precisión, en el tiempo y en el espacio, se puede lograr una formulación explícita. De hecho, en los esquemas numéricos que emplean la técnica *TIM*, el grado de precisión en el tiempo para el método numérico es del mismo orden que para el espacio.

La formulación de la ecuación (2.8) para el caso de aplicación del esquema *Quickest* con los términos convectivo y difusivo, así como el término fuente de boro sería:

$$\rho_{b,L}^{n+1} = \rho_{b,L}^n + \frac{\Delta t}{V_L} [A_j \tilde{v}_{f,j} \rho_{b,j}^{*,L} - A_{j+1} \tilde{v}_{f,j+1} \rho_{b,j+1}^{*,L}] + \frac{\Delta t}{V_L} [A_{j+1} \tilde{D}_{j+1} grad_{j+1}^n - A_j \tilde{D}_j grad_j^n] + \Delta t \bar{S} \quad (2.28)$$

mediante el uso de las siguientes expresiones:

$$\rho_{b,j+1}^{*,L} = \frac{1}{2} (\rho_{b,M}^n - \rho_{b,L}^n) - \frac{\tilde{v}_{f,j+1} \Delta t}{2} grad_{j+1}^n + \frac{\Delta x_{j+1}^2}{6} Cr_{j+1}^2 curv_{j+1}^n - \left[\frac{\Delta x_{j+1}^2}{8} + \frac{\Delta x_{j+1} \Delta x_L}{24} \right] curv_{j+1}^n \quad (2.29)$$

$$\rho_{b,j}^{*,L} = \frac{1}{2} (\rho_{b,L}^n - \rho_{b,K}^n) - \frac{\tilde{v}_{f,j} \Delta t}{2} grad_j^n + \frac{\Delta x_j^2}{6} Cr_j^2 curv_j^n - \left[\frac{\Delta x_j^2}{8} + \frac{\Delta x_j \Delta x_L}{24} \right] curv_j^n \quad (2.30)$$

- donde: $\rho_b =$ Densidad del boro (kg/m^3)
 $grad =$ Gradiente, variación de densidades en el espacio (kg/m^4)
 $curv =$ Curvatura, variación del gradiente en el espacio (kg/m^5)
 $Cr =$ Número de *Courant*
 $\tilde{D} =$ Coeficiente de difusión medio
 $\Delta x =$ Incremento espacial (m)
 $\Delta t =$ Incremento de la variable de tiempo (s)
 $\tilde{v}_f =$ Velocidad del fluido media (m/s)

$A =$ Área transversal (m^2)
 $V =$ Volumen (m^3)

Estas variables se definen como sigue: incremento espacial, gradiente, curvatura, número de *Courant* y velocidad del fluido media (respectivamente).

$$\Delta x_{j+1}^L = \frac{\Delta x_L}{2} + \frac{\Delta x_M}{2} \quad \Delta x_j^L = \frac{\Delta x_L}{2} + \frac{\Delta x_K}{2} \quad (2.31)$$

$$grad_{j+1}^{n,L} = \frac{\rho_{b,M}^n - \rho_{b,L}^n}{\Delta x_{j+1}} \quad grad_j^{n,L} = \frac{\rho_{b,L}^n - \rho_{b,K}^n}{\Delta x_j} \quad (2.32)$$

$$curv_{j+1}^{n,L} = \begin{cases} \frac{grad_{j+1}^n - grad_j^n}{\Delta x_L} & \text{si } \tilde{v}_{f,j+1}^n \geq 0 \\ \frac{grad_{j+2}^n - grad_{j+1}^n}{\Delta x_M} & \text{si } \tilde{v}_{f,j+1}^n < 0 \end{cases} \quad (2.33)$$

$$curv_j^{n,L} = \begin{cases} \frac{grad_j^n - grad_{j-1}^n}{\Delta x_K} & \text{si } \tilde{v}_{f,j}^n \geq 0 \\ \frac{grad_{j+1}^n - grad_j^n}{\Delta x_L} & \text{si } \tilde{v}_{f,j}^n < 0 \end{cases}$$

$$Cr_{j+1}^L = \frac{\tilde{v}_{f,j+1}^n \Delta t}{\Delta x_{j+1}} \quad Cr_j^L = \frac{\tilde{v}_{f,j}^n \Delta t}{\Delta x_j} \quad (2.34)$$

$$\tilde{v}_{f,j+1}^n = \int_0^{\Delta t} \tilde{v}_{f,j+1}^n d\tau \quad \tilde{v}_{f,j}^n = \int_0^{\Delta t} \tilde{v}_{f,j}^n d\tau \quad (2.35)$$

2.4.4.2. Limitador universal ULTIMATE.

Ultimate (Leonard, 1991) es un **limitador universal** (*Universal Limiter for Transient Interpolation Modeling of the Advective Transport Equation*) de flujo que puede ser aplicado a esquemas explícitos de cualquier orden de precisión.

La aplicación al esquema de resolución numérico *Quickest* del limitador universal *Ultimate* a fin de reducir las oscilaciones de carácter numérico (no físico) se basa en uso de restricciones de monotonía en el flujo. Este limitador modifica el cálculo en presencia de frentes de onda o, bien, cambios bruscos de las magnitudes hidráulicas. *Ultimate* puede ser aplicado a cualquier esquema numérico, pero parece más interesante aplicarlo al *Quickest*.

El limitador se aplica a la ecuación de advección integrada en su forma básica, es decir, sin los términos de difusión.

$$\rho_{b,L}^{n+1} = \rho_{b,L}^n + Cr_j^L \rho_{b,j}^{*L} - Cr_{j+1}^L \rho_{b,j+1}^{*L} \quad (2.36)$$

Donde los números de *Courant* se definen para cada celda L , en cada frontera, j y $j+1$. Esta definición es necesaria para mallas no uniformes de longitud, volumen y área variable. Con tales patrones nodales, la integración espacial de las ecuaciones diferenciales de advección necesita de la definición de los números de *Courant* para cada cara respecto de cada celda:

$$Cr_j^L = \frac{A_j}{V_L} v_{f,j} \Delta t \quad Cr_j^K = \frac{A_j}{V_k} v_{f,j} \Delta t \quad (2.37)$$

Se diferencian cuatro casos posibles:

Caso a: $v_{f,j+1} > 0$ y perfil creciente ($\rho_{b,K}^n \leq \rho_{b,L}^n \leq \rho_{b,M}^n$)

Caso b: $v_{f,j+1} > 0$ y perfil decreciente ($\rho_{b,K}^n \geq \rho_{b,L}^n \geq \rho_{b,M}^n$)

Caso c: $v_{f,j+1} < 0$ y perfil creciente ($\rho_{b,K}^n \leq \rho_{b,L}^n \leq \rho_{b,M}^n$)

Caso d: $v_{f,j+1} < 0$ y perfil decreciente ($\rho_{b,K}^n \leq \rho_{b,L}^n \leq \rho_{b,M}^n$)

2.4.5. Métodos de segundo orden implementados en TRACE.

TRACE (*patch 4*) incorpora 4 esquemas de segundo orden: MUSCL, Van Leer, OSPRE y ENO (Wang, Mahaffy, Staudenmeier, & Thurston, 2013), (van Leer, 1974), (van Leer, 1979). Estos métodos se diferencian en la expresión que utilizan para el limitador de flujo (*flux limiter*).

Partimos de la ecuación de conservación de la masa de soluto:

$$\frac{\partial[(1-\alpha)\rho_\ell C_b]}{\partial t} + \nabla[(1-\alpha)\rho_\ell C_b \vec{v}_\ell] = S \quad (2.38)$$

La nomenclatura utilizada para la discretización espacial es la mostrada en la Figura 2.2.

En el método de integración temporal semi-implícito la ecuación es:

$$\frac{[(1-\alpha)\rho_\ell C_b]_L^{n+1} - [(1-\alpha)\rho_\ell C_b]_L^n}{\Delta t} + \nabla_j [((1-\alpha)\rho_\ell C_b)^n v_\ell^{n+1}] = 0 \quad (2.39)$$

El primer término de la ecuación es similar en los cuatro esquemas, pero el segundo término se define de manera diferente en cada esquema de resolución. En los estudios llevados a cabo no se ha considerado la posibilidad de que el soluto precipite por lo que no se ha tenido en cuenta en el desarrollo de las ecuaciones.

En el esquema *upwind* de primer orden tenemos:

$$\frac{\rho_{b,L}^{n+1} - \rho_{b,L}^n}{\Delta t} + \frac{(\rho_{b,L}^n v_{\ell,j+1}^{n+1} - \rho_{b,K}^n v_{\ell,j}^{n+1})}{\Delta x_L} = 0 \quad (2.40)$$

donde la concentración de boro está definida según la expresión 2.11.

La ecuación de los esquemas de segundo orden es:

$$\frac{\rho_{b,L}^{n+1} - \rho_{b,L}^n}{\Delta t} + \frac{(\rho_{b,L}^n v_{\ell,j+1}^{n+1} + \phi(r_{j+1}) \frac{\rho_{b,M}^n - \rho_{b,L}^n}{2} - \rho_{b,K}^n v_{\ell,j}^{n+1} + \phi(r_j) \frac{\rho_{b,L}^n - \rho_{b,K}^n}{2})}{\Delta x_L} = 0 \quad (2.41)$$

donde $\phi(r_i)$ es el limitador de flujo con:

$$r_{j+1} = \frac{\rho_{b,L}^n - \rho_{b,K}^n}{\rho_{b,M}^n - \rho_{b,L}^n} \quad (2.42)$$

$$r_j = \frac{\rho_{b,K}^n - \rho_{b,J}^n}{\rho_{b,L}^n - \rho_{b,K}^n} \quad (2.43)$$

El limitador de flujo $\phi(r_i)$ presente en las ecuaciones es una función no lineal que toma diferentes expresiones según el esquema de segundo orden. En la Tabla 2.1. se muestra el limitador de flujo utilizado en cada uno de los esquemas de resolución de segundo orden.

Tabla 2.1. Comparativa de los modelos de calor residual en diferentes códigos termohidráulicos.

| Esquema | $\phi(r_i)$ |
|----------|--|
| MUSCL | $\text{Max}[0, \min(1.5r, 0.5(1+r), 1.5)]$ |
| Van Leer | $(r + r)/(1 + r)$ |
| ENO | $\text{Max}[0, \min(r, 1)]$ |
| OSPRE | $1.5(r^2 + r)/(r^2 + r + 1)$ |

2.5. Modelos de calor de desintegración.

En un reactor nuclear la energía se produce, principalmente, a partir de la reacción en cadena de los isótopos fisibles y la posterior conversión de la masa en energía. En el proceso de fisión se libera una gran cantidad de energía la cual se deposita en el combustible, las vainas, el refrigerante y en las estructuras. De forma general, aproximadamente un 80% de la energía obtenida se entrega a los productos de fisión mientras que el resto de la energía se libera en forma de neutrones y otras formas de radiación.

La fisión de un átomo de U-235 libera una energía de 200 MeV por término medio. Parte de esta energía, alrededor del 93%, está disponible inmediatamente como energía térmica, mientras que el resto, aproximadamente el 7%, se queda en los productos de fisión y se libera con un cierto retraso con respecto a la fisión instantánea (Todreas & Kazimi, 1990). A esta energía retardada, que proviene de la desintegración de los productos de fisión, se le denomina “calor de desintegración” o “calor residual”. El mismo proceso aplica a la fisión de otros materiales presentes en el combustible como son el U-238 y el Pu-239.

Cuando se produce la parada del reactor, la reacción en cadena cesa y por lo tanto las fisiones instantáneas. Es en la parada del reactor, o *shutdown*, donde se aprecia el calor residual debido a que, a medida que el proceso de fisión transcurre, el calor de decaimiento de los productos de fisión se va acumulando en el combustible y comienza a decaer según las constantes de decaimiento específicas de cada uno. Conforme los productos de fisión se desintegran, más cantidad de ellos alcanzan un estado estable dejando de emitir radiación y contribuyendo en menor grado al calor de desintegración.

La cantidad de calor de desintegración presente después de la parada del reactor está directamente relacionada con los históricos de potencia de operación del mismo. Por

ejemplo, un reactor operado a máxima potencia durante 3 ó 4 días antes de entrar en parada presentará unas mayores tasas de calor de desintegración que otro reactor que estuvo operando a menor potencia durante el mismo período. En un reactor que estuviera operando a máxima potencia, la tasa de calor de desintegración en el momento del *shutdown* sería equivalente al 6% de la potencia térmica total del mismo. Sin embargo, dicha tasa se reduce a menos del 1% cuando apenas han transcurrido 24 horas. Así pues, es claramente deducible que el calor de desintegración es dependiente del tiempo. Sin embargo, la disminución a partir de entonces es bastante pequeña y ese 1% de potencia es suficiente para originar un daño grave al núcleo si se produjera una pérdida de refrigeración. Por lo tanto, el calor residual debe de eliminarse a la misma velocidad que se produce para evitar posibles daños al combustible.

La configuración de los sistemas de refrigeración que constituyen la cadena de evacuación de calor residual y generalmente consisten en un sistema de extracción del calor residual (RHR), un sistema de refrigeración de componentes (CC), un sistema de servicios esenciales (ESW) y un sumidero final de calor (SFC) pudiendo variar considerablemente de una central a otra. El objetivo común de estos sistemas es la evacuación del calor residual generado por el reactor tras su parada, tanto en el caso de una parada programada como en el caso de la ocurrencia de un accidente.

Por todo lo anteriormente descrito, el calor de desintegración es un fenómeno extremadamente importante con efectos a largo plazo que debe de ser tenido en cuenta en el manejo del combustible gastado, el reprocesado, la gestión de residuos, así como en análisis de seguridad nuclear.

Todos los datos referentes al calor residual de los principales nucleidos fisiles de los reactores de agua ligera son estudiados y publicados a través de la *American Nuclear Society*, comúnmente denominada por sus siglas en inglés ANS, dándoles forma de estándar para que sirva de guía para el diseño de reactores, así como para los posteriores análisis de seguridad de los mismos. Este capítulo describe brevemente la evolución de las diferentes normas publicadas en los últimos 30 años, así como las principales características de las mismas junto con sus similitudes y diferencias.

2.5.1. Antecedentes.

La comisión americana reguladora de estándares para las centrales nucleares, (NUPPSO), aprobó en octubre de 1978 una norma relacionada con la cuantificación del calor de desintegración en los reactores nucleares de agua ligera. Esta norma fue desarrollada debido a la necesidad de evaluación del comportamiento de los reactores de fisión debido a la potencia de calor residual en los elementos combustibles. A dicho estándar se le denominó “*American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors*” (ANS, 1994), comúnmente conocido como ANS 1979, y sustituyó al borrador de estándar que se encontraba vigente a dicha fecha y databa del año 1971 (ANS, 1971).

El estándar ANS 1979 supuso un auténtico avance técnico en comparación a los estándares precedentes. Entre las mejoras que presentaba el nuevo estándar se incluían modelos específicos para el efecto de la captura neutrónica, se validaron nuevos tiempos de refrigeración pasando de 10^7 s a 10^9 s, se consideraron explícitamente las aportaciones al calor de desintegración de los isótopos fisionables U-235, Pu-239 y U-238 y, además, se proporcionaron expresiones para la obtención del calor residual de forma analítica para pulsos de fisión o para tiempos infinitos de operación. Cada expresión analítica era calculada teniendo en cuenta la aportación de 23 grupos para cada isótopo mientras que en los estándares predecesores únicamente se tenían en cuenta 11 grupos correspondientes al U-235.

La publicación del estándar ANS 1979 supuso un punto de partida a una gran cantidad de experimentos y estudios que permitían el cálculo del calor residual de una forma más precisa (Dunn, 1989). Además, de forma paralela, se produjeron continuas mejoras en las librerías nucleares existentes. La actualización de las librerías junto con las nuevas mediciones obtenidas provocó la publicación de numerosos artículos en los que se comparaba el estándar ANS 1979 vigente con los nuevos datos obtenidos y se recomendaba una revisión de la norma (Dickens, Love, McConnell, & Peelle, 1981) (Johansson, 1988). Como respuesta a dichas recomendaciones, los datos del calor de desintegración tabulados y sus incertidumbres asociadas presentados en el “*Data for Standard Decay Heat Power*” fueron reevaluados para los tres isótopos U-235, U-238, y Pu-239, y evaluados por primera vez para el isótopo Pu-241. Esto conllevó a la reconsideración de la validez de la norma ANS 1979 por parte de la comisión reguladora aprobando el nuevo estándar en agosto de 1994 bajo el título de “*Decay Heat Power in Light Water Reactors*” y por lo tanto reemplazando al antiguo estándar (ANS, 1994).

Tal y como ocurrió con la norma ANS 1979, la publicación de la norma ANS 1994 provocó nuevas investigaciones y esfuerzos para mejorar la precisión de los cálculos del calor residual. De forma paralela, se realizaban actualizaciones en las librerías nucleares, como por ejemplo la de la librería ENDF/B-IV a la versión ENDF/B-VI. Una vez más, los nuevos datos y las mejoras en las librerías conllevaron la revisión del estándar por parte de la comisión reguladora. De dicha revisión surgió la norma ANS 2005 que sigue actualmente en vigor (ANS, 2005).

En líneas generales se puede afirmar que la norma ANS 2005 sienta las bases del cálculo del calor residual de los productos de fisión, y sus incertidumbres asociadas, en condiciones posteriores al *shutdown* en reactores de agua ligera cuyo principal material fisible es el U-235 y cuyo principal material fértil es el U-238. El principal objetivo de la norma es proporcionar toda la información necesaria para el diseño de reactores, así como para análisis de seguridad de los mismos.

Las contribuciones de los nucleidos U-235, U-238, Pu-239 y Pu-241 son tenidas en cuenta explícitamente mientras que las contribuciones de otros nucleidos son añadidas a las contribuciones del U-235. Los valores de calor de desintegración correspondientes a los distintos productos de fisión son presentados en tablas junto con sus equivalentes

representaciones analíticas. La norma describe dos métodos de obtención del calor residual: mediante un pulso de fisión o mediante un reactor operando a un ratio de fisiones constante durante un período de tiempo considerado infinito. Para la contabilización del calor de desintegración en ambos métodos, la norma considera un *shutdown* instantáneo posterior a los tiempos de operación del reactor. Por último, en los datos tabulados proporcionados por la norma, no se tiene en cuenta el efecto de la captura neutrónica que tendrá que ser evaluada y justificada por el usuario (ANS, 2005).

2.5.2. Principales puntos en común de los 3 estándares.

Los 3 modelos estándar de *Decay Heat* presentan las mismas características en los siguientes puntos:

- (1) el estándar describe el calor de desintegración de los productos de fisión, junto con su incertidumbre asociada, para diferentes históricos de operación del reactor;
- (2) el estándar descrito es aplicable a los reactores de agua ligera (LWRs) actualmente en funcionamiento en los Estados Unidos de América;
- (3) el estándar describe los ratios de energía recuperable del calor de desintegración de los productos de fisión pero no especifica la distribución espacial de la deposición de dicha energía en los materiales del reactor;
- (4) los calores de desintegración de los actínidos U-239 y Np-239 son tratados por separado y añadidos al calor de desintegración de los productos de fisión para el cómputo del calor residual total;
- (5) en el estándar, la incertidumbre se obtiene en base estadística de 1σ (donde σ representa a la desviación estándar) empleando una distribución normal;
- (6) el estándar describe el calor de desintegración para dos condiciones diferentes de irradiación: (a) un pulso de fisión y (b) una irradiación de 10^{13} s que representa un tiempo infinito de operación del reactor;
- (7) el efecto de la captura neutrónica en los productos de fisión es tenido en cuenta. Para el caso particular de reactores de agua ligera con U-235 como combustible y alto flujo neutrónico, el efecto de la captura neutrónica está acotado superiormente con lo que proporciona valores conservadores para el calor de desintegración total;
- (8) el estándar está basado únicamente en cálculos a partir de datos tabulados de los productos de fisión para tiempos de refrigeración mayores a 10^5 s, mientras que en tiempos más cortos está basado tanto en datos empíricos como en datos tabulados;

- (9) las formulaciones están basadas en la suposición de que la energía liberada por fisión durante el tiempo de operación de cada nucleido i , Q_i , es independiente del tiempo;
- (10) el estándar incluye un método para la obtención del calor de desintegración a partir de históricos arbitrarios de operación del reactor;
- (11) el calor de desintegración está relacionado con la potencia de operación del reactor mediante el ratio de fisión y la energía recuperable por fisión durante el tiempo de operación;
- (12) el calor de desintegración debido a los productos de activación en los materiales del reactor no está especificado en el estándar.

2.5.3. Principales diferencias entre los estándares ANS.

Diferencias entre el estándar ANS 1979 y los estándares ANS 1994 y ANS 2005.

Las características que distinguen los estándares ANS 1994 y 2005 del estándar ANS 1979 son las siguientes:

- (1) La validez de la región del tiempo de enfriamiento ha sido extendida hasta los 10^{10} s mientras que en el estándar ANS 1979 la región de validez únicamente cubría hasta los 10^9 s;
- (2) La norma proporciona los valores de calor residual, junto con los métodos para su evaluación, provenientes de las fisiones de los principales nucleidos fisionables existentes en los reactores de agua ligera. Estos son los isótopos U-235, Pu-239, y Pu-241 (fisiones térmicas), así como el U-238 (fisión rápida). El estándar ANS 1979 proporcionaba curvas de calibración para los isótopos U-235 y Pu-239 (fisiones térmicas) y el U-238 (fisión rápida) sin contabilizar el Pu-241;
- (3) La norma presenta datos para U-238 basados en la evaluación conjunta de datos experimentales y datos tabulados mientras que en el estándar ANS 1979 los valores de U-238 se obtuvieron exclusivamente a partir de datos tabulados;
- (4) La norma presenta datos para Pu-241 basados en la evaluación conjunta de datos experimentales y datos tabulados. Sin embargo, en el estándar ANS 1979 no se proporciona un conjunto de datos específico para dicho isótopo y se considera que se deben utilizar los valores de U-235 para las contribuciones de todos los actínidos que no sean Pu-239 y U-238;
- (5) En condiciones de pulsos de fisiones térmicas, los datos referentes al calor de desintegración y sus incertidumbres asociadas para el U-235 han sido revisados para tiempos de 1, 1.5 y 2 segundos posteriores al tiempo de parada. La revisión se ha realizado en base a la evaluación de todos los datos experimentales

disponibles para U-235. Estos cambios implican aumentos en el calor de desintegración del 16.2, 8 y 3.3% respectivamente. Además, las incertidumbres correspondientes a dicho valores se han reducido considerablemente con respecto a los que figuran en el estándar ANS 1979;

- (6) Los datos referentes al calor de desintegración y sus incertidumbres asociadas, establecidos para un pulso de fisiones térmicas correspondientes al isótopo U-235, han sido revisados para tiempos de refrigeración mayores que $1.5 \cdot 10^9$ segundos. Estos cambios proporcionan una mejora en las incertidumbres y en los datos nucleares tabulados de los productos de fisión de larga duración, principalmente Tc-99 y Sn-126;
- (7) En condiciones de pulsos de fisiones térmicas, los datos referentes al calor de desintegración y sus incertidumbres asociadas para el Pu-239 han sido revisados para tiempos de 1, 1.5 y 2 segundos y entre 20 y 15000 segundos posteriores al tiempo de parada. La revisión se ha realizado en base a la evaluación de todos los datos experimentales disponibles para Pu-239;
- (8) Los datos referentes al calor de desintegración y sus incertidumbres asociadas, establecidos para un pulso de fisiones térmicas correspondientes al isótopo Pu-239, han sido revisados para tiempos de refrigeración mayores que $1.5 \cdot 10^9$ segundos. Estos cambios proporcionan una mejora en las incertidumbres y en los datos nucleares tabulados de los productos de fisión de larga duración, principalmente Tc-99 y Sn-126.

Diferencias entre los estándares ANS 1994 y ANS 2005.

El modelo estándar ANS 2005 (ANS, 2005) contiene las principales características de su predecesor, ANS 1994 (ANS, 1994), junto con algunas modificaciones:

- El “*método simplificado*” descrito en el modelo ANS 1994 se incorpora en el modelo ANS 2005 tal y como se especifica en el Apéndice D de la norma.
- La siguiente ecuación empleada en la norma ANS 1994 para el cálculo de incertidumbres asociadas a tiempos infinitos de operación del reactor (se corresponde con la Ecuación (13)),

$$\left(\frac{\Delta P_d}{P_d}\right)^2 = \left(\frac{\Delta P_{max}}{P_{max}}\right)^2 + \frac{(\Delta F_{max})^2 + (\Delta F_{min})^2}{Q^2} \quad (2.44)$$

ha sido sustituida por la siguiente expresión que se corresponde con la Ecuación (D.2) en el nuevo estándar,

$$\left(\frac{\Delta P_d}{P_d}\right)^2 = \left(\frac{\Delta P_{max}}{P_{max}}\right)^2 + \frac{(\Delta F_{max})^2 + (\Delta F_{min})^2}{(F_{max} - F_{min})^2} + \left(\frac{\Delta Q}{Q}\right)^2. \quad (2.45)$$

- La Sección 3.6 de la norma ANS 2005 titulada “Método simplificado para el cálculo del calor de desintegración y su incertidumbre” ha sido modificada para permitir la sustitución del modelo simplificado por las condiciones especificadas por el usuario.
- Así mismo se han realizado correcciones menores en La Sección 3.5 de la norma ANS 2005 titulada “Efecto de la captura neutrónica en los productos de fisión”.
- La ecuación siguiente correspondiente a la Ecuación (10) en la norma ANS 94

$$F_i(t, T) = F_i(t_\alpha, \infty) - F_i(t_\alpha + T_\alpha, \infty) \quad (2.46)$$

ha sido reescrita en la norma ANS 2005 como

$$F_i(t_\infty, T_\infty) = F_i(t_\infty, \infty) - F_i(t_\infty + T_\infty, \infty) \quad (2.47)$$

- Por último, los factores de corrección del calor de desintegración total debido al efecto de la captura neutrónica, que se denota por $G_{max}(t)$, se han recalculado usando la librería ENDF/B-VI mientras que en el ANS 1994 correspondían a la librería ENDF/B-IV.

2.5.4. Modelo original de Decay Heat en TRAC-BF1.

Los modelos implementados en el código termohidráulico TRAC-BF1 para el cálculo del calor residual se corresponden con el estándar ANS 1973, por defecto, y con el estándar ANS 1979, seleccionado por parte del usuario. Con la entrada en vigor del estándar ANS 1994 y su posterior revisión, ANS 2005, los modelos que presenta TRAC-BF1 quedan completamente obsoletos haciendo necesaria la revisión de los modelos antiguos y la implementación del ANSI/ANS-5.1-1994 y ANSI/ANS-5.1-2005 en el código.

El modelo del calor de desintegración se puede iniciar con o sin históricos de potencia del reactor.

Si no se especifica la historia de potencia, se asume un tiempo infinito de operación que resulta en un equilibrio del calor de desintegración en el inicio del transitorio. En este caso la potencia del calor de decaimiento se calcula a partir de la expresión:

$$\frac{dH_{ij}}{dt} = 0 = -\lambda_{ij}^H H_{ij} + E_{ij} \frac{P_i}{Q_i} \quad (2.48)$$

El subíndice j toma valores de 1 a 23, mientras que el subíndice i toma el valor 1, 2 o 3, según los isotopos físi les nf considerados. Q es la energía total liberada en cada fisión.

Si se especifica en el fichero de entrada un histórico de potencia (siendo IPOWH el número de periodos de operación) el calor de desintegración de cada grupo se calcula mediante la expresión:

$$H_{ij} = \sum_{k=1}^{IPOWH} \frac{E_{ij} P_{ik}}{Q \lambda_{ij}^H} (1 - e^{-\Delta t_k \lambda_{ij}^H}) e^{-\lambda_{ij}^H \sum_{n=1}^i \Delta t_n} \quad (2.49)$$

donde

Δt_k es la duración del periodo de operación k

P_{ik} es la potencia debida al isótopo i durante el periodo k

Los dos modelos opcionales: captura de neutrones y calor de desintegración de los elementos pesados se inicializan también de manera diferente si se especifica un histórico de potencia o no.

El efecto de la captura de neutrones depende del ratio de quemado ψ y del tiempo transcurrido desde la parada del reactor. El ratio de quemado ψ se define como el número total de fisiones (de la historia del núcleo) dividido por el número inicial de átomos físi les presentes en el núcleo del reactor. Este modelo se recomienda únicamente cuando el ratio de quemado es menor que 3 fisiones por átomo físi l y con tiempos desde la parada del reactor menores a 10^4 s. En general, la contribución de la captura neutrónica es inferior al 1% del calor de desintegración. Si no se introduce un histórico de potencia, el código asume un año de operación a la potencia inicial especificada en el fichero *tracin* (RPOWRI) y calcula las fisiones que ocurren en ese periodo para obtener el ratio de quemado.

A partir del ratio de quemado ψ , el factor de corrección para el efecto de la captura neutrónica se obtiene según la expresión siguiente:

$$G^H = 1.0 + 3.24 \cdot 10^{-6} \Delta t_1^{0.4} \psi \quad (2.50)$$

donde Δt_1 se toma considerando un año de operación a la potencia inicial.

Si se especifica un histórico de potencia, la ecuación (2.50) se transforma en la siguiente:

$$G^H = 1.0 + \sum_{k=1}^{IPOWH} \left(3.24 \cdot 10^{-6} + 5.23 \cdot 10^{-16} \sum_{j=1}^k \Delta t_j \right) \Delta t_k^{0.4} \psi_k \quad (2.51)$$

donde

$$\psi_k = \frac{\Delta t_k \sum_{l=1}^{nf} P_{kl}}{FISSAT \cdot 3.204 \cdot 10^{-17}} \quad (2.52)$$

y FISSAT es el número total de átomos físi les presentes en el núcleo.

Si no se especifica un histórico de potencia, el calor de desintegración de los elementos pesados se inicializa según la expresión:

$$P_{HE} = P(E_{U239} + E_{N239}) \frac{R_p}{Q} P_{eff} \quad (2.53)$$

donde E_{U239} y E_{N239} son las fracciones de potencia debidas a estos isotopos y R_p es el número de átomos de U-239 producidos por fisión.

Si se especifica un histórico de potencia se inicializa de manera diferente, según la ecuación (2.54):

$$\begin{aligned}
P_{HE_{t=0}} = & \frac{E_{U239}R_p}{Q} \sum_{i=1}^{IPOWH} \left[(1 - e^{-\lambda_{H1}\Delta t_i}) e^{(-\lambda_{H1}\sum_{j=1}^i \Delta t_j)} \sum_{k=1}^{nf} R_{ik} \right] + \\
& \frac{E_{N239}R_p}{Q} \sum_{i=1}^{IPOWH} \left[\frac{\lambda_{H1}}{\lambda_{H1} - \lambda_{H2}} (1 - e^{-\lambda_{H2}\Delta t_i}) e^{(-\lambda_{H2}\sum_{j=1}^i \Delta t_j)} - \right. \\
& \left. \left(\frac{\lambda_{H2}}{\lambda_{H1} - \lambda_{H2}} \right) (1 - e^{-\lambda_{H1}\Delta t_i}) e^{(-\lambda_{H1}\sum_{j=1}^i \Delta t_j)} \right] \sum_{k=1}^{nf} P_{ik} \quad (2.54)
\end{aligned}$$

donde λ_{H1} y λ_{H2} son las constantes de tiempo asociadas a la desintegración del U239 y Np239.

Tras comenzar el transitorio, el calor de desintegración de los productos de fisión se calcula mediante la expresión:

$$\frac{dH_{ij}}{dt} = -\lambda_{ij}^H H_{ij} + E_{ij} \frac{P_i}{Q_i} \quad (2.55)$$

Esta ecuación se resuelve mediante el método de Runge-Kutta-Gill de cuarto orden.

El efecto de la captura neutrónica en el transitorio se calcula mediante la ecuación (2.56):

$$G^H = 1.0 + \left[3.24 \cdot 10^{-6} + 5.23 \cdot 10^{-10} \Delta t_{tran} \left(\sum_{k=1}^{IPOWH} \Delta t_k \right)^{0.4} \right] \psi \quad (2.56)$$

El parámetro ψ no se actualiza puesto que su variación durante el transitorio es insignificante.

El calor de desintegración de los elementos pesados se calcula durante el transitorio según la ecuación (2.57):

$$\begin{aligned}
 P_{HE} = & \frac{PR_p}{Q} \left\{ E_{U239} \left[1 - e^{-\lambda_{H1}(\sum_{k=1}^{IPOWH} \Delta t_k + T_{DOWN})} \right] e^{-\lambda_{H1} \Delta t_{tran}} - \right. \\
 & \frac{E_{N239}}{\lambda_{H1} - \lambda_{H2}} \left[1 - e^{-\lambda_{H2}(\sum_{k=1}^{IPOWH} \Delta t_k + T_{DOWN})} \right] e^{-\lambda_{H2} \Delta t_{tran}} - \\
 & \left. \lambda_{H2} \left[1 - e^{-\lambda_{H1}(\sum_{k=1}^{IPOWH} \Delta t_k + T_{DOWN})} \right] \right\} e^{-\lambda_{H1} \Delta t_{tran}} \quad (2.58)
 \end{aligned}$$

Si el reactor está todavía produciendo un nivel significativo de potencia de fisión entonces $\Delta t_{tran} = 0$.

El calor de decaimiento total, teniendo en cuenta el parámetro D_H definido por el usuario en el fichero de entrada, es:

$$P_{DH} = D_H \left(G^H \sum_{j=1}^{23} \sum_{k=1}^{n_f} H_{jk} + P_{HE} \right) \quad (2.59)$$

que se añade a la potencia de fisión instantánea en lugar del sumatorio

$$\sum_{i=1}^{n_f} \sum_{j=1}^m H_{ij}$$

en la ecuación de la potencia instantánea del reactor:

$$P_{eff} = P - \frac{\sum_{i=1}^{n_f} P_i \sum_{j=1}^m E_{ij}}{Q \lambda_{ij}^H} + \sum_{i=1}^{n_f} \sum_{j=1}^m H_{ij} \quad (2.60)$$

2.5.5. Comparativa de los modelos de calor residual en diferentes códigos termohidráulicos.

Se ha llevado a cabo el estudio de los modelos de calor residual implementados en los códigos termohidráulicos TRAC-BF1, TRACE, RETRAN y RELAP5. La tabla 1 describe las principales características de los diferentes códigos respecto al modelo de calor residual, la inicialización de los cálculos junto con los valores por defecto de los parámetros más importantes para la obtención del calor de desintegración en función de los históricos de operación del reactor.

En el estudio comparativo se observa que todos los códigos siguen las indicaciones de la norma americana ANS pero presentan diferencias en puntos como la inicialización del calor residual y la valoración del mismo a tiempo infinito el cual es fijado por la norma en 10^{13} s (ANS, 2005).

Uno de los puntos fundamentales en el cálculo del calor residual es la optimización en la resolución numérica del sistema de ecuaciones del calor de desintegración. Cabe destacar que todos los códigos estudiados resuelven dicho sistema mediante el método de Runge-Kutta de 4° orden para la resolución de ecuaciones diferenciales ordinarias. Este hecho es una de las motivaciones a la resolución del sistema de ecuaciones de forma analítica.

Tabla 2.2. Comparativa de los modelos de calor residual en diferentes códigos TH.

| | TRAC-BF1 | RETRAN | TRACE | RELAP5 |
|--|--------------------------------------|--|--|--|
| ANS 1973 | Por defecto | | ✓ | Por defecto |
| ANS 1979 | ✓ | ✓ | Por defecto | ✓ |
| ANS 1994 | | | ✓ | ✓ |
| Captura Neutrónica | ✓ | ✓ | ✓ | ✓ |
| Elementos Pesados | ✓ | ✓ | ✓ | ✓ |
| Número de isótopos fisiles por defecto | 3 | 1/3 | 3 | 3 |
| Fracciones Isótopos por defecto | 235U=0.71 239Pu=0.21 238U=0.08 | 235U=1/0.98 239Pu=0/0.01 238U=0/0.01 | 235U=0.7 239Pu=0.22 238U=0.08 241Pu=0.0 | 235U=0.97 239Pu=0.03 238U=0.0 241Pu=0.0 |
| Ratio de quemado, Ψ , por defecto | 3.0 | Inicializa G=1.0 | 3.0 | 0.0 |
| Energía por fisión, Q, por defecto | 200 MeV por fisión | 200 MeV por fisión | 200 MeV por fisión | 200 MeV por fisión |

| | TRAC-BF1 | RETRAN | TRACE | RELAP5 |
|---|---|--|------------------|--|
| Átomos de ^{239}U por fisión por defecto | 1 | No | 1 | 1 |
| Tiempo Inicialización | Tiempo infinito/ 3 años para G | Tiempo infinito 1013s | Derivadas a cero | Derivadas a cero Tiempo infinito/ 1 año para G |
| Método Numérico empleado | Runge-Kutta Gill de 4º orden con 4 etapas | Runge-Kutta Cohen de 4º orden con 5 etapas | | Runge-Kutta Cohen de 4º orden con 5 |

Por último, se constata que los únicos códigos de los estudiados que tienen implementados el estándar ANSI/ANS-5.1-1994 son TRACE y RELAP5 y que todos ellos presentan una gran discrepancia en los valores por defecto de las fracciones de los isótopos.

2.5.6. Modelo original de Decay Heat en PARCSv2.7.

El modelo original para el cálculo del calor de desintegración en PARCS es un modelo muy sencillo en el que únicamente se considera seis grupos de precursores de calor de desintegración.

La densidad de calor volumétrica total $q(\vec{r}, t)$, con las contribuciones del calor de desintegración se expresa mediante la fórmula siguiente:

$$q(\vec{r}, t) = (1 - \alpha_T) \sum_{g=1}^G \kappa_g \Sigma_{fg}(\vec{r}, t) \Phi_g(\vec{r}, t) + \sum_{i=1}^I \zeta_i D_i(\vec{r}, t), \quad (2.61)$$

donde

$D_i(\vec{r}, t)$ es la concentración de los precursores de calor de decaimiento en cada grupo de DH i [J/cm^3].

ζ_i es la constante de desintegración del grupo de DH i [s^{-1}].

$\alpha_T = \sum_{i=1}^I \alpha_i$ es la fracción total de la energía de fisión que aparece como calor de desintegración.

I es el número total de grupos de DH.

α_i es la fracción total de la energía de fisión que aparece como calor de desintegración para cada grupo de DH i .

La concentración de precursores de DH $D_i(\vec{r}, t)$ se calcula mediante la ecuación diferencial siguiente:

$$\frac{\partial}{\partial t} D_i(\vec{r}, t) = \alpha_i \sum_{g=1}^G \kappa_g \Sigma_{fg}(\vec{r}, t) \phi_g(\vec{r}, t) - \zeta_i D_i(\vec{r}, t). \quad (2.62)$$

Integrando esta ecuación en el intervalo de tiempo $\Delta t = t_{n+1} - t_n$ se obtiene:

$$D_i(\vec{r}, t_{n+1}) = D_i(\vec{r}, t_n) e^{-\zeta_i \Delta t} + \alpha_i \int_{t_n}^{t_{n+1}} \left(\sum_{g=1}^G \kappa_g \Sigma_{fg}(\vec{r}, t') \phi_g(\vec{r}, t') \right) e^{-\zeta_i (t_{n+1} - t')} dt'. \quad (2.63)$$

Suponiendo que el término fuente de fisiones es constante en el intervalo $t' \in [t_n, t_{n+1}]$ e igual al valor de tiempo anterior t_n , la expresión del término fuente de fisiones es la siguiente:

$$\sum_{g=1}^G \kappa_g \Sigma_{fg}(\vec{r}, t') \phi_g(\vec{r}, t') = \sum_{g=1}^G \kappa_g \Sigma_{fg}(\vec{r}, t_n) \phi_g(\vec{r}, t_n). \quad (2.64)$$

Sustituyendo esta expresión en la Ecuación (2.63) se obtiene:

$$D_i(\vec{r}, t_{n+1}) = D_i(\vec{r}, t_n) e^{-\zeta_i \Delta t} + \frac{\alpha_i}{\zeta_i} [1 - e^{-\zeta_i \Delta t}] \sum_{g=1}^G \kappa_g \Sigma_{fg}(\vec{r}, t_n) \phi_g(\vec{r}, t_n). \quad (2.65)$$

Las condiciones iniciales se determinan a partir de la solución en el estado estacionario:

$$\frac{\partial}{\partial t} D_i(\vec{r}, t) = 0,$$

$$D_{i\infty} = \frac{\alpha_i}{\zeta_i} \sum_{g=1}^G \kappa_g \Sigma_{fg} \phi_g. \quad (2.66)$$

Como se ha descrito en apartados anteriores, el modelo analítico es más complejo que el original. El modelo analítico del estándar ANS 2005 considera 82 grupos, 23 para cada uno de los nucleidos fisiles considerados, U-235, U-238, Pu-239 y Pu-241, que son

tenidos en cuenta explícitamente. Por tanto, es necesario actualizar el modelo que incluye el código PARCSv2.7.

2.6. Análisis de Incertidumbre y Sensibilidad.

La metodología usada en el análisis de incertidumbre y sensibilidad está basada en el uso de técnicas estadísticas para su cálculo a partir de los resultados de las simulaciones. La ventaja de una metodología basada en una muestra estadística de variables de entrada es que no es necesario hacer una selección previa de las variables de entrada que son más importantes para la simulación. El análisis de sensibilidad posterior al estudio de incertidumbre reflejará cuáles tienen una importancia mayor.

El primer paso en esta metodología consiste en seleccionar las variables de entrada objeto de análisis. En este caso se han tomado como variables de entrada más relevantes los parámetros neutrónicos. El siguiente paso consiste en la cuantificación de las incertidumbres asociadas a estas variables. En principio se desconoce cuáles son las funciones de densidad de probabilidad (*Probability Density Functions* - PDFs) que se debe asignar a las variables de entrada. Las PDFs cuantifican la probabilidad de que estas variables tomen un valor específico dentro de su rango de variación. Esta es la fase inicial del análisis, y es la más subjetiva de todo el proceso. La determinación de las PDFs no es una tarea sencilla, y para muchas variables, su PDF no es conocida. Cuando no hay datos disponibles, la última opción es asignar PDFs Subjetivas (SPDFs) basadas en la experiencia o en un juicio personal. Una de las PDFs más usada comúnmente es la distribución uniforme, a falta de más información ésta asigna probabilidades iguales para todo el rango de variación de la variable. La distribución normal o log-normal también es comúnmente usada para describir medidas experimentales. Estas pueden ser truncadas para tener en cuenta el hecho de que algunos parámetros puedan tener su rango de variación limitado por restricciones físicas, como por ejemplo presión demasiado alta o baja.

Claramente, la elección de las PDFs para la distribución de las variables de entrada al modelo influirá en los resultados del análisis debido a que la influencia estocástica de las PDFs se propaga a través del modelo determinista hasta llegar a los resultados. Por lo tanto, se ha de tratar con especial cuidado a la hora de asignar la información de incertidumbre a las variables de entrada del modelo. Una vez las PDFs y rangos de variación han sido asignados, se hace un muestreo aleatorio del hiperespacio creado por las variables. Es importante comentar que la precisión de los resultados obtenidos no es dependiente del número de parámetros de entrada, pero sí que lo es, entre otros parámetros, del tamaño y la aleatoriedad del proceso de muestreo. Esta última condición asegura la aleatoriedad en el resultado.

El mínimo número de datos en la muestra viene dado por la fórmula de Wilks (Wilks, 1962) de acuerdo al grado de precisión requerido para la medida de incertidumbre. Un análisis estadístico de las variables de salida (Y)_N con métodos no paramétricos puede

producir intervalos de tolerancia, que son capaces de cuantificar la incertidumbre de Y . Un intervalo de tolerancia viene dado por $[\text{límite inferior}, \text{límite superior}]$ y es una estimación del intervalo de variación de dicho parámetro con una probabilidad, p , y un nivel de confianza preestablecido, γ . Los intervalos de tolerancia son obtenidos por muestras o fracciones de la población total de una variable aleatoria Y con una cierta confianza γ . Muestran donde la mayor parte de la población de Y puede encontrarse a medida que esta variable es afectada por las incertidumbres de las variables de entrada y los modelos matemáticos.

Con un número N de conjuntos de muestras de variables de entrada y de modelos, el código se ejecuta N veces, cada una con unos valores de la muestra diferentes y elegidos aleatoriamente.

Como resultado de describir la incertidumbre en las variables de entrada con las PDFs, los resultados del código también son aleatorios. Las PDFs de los resultados contienen toda la información necesaria para calcular su incertidumbre. El problema es que estas funciones normalmente no son conocidas. Por lo tanto, para cuantificar la incertidumbre exacta, se debe garantizar la forma de las PDFs de las variables de salida, pero esto no es siempre posible. La única posible alternativa es obtener tanta información como sea posible sobre las propiedades de las PDFs y principales parámetros a partir de distribuciones empíricas y estimadores. Uno de los estimadores más usados es el cuantil.

El objetivo principal del análisis de incertidumbre es cuantificar la varianza de las variables de salida del código debida a la varianza de las variables de entrada. Si se tiene una muestra aleatoria de variables de salida, $((Y)_1, \dots, (Y)_n)$, con una PDF normal, es posible calcular el intervalo de tolerancia a partir de la media de la muestra, m_y , y la desviación estándar de la muestra, s_y . Sin embargo, no se puede garantizar que la muestra de variables de salida esté normalmente distribuida. Sin embargo, si la muestra es aleatoria, se puede aplicar un test estadístico para comprobar la hipótesis de normalidad en la muestra. Tres de estos test son el parámetro estadístico W , el test Lilliefors y el test para la normalidad de Kolmogorov (Conover, 1980).

El propósito de un análisis de sensibilidad es cuantificar la influencia de las variables de entrada sobre las variables de salida o resultados. Con los cálculos de sensibilidad se puede asignar un valor numérico a esta influencia, y por tanto, ser de gran utilidad para un ordenamiento posterior de la influencia de las variables de entrada en la variable de salida de interés.

La mayoría de las medidas de sensibilidad globales están relacionadas con regresiones lineales. Algunas de éstas son útiles para detectar relaciones lineales, y otras, como las llamadas *Rank Correlations*, son útiles para cuantificar la relación entre las variables que se comportan monótonicamente con respecto de las otras (por ejemplo, si pequeñas variaciones de una variable corresponden con pequeñas variaciones de la variable afectada). Comparaciones entre estos dos tipos de medidas, aplicadas sobre la misma muestra de datos, pueden detectar comportamientos no lineales en el código.

Entre los ejemplos de medidas lineales encontramos el coeficiente de correlación simple (SCC), el producto del momento de Pearson, y el coeficiente de correlación parcial (PCC). La ventaja más importante del PCC es que elimina la influencia lineal de las otras variables de entrada sobre los resultados, dejando sólo las variables de entrada cuya sensibilidad se está calculando. Para tratar con modelos que son claramente no lineales se puede usar el coeficiente de correlación simple (SRCC) o de rango parcial (PRCC). Para calcular estos dos, la muestra de variables de entrada y salida se ordena separadamente en orden decreciente o creciente, y se asigna un rango a cada valor. Las series ordenadas estarán relacionadas linealmente si las dos series originales sin ordenar están relacionadas monotónicamente. Esto es verdad incluso si la relación entre las series sin ordenar no es lineal. Por lo que los valores absolutos de SRCC y PRCC cuantificarán el grado de relación entre las variables de entrada y de salida de interés. Cuanto más cerca este dicho coeficiente de uno, mayor será la influencia de las variables de entrada sobre las de salida (Conover, 1980).

El análisis de sensibilidad permite determinar los parámetros neutrónicos más influyentes sobre la incertidumbre de la potencia y reactividad del reactor, por ejemplo.

Capítulo 3. Generación de Secciones Eficaces.

3.1. Introducción.

Para simular transitorios base de diseño con códigos acoplados termohidráulico-neutrónicos es necesario disponer de la información de la secciones eficaces y parámetros cinéticos.

En el proceso de simulación, tanto en el ajuste del modelo termohidráulico como en el código neutrónico se necesitan los parámetros cinéticos y secciones eficaces. En el proceso de ajuste del modelo termohidráulico se ejecuta el código termohidráulico, solo sin acoplar, con una definición de la cinética del reactor simplificada con modelos de cinética puntual o unidimensional.

En todos los transitorios analizados, el código neutrónico utilizado es PARCS. Este código es un código nodal tridimensional que resuelve la ecuación de la difusión neutrónica en dos grupos de energía (Downar, Lee, Xu, Kozlowski, & Staundenmier, 2004), lo que significa que las secciones eficaces y los parámetros cinéticos deben ser valores homogeneizados a nivel nodal y colapsados a dos grupos de energía.

Los conjuntos de datos cinéticos y de secciones eficaces se pueden especificar de diferentes maneras. La más sencilla consiste en proporcionar los valores concretos nodales para los dos grupos de energía en el fichero de entrada del código. Los formatos de secciones eficaces más complejos tienen en cuenta la dependencia de las secciones eficaces de los parámetros termohidráulicos como temperatura del combustible, densidad del moderador además de la concentración de boro, el quemado y los históricos como histórico de barras de control.

Los formatos que tienen en cuenta la dependencia con los parámetros termohidráulicos y la posición de las barras de control son el formato polinomial y el formato tabla. En el formato polinomial se introducen las constantes de cada uno de los términos del polinomio. En el formato tabla, los conjuntos de datos neutrónicos se han tabulado en función de la temperatura del combustible, la densidad del moderador, la temperatura del moderador y la concentración de boro además de la fracción de barras de control.

El formato PMAXS contiene más información, tanto la dependencia de los históricos como de los valores instantáneos de las variables termohidráulicas, así como del quemado, de manera que permite llevar a cabo cálculos de pequeños pasos de quemado.

Por otro lado, los códigos termohidráulicos, cuando no van acoplados, utilizan modelos simplificados de la cinética del reactor como el modelo de potencia constante, el modelo de cinética puntual y el modelo de cinética unidimensional en formato polinomial.

En esta tesis doctoral se ha empleado el formato polinomial en las simulaciones de TRAC-BF1 sin acoplar y el formato tabla en PARCS. Además, se ha desarrollado un método para obtener tablas de secciones eficaces 1D a partir de las tablas 3D para TRAC-BF1.

Este proceso de generación de secciones eficaces y parámetros cinéticos es un procedimiento común aplicado en todos los casos presentados en esta tesis doctoral. Cada uno de los formatos de datos neutrónicos tiene sus limitaciones, pero siempre en todos los casos lo más importante es obtener los valores de los parámetros neutrónicos dentro del rango de variación de los parámetros dependientes durante todo el transitorio (Ivanov & Avramova, 2007).

3.2. Dependencias de las Secciones Eficaces.

Para simular transitorios, la información de los parámetros neutrónicos debe contener la mayor cantidad de información posible sobre sus valores dependientes. Las secciones eficaces dependen de:

- Valores instantáneos de las variables termohidráulicas: temperatura del combustible, temperatura del moderador, densidad del moderador y fracción de huecos.
- Valores instantáneos de la variable inserción de barra de control.
- Valores instantáneos de la concentración de boro.
- Quemado.
- Valores históricos de las variables termohidráulicas.
- Valores históricos de la variable de control.
- Valores históricos de la concentración de boro.

A medida que el núcleo se va quemando a lo largo del ciclo la composición isotópica va cambiando por lo que las secciones eficaces también.

Cuando por ejemplo la concentración de boro disuelto se reduce se modifica el comportamiento del combustible, de manera que, en la etapa siguiente durante el ciclo con menos boro, el efecto de la etapa anterior todavía está presente. Esto es el denominado efecto del histórico. Lo mismo ocurre con el histórico de inserción de barra de control.

La variable del histórico de la concentración de boro tiene sentido en reactores PWR en los que el boro disuelto en el refrigerante se utiliza para controlar la potencia del reactor.

En reactores BWR la densidad del moderador varía considerablemente desde la entrada a la salida del núcleo del reactor por lo que el rango de valores de la densidad del moderador elegido para obtener las secciones eficaces debe tener en cuenta esta variación axial, radial y a lo largo del tiempo de simulación en un transitorio.

La generación de secciones eficaces en dos grupos de energía se basa en la obtención de conjuntos de secciones eficaces y parámetros cinéticos en el caso base o nominal y en variaciones de las dependencias alrededor de los valores instantáneos del caso base. Los valores instantáneos de las variables dependientes se van modificando una sola cada vez

para obtener las secciones eficaces en todo el rango de variación especificado en todas las variables dependientes. Este método permite obtener las variaciones respecto del caso base, también denominadas derivadas, de manera que se puede determinar el valor de la sección eficaz en cada paso de tiempo del transitorio. Este método se utiliza en el ajuste polinomial. El principal inconveniente reside en que los resultados no son buenos cuando las variables instantáneas se alejan del valor nominal.

Otro método desarrollado en la Universidad de Pennsylvania (PSU) consiste en variar dos o más parámetros al mismo tiempo de manera que los resultados son más precisos cuando los valores instantáneos se modifican mucho respecto del valor nominal durante el transitorio a simular. Con este método se obtienen secciones eficaces tabuladas que tienen en cuenta la interdependencia de las secciones eficaces respecto de las variables instantáneas. Este método se denomina *Adaptive High-order Table Lookup Method* (AHTLM) (Watson & Ivanov, 2002).

Otro método para la generación de secciones eficaces se desarrolló en la UPV en colaboración con IBERDROLA. La metodología se denomina SIMTAB (Roselló, 2004) y se basa en la utilización de la función AUDIT del código SIMULATE para obtener tablas de secciones eficaces en función de valores instantáneos de la temperatura del combustible, la densidad del moderador y la barra de control.

Para generar los conjuntos de secciones eficaces en dos grupos de energía el punto de partida es el mismo sea cual sea el método utilizado. Para cada segmento del elemento combustible, las secciones eficaces homogeneizadas y colapsadas a dos grupos de energía se generan a partir de un código de celda como SCALE (TRITON), CASMO y HELIOS. A partir de los ficheros de salida del código de celda la información se procesa y se escribe en el formato deseado, ya sea en formato polinomial como en formato tabla.

Estos formatos no incluyen valores de los históricos y se generan para un modelo simplificado del núcleo del reactor. De esta manera, la extensión de los ficheros se reduce, la información a procesar por el código también es menor y todo ello redundando en una optimización del tiempo de computación. La simplificación del núcleo se debe realizar atendiendo a criterios coherentes que no influyan en el resultado de la simulación. En este sentido, la metodología SIMTAB reduce el número de composiciones neutrónicas del núcleo del reactor atendiendo a criterios de valores instantáneos de la variable quemado (*exposure*). Varios nodos pueden tener la misma composición neutrónica si su diferencia de quemado es menor al valor definido como entrada en SIMTAB.

Las secciones eficaces en formato polinomial o tabla no tienen la información de los históricos ni del quemado. Se obtienen para unas condiciones concretas en un punto de operación del ciclo por lo que no se consideran adecuadas para simular transitorios largos.

Por último, destacar que actualmente el procesamiento de los ficheros de salida de los códigos de celda también se puede llevar a cabo con un programa denominado

GENPMAXS. Con este código la información de los parámetros neutrónicos se escribe en unos ficheros denominados PMAXS para cada segmento de elemento de combustible que lee PARCS. Además, contiene toda la información de los históricos y la dependencia con el quemado.

Los valores de los históricos y de las concentraciones de Xenón y Samario se leen de un fichero externo y no varían durante la simulación de un transitorio rápido. En el caso de un transitorio más largo, PARCS permite realizar el cálculo y la actualización de las concentraciones de Xenón y Samario en cada paso de tiempo.

Los valores instantáneos se proporcionan en el mismo fichero externo que PARCS lee cuando se ejecuta sin acoplar. Estos valores los calcula el código termohidráulico, TRAC-BF1, TRACE o RELAP5 cuando se realiza una simulación con los códigos acoplados.

3.3. Generación de Secciones Eficaces en formato polinomial.

En esta sección se presenta la introducción de datos cinéticos en formato polinomial en TRAC-BF1, cuando no va acoplado, que se ha utilizado en la simulación del transitorio por disparo de turbina en la C. N Peach Bottom. Los parámetros nucleares en forma polinomial se expresan como una función de los parámetros termohidráulicos:

$$X = C_f(a_1 + a_2\alpha + a_3\alpha^2) + (1 - C_f)(a_4 + a_5\alpha + a_6\alpha^2) + a_7 \left[\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}} \right] + a_8(T_m - T_{mo}) + a_9B \quad (3.1)$$

donde

X = parámetro nuclear específico

C_f = fracción de control

α = fracción de huecos promediada radialmente

T_f = temperatura del combustible promediada radialmente (K)

T_m = temperatura del moderador promediada radialmente (K)

B = concentración de boro promediada radialmente (ppm)

a_i = coeficientes ($i = 1,2,\dots,9$)

T_{fo} = temperatura del combustible de referencia (K)

T_{mo} = temperatura del moderador de referencia (K)

Como la ecuación (3.1) tiene 9 incógnitas, el usuario debe generar un conjunto de parámetros en, como mínimo, nueve estados termohidráulicos diferentes. Normalmente, este conjunto de parámetros se genera utilizando un código de diseño de núcleo tridimensional como SIMULATE. Los datos de neutrónica tridimensional deben ser colapsados a cada nivel axial en este código 3D. Los datos promediados axialmente deben cumplir la ecuación 3.1.

El problema puede surgir si las salidas termohidráulicas del código de diseño de núcleo promediadas axialmente no coinciden con las calculadas con el código termohidráulico que se está empleando, como TRAC-BF1. Normalmente, esto es así ya que los dos códigos no tienen implementados los mismos modelos termohidráulicos. Si el estado termohidráulico es diferente y en consecuencia las secciones eficaces obtenidas también son diferentes, el perfil del flujo predicho por TRAC-BF1 estará deformado respecto al obtenido con el código de difusión 3D.

Una posible solución a este problema consiste en obtener los coeficientes de la ecuación 3.1 utilizando los datos termohidráulicos de TRAC-BF1. Como la potencia axial unidimensional y las secciones eficaces son conocidas, se obtienen con el código de código de diseño de núcleo, se pueden utilizar en TRAC-BF1 para obtener las condiciones termohidráulicas. Utilizando estos parámetros termohidráulicos de TRAC-BF1 para obtener los coeficientes se soluciona el problema.

En este proceso de generación de los parámetros del formato polinomial, se deben tener en cuenta dos consideraciones:

- El rango de los estados termohidráulicos utilizados para obtener los coeficientes deben comprender los estados termohidráulicos que se producirán en el transitorio. Si no, se estará forzando que el código extrapole o que tome el valor límite superior o inferior.
- Las secciones eficaces colapsadas son dependientes de una gran variedad de parámetros tales como el quemado. Los datos se deben obtener cada vez que el estado neutrónico del núcleo sea modificado considerablemente.

En la UPV se desarrolló una metodología para la obtención de estos parámetros denominada KINPAR (José Luis Muñoz-Cobo et al., 1994). Para esta tesis, se ha actualizado la programación.

3.4. Generación de Secciones Eficaces en formato tabla.

Las secciones eficaces en formato tabla tridimensionales se obtienen tabulando los valores en función de:

- Temperatura del combustible.
- Densidad del moderador.
- Temperatura del moderador.
- Concentración de boro.

- Inserción barra de control.

Al tener en cuenta las barras de control se generan dos ficheros denominados *nemtab* y *nemtabr* para las secciones eficaces controladas y sin controlar respectivamente.

La metodología aplicada para la obtención de los ficheros *nemtab* y *nemtabr* se denomina SIMTAB (Roselló, 2004) y se basa en la variación de dos parámetros simultáneamente, la temperatura del combustible y la densidad del moderador, siguiendo el método *cross-term cross-sections* desarrollado en PSU (Ivanov & Avramova, 2007), (Watson & Ivanov, 2002).

Esta variación bidimensional se puede implementar también en 4D variando a la vez la concentración de boro y la inserción de las barras de control.

La metodología se basa en la utilización de la función AUDIT de SIMULATE por lo que el código SIMTAB se ejecuta en secuencia con SIMULATE para obtener los valores de las secciones eficaces en las condiciones termohidráulicas consideradas por el usuario.

En la Figura 3.1 se muestra el esquema de ejecución de la metodología SIMTAB. El usuario especifica el criterio de quemado en el fichero DECISIO. Este criterio de quemado (*exposure*) es el que sigue para obtener un núcleo simplificado con un número reducido de composiciones neutrónicas.

Para llevar a cabo las simulaciones presentadas en esta tesis la programación de la metodología SIMTAB se ha mejorado y ampliado a más valores de temperatura de combustible y densidad del moderador de los 6 que permitía originalmente.

En el proceso de simulación con TRAC-BF1/PARCS se ha desarrollado una metodología de obtención de secciones eficaces en formato tabla unidimensional que se explica a continuación.

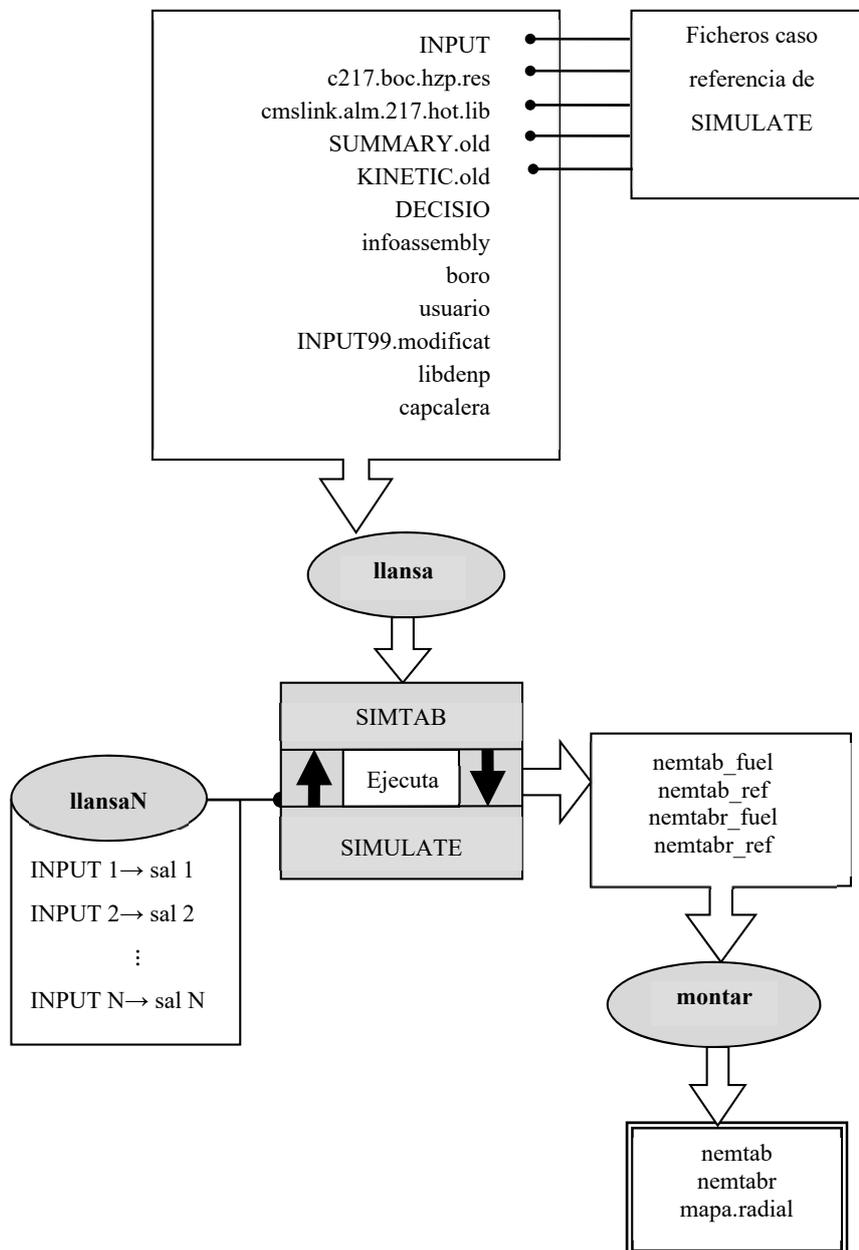


Figura 3.1. Esquema general del proceso de obtención de secciones eficaces con SIMTAB.

3.4.1. Metodología SIMTAB-1D.

El desarrollo de una metodología para obtener ficheros de tablas de secciones eficaces 1D ha estado motivado por el objetivo de simular un transitorio ATWS con TRAC-BF1. Este transitorio conlleva una gran variación de los parámetros termohidráulicos, concretamente, la densidad del moderador sufre una gran disminución. Esto hace necesaria la generación de ficheros de SIMULATE con perturbaciones que alcancen dichos valores extremos para obtener, a partir de los mismos, los coeficientes de la expresión polinomial de las secciones eficaces con la metodología KINPAR (José Luis Muñoz-Cobo et al., 1994). Sin embargo, la posibilidad de realizar perturbaciones sobre un caso base en SIMULATE es limitada y no admite la posibilidad de simular grandes perturbaciones respecto al caso base o de referencia. Como consecuencia, no es posible aplicar la metodología KINPAR para la obtención de las secciones eficaces 1D en forma polinomial para TRAC-BF1 en este transitorio.

Para salvar este problema, se ha desarrollado este proyecto. Las secciones eficaces 3D se obtienen aplicando la metodología SIMTAB a partir de un rango de valores de temperaturas del fuel y de densidades del moderador. Este rango definido en la entrada del programa SIMTAB debe incluir todo el rango de variación de las variables termohidráulicas durante el transitorio ATWS que se quiere simular.

El colapsamiento de secciones eficaces 3D a 1D para un estado termohidráulico y de control determinado supone que estas secciones eficaces 1D serán válidas únicamente para esta fracción de barras de control, debido a que en el proceso de colapsamiento se incluye las pérdidas radiales en la sección eficaz de absorción y además las secciones eficaces se modifican para que el perfil axial y la k_{eff} del caso 3D se reproduzcan con las secciones eficaces 1D. Esto conlleva que entre un estado de control y otro no será posible interpolar las secciones eficaces al haber perdido la linealidad en el proceso de colapsamiento.

Por tanto, la simulación de transitorios utilizando estas secciones eficaces 1D será posible si en éstos sólo se considera dos estados de control diferentes y con el cambio de uno a otro de forma instantánea, como en un disparo del reactor, o si no se modifica el estado de control, como en un ATWS.

El objetivo es obtener los ficheros *nemtab_1D* y *nemtabr_1D*, que deben contener los siguientes datos para cada nivel axial en el orden siguiente:

- Coeficiente de Difusión del Grupo 1 (D1).
- Sección eficaz macroscópica de absorción del Grupo 1 (SIGA1).
- Sección eficaz macroscópica de fisión del Grupo 1 (SIGF1).
- Sección eficaz macroscópica de NUfisión del Grupo 1 (NUSIGF1).
- Sección eficaz macroscópica de remoción del Grupo 1 al 2 (SIGR1).
- Factor de Discontinuidad Cara Oeste del Grupo 1.
- Factor de Discontinuidad Cara Sur del Grupo 1.
- Coeficiente de Difusión del Grupo 2 (D2).

- Sección eficaz macroscópica de absorción del Grupo 2 (SIGA2).
- Sección eficaz macroscópica de fisión del Grupo 2 (SIGF2).
- Sección eficaz macroscópica de NUfisión del Grupo 2 (NUSIGF2).
- Sección eficaz macroscópica de absorción del Xenon.
- Sección eficaz microscópica de absorción del Xenon.
- Factor de Discontinuidad Cara Oeste del Grupo 2.
- Factor de Discontinuidad Cara Sur del Grupo 2.
- Fracción de neutrones retardados de los 6 grupos de precursores.
- Constante de decaimiento de los 6 grupos de precursores.
- Inversa de la velocidad de los neutrones del Grupo 1 y del Grupo 2.

En el proceso de la metodología para obtención de secciones eficaces tabuladas 1D se ha utilizado como factor de pesado para colapsar las secciones eficaces 3D, el flujo neutrónico de SIMULATE. El proceso general es el siguiente:

- Aplicación de la metodología SIMTAB.
- A partir de los ficheros *nemtab* y *nemtabr* de SIMTAB, se colapsan con el programa SIMTAB-1D. Este programa necesita los flujos neutrónicos 3D de los dos casos con controles diferentes que se consideren en el transitorio. Las secciones eficaces colapsadas se escriben en dos ficheros *nemtab_1D* y *nemtabr_1D*.
- Se ejecuta TRAC-BF1 sin necesidad de modificar el fichero de entrada *tracin*.

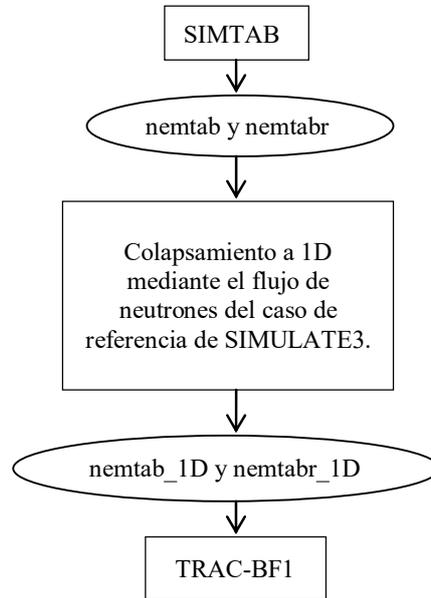


Figura 3.2. Esquema general del proceso de colapsamiento de secciones eficaces.

Se ha programado en Fortran el código **SIMTAB-1D** que lee el flujo de neutrones 3D de referencia con barras insertadas y extraídas, los ficheros *nemtab* y *nemtabr* y colapsa las secciones eficaces utilizando este flujo 3D y las escribe en los ficheros *nemtab_1D* y *nemtabr_1D*.

En este programa, la definición de las composiciones en cada plano axial se obtiene a partir del mapa radial de los diferentes elementos combustibles, obtenido de la aplicación de la metodología SIMTAB, fichero *mapa.radial*. Para leer este fichero es necesario especificar la geometría radial del reactor. El usuario debe especificar la geometría en el fichero *coregeom*.

A partir del flujo de neutrones y de las secciones eficaces 3D, se obtienen las secciones eficaces 1D para cada grupo de la siguiente manera:

$$\Sigma_{c,x}(k) = \frac{\sum_{i,j}(\Sigma_x(i,j,k)\phi(i,j,k))}{\sum_{i,j} \phi(i,j,k)} \quad (3.2)$$

$$\Sigma_{c,abs}(k) = \frac{\sum_{i,j}(\Sigma_{abs}(i,j,k) + D(i,j,k)B^2(k))\phi(i,j,k)}{\sum_{i,j} \phi(i,j,k)} \quad (3.3)$$

$$\phi_c(k) = \frac{\sum_{i,j} \phi(i,j,k)}{N} \quad (3.4)$$

donde

$\Sigma_x(i,j,k)$ es la sección eficaz x del nodo radial i,j del nivel axial k .

$\phi(i,j,k)$ es el flujo de neutrones de cada nodo radial i,j del nivel axial k .

$\Sigma_{c,x}(k)$ es la sección eficaz colapsada x del nivel axial k .

$\Sigma_{c,abs}(k)$ es la sección eficaz de absorción colapsada del nivel axial k .

$\Sigma_{abs}(i,j,k)$ es la sección eficaz de absorción de cada nodo radial i,j del nivel axial k .

$D(i,j,k)$ es el coeficiente de difusión de cada nodo radial i,j del nivel axial k .

$\phi_c(k)$ es el flujo de neutrones colapsado del nivel axial k .

$B^2(k)$ es el *radial buckling* del nivel axial k .

N número total de nodos radiales.

La sección eficaz de absorción que se escribe en los ficheros *nemtab_1D* y *nemtabr_1D* incluye las pérdidas radiales en el término $D \cdot B^2$. Para calcular este término se lee el parámetro B^2 , *radial buckling* de cada nivel axial, del fichero KINETIC de SIMULATE. Concretamente, se lee de los ficheros *KINETIC1* y *KINETIC2*, de los casos con estados de control diferentes.

Una vez colapsadas se dividen las secciones eficaces por el factor de discontinuidad axial que se lee también de los ficheros *KINETIC1* y *KINETIC2*, de los casos con estados de control diferentes.

Para que las secciones eficaces colapsadas reproduzcan el perfil de potencia y la k_{eff} 3D es necesario hacer un tratamiento consistente de las secciones eficaces (como en la metodología KINPAR). Este proceso, que consiste en modificar las secciones eficaces de absorción, se realiza con la subrutina CXCAL del programa KINPAR. Para tener en cuenta la diferencia entre la termohidráulica de TRAC-BF1 y SIMULATE se ajusta con CXCAL las secciones eficaces obtenidas utilizando las condiciones termohidráulicas de TRAC-BF1 a partir del fichero *thfile*. Este fichero se obtiene al igual que con la metodología KINPAR a partir de la salida del modelo simplificado utilizado en STARTER. Esto ha sido posible modificando el código TRAC-BF1 para que escriba también las densidades 1D en el fichero OUTPUT cuando se ejecuta con potencia constante.

En la versión inicial de este programa se leían las condiciones termohidráulicas de SIMULATE. Los resultados de C. N. Peach Bottom que se presentan en este documento

se han obtenido con la versión inicial. La versión del programa que lee el fichero *tthfile* se denomina versión beta.

La relación entre las secciones eficaces antes y después de CXCAL se expresa de la manera siguiente:

$$\alpha = SIGApos/SIGAant$$

donde:

SIGApos sección eficaz de absorción obtenida tras CXCAL.

SIGAant sección eficaz de absorción antes de CXCAL.

Mediante esta expresión se obtiene α , que posteriormente se aplica a las tablas de secciones eficaces de absorción colapsadas:

$$\Sigma_{c,abs}(i, k) = \Sigma_{c,abs}(i, k) \cdot \alpha$$

Se aplica CXCAL a cada uno de los casos, por tanto, el fichero *nemtab_1D* corresponde al caso 1 y el fichero *nemtabr_1D* al caso 2.

El programa SIMTAB-1D también escribe la concentración de boro en ppm en la cabecera de los ficheros *nemtab_1D* y *nemtabr_1D*.

| | | | | | |
|---|--------|--------|------------|--------|------|
| * | T Fuel | Press. | Boron ppm. | T Mod. | Void |
| | 6 | 6 | 0.00 | 0 | 0 |

Para comprobar que las secciones eficaces obtenidas reproducen los valores 3D de la k_{eff} y del perfil axial de potencia se ha incorporado en el programa la subrutina KTRAC, que contiene la parte de la cinética de TRAC-BF1. Esta subrutina tiene, al igual que en el programa KINPAR, el fichero de entrada *INPUT* y los ficheros de salida *KTajuste0* y *KTajuste*.

En la figura siguiente se muestra un esquema de los ficheros de entrada y salida del programa **SIMTAB-1D**.

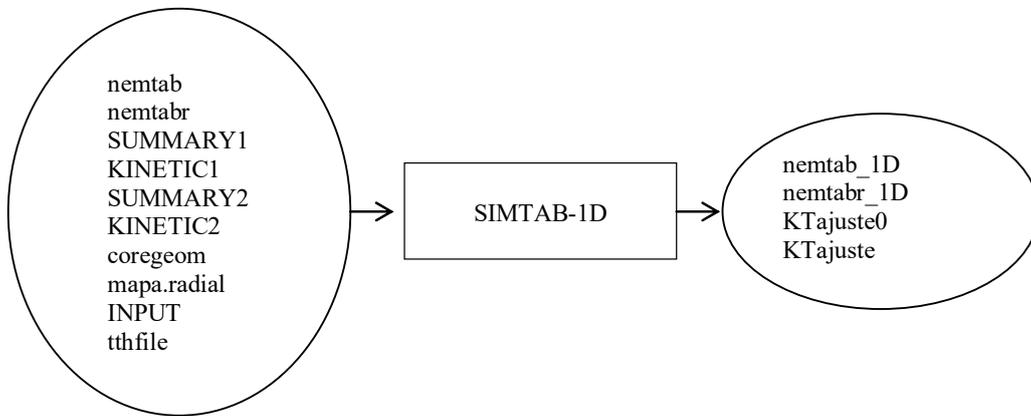


Figura 3.3. Archivos de entrada y salida del programa *SIMTAB-1D*.

El único archivo definido por el usuario es *coregeom*, con la geometría del reactor que se va a estudiar.

Capítulo 4. Metodología de simulación de transitorios base de diseño con códigos acoplados.

4.1. Introducción.

En este capítulo se presentan los resultados de los trabajos referentes al estudio de transitorios con códigos acoplados. Los artículos incluidos en este apartado son:

1. *REA 3D-dynamic analysis in Almaraz NPP with RELAP5/PARCS v2.7 and SIMTAB cross-sections tables.* Publicado en *Progress in Nuclear Energy*, 2011, Vol. 53, p.1167-1180.
2. *Implementation of control rod movement and boron injection options by using control variables in RELAP5/PARCSv2.7 coupled code.* Publicado en *Progress in Nuclear Energy*, 2011, Vol. 53, p.1084-1090.

Además, se presentan los resultados del análisis de la influencia del mapa de acoplamiento termohidráulico-neutrónico y el análisis del transitorio por disparo de turbina.

Por tanto, los transitorios analizados que pertenecen a la categoría de transitorios base de diseño son:

- Accidente de expulsión de barra de control (*Rod Ejection Accident - REA*) en un reactor PWR.
- Inyección de boro en un reactor PWR.
- Transitorio por disparo de turbina en un reactor BWR.

4.2. Análisis del transitorio REA en una central PWR Westinghouse con RELAP5/PARCSv2.7.

El artículo de este apartado es:

REA 3D-dynamic analysis in Almaraz NPP with RELAP5/PARCS v2.7 and SIMTAB cross-sections tables. *Progress in Nuclear Energy*, 2011, Vol. 53, p.1167-1180.

La industria nuclear y las autoridades regulatorias necesitan que los códigos y métodos utilizados en los análisis de seguridad sean fiables. Esto se consigue mediante la validación y el *benchmarking*.

Con la implementación de la gestión avanzada del combustible, los márgenes de seguridad y los límites de licenciamiento se reducen frecuentemente. Esto conlleva un desarrollo de métodos avanzados para reducir el nivel de conservadurismo implementando métodos cinéticos capaces de capturar los efectos espaciales que ocurren en el reactor durante un transitorio de una manera más precisa.

El accidente de expulsión de barra (*Rod Ejection Accident - REA*) pertenece a la categoría de accidentes de inserción de reactividad (*Reactivity- Initiated Accidents - RIA*) y forma parte de análisis de accidentes base para licenciamiento en reactores de agua a presión

(*Pressurized Water Reactors - PWR*). El accidente REA en condiciones de parada en caliente (*Hot Zero Power - HZP*) se caracteriza por la expulsión de una barra de control en una posición del reactor en la que el nivel de potencia es bajo. La evolución del transitorio consiste básicamente en una inserción de reactividad. La principal característica que limita las consecuencias del accidente en un PWR es el efecto Doppler (Fraikin & Finnemann, 1993), (Fraikin, 1997).

En este trabajo se ha analizado el comportamiento del núcleo en una central PWR Westinghouse en un REA a HZP a principio de ciclo y con dos configuraciones de barras de control diferentes, con todas las barras insertadas (*All Rods Inserted – ARI*) y con las barras en el límite de inserción (*Rod Insertion Limit – RIL*) con el código acoplado RELAP5/PARCS v2.7 (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001), (Downar et al., 2004).

En el proceso de simulación de un transitorio con códigos neutrónico-termohidráulicos 3D, es muy importante obtener el estado estacionario inicial de una manera precisa. Para ello es necesario utilizar un núcleo simplificado coherente con el núcleo del código SIMULATE (Cronin, Smith, & Ver Planck, 1995). El núcleo simplificado debe representar el estado neutrónico descrito en el código SIMULATE.

Las tablas de secciones eficaces se han obtenido a partir de CASMO-SIMULATE (Knott, Forssén, & Edenius, 1995) utilizando la metodología SIMTAB desarrollada en la UPV (Roselló, 2004). Para comprobar los resultados obtenidos utilizando estas tablas de secciones eficaces, los resultados del estado estacionario se comparan con los de SIMULATE. Concretamente, se comparan el perfil axial de potencia y la constante de multiplicación efectiva.

Estos análisis permiten conocer de una manera más precisa la fenomenología de una planta PWR en las condiciones límite de un RIA.

4.2.1. Descripción del modelo.

El reactor de la central PWR analizada contiene 157 elementos combustible. Cada elemento combustible tiene 264 barras de combustible, 24 tubos guía y un tubo de instrumentación. La discretización nodal neutrónica consiste en 157 x 24 nodos activos, considerando 12 elementos combustibles diferentes (incluyendo uno para representar el reflector radial) con 291 composiciones neutrónicas. Las tablas de secciones eficaces se han generado con la metodología SIMTAB a partir del código CASMO-SIMULATE. Un análisis de sensibilidad previo, utilizando un número mayor de composiciones y comparando los resultados con CASMO-SIMULATE, demuestra que el número de composiciones considerado es adecuado (Miró, Verdú, Sanchez, Barrachina, & Gómez, 2006).

El código acoplado RELAP5/PARCSv2.7 es un código neutrónico-termohidráulico para simular fenómenos neutrónicos complejos en geometría tridimensional y sucesos termohidráulico en múltiples canales de geometría unidimensional.

El núcleo del reactor se ha modelado con 10 canales termohidráulicos conectados con componentes BRANCH y el bypass se ha modelado como un canal independiente (ver Figuras 4.1 y 4.2). Las condiciones de contorno en la parte inferior y superior del núcleo se han modelado con componentes *time dependent volume* (TMDPVOL) y *time dependent junction* (TMDPJUN) como se muestra en la Figura 4.3. Cada canal termohidráulico está conectado a una estructura de calor.

Cada uno de los canales se ha definido asumiendo que todos los elementos combustibles tienen las mismas dimensiones, es decir, se ha considerado un núcleo uniforme con un único tipo de elemento combustible.

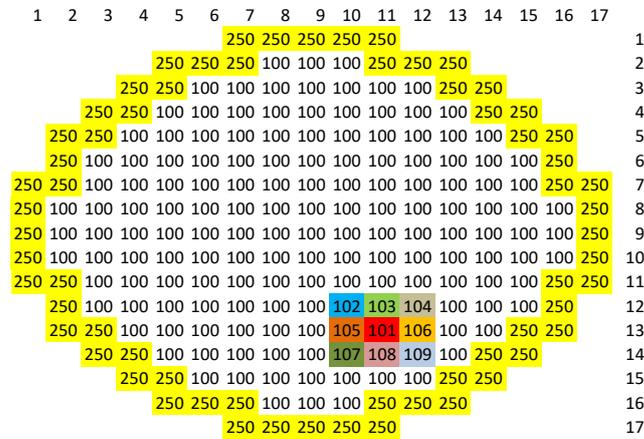


Figura 4.1. Canales termohidráulicos en el caso ARI.

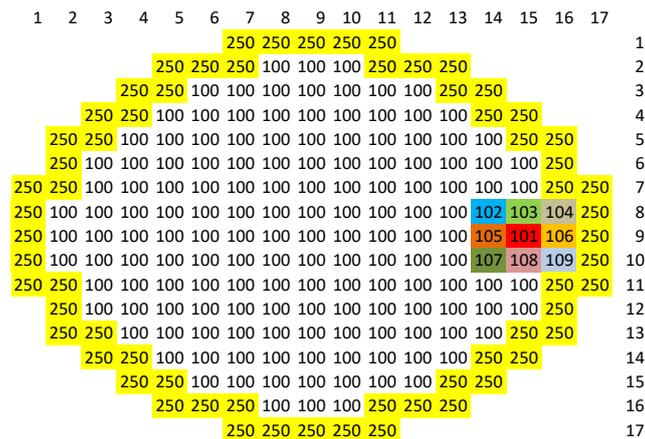


Figura 4.2. Canales termohidráulicos en el caso RIL.

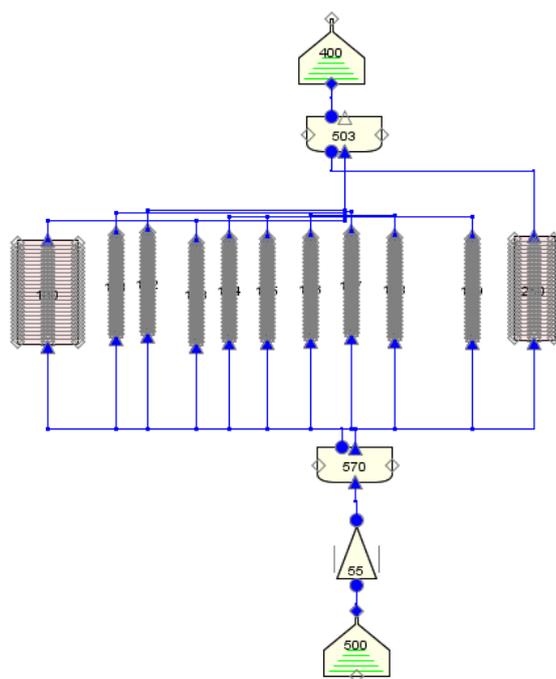


Figura 4.3. Representación con SNAP del modelo de RELAP5.

El caudal que entra en el núcleo es de 13301 kg/s y se considera uniformemente distribuido entre los canales.

El modelo neutrónico utiliza 2 grupos de neutrones instantáneos y 6 grupos de precursores de neutrones retardados. La condición de contorno para la ecuación de la difusión neutrónica es flujo nulo en la cara externa del reflector.

Radialmente, el núcleo se ha dividido en celdas de 21.504 x 21.504 cm, cada una corresponde a un elemento combustible, más el reflector radial. El mapa radial contiene 157 elementos combustibles y 64 elementos reflectores.

Axialmente, el núcleo está dividido en 26 niveles (24 corresponden con el núcleo activo y 2 a los reflectores inferior y superior) con una altura de 15.24 cm cada uno, con lo que la altura total del núcleo activo es de 365.76 cm.

Análisis previos han determinado la barra de control con el valor mayor en cada uno de los casos estudiados. Los resultados se muestran en la tabla 4.1. Las barras de control están agrupadas en 6 bancos. En el caso ARI, inicialmente todos los bancos están completamente insertados (0 muescas extraídas), mientras que en el caso RIL inicialmente el banco 3 está extraído a la posición 103, el banco 4 está totalmente insertado y el resto están totalmente extraídos (225 muescas extraídas). Una muesca es igual a 1.5905 cm. La Figura 4.4 muestra los bancos de barras de control y las barras de control que va a ser expulsada en cada caso (en rojo para el caso ARI y en verde para el caso RIL).

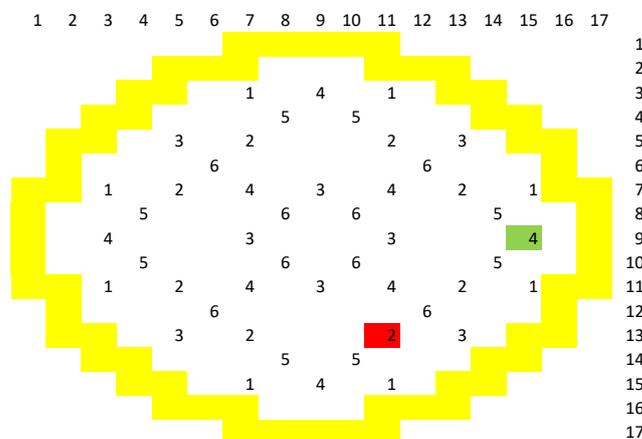


Figura 4.4. Bancos de barras de control.

El estado estacionario inicial corresponde con una condición de operación de parada en caliente (HZP), con una densidad del moderador de 742 kg/cm³ y una temperatura del combustible de 565.6 K.

El transitorio comienza con la expulsión de la barra de mayor valor, que es completamente expulsada en 0.1s. El valor de la fracción efectiva de neutrones diferidos, β_{ef} , en los dos casos analizados se presenta en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1. Valores de β_{ef} y valor de la barra expulsada en los casos analizados.

| Caso | β_{ef} | Valor de barra (pcm/\$) | Coords./banco |
|------|--------------|-------------------------|---------------|
| ARI | 0.00629 | 720/1.145 | 13-11/2 |
| RIL | 0.00634 | 325.3/0.513 | 9-15/4 |

4.2.2. Resultados.

Resultados estado estacionario.

El estado estacionario inicial se ha simulado con el código acoplado RELAP5/PARCS v2.7. Los parámetros utilizados para comparar los resultados con los de SIMULATE, son el perfil de potencia axial y la constante de multiplicación efectiva, k_{ef} . Los valores de k_{ef} y el error se muestran en la Tabla 4.2. Los perfiles de potencia axial se muestran en las Figuras 4.5 y 4.6.

Tabla 4.2. Valores de k_{ef} de los casos analizados.

| Caso | k_{ef} SIMULATE | k_{ef} RELAP5/PARCS v2.7 | Error absoluto (pcm) |
|------|----------------------|-------------------------------|-------------------------|
| ARI | 0.92997 | 0.93027 | 30.4 |
| RIL | 0.98276 | 0.98219 | 56.1 |

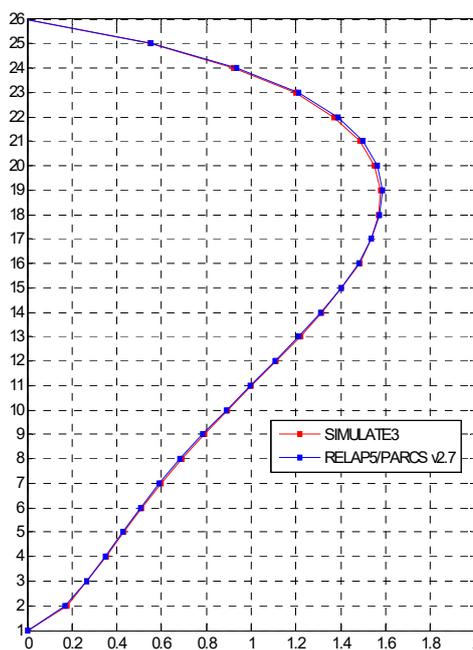


Figura 4.5. Comparación de los perfiles de potencia axial en el caso ARI.

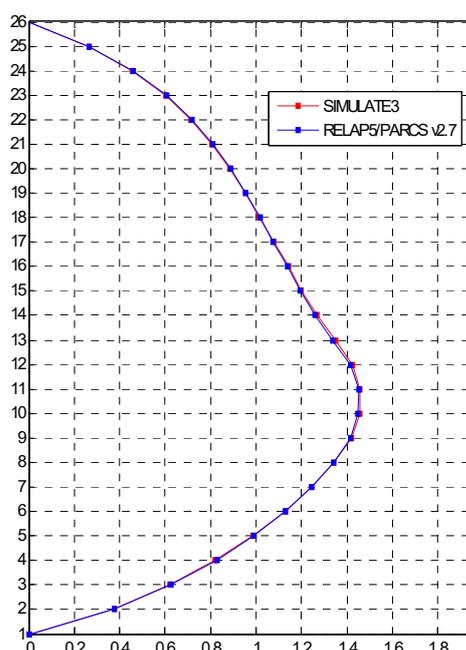


Figura 4.6. Comparación de los perfiles de potencia axial en el caso RIL.

Resultados del transitorio.

En ambos casos, ARI y RIL, el estado inicial corresponde con una parada en caliente. La barra de control de mayor valor es expulsada en 0.1 s. La evolución del transitorio consiste en una inserción de reactividad positiva. El efecto Doppler causado por el incremento de la temperatura del fuel finaliza el transitorio.

La temperatura Doppler (T_f) es calculada por el código PARCSv2.7 a partir de la temperatura en el centro y en la superficie del combustible, T_{fc} y T_{fs} , mediante la relación siguiente:

$$T_f = (1-\alpha) T_{fc} + \alpha T_{fs} \quad (4.1)$$

donde α se toma igual a 0.7.

Las Figuras 4.7 a 4.13 muestran la evolución durante el transitorio de los 6 parámetros seleccionados para analizar este transitorio: potencia, temperatura Doppler, temperatura media del moderador a la salida, entalpía, temperatura en el centro del combustible y reactividad. Como se puede observar en el caso ARI la potencia alcanza un pico seguido de un incremento suave de la potencia hasta alcanzar el valor de alrededor el 35% de la potencia inicial. En este caso, la temperatura Doppler alcanzada es de 367.11 K. En el caso RIL, la potencia aumenta lentamente hasta alcanzar el 26% de la potencia inicial, menor que en el caso ARI. En ambos casos, la realimentación por efecto Doppler es el mecanismo que dirige la evolución de los parámetros. Comparando las figuras, se puede observar que en el caso RIL, la realimentación de reactividad por la densidad del moderador es despreciables en comparación con la reactividad Doppler.

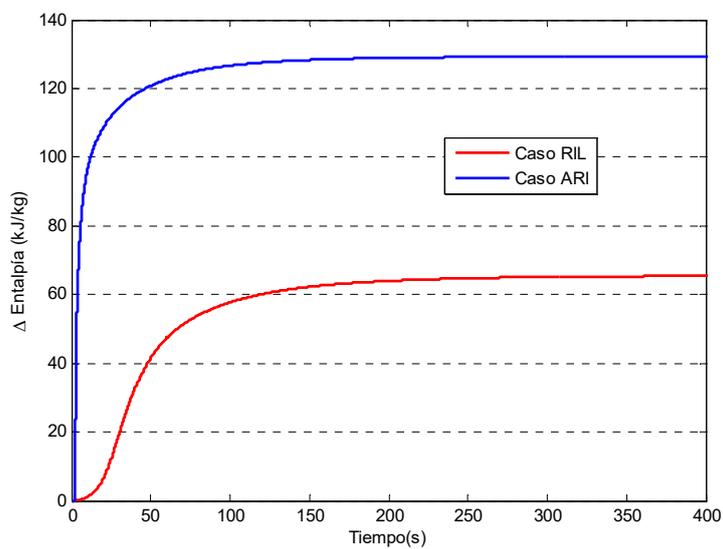


Figura 4.7. Evolución de la entalpía en los dos casos.

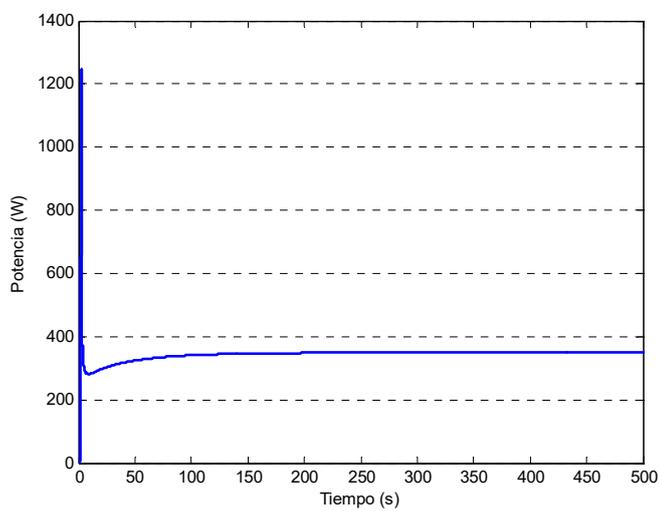


Figura 4.8. Evolución de la potencia en el caso ARI.

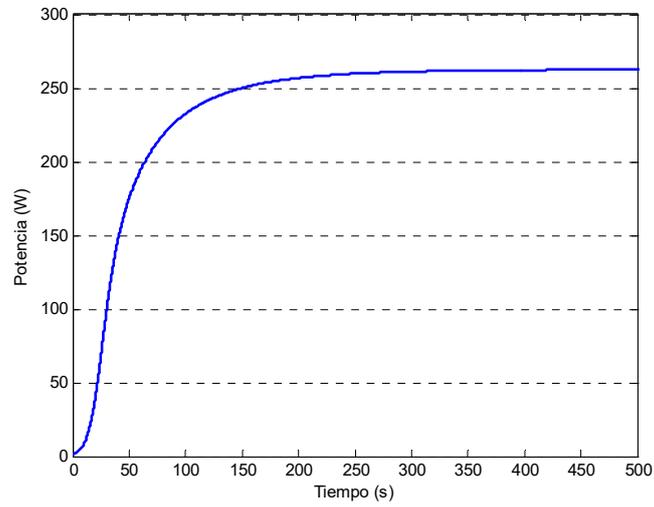


Figura 4.9. Evolución de la potencia en el caso RIL.

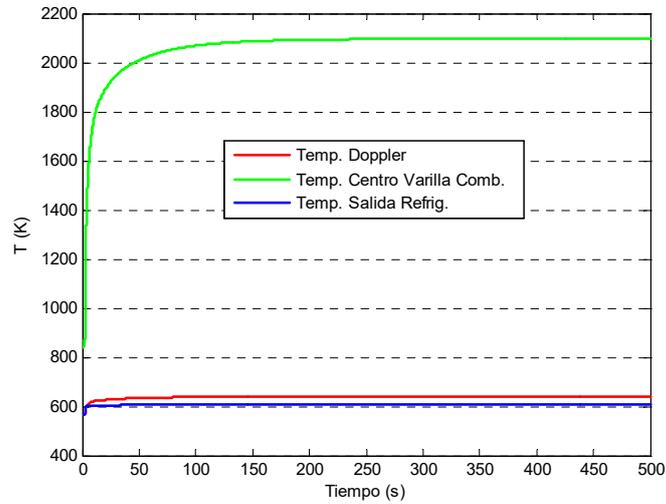


Figura 4.10. Evolución de las temperaturas en el caso ARI.

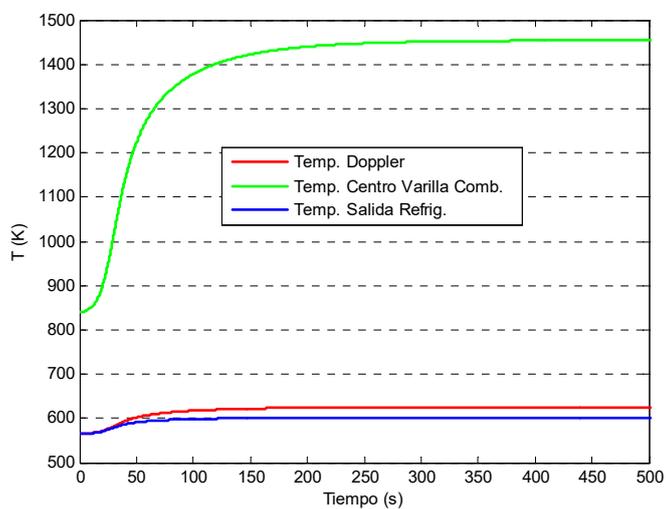


Figura 4.11. Evolución de las temperaturas en el caso RIL.

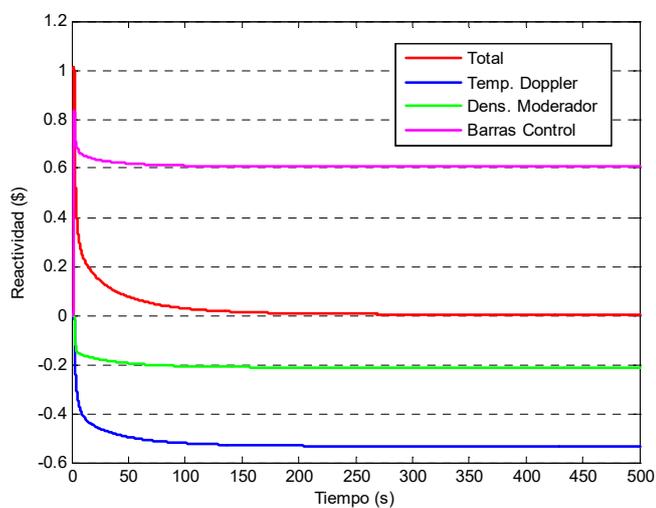


Figura 4.12. Evolución de la reactividad en el caso ARI.

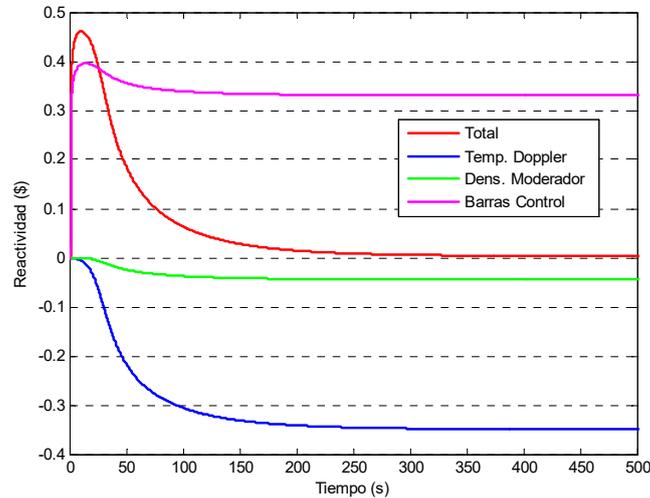


Figura 4.13. Evolución de la reactividad en el caso RIL.

4.2.3. Conclusiones.

En este trabajo se ha presentado el análisis de un REA 3D en una central PWR de diseño Westinghouse con RELAP5/PARCS v2.7 utilizando las tablas de secciones eficaces obtenidas con la metodología SIMTAB. Para este análisis, se han estudiado dos condiciones de inserción diferentes en parada en caliente: la primera con todas las barras de control insertadas y la segunda con las barras de control en la posición del límite de inserción.

El núcleo del reactor se ha modelado con 10 canales termohidráulicos. El estado estacionario inicial corresponde con una condición de operación de parada en caliente (HZP), con una densidad del moderador de 742 kg/cm^3 y una temperatura del combustible de 565.6 K . El valor de la barra expulsada es diferente en cada uno de los casos estudiados.

El transitorio comienza con la expulsión de la barra de mayor valor, que es completamente expulsada en 0.1 s . La evolución del transitorio consiste en una inserción de reactividad positiva. El efecto Doppler causado por el incremento de la temperatura del fuel finaliza el transitorio.

En general, en este caso *best-estimate*, en condiciones de parada en caliente en los dos escenarios ARI y RIL, la potencia máxima alcanzada es menor que el nivel de disparo del reactor. De la misma manera, las temperaturas Doppler máximas son menores que los límites establecidos. Para la central nuclear PWR analizada, estos análisis muestran que este suceso no es relevante en cuanto a la seguridad nuclear.

4.3. Influencia del mapa de acoplamiento termohidráulico-neutrónico en el análisis del transitorio REA 3D utilizando RELAP5/PARCS v2.7 en una central PWR-KWU.

El progreso de los métodos analíticos ha desarrollado los códigos termohidráulicos clásicos como el RETRAN (Peterson, McFadden, Paulsen, Gose, & Shatford, 1998), TRACE (NRC, 2010) y RELAP5 (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001) hacia códigos modernos con total capacidad para realizar análisis de cinética 3D de una manera dinámica, para simular el comportamiento de núcleos de una manera más real y para predecir las excursiones localizadas de potencia como ocurre en un Accidente de Inserción de Reactividad (RIA). Estos códigos deben ser alimentados con los datos cinéticos de códigos como CASMO-SIMULATE (Knott et al., 1995), (Cronin et al., 1995). La metodología SIMTAB (Roselló, 2004) proporciona una herramienta fácil para extraer las tablas de secciones eficaces y parámetros cinéticos desde SIMULATE a los códigos neutrónico-termohidráulicos, haciendo posible estudios de reactividad en núcleos de reactores BWR y PWR. SIMTAB permite una transferencia más precisa del estado cinético inicial del reactor del código físico al código termohidráulico y proporciona una respuesta adecuada de la cinética durante todo el transitorio.

Se ha analizado el comportamiento del núcleo de una central PWR-KWU en un accidente de expulsión de barra (REA) con el código acoplado neutrónico-termohidráulico RELAP5/PARCS v2.7 (Downar et al., 2004), utilizando las tablas de secciones eficaces y otros parámetros cinéticos obtenidos con la metodología SIMTAB, desarrollada en la UPV. Se ha estudiado este transitorio operando al 30% de la potencia nominal a principio de ciclo.

En este trabajo se presenta el estudio de la influencia de la definición del modelo termohidráulico en los análisis REA en una central PWR-KWU con el código acoplado RELAP5/PARCS v2.7. Se han realizado una serie de cálculos con diferente número de canales termohidráulicos para representar el núcleo del reactor. Estos canales se han acoplado con el modelo neutrónico, que es un modelo uno a uno, es decir, cada elemento combustible se representa mediante un nodo radial en el código PARCS v2.7. El “*mapping*” entre los modelos termohidráulico y neutrónico se han realizado de diferentes maneras para analizar su influencia en los resultados 3D.

Los resultados han mostrado que el pico de potencia alcanzado en este transitorio es fuertemente dependiente del modelo termohidráulico del núcleo. Además, el perfil de potencia axial depende del “*mapping*” neutrónico-termohidráulico y su precisión, comparada con el perfil de SIMULATE determina la precisión de los resultados 3D. Por tanto, este trabajo contribuye a la obtención de resultados más precisos en los análisis de transitorios REA en una central PWR-KWU.

4.3.1. Descripción del modelo.

Se ha estudiado el transitorio REA en una central PWR-KWU operando al 30% de la potencia nominal a principio de ciclo utilizando diferentes modelos termohidráulicos.

El reactor de esta central contiene 177 elementos combustible. Cada elemento combustible tiene 236 barras de combustible y 20 tubos guía. La discretización nodal neutrónica consiste en 177 x 32 nodos activos, considerando 27 elementos combustibles diferentes (incluyendo uno para representar el reflector radial) con 867 composiciones neutrónicas. Las tablas de secciones eficaces se han generado con la metodología SIMTAB a partir del código CASMO-SIMULATE. Un análisis de sensibilidad previo, utilizando un número mayor de composiciones y comparando los resultados con CASMO-SIMULATE, demuestra que el número de composiciones considerado es adecuado.

El modelo neutrónico utiliza 2 grupos de neutrones instantáneos y 6 grupos de precursores de neutrones retardados. La condición de contorno para la ecuación de la difusión neutrónica es flujo nulo en la cara externa del reflector.

Radialmente, el núcleo se ha dividido en celdas de 23 x 23 cm, cada una corresponde a un elemento combustible, más el reflector radial. El mapa radial contiene 177 elementos combustibles y 64 elementos reflectores.

Axialmente, el núcleo está dividido en 34 niveles (32 corresponden con el núcleo activo y 2 a los reflectores inferior y superior) con una altura de 10.625 cm cada uno, con lo que la altura total del núcleo activo es de 340 cm.

Inicialmente, el núcleo del reactor se ha modelado con 10 canales termohidráulicos conectados con componentes BRANCH y el bypass se ha modelado como un canal independiente (ver Figura 4.14). Las condiciones de contorno en la parte inferior y superior del núcleo se han modelado con componentes *time dependent volume* (TMDPVOL) y *time dependent junction* (TMDPJUN) como se muestra en la Figura 4.15. Cada canal termohidráulico está conectado a una estructura de calor.

Análisis previos han determinado que la barra de control con el valor mayor pertenece al banco número 6 y está en la posición 14-10. Los canales termohidráulicos que rodean a la barra de control que va a ser expulsada se han modelado como canales independientes, mientras que el resto se han agrupado en un único canal 10 (ver Figuras 4.16 a 4.19).

| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 | 14 | 15 | 16 | 17 | | |
|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|----|
| | | | | | 250 | 250 | 250 | 250 | 250 | 250 | 250 | | | | | | 1 | |
| | | | 250 | 250 | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 250 | 250 | | | | 2 | |
| | | 250 | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 250 | | | 3 | |
| | 250 | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 250 | | 4 | |
| | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | | 5 | |
| 250 | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 250 | 6 |
| 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 7 |
| 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 8 |
| 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 102 | 103 | 104 | 100 | 250 | 9 | |
| 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 105 | 101 | 106 | 100 | 250 | 10 | |
| 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 107 | 108 | 109 | 100 | 250 | 11 | |
| 250 | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 250 | 12 |
| | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | | 13 |
| | 250 | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 250 | | | 14 |
| | | 250 | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 250 | | | | 15 |
| | | | 250 | 250 | 250 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 250 | 250 | 250 | | | | | 16 |
| | | | | | 250 | 250 | 250 | 250 | 250 | 250 | 250 | | | | | | | 17 |

Figura 4.14. Canales termohidráulicos del modelo inicial.

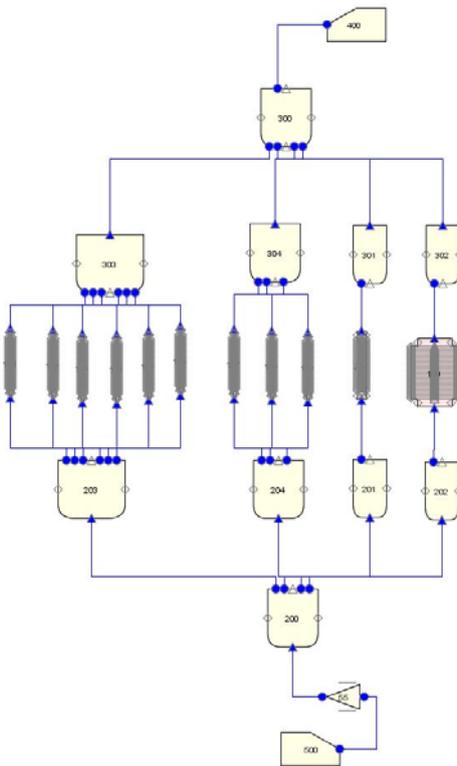


Figura 4.15. Representación con SNAP del modelo de RELAP5.

Junto con este modelo inicial, se han estudiado otros 4 modelos termohidráulicos diferentes. Estos modelos termohidráulicos se han obtenido a partir del modelo inicial, incrementando el número de canales alrededor de la posición de la barra de control que va a ser expulsada. El número total de canales en cada uno de estos cuatro modelos son 25, 12, 13 y 14 respectivamente. Las Figuras 4.16 a 4.19 muestran los 4 modelos estudiados. En ellos, los números 100 a 124 representan los canales del núcleo del reactor y el número 250 representa el bypass del núcleo.

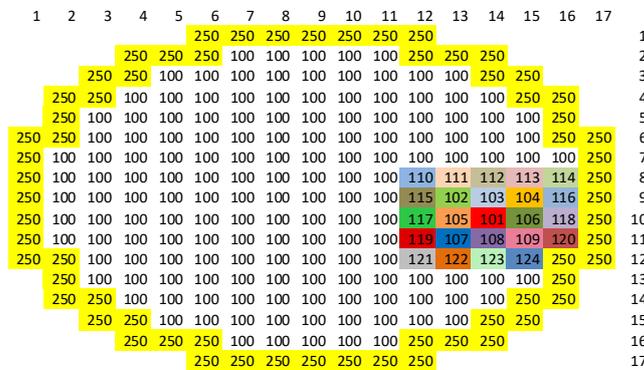


Figura 4.16. Canales termohidráulicos del modelo 2.

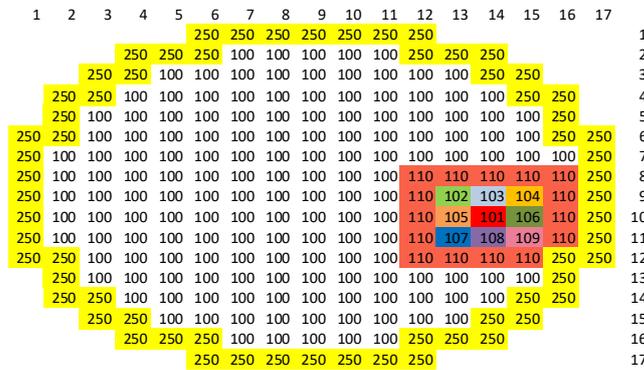


Figura 4.17. Canales termohidráulicos del modelo 3.

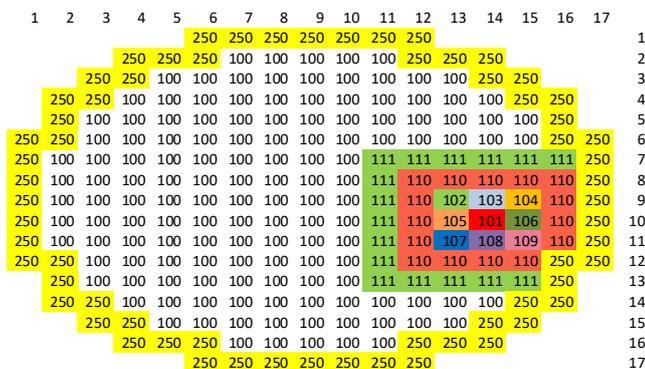


Figura 4.18. Canales termohidráulicos del modelo 4.

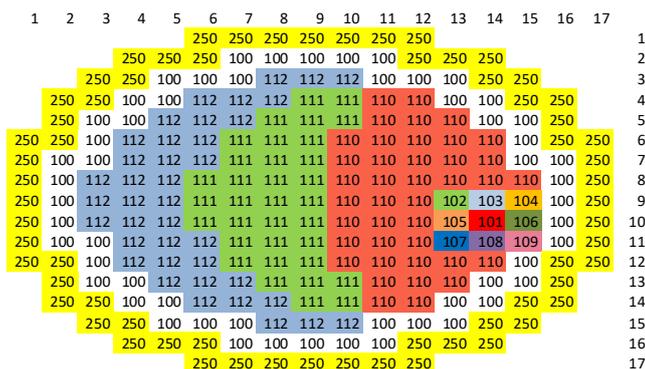


Figura 4.19. Canales termohidráulicos del modelo 5.

Las barras de control están agrupadas en 13 bancos. Inicialmente los bancos 1, 5 y 6 están totalmente insertados y el resto están totalmente extraídos. La Figura 4.20 muestra la configuración de los bancos de barras de control, en la que la barra expulsada está marcada en color rojo.

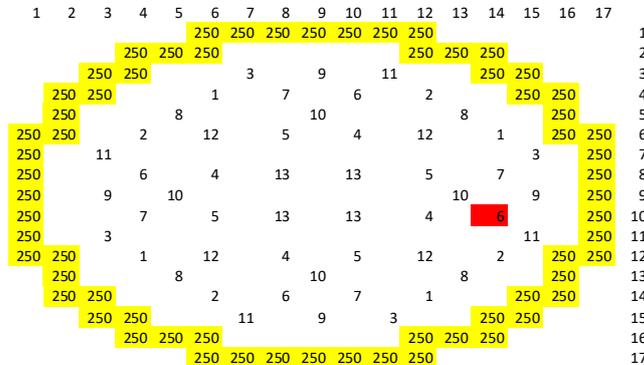


Figura 4.20. Bancos de barras de control.

El caudal que entra en el núcleo es de 15605.7 kg/s y se considera uniformemente distribuido entre los canales.

El estado estacionario inicial corresponde con una condición de operación del 30% de la potencia nominal, con una densidad del moderador de 734 kg/cm³ y una temperatura del combustible de 569.55 K.

El transitorio comienza con la expulsión de la barra 14-10, cuyo valor de barra es de 408 pcm. El valor de la fracción efectiva de neutrones diferidos, β_{ef} , es igual a 0.00605. La barra es completamente expulsada en 0.1 s.

4.3.2. Resultados.

Resultados del estado estacionario.

El estado estacionario inicial se ha simulado con el código acoplado RELAP5/PARCS v2.7. Como se ha explicado anteriormente, los parámetros utilizados para comparar los resultados con los de SIMULATE, son el perfil de potencia axial y la constante de multiplicación efectiva, k_{eff} . Las Figuras 4.21 a 4.25 muestran los perfiles de potencia axial de los 5 casos analizados: modelo inicial, modelo 2, modelo 3, modelo 4 y modelo 5.

Para comparar la precisión de los resultados de RELAP5/PARCSv2.7 con los de SIMULATE entre los 5 casos, también se ha calculado el valor del error cuadrático medio (*Root Mean Square – RMS*) de los errores absolutos en los perfiles de potencia axial. La comparación de k_{eff} y *RMS* se resume en la Tabla 4.3.

Tabla 4.3. Valores de k_{eff} y RMS de los modelos analizados.

| Caso | k_{eff} SIMULATE | k_{eff} RELAP5/PARCS v2.7 | Error Absoluto (pcm) | RMS (%) |
|----------------|-----------------------|--------------------------------|-------------------------|------------|
| Modelo inicial | 0.99302 | 0.995495 | 247.5 | 6.35 |
| Modelo 2 | 0.99302 | 0.994416 | 139.6 | 5.84 |
| Modelo 3 | 0.99302 | 0.994530 | 151 | 6.22 |
| Modelo 4 | 0.99302 | 0.994530 | 151 | 6.22 |
| Modelo 5 | 0.99302 | 0.994152 | 113.2 | 4.94 |

Los mejores resultados se obtienen con el modelo termohidráulico número 5.

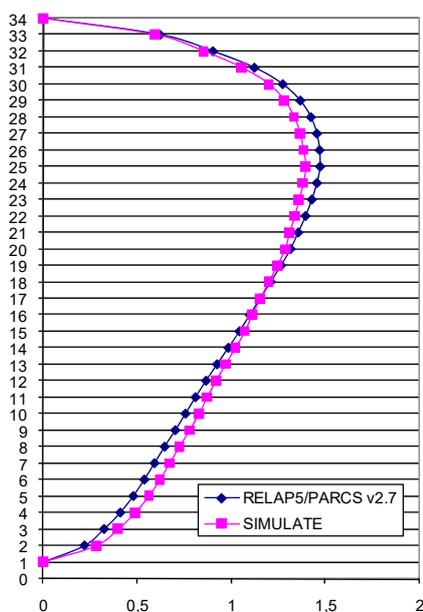


Figura 4.21. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo inicial.

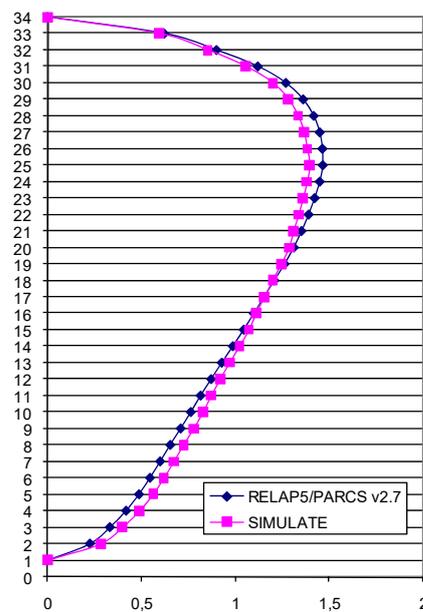


Figura 4.22. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo 2.

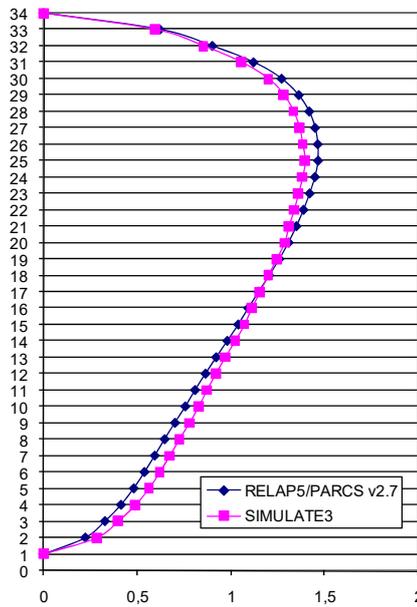


Figura 4.23. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo 3.

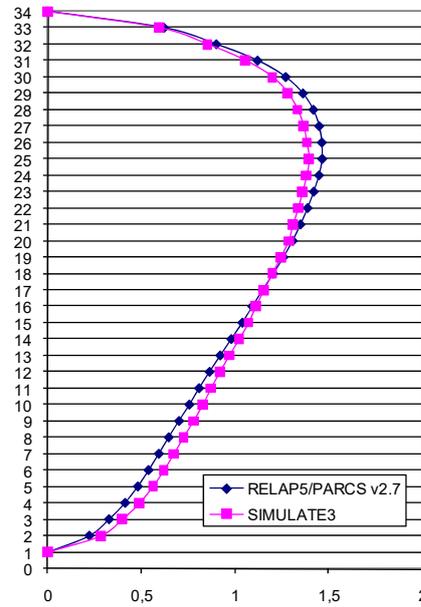


Figura 4.24. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo 4.

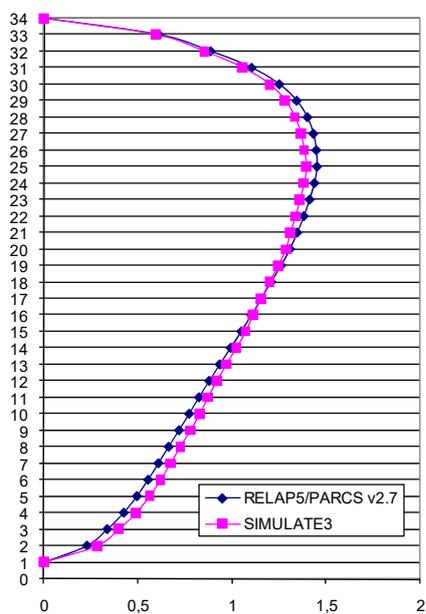


Figura 4.25. Comparación de los perfiles de potencia axial en el modelo 5.

Resultados del transitorio.

En los cinco casos, la potencia inicial es del 30% de la potencia nominal del reactor. La barra de control de mayor valor es expulsada en 0.1s. La evolución del transitorio consiste en una inserción de reactividad positiva. El efecto Doppler causado por el incremento de la temperatura del fuel finaliza el transitorio.

La Figura 4.26 muestra la evolución de la potencia durante el transitorio en los cinco casos analizados.

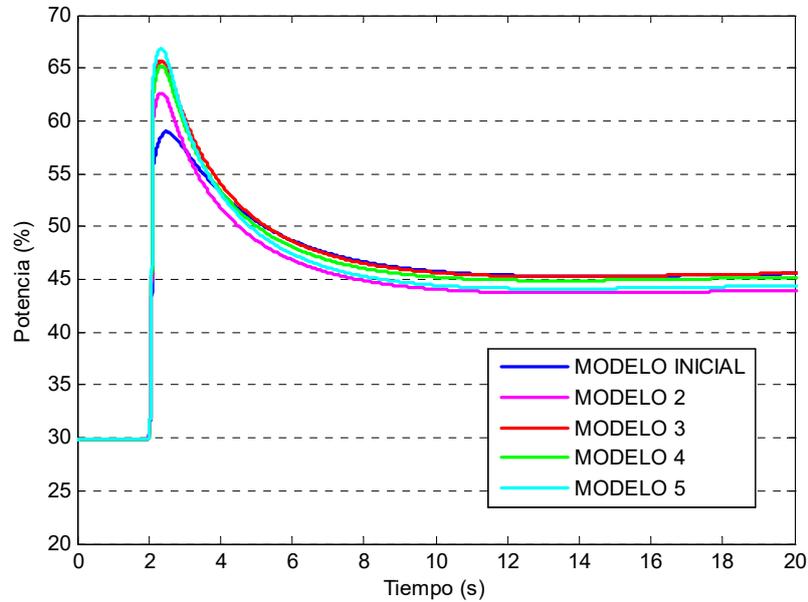


Figura 4.26. Evolución de la potencia total del reactor durante el transitorio.

Como se puede observar en la Figura 4.26, se produce en todos los casos un primer pico de potencia, seguido de una disminución de la potencia hasta alcanzar un valor estable de alrededor el 45% de la potencia nominal. La diferencia entre los casos estudiados está en el pico de potencia alcanzado. El mayor pico se alcanza con el modelo termohidráulico 5, mientras que el menor valor se alcanza con el modelo inicial.

La Figura 4.27 muestra la comparación de la evolución de la entalpía durante el transitorio en los cinco casos estudiados. El mayor valor de entalpía se alcanza con el modelo inicial y la menor entalpía se alcanza con el modelo 2.

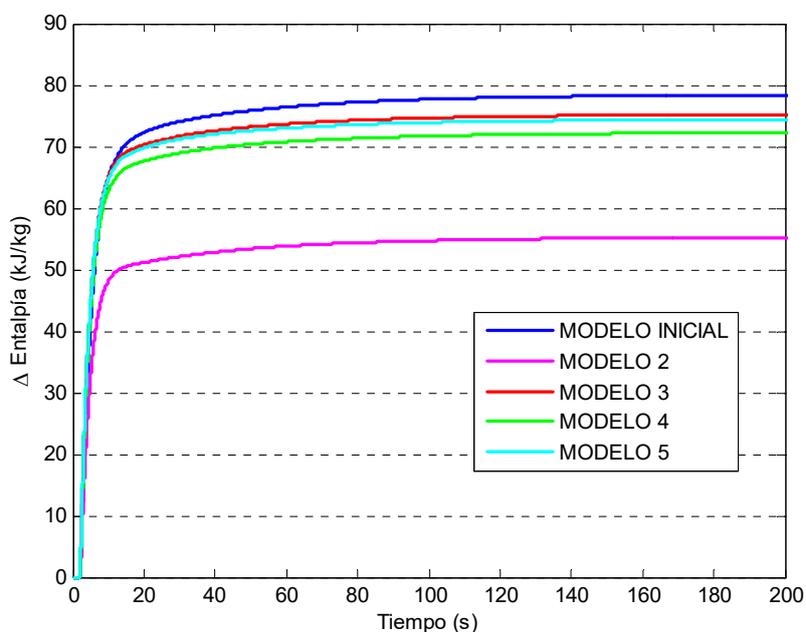


Figura 4.27. Evolución de entalpía durante el transitorio.

El pico de potencia y los valores máximos de entalpía alcanzados en cada uno de los cinco casos se muestran en la Tabla 4.4.

Tabla 4.4. Comparación de los picos de potencia y máximo de entalpía.

| Caso | Pico de potencia (%) | Max. ΔEntalpía (kJ/kg) |
|----------------|----------------------|------------------------|
| Modelo inicial | 58.997 | 78.555 |
| Modelo 2 | 62.659 | 53.341 |
| Modelo 3 | 65.692 | 75.349 |
| Modelo 4 | 65.202 | 72.352 |
| Modelo 5 | 66.824 | 74.522 |

Las Figuras 4.28 a 4.31 muestran la evolución de la reactividad durante el transitorio en los cinco casos analizados. Las Figuras 4.32, 4.33 y 4.34 muestran la evolución de la

temperatura en el centro de la pastilla de combustible, la evolución de la temperatura del refrigerante a la salida del núcleo y la evolución de la temperatura Doppler respectivamente. En estas figuras se representa el nodo más caliente en cada paso de tiempo.

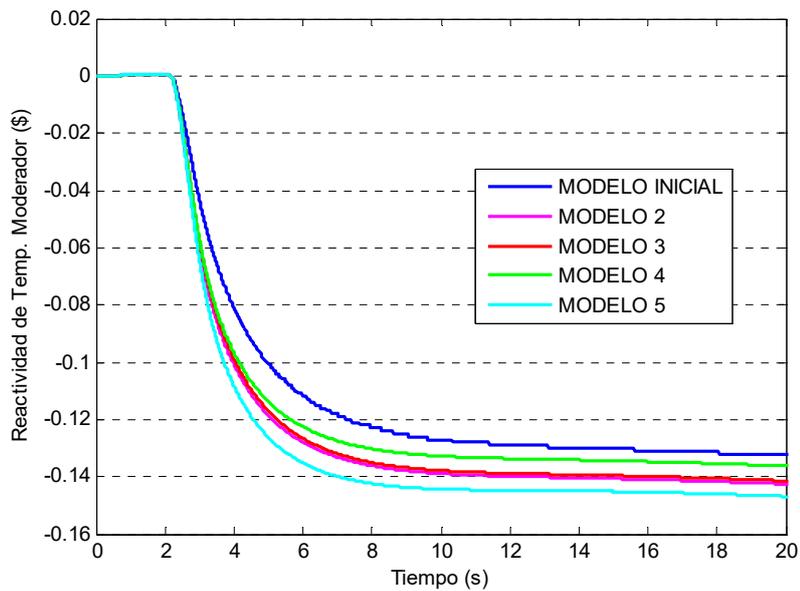


Figura 4.28. Evolución de la reactividad del moderador.

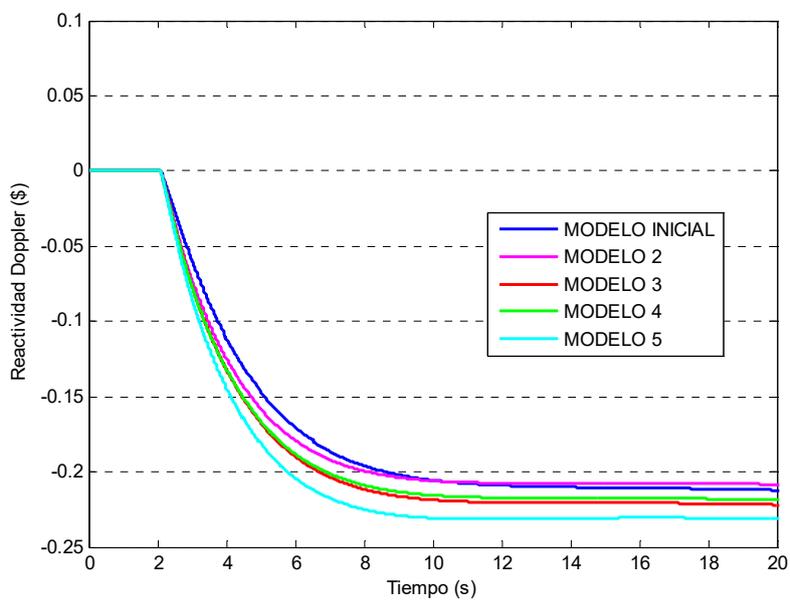


Figura 4.29. Evolución de la reactividad Doppler.

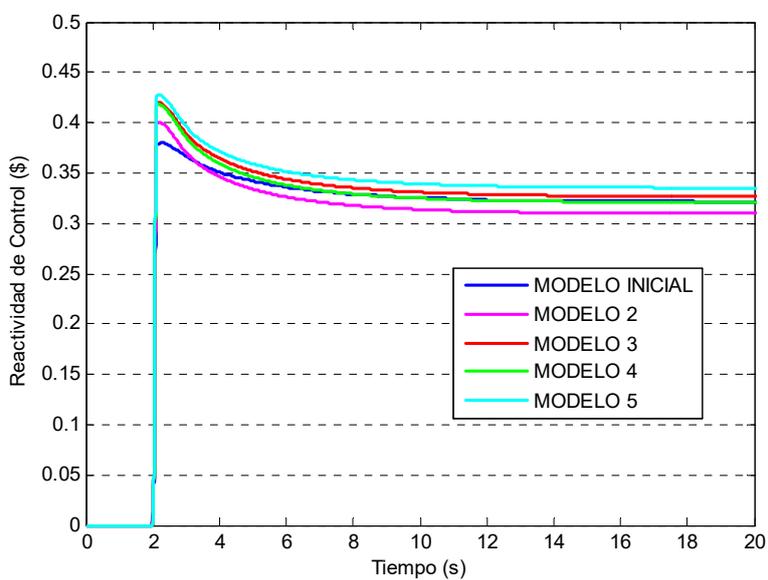


Figura 4.30. Evolución de la reactividad de las barras de control.

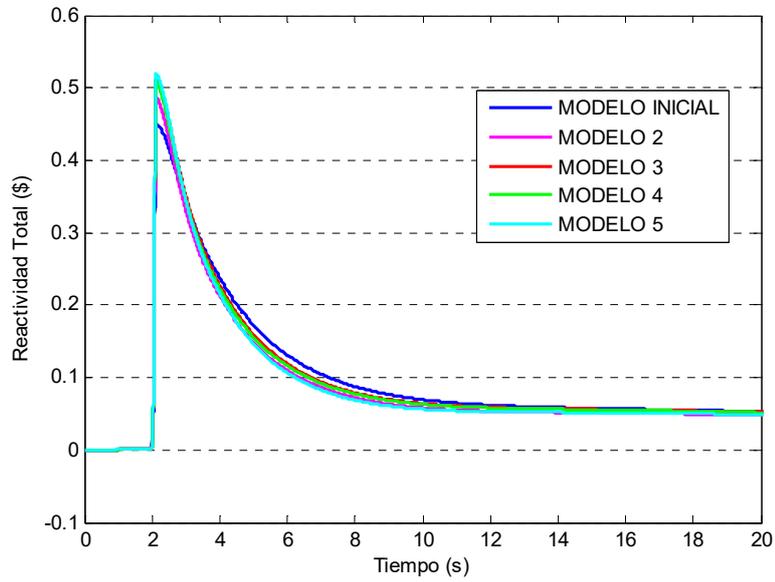


Figura 4.31. Evolución de la reactividad total.

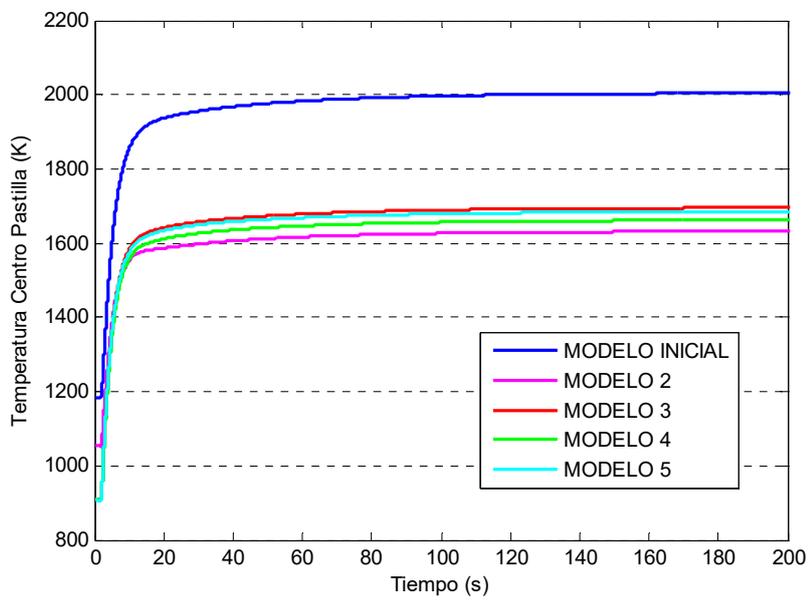


Figura 4.32. Evolución de la temperatura del combustible en el centro.

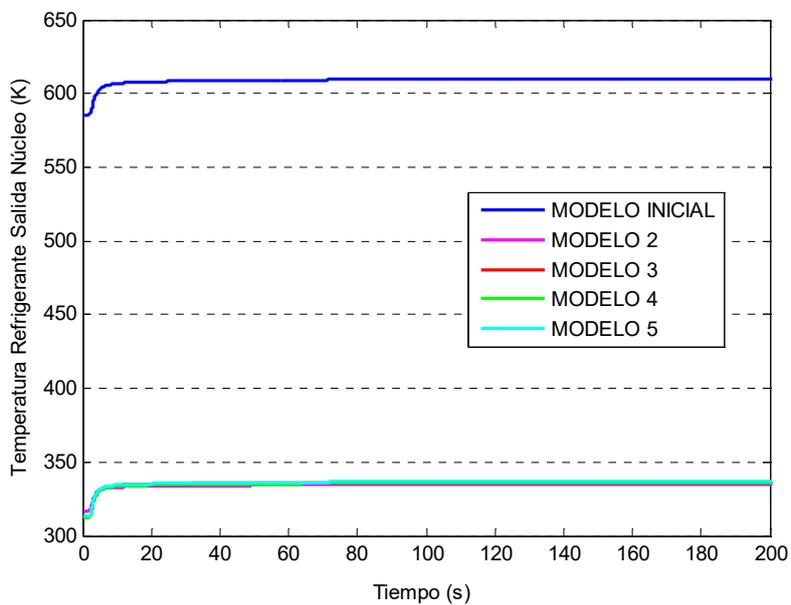


Figura 4.33. Evolución de la temperatura del refrigerante.

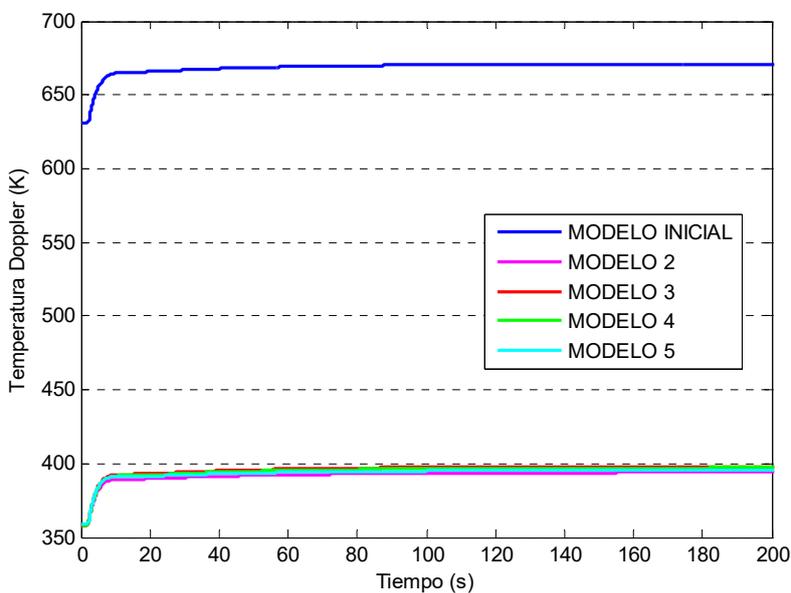


Figura 4.34. Evolución de la temperatura Doppler.

4.3.3. Conclusiones.

Para comparar los resultados obtenidos con una referencia, la planta ha proporcionado resultados obtenidos en cálculos conservadores. Para todos los parámetros escogidos para analizar este transitorio, los resultados obtenidos con los modelos termohidráulicos analizados son menores que los conservadores, como era de esperar.

Utilizando los resultados de los análisis conservadores como referencia, se puede concluir que, se obtienen resultados *best-estimate* con el modelo número 5, más que con el modelo inicial, en la evolución de la temperatura como en la evolución de la potencia.

La diferencia entre las temperaturas utilizando el modelo inicial y el resto de modelos, nos lleva a considerar que utilizando pocos canales la transferencia de calor alrededor del canal más caliente no está bien modelada.

Los cuatro modelos estudiados permiten obtener resultados *best-estimate*, más que utilizando el modelo inicial. El modelo inicial es más conservador que el resto.

4.4. Análisis de un transitorio de inyección de boro con RELAP5/PARCSv2.7.

El artículo de este apartado es:

Implementation of control rod movement and boron injection options by using control variables in RELAP5/PARCSv2.7 coupled code. Progress in Nuclear Energy, 2011, Vol. 53, p.1084-1090.

En un reactor de agua a presión (PWR) el control de la reactividad se realiza por medio de dos sistemas separados e independientes: los bancos de barras de control y el Sistema de Control Químico y de Volumen (CVCS) en el circuito primario. Mediante los bancos de barras de control se controlan los cambios en la reactividad en condiciones de operación normal y en transitorios previstos en funcionamiento, limitando el daño a los elementos combustibles. Mediante la inyección o dilución de boro se mantienen los límites de diseño de los elementos combustibles en condiciones de operación. Ambos sistemas son capaces de mantener el reactor subcrítico en condiciones de parada en caliente.

Los transitorios de dilución incontrolada de boro pertenecen a los accidentes por inserción de reactividad (RIA), correspondientes a los accidentes base de diseño de un reactor PWR. Con el fin de simular estos transitorios se ha desarrollado un modelo termohidráulico con el código RELAP5-MOD3.3 (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001).

En este trabajo se presentan los resultados de un transitorio de inyección de boro, con el fin de comprobar el modelo termohidráulico desarrollado. Este transitorio se ha simulado utilizando el código acoplado neutrónico-termohidráulico RELAP5-MOD3.3/ PARCSv2.7 (Downar et al., 2004).

En trabajos previos (Barrachina et al., 2011) se añadió una nueva prestación al código acoplado RELAP5-MOD3.3/ PARCSv2.7 gracias a la cual es capaz de analizar transitorios en los cuales se produce una variación en la concentración de boro. La implementación de la opción de inyección/dilución de boro consiste en la modificación del código fuente para que sea capaz de utilizar tablas de secciones eficaces distintas para diversas concentraciones de boro e interpolar entre ellas, así como en la mejora de la información que comparten estos códigos.

Las tablas de secciones eficaces se generan mediante la metodología SIMTAB (Roselló, 2004) a partir de CASMO-SIMULATE (Knott et al., 1995) (Cronin et al., 1995). En concreto con SIMTAB se obtienen 4 ficheros de secciones eficaces correspondientes a las situaciones de barras de control completamente insertadas y completamente extraídas, ambas para dos concentraciones de boro distintas.

La sección eficaz $\Sigma(t_f, d_m)$ se obtiene de estas tablas, para cada nodo (x, y, z) , mediante la nueva metodología implementada en el código PARCS v2.7, para 0 y 2500 ppm. Luego se interpola linealmente para obtener la sección eficaz $\Sigma(t_f, d_m)$ para cada $ppm(x, y, z)$ obtenido de RELAP5, entre 0 y 2500 ppm. Si no se está trabajando con el código RELAP5/PARCS v2.7 acoplado, la concentración de boro en cada nodo, $ppm(x, y, z)$, es igual al valor de ppm introducido en el fichero de entrada de PARCS.

4.4.1. Descripción del modelo.

Para la simulación se modela un reactor KWU-Siemens de tres lazos. La planta consta de tres generadores de vapor, tres bombas de refrigerante del reactor y un presionador. La inyección de agua borada se realiza y controla mediante el Sistema de Control Químico y de Volumen (CVCS). El agua borada se almacena en un tanque y se inyecta en el núcleo del reactor a través de una de las líneas de la rama fría.

El modelo termohidráulico de este reactor genérico se ha desarrollado mediante el código RELAP5-MOD3.3. El modelo incluye los componentes del circuito primario y también el lazo del secundario de los generadores de vapor. En la Figura 4.35 se muestra la nodalización del modelo termohidráulico completo.

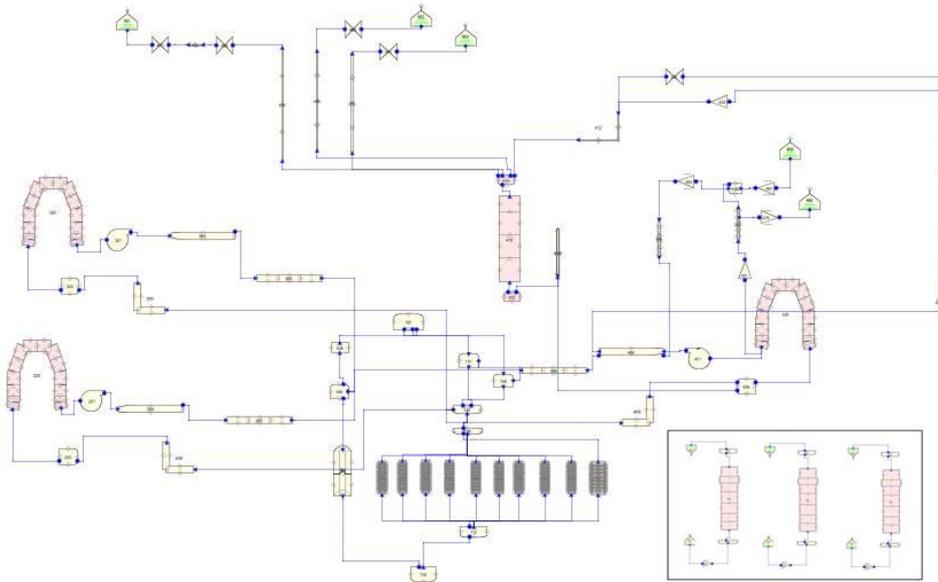


Figura 4.35. Representación de la nodalización en RELAP5 mediante SNAP.

El modelo incluye los tres lazos de refrigerante conectados a la vasija a presión. Cada lazo de refrigerante cuenta con una bomba de refrigerante y el lazo del primario de un generador de vapor.

El lado del secundario de los generadores de vapor se ha modelado separadamente, y se ha conectado con el lado del primario a través de una estructura de calor.

El presionador está conectado entre las ramas fría y caliente de uno de los lazos del refrigerante como puede observarse en la Figura 4.35. El Sistema de Control Químico y de Volumen (CVCS) se ha modelado en ese lazo para que la inyección de boro se realice a través de este sistema.

Núcleo y vasija.

El núcleo se ha modelado con 10 canales termohidráulicos, 9 correspondientes al núcleo y 1 representando el bypass, tal y como se muestra en la Figura 4.36. Este mapa de canales se ha obtenido de dividir el núcleo en tres regiones, correspondientes a cada lazo de refrigerante, y agrupar los elementos combustibles en cada una de las regiones en tres canales termohidráulicos.

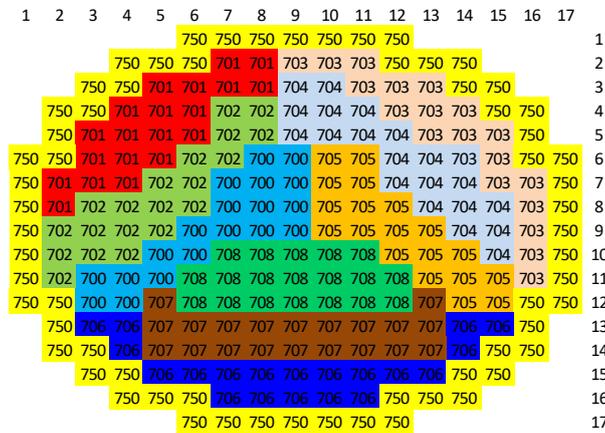


Figura 4.36. Nodalización del núcleo.

Cada uno de los canales se ha modelado con 34 nodos axiales. Los nodos axiales 1 y 34 representan la región no activa del núcleo.

Los *plenums* superior e inferior se han modelado utilizando componentes *branch*. El *downcomer* se ha modelado con un componente *annulus*.

Lazos del refrigerante.

Los tres lazos del refrigerante son idénticos. Las ramas calientes están conectadas a la salida del núcleo, y mediante tuberías se conectan al lado del primario del generador de vapor, que calienta el agua del lado del secundario con una estructura de calor (la temperatura del refrigerante disminuye aproximadamente 30 grados). El agua fría deja el generador de vapor y pasa a través de las bombas de refrigerante, aumentando su presión y momento cinético para ajustarlos a las condiciones de entrada al núcleo. El agua es conducida a través de tuberías a la vasija donde accede a través del *downcomer*.

Generadores de vapor.

Los generadores de vapor se han modelado de forma muy simple, conectando dos tuberías con una estructura de calor convectiva. La tubería del lado del primario tiene forma de ‘U’ invertida y se compone de 14 nodos. Cada nodo se conecta mediante la estructura de calor a la tubería del lado del secundario que el agua del secundario atraviesa a una menor presión produciendo vapor.

Presionador.

El presionador se modela en RELAP5 mediante un componente *prizer*. Como puede observarse en la Figura 4.37, el presionador se conecta a la rama caliente de uno de los lazos del refrigerante. El presionador mantiene el inventario de refrigerante, limita los cambios de presión causados por expansión o contracción termal del refrigerante y controla que la presión del sistema primario no exceda la presión de diseño. Para mantener la presión en el núcleo, el presionador tiene asociadas 4 estructuras de calor que actúan como calentadores eléctricos, calentando el agua cuando la presión disminuye. También se ha modelado el sistema de *spray*. El sistema de *spray* se alimenta con el agua de la rama fría. Este sistema se activa automáticamente cuando la presión es mayor que un valor especificado.

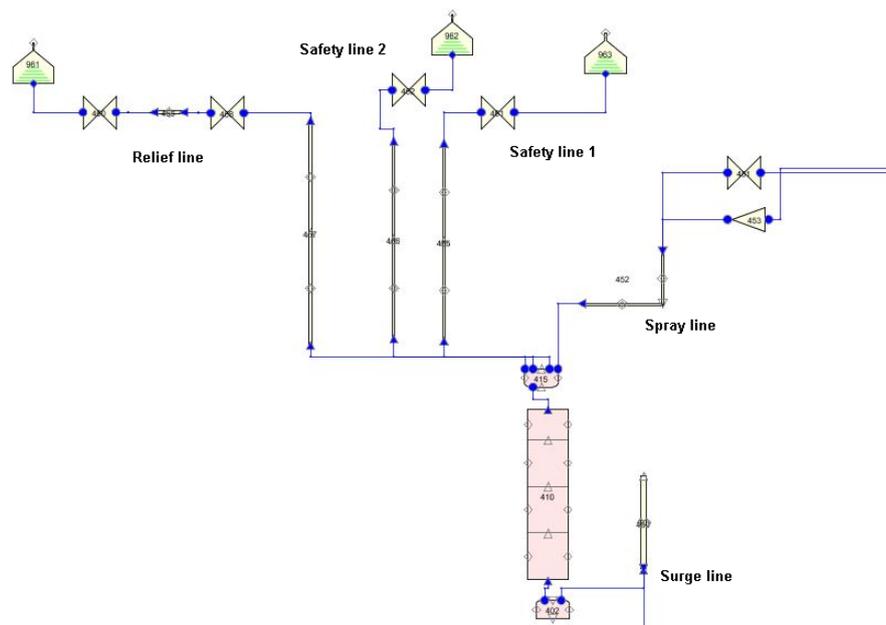


Figura 4.37. Vista de SNAP de la nodalización del presionador.

El sistema de control del presionador controla y mantiene la presión y el inventario de agua en el circuito primario del reactor. El control actúa en dos direcciones opuestas: incrementando o disminuyendo la presión en el circuito primario. Para disminuir la presión, el sistema de control abre parcialmente la servo-válvula de la línea de *spray* por medio de la comparación entre la presión media de la rama fría y el valor de tarado.

Por otro lado, para incrementar la presión, el control mediante calefacción consiste en cuatro estructuras de calor independientes que proporcionan el flujo de calor necesario para vaporizar el agua del presionador e incrementar el vapor de agua en el presionador. La potencia calorífica máxima de los calentadores es 1.638 MW. El esquema de control proporciona la cantidad de potencia calorífica y el número de calentadores que deben actuar para mantener la presión en el valor de referencia.

Sistema de Control Químico y de Volumen.

El CVCS se ha modelado con el propósito de ajustar la concentración de boro en el sistema de refrigeración primario. El sistema incluye el tanque de control de volumen, así como los tanques de almacenamiento que contienen el agua borada y el agua pura. Estos tanques se han modelado mediante componentes *time dependent volume*. El modelo del CVCS también consta de una línea de purga para mantener constante la masa de agua. La representación en SNAP del modelo del CVCS se muestra en la Figura 4.38.

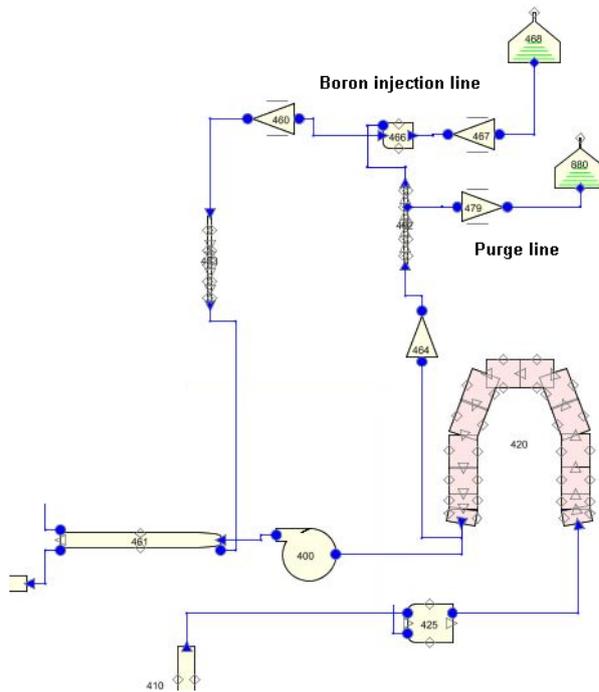


Figura 4.38. Vista en SNAP de la nodalización del CVCS.

Modelo neutrónico.

El modelo neutrónico representa el núcleo completo. Cada elemento combustible tiene 236 varillas de combustible y 20 tubos guía. La discretización nodal neutrónica consiste en 177x32 nodos activos, considerando 36 tipos distintos de elementos combustibles (incluyendo 1 que representa el reflector) con 1155 composiciones neutrónicas totales. Las tablas de secciones eficaces se generan mediante la metodología SIMTAB con CASMO-SIMULATE.

El modelo utiliza dos grupos de neutrones rápidos y seis grupos de neutrones diferidos, y la condición de contorno de la ecuación de difusión de los neutrones es flujo cero en la superficie exterior del reflector.

El núcleo se divide radialmente en celdas de 23x23cm, cada una de las cuales corresponde a un elemento combustible, más un reflector radial. Hay un total de 177 elementos combustibles y 64 elementos reflectores.

Axialmente, el núcleo se divide en 34 capas (32 capas de combustible más el reflector inferior y superior) de 10.625 cm de espesor cada una, con una altura total de 340cm.

La Figura 4.39 muestra el agrupamiento de las barras de control en bancos, que permanecerán totalmente extraídas durante el transitorio (ARO – All Rods Out).

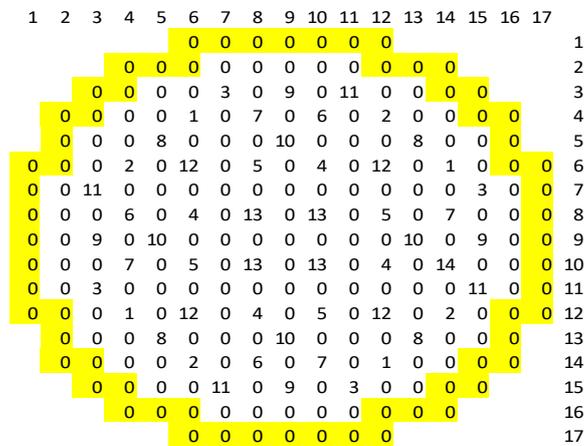


Figura 4.39. Grupos de barras de control.

4.4.2. Resultados del transitorio de inyección de boro.

Las condiciones en estado estacionario son: concentración de boro en el reactor 641 ppm, potencia total del reactor 3120 MW, flujo másico en el núcleo 15575.5 kg/s y flujo másico en el bypass de 565.7 kg/s.

La inyección de boro empieza en el segundo 100 y termina en el segundo 1000. Durante los 900s de duración de la inyección, un flujo másico de 20kg/s de agua borada (4100 ppm) entra en el núcleo a través de la línea de la rama fría.

En la Figura 4.40 se muestran la evolución de la potencia y de la concentración de boro. La potencia decrece hasta que la inyección de boro termina. La potencia final en el núcleo tras el transitorio es cercana a los 2770 MW y la concentración final de boro es de 1010 ppm.

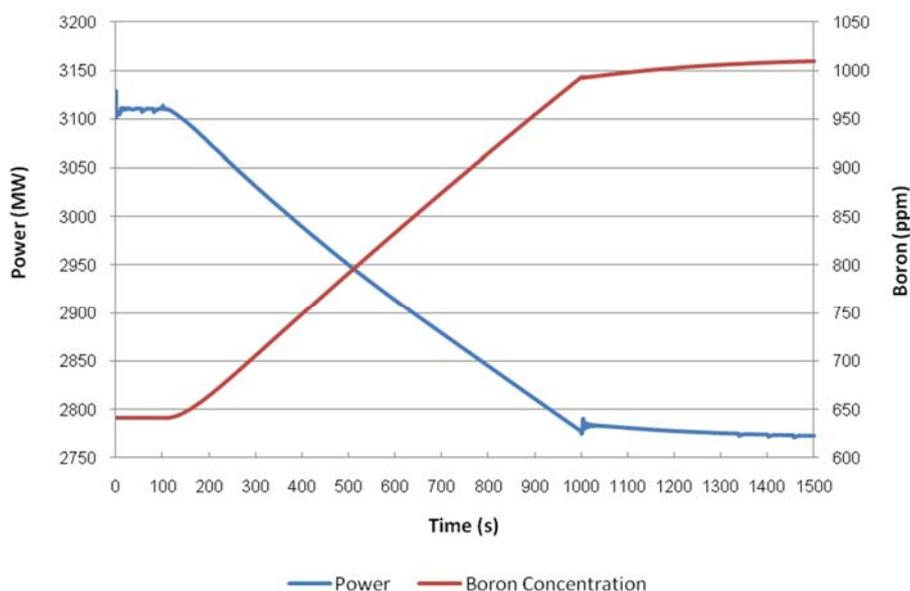


Figura 4.40. Evolución de la potencia y de la concentración de boro.

La evolución de la presión en el circuito primario durante el transitorio se muestra en la Figura 4.41. En estado estacionario la presión se mantiene en el punto de referencia 15.5 MPa. Cuando empieza la inyección de boro, la presión disminuye hasta estabilizarse alrededor de 15.455 MPa. Tras la inyección de boro, cuando el transitorio termina, la presión se incrementa volviendo al punto de referencia.

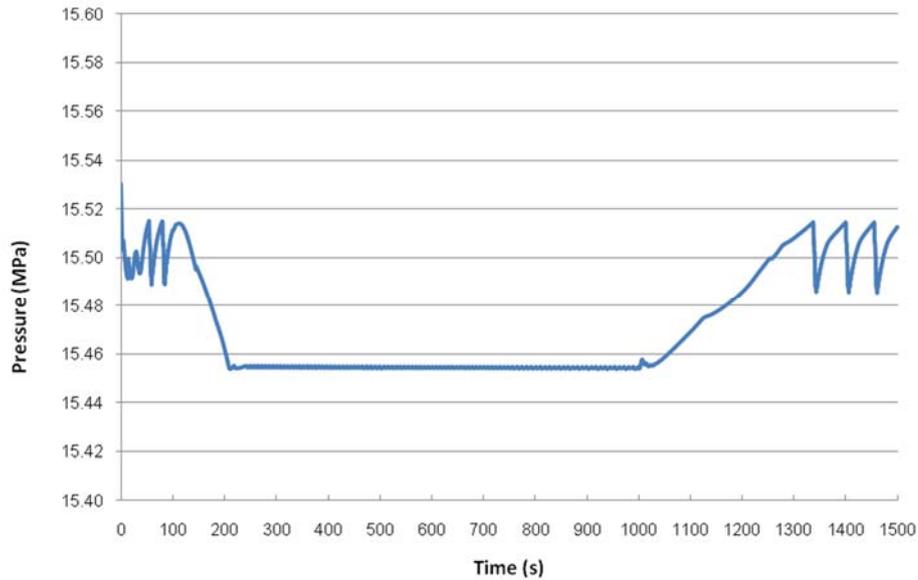


Figura 4.41. Evolución de la presión en el *plenum* superior.

En la Figura 4.42 se muestra la evolución de la reactividad durante el transitorio. La realimentación debida al efecto Doppler y a la densidad del moderador compensa la reactividad negativa introducida por el incremento de la concentración de boro.

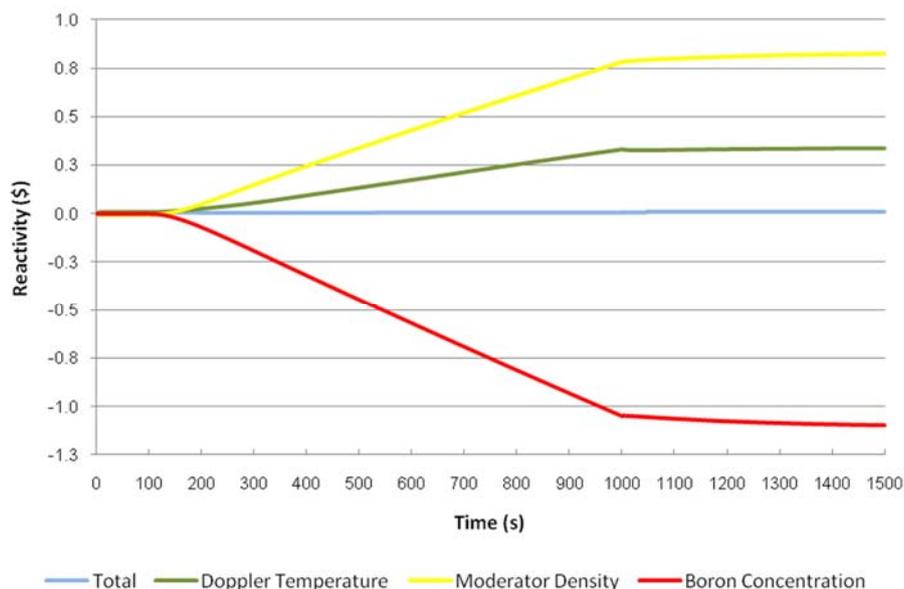


Figura 4.42. Evolución de la reactividad.

4.4.3. Conclusiones.

Se ha desarrollado un modelo neutrónico-termohidráulico con el que simular transitorios donde la concentración de boro se modifique.

Con el fin de probar el modelo, este trabajo analiza un transitorio de inyección de boro en un reactor nuclear PWR típico. El modelo termohidráulico incluye todos los componentes del circuito primario de un reactor PWR, los canales de combustible del núcleo modelados con componentes *pipe*, bombas, generadores de presión, presionadores, etc. La representación neutrónica del reactor se ha hecho en base a un modelo de elementos combustibles canal a canal para todo el núcleo.

El transitorio se ha simulado utilizando el código neutrónico-termohidráulico acoplado RELAP5-MOD3.3/ PARCSv2.7.

Los parámetros principales analizados son la potencia, la concentración de boro, la reactividad y la presión. La evolución de estos parámetros durante el transitorio muestra que las modificaciones realizadas en RELAP5/PARCSv2.7 están calificadas para modelar este tipo de eventos.

En el futuro, este modelo se utilizará para simular transitorios de dilución de boro que puedan suceder en reactores nucleares tanto durante su operación normal como en circunstancias accidentales.

4.5. Análisis del transitorio por disparo de turbina en C.N. Peach Bottom con los códigos acoplados TRAC-BF1/PARCSv2.7.

El interés que tiene el acoplamiento de códigos termohidráulicos y neutrónicos para una representación realista del comportamiento del núcleo del reactor o la planta completa se ha visto reflejado en el desarrollo de varios ejercicios internacionales de intercomparación de códigos (*benchmarks*) dirigidos por la Agencia de Energía Nuclear (NEA) de la Organización para la Cooperación Económica y el Desarrollo (OECD). Para un reactor BWR uno de los ejercicios más destacados es la simulación del transitorio por disparo de turbina. Este ejercicio utiliza un modelo neutrónico tridimensional y modelos termohidráulicos de núcleo y planta basados en el diseño real y los datos medidos en la central nuclear de Peach Bottom–unidad 2 (PB2) en el estado de Pensilvania, EE.UU.

Las modificaciones introducidas en los códigos termohidráulico TRAC-BF1 (NRC, 1992) y neutrónico 3D PARCSv2.7 (Downar et al., 2004) a fin de llevar a cabo el acoplamiento de los mismos se han cualificado mediante el análisis del TT2 de PB2 (Ejercicio 3, Ejercicio Extremo 2: disparo de turbina sin SCRAM en el reactor) (Solis, 2001). El acoplamiento de ambos códigos se ha implementado mediante la herramienta de comunicación *Parallel Virtual Machine* (PVM) (Pernice, 2005).

4.5.1. Descripción del transitorio.

Un transitorio por disparo de turbina (*Turbine Trip, TT*) en un reactor BWR es considerado uno de los eventos más complejos para ser analizados, ya que implica al núcleo del reactor, una alta presión del refrigerante, asociado a unas complejas interacciones con válvulas y tuberías con variables que cambian muy rápidamente.

El test PB2 TT2 comienza con un cierre repentino de la válvula de parada de la turbina (TSV) y, a continuación, la válvula de bypass de la turbina comienza a abrirse. Desde el punto de vista de fenómenos de flujo de fluidos, las ondas de presión y flujo desempeñan un papel importante durante la fase inicial del transitorio (de aproximadamente 1.5 segundos) debido a que una acción rápida de la válvula causa ondas sónicas, así como ondas secundarias, generadas en la vasija a presión. Las oscilaciones de la presión generada en la tubería de vapor principal se propagan con una atenuación relativamente pequeña en el núcleo del reactor. Los resultados inducidos por las oscilaciones de presión son cambios en la distribución de fracción de huecos y en el flujo del fluido. La magnitud del flujo de neutrones transitoria que tiene lugar en el núcleo del BWR se ve afectada por la velocidad inicial del incremento de presión causada por la oscilación de la presión y sufre una variación espacial. La simulación de la respuesta de la potencia para el pulso

de presión y consiguiente colapsamiento de huecos requiere un modelado 3D del núcleo complementado por una simulación 1D del resto del sistema de refrigeración del reactor.

El diseño de referencia para un BWR se deriva de los datos reales, datos de planta y operación de la central nuclear de Peach Bottom –unidad 2 y se basan en la información proveniente de los informes de EPRI (Carmichael, 1978; Hornyik, 1979; Larsen, 1978; Moberg, 1981) y algunas otras fuentes como el informe de PECO Energy Topical (Olson, 1988), los cuales se recopilan en los documentos del *benchmark* de Peach Bottom realizado por la NEA (Solis, 2001).

Los ejercicios anteriores de este *benchmark*, Ejercicio 1 y Ejercicio 2, ofrecen la oportunidad de inicializar el núcleo y modelar los sistemas, así como testear las capacidades del código a la hora de simular un fenómeno con relevancia termohidráulica-neutrónica. La potencia medida del núcleo ha sido utilizada como una condición de contorno en el primer ejercicio, y tan sólo se han realizado cálculos de núcleo empleando unas determinadas condiciones de contorno en el segundo ejercicio. El Ejercicio 3, combina elementos de los dos primeros ejercicios del *benchmark* y provee de un análisis de transitorio en su totalidad.

Descripción del Ejercicio 3.

El Ejercicio 3 (Akdeniz, Ivanov, & Olson, 2010) consiste en un caso base (llamado caso de mejor estimación, *best-estimate case*) y unos casos hipotéticos (llamados escenarios extremos, *extreme scenarios*). El propósito del caso *best-estimate* del Ejercicio 3 es proporcionar una evaluación completa de los códigos empleados en los análisis de transitorios, donde intervenga un acoplamiento 3D del núcleo y cálculos de sistemas. Además del caso base, el análisis de los escenarios extremos proporciona una visión adicional del comportamiento del reactor, que es el resultado de un acoplamiento dinámico de todo el sistema, es decir, la interacción entre la línea de vapor y los flujos por la vasija, la presión, la temperatura *Doppler*, la reactividad de la fracción de huecos y de control, así como la potencia. Los escenarios extremos analizados son los siguientes:

- Escenario Extremo 1: disparo de turbina con fallo en el sistema de alivio de vapor en bypass.
- Escenario Extremo 2: disparo de turbina sin SCRAM en el reactor.
- Escenario Extremo 3: disparo de turbina con fallo en el sistema de alivio de vapor en bypass y sin SCRAM en el reactor.
- Escenario Extremo 4: escenario combinado, disparo de turbina con fallo en el sistema de alivio de vapor en bypass, sin SCRAM en el reactor y son apertura de las válvulas de seguridad de alivio.

Los elementos clave del Ejercicio 3 se muestran en la Figura 4.43, a través de un esquema sencillo de un reactor BWR. El Escenario Extremo 1 (disparo de turbina sin apertura del sistema de alivio de bypass) y el Escenario Extremo 2 (disparo de turbina sin SCRAM)

se pueden considerar como fallos individuales y, por tanto, proporcionan información desde la perspectiva de la seguridad de la planta. El Ejercicio Extremo 3 (combinación del 1 y el 2), el cual considera la coincidencia de dos fallos independientes y el Escenario Extremo 4 (que adicionalmente al caso 3, no se produce la apertura de las válvulas de seguridad), que considera la coincidencia de tres fallos independientes, son poco probables desde el punto de vista de la seguridad, aunque ayudan a la comprensión de la dinámica en un corto período de tiempo de los sistemas del reactor. Por lo tanto, el Escenario Extremo 4, ofrece una comparación clara de los modelos físicos de los códigos.

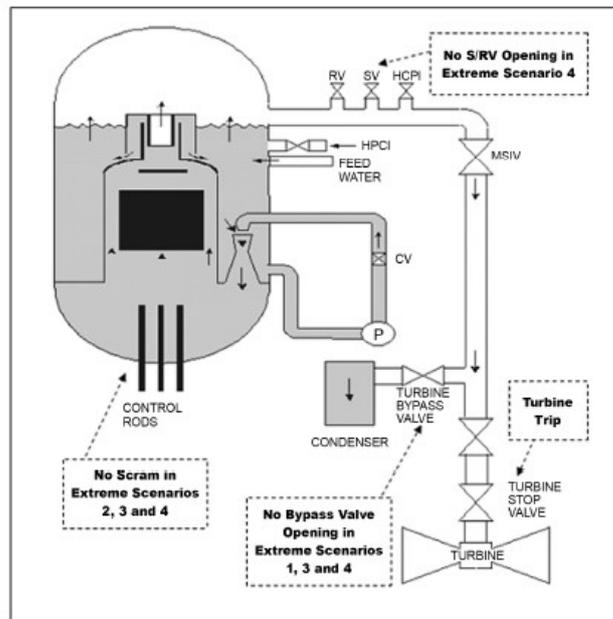


Figura 4.43. Elementos clave del Ejercicio 3 para el caso *best-estimate* y los escenarios extremos.

4.5.2. Descripción del modelo termohidráulico y neutrónico.

PB2 es un diseño de GE para un BWR/4 con una potencia térmica nominal de 3293 MW, un caudal nominal del núcleo de 12915 kg/s, un caudal de vapor nominal de 1685 kg/s, y una presión de entrada a la turbina de 6.65 MPa.

El modelo termohidráulico empleado en el código TRAC-BF1 se muestra en las Figuras 4.44 y 4.45.

anchura. Axialmente, el núcleo del reactor está dividido en 26 niveles (24 niveles de núcleo además de los reflectores inferior y superior) con una altura constante de 15.24 cm (incluyendo los nodos de reflector). La altura total del núcleo activo es de 365.76 cm. Las 185 barras de control proporcionan el control de la reactividad; las cuales se agrupan en 8 bancos de acuerdo a su posición de inserción inicial. Las Figura 4.46 y 4.47 muestran el mapa radial de elementos combustibles y la distribución de bancos de barras de control respectivamente.

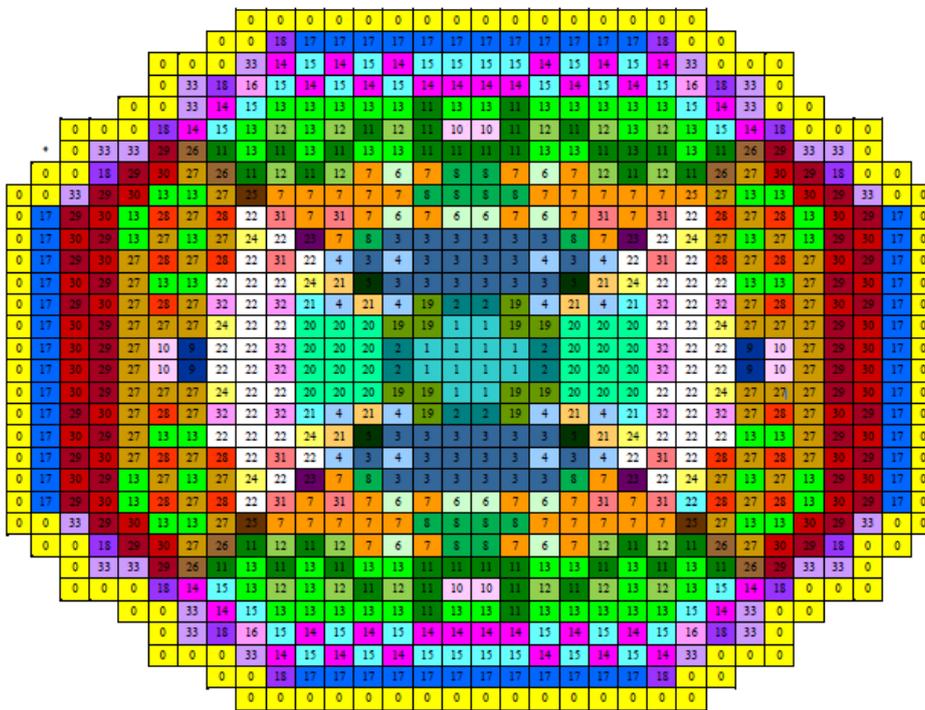


Figura 4.46. Mapa radial de elementos combustibles y distribución de bancos de barras de control.

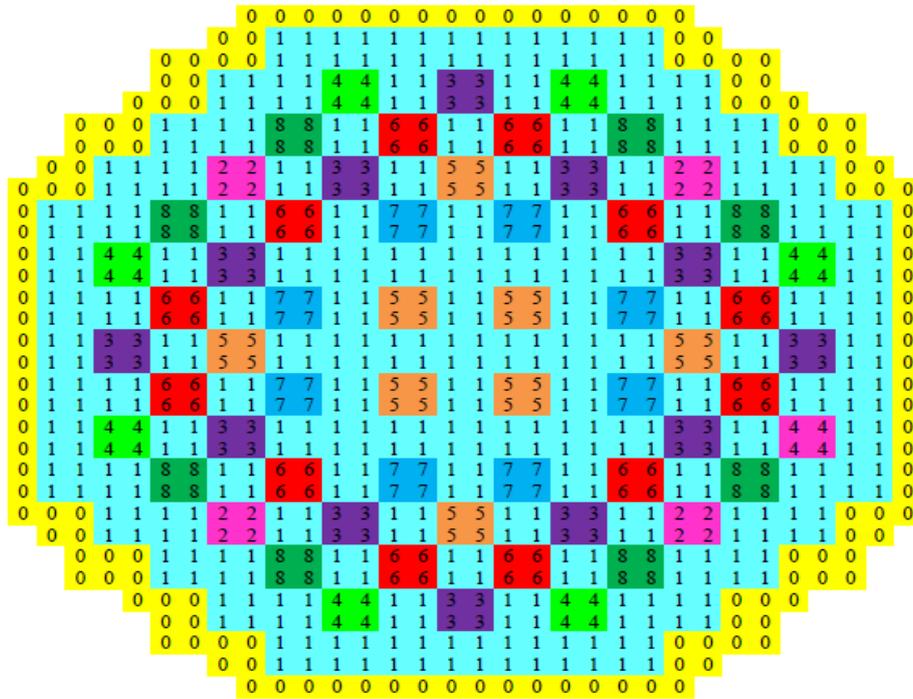


Figura 4.47. Distribución de bancos de barras de control.

Las condiciones termohidráulicas de partida a partir de las cuales se inicia el transitorio se resumen en la Tabla 4.5. La Figuras 4.48 y 4.49 muestran la posición de inserción de las barras de control y la distribución de potencia relativa axial que determinan la simulación del transitorio.

Tabla 4.5. Condiciones termohidráulicas iniciales del transitorio.

| | |
|---|-----------|
| Potencia térmica del núcleo, MW | 2030 |
| Nivel de potencia inicial, % | 61.6 |
| Potencia total, MW _e | 625.1 |
| Caudal de agua de alimentación, kg/s | 980.26 |
| Presión en el reactor, Pa | 6798470.0 |
| Caudal total por el núcleo, kg/s | 10445.0 |
| Entalpía de entrada, J/kg | 48005.291 |
| Temperatura del agua de alimentación, K | 442.31 |
| Caída de presión en el núcleo, Pa | 113560.7 |
| Caudal por la bomba de inyección a chorro, kg/s | 2871.24 |
| Calidad de salida media en el núcleo, fracción | 0.097 |
| Fracción de huecos media en el núcleo, fracción | 0.304 |

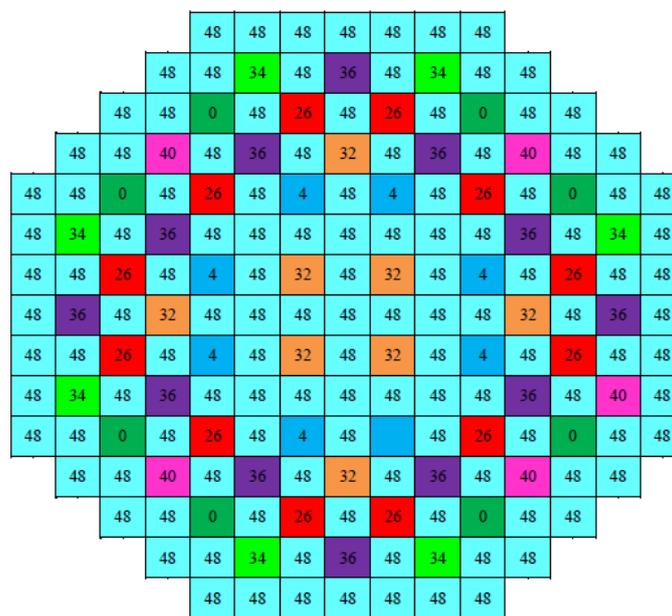


Figura 4.48. Posición de los bancos de barras de control.

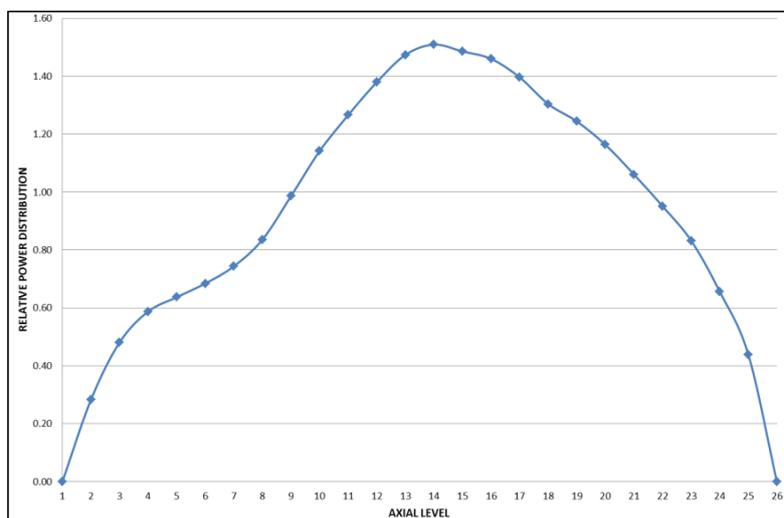


Figura 4.49. Potencia relativa axial iniciales del núcleo.

4.5.3. Metodología de cálculo con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS.

El proceso que se debe seguir para la correcta simulación de transitorios con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS es el siguiente (tal como se muestra en la Figura 4.50):

1. Obtener los ficheros *nemtab* y *nemtabr* de secciones eficaces para PARCS: metodología SIMTAB.
2. Obtener los ficheros de condiciones de contorno para ejecutar PARCS sin acoplar.
3. Ejecutar estado estacionario con PARCS en modo *stand-alone* (SSA).
4. Ejecutar TRAC-BF1 con potencia constante para obtener las condiciones iniciales mediante un *extract* para el posterior calculo acoplado.
5. Ejecutar estado estacionario acoplado TRAC-BF1/PARCS.
6. Ejecutar el transitorio acoplado TRAC-BF1/PARCS.

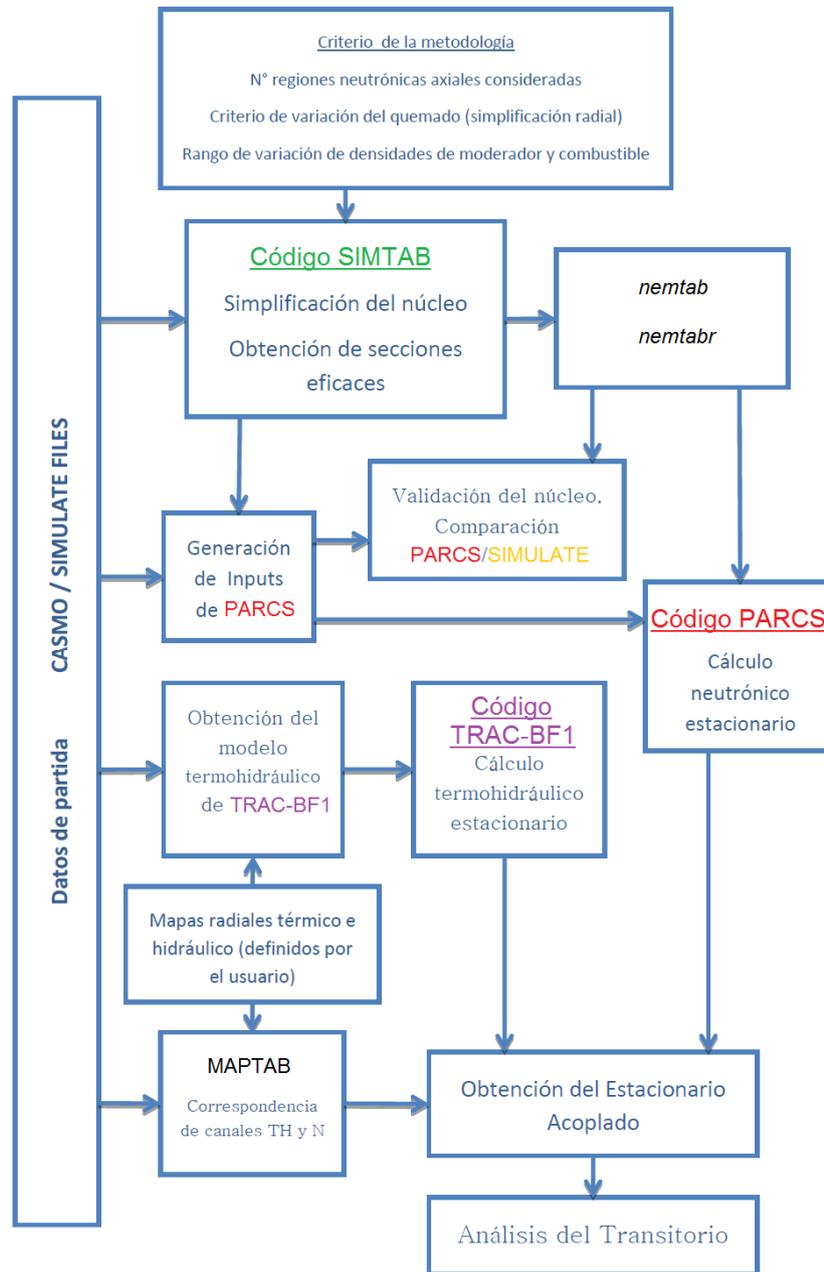


Figura 4.50. Metodología de cálculo para el código acoplado TRAC-BF1/PARCSv2.7.

4.5.4. Resultados.

Estado estacionario con PARCS (SSA).

En la tabla siguiente se muestran los valores de la constante de multiplicación efectiva k_{ef} de SIMULATE y PARCS.

Tabla 4.6. Comparación de k_{ef} SIMULATE-PARCS.

| | k_{ef} | Error Absoluto (pcm) |
|-----------------|----------|----------------------|
| SIMULATE | 0.99473 | - |
| PARCS | 0.994542 | 18.8 |

Los perfiles axiales de potencia se comparan en la figura siguiente:

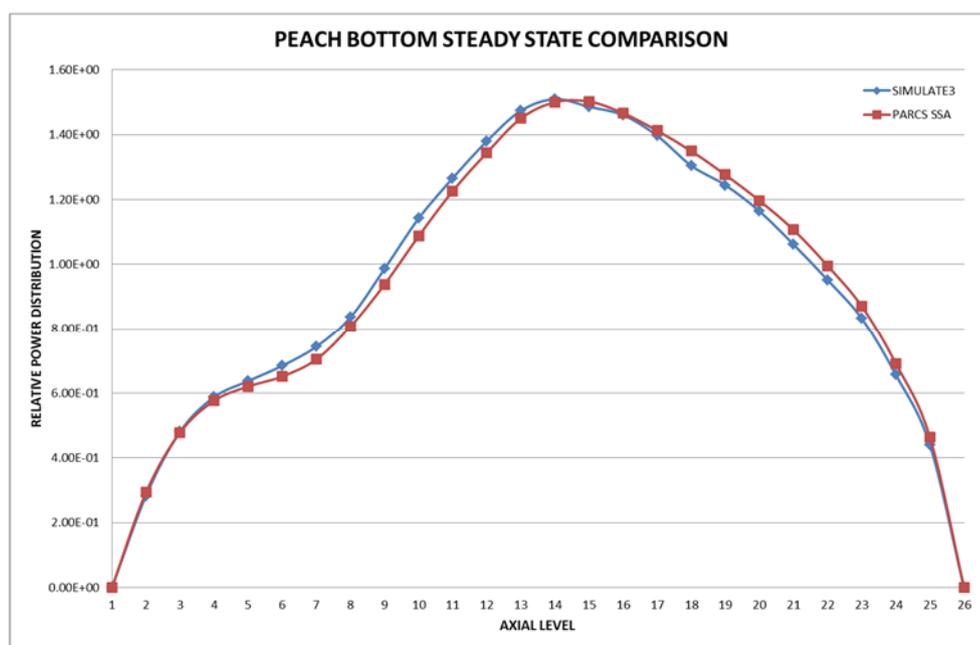


Figura 4.51. Perfil axial de potencia SIMULATE y PARCS.

El valor RMS de los errores del perfil axial de potencia de PARCS comparado con SIMULATE es 3.21%.

Estado estacionario con TRAC-BF1 (SSA).

Para ajustar el modelo de TRAC-BF1 normalmente se ejecuta con potencia constante. En este caso, como se dispone de las secciones eficaces 1D se ha optado por obtener el estacionario con cinética unidimensional. Posteriormente, las condiciones finales se extraen mediante la opción EXTRACT.

De forma análoga al caso de la simulación de PARCS del estado estacionario, se compara con SIMULATE el perfil de potencia axial con el fin de comprobar que el número de composiciones neutrónicas y los rangos de temperatura del fuel y densidad del moderador son adecuados para este caso.

Los perfiles axiales de potencia se comparan en la figura siguiente:

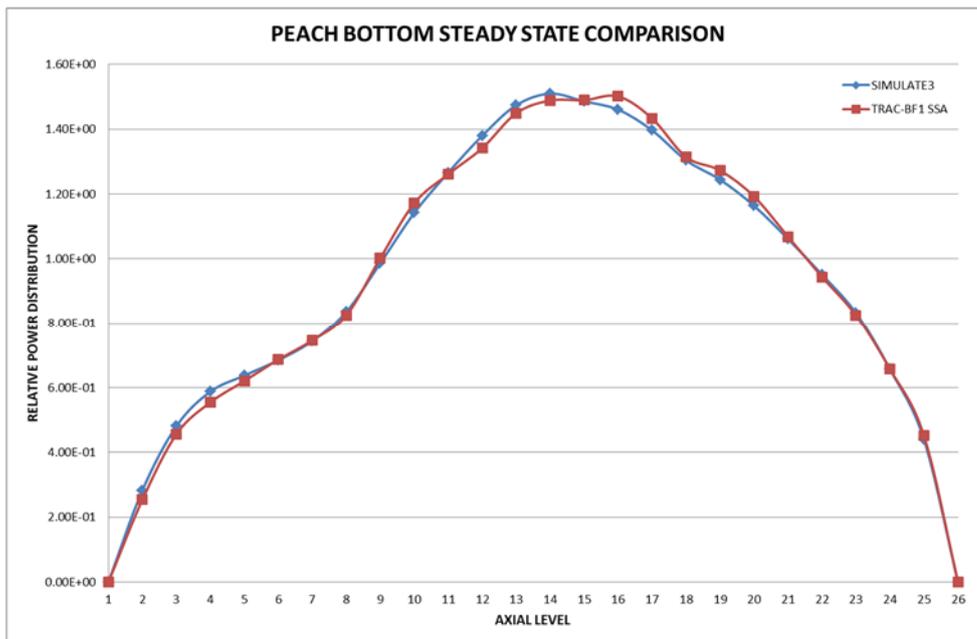


Figura 4.52. Perfil axial de potencia SIMULATE y TRAC-BF1.

El valor RMS de los errores del perfil axial de potencia de TRAC-BF1 comparado con SIMULATE es 2.21%.

Ejecución del estacionario acoplado (CSS).

Las condiciones de partida definidas en el fichero de entrada, se obtienen como resultado de la extracción de las mismas (opción EXTRACT) a partir de la simulación de TRAC-BF1 sin acoplar.

Para ejecutar el estacionario acoplado se debe modificar el fichero *TRACIN* de la siguiente manera:

- En la primera línea del fichero se debe introducir: =3D
- La cinética debe ser unidimensional, es decir, se debe mantener todas las tarjetas necesarias de cinética unidimensional.
- La variable IRPOP debe ser igual a 9.

Los ficheros de condiciones de contorno *TFUS*, *DENS* y *BORO* ya no son necesarios, puesto que las variables termohidráulicas se intercambiarán entre TRAC-BF1 y PARCS vía PVM.

Hay que tener en cuenta que TRAC-BF1 envía a PARCS la posición de las barras de control a través de las variables de control. Por tanto, la posición inicial de los grupos de barras de control definida en las tarjetas de la cinética no se tiene en cuenta en el cálculo acoplado.

Se debe definir la fracción de control de cada grupo de barras de control utilizando la variable *I/O CROD* y variables de control como se muestra en las líneas siguientes extraídas del fichero *tracin*:

```

CNTRL10991  TRIP      61      0      0      * CONTROL ROD TRIP ACTIVATION
CNTRL10992  CROD       0      0      1      * CONTROL ROD GROUP 1 VARIABLE
CNTRL10993  CROD       0      0      2      * CONTROL ROD GROUP 2 VARIABLE
CNTRL10994  CROD       0      0      3      * CONTROL ROD GROUP 3 VARIABLE
CNTRL10995  CROD       0      0      4      * CONTROL ROD GROUP 4 VARIABLE
CNTRL10996  CROD       0      0      5      * CONTROL ROD GROUP 5 VARIABLE
CNTRL10997  CROD       0      0      6      * CONTROL ROD GROUP 6 VARIABLE
CNTRL10998  CROD       0      0      7      * CONTROL ROD GROUP 7 VARIABLE
CNTRL10999  CROD       0      0      8      * CONTROL ROD GROUP 8 VARIABLE

CNTRL20991  INT        -991      0      0      0      "INTL"
CNTRL21991  0.000      0.000      0.0000E+00  1.000      100.0      -100.0
*
CNTRL20992  FNG1       991      11      0      -992      "CRPOSG1"
CNTRL21992  0.000      0.000      0.0000E+00  1.000      0.1000E+39  -.1000E+39
*
CNTRL20993  FNG1       991      12      0      -993      "CRPOSG2"
CNTRL21993  0.000      0.000      0.0000E+00  1.000      0.1000E+39  -.1000E+39
*
CNTRL20994  FNG1       991      13      0      -994      "CRPOSG3"
    
```

Aportaciones y mejoras en los códigos de estimación óptima RELAP, TRAC-BF1, TRACE y PARCS

```

CNTRL21994  0.000      0.000      0.0000E+00  1.000      0.1000E+39 -.1000E+39
*
CNTRL20995  FNG1        991          14          0          -995      "CRPOSG4"
CNTRL21995  0.000      0.000      0.0000E+00  1.000      0.1000E+39 -.1000E+39
*
CNTRL20996  FNG1        991          15          0          -996      "CRPOSG5"
CNTRL21996  0.000      0.000      0.0000E+00  1.000      0.1000E+39 -.1000E+39
*
CNTRL20997  FNG1        991          16          0          -997      "CRPOSG6"
CNTRL21997  0.000      0.000      0.0000E+00  1.000      0.1000E+39 -.1000E+39
*
CNTRL20998  FNG1        991          17          0          -998      "CRPOSG7"
CNTRL21998  0.000      0.000      0.0000E+00  1.000      0.1000E+39 -.1000E+39
*
CNTRL20999  FNG1        991          18          0          -999      "CRPOSG8"
CNTRL21999  0.000      0.000      0.0000E+00  1.000      0.1000E+39 -.1000E+39
*
*** CONTROL ROD GROUP 1 INSERTION TABLE
*
***LONGITUDES      T11 T12 T13 T14 T15 T16 T17 T18
CNTRL40002          2  2  2  2  2  2  2  2
*
CNTRL41110  0.0  0.0    400.0  0.0
*
CNTRL41120  0.0  0.15384615  400.0  0.15384615
*
CNTRL41130  0.0  0.23076923  400.0  0.23076923
*
CNTRL41140  0.0  0.26923077  400.0  0.26923077
*
CNTRL41150  0.0  0.30769231  400.0  0.30769231
*
CNTRL41160  0.0  0.42307692  400.0  0.42307692
*
CNTRL41170  0.0  0.84615385  400.0  0.84615385
*
CNTRL41180  0.0  0.92307692  400.0  0.92307692
*

```

En el fichero *parcs.inp* se debe modificar la tarjeta *CNTL* activando la opción *ext th* (*TRUE*, T) para llevar a cabo la simulación acoplada con el código termohidráulico TRAC-BF1. Además de activar la opción *ext th*, a continuación, se ha de definir el nombre del fichero que contendrá la información relativa a la relación nodal entre el código termohidráulico y neutrónico: *MAPTAB_PBTT*.

Por su parte el fichero *GEOM LWR* permanece invariante respecto de la simulación como estado estacionario para PARCS sin acoplar.

Tal y como se ha comentado anteriormente, para la ejecución del código TRAC-BF1/PARCS acoplado se hace necesaria la definición de un nuevo fichero, denominado *MAPTAB_PBTT*. Este fichero contendrá información relativa a la nodalización y mallado termohidráulico con respecto al neutrónico.

El fichero *MAPTAB_PBTT* tiene la siguiente estructura:

- %DOPL: opción cálculo de la temperatura doppler en PARCS.
- %REFLPROP: propiedades termohidráulicas del reflector.
- %VOLRMAP1: componente con el cual se acopla: *chan* o *vessel*. (*chan* en este caso).
- %VOLRMAP2: mapa radial de canales de combustible.
- %VOLRMAP3: factores de pesados correspondientes al mapa radial definido anteriormente.

Dentro de la tarjeta *%DOPL* se ha de especificar la opción de cálculo para el *feedback* de la temperatura Doppler del combustible; las opciones que se presentan son: LINC (para llevar a cabo una ponderación respecto de la temperatura del fuel en el centro del combustible y en la superficie) indicándose el pesado para la temperatura correspondiente a la superficie del combustible, 0.7; o bien, AVG (donde se efectúa un promediado entre la temperatura a lo largo de los diferentes niveles radiales que constituyen el combustible).

En este caso se seleccionará la opción AVG, para realizar una comparación real con el código acoplado TRAC-BF1/NEM, puesto que en éste, ésta es la opción de cálculo definida.

```
%DOPL
*LINC 0.7
AVG
```

En la tarjeta *%REFLPROP* se definen las propiedades relativas al reflector: temperatura del moderador en el reflector (K), temperatura del combustible en el reflector (K), densidad relativa al reflector, fracción de huecos relativa al reflector y concentración de boro relativa al reflector.

```
%REFLPROP
*
565.39 565.39 742.00 0.0 0.0
*tcoolrefl(K) tfuelrefl(K) rhomixrefl alparefl ppmrefl
```

A continuación, se indican las tarjetas relativas a la opción de *auto-mapping* definida en PARCS. Para ello se define la tarjeta *%VOLRMAP1*, la cual indica sobre que componentes se efectuará el acoplamiento. Las opciones que se ofrecen son *vessel* y *chan*.

En este caso se seleccionará la opción *chan*:

```
%VOLRMAP1
```

```
chan
```

De acuerdo a la opción de *auto-mapping* se hace necesario definir el mapa radial que defina los componentes combustibles que se van a acoplar. En la tarjeta *%VOLRMAP2*, se define la asignación de volúmenes radiales (elementos combustibles) entre el código termohidráulico y neutrónico para un plano radial.

Finalmente, en la tarjeta *%VOLRMAP3*, se definen los factores de pesos correspondientes al mapa radial definido en la tarjeta *%VOLRMAP2*.

En la tabla siguiente se muestran los valores de la constante de multiplicación efectiva k_{eff} de SIMULATE y de la simulación con código acoplado TRAC-BF1/PARCS y TRAC-BF1/NEM:

Tabla 4.7. Comparación de k_{eff} SIMULATE-TRAC-BF1/PARCS-TRAC-BF1/NEM.

| | k_{eff} | Error Absoluto (pcm) |
|-----------------------|-----------|-------------------------|
| SIMULATE | 0.99473 | - |
| TRAC-BF1/PARCS | 0.988555 | 617.5 |
| TRAC-BF1/NEM | 0.989731 | 499.9 |

Los perfiles axiales de potencia se comparan en las Figuras 4.53 y 4.54:

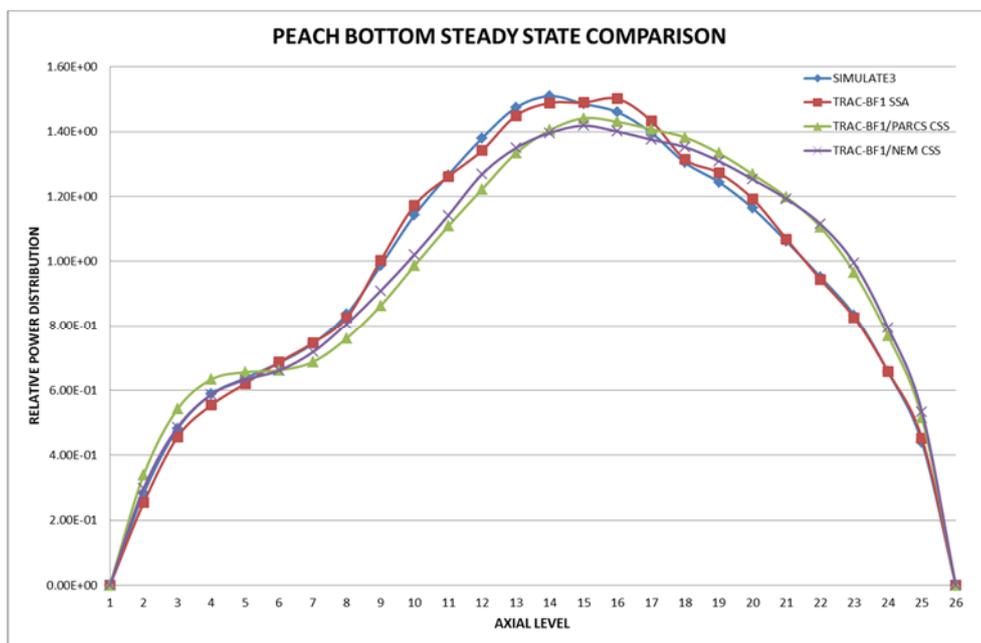


Figura 4.53. Perfil axial de potencia SIMULATE, TRAC-BF1, TRAC-BF1/PARCS y TRAC-BF1/NEM.

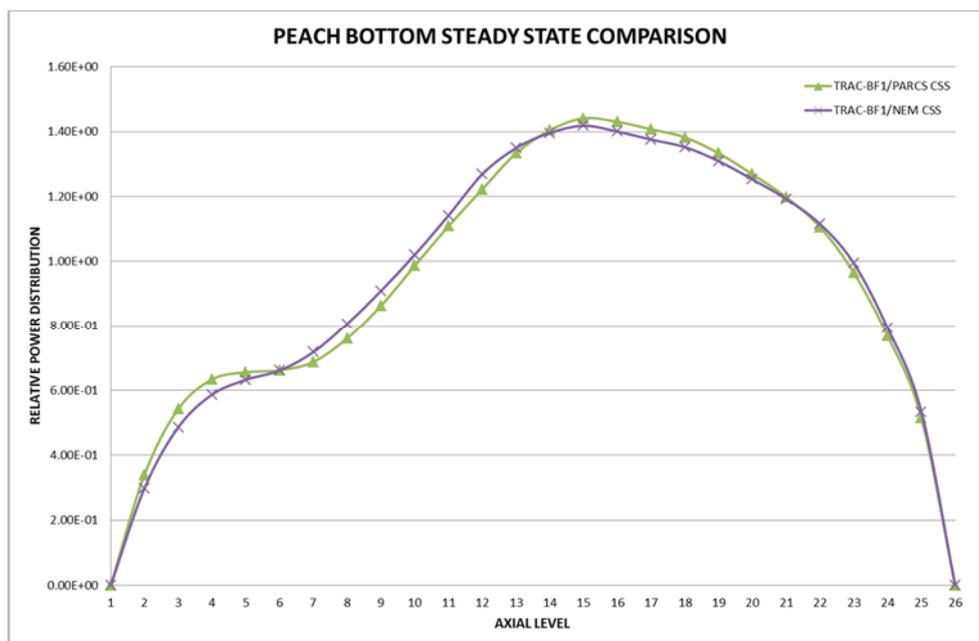


Figura 4.54. Perfil axial de potencia TRAC-BF1/PARCS y TRAC-BF1/NEM.

Los valores RMS de los errores del perfil axial de potencia de TRAC-BF1/PARCS y TRAC-BF1/NEM comparados con SIMULATE son 10.10% y 9.14%, respectivamente.

La diferencia entre el perfil axial de potencia de TRAC-BF1 sin acoplar y TRAC-BF1/PARCS ó TRAC-BF1/NEM se debe a cuestiones inherentes al cálculo. La simulación con TRAC-BF1 se lleva a cabo con cinética 1D cuyos parámetros se han obtenido con el objetivo de ajustar el perfil axial de potencia de SIMULATE. La precisión en los cálculos con los códigos acoplados se aumenta aumentando el número de canales termohidráulicos.

Tal y como se puede observar en las figuras anteriores, el acoplamiento entre TRAC-BF1 y PARCS se valida como correcto ya que los perfiles de potencia obtenidos tras la simulación con TRAC-BF1/PARCS y TRAC-BF1/NEM son similares.

Ejecución del transitorio acoplado (CTR).

Para ejecutar el transitorio acoplado, el fichero TRACIN se obtiene de las condiciones finales de la simulación del estado estacionario, obtenidas de la extracción de las mismas mediante la opción EXTRACT.

De forma análoga al caso de ejecución de TRAC-BF1 sin acoplar, es decir: se modificará el modo o estado de ejecución de estacionario a transitorio; se modificarán los *trips* y controles de acuerdo al transitorio que se va a simular.

Por su parte, el fichero *parcs.inp* sufre una serie de modificaciones:

Dentro de la tarjeta *CNTL*, se activan (cambiando a *TRUE*, T) las opciones de cálculo siguientes:

- *detector* (opcional), para el cálculo de la respuesta de los LPRM's,
- *decay_heat*, cálculo de transitorio incorporando la potencia relativa al calor de decaimiento,
- *transient*, modo de simulación transitorio,
- *restart*, punto de partida de la simulación por parte del código neutrónico PARCS, incluyendo el nombre del fichero del cual se parte: *PARCS_PB_CSS.rst*.

Dentro de la tarjeta *TRAN*, se ha de comprobar el tamaño del paso de tiempo inicial (*delt0*), de forma que sea compatible con el de TRAC-BF1 (*dtmin*). Se ha verificado que para esta simulación los valores para TRAC-BF1 y PARCS son, respectivamente: 1.0e-06 s y 1.0e-04 s.

Si se activa la opción *detector* se obtiene el fichero *LPRM_PARCS* con la siguiente información: para cada paso de tiempo escribe el valor de potencia media del LPRM y la potencia en cada nivel axial para cada uno de los LPRM considerados. En este caso hay 43 LPRM en 4 niveles axiales.

A continuación, se muestra la evolución de potencia tras la simulación del transitorio y se compara con los resultados obtenidos con TRAC-BF1 y TRAC-BF1/NEM en la Figura 4.55:

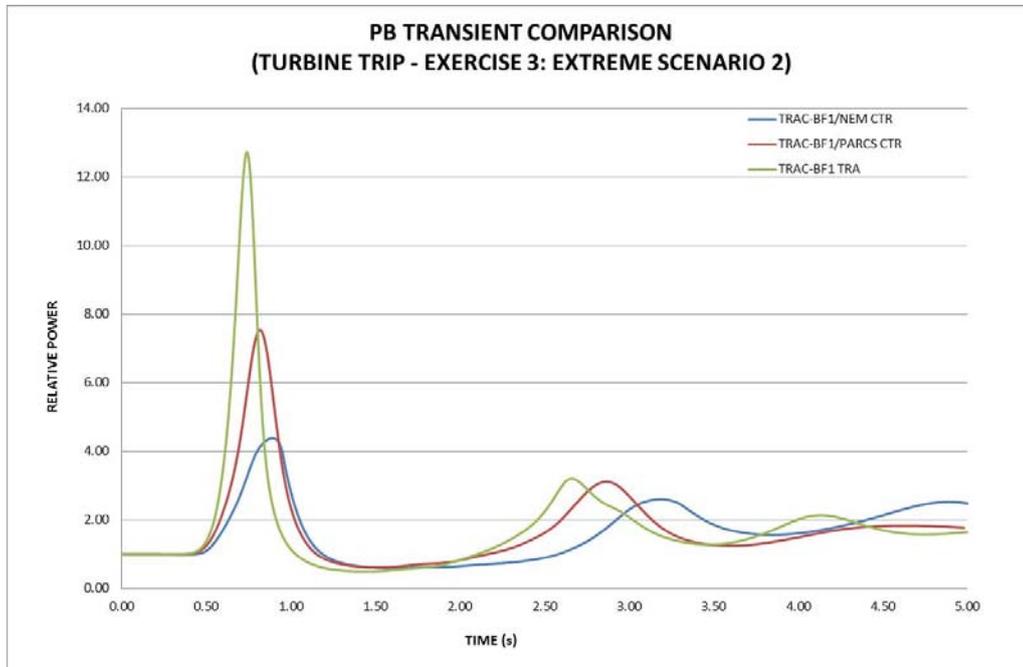


Figura 4.55. Comparación de la evolución de la potencia total obtenida con TRAC-BF1/PARCS, TRAC-BF1/NEM y TRAC-BF1.

Finalmente, a fin de validar el acoplamiento de TRAC-BF1 con PARCS se ha llevado a cabo la comparación de la evolución de la potencia total obtenida con el código acoplado con respecto a los resultados extraídos del *benchmark Turbine Trip* de Peach Bottom: ejercicio 3, escenario extremo 2.

Los resultados del *benchmark* se muestran en la Figura 4.56:

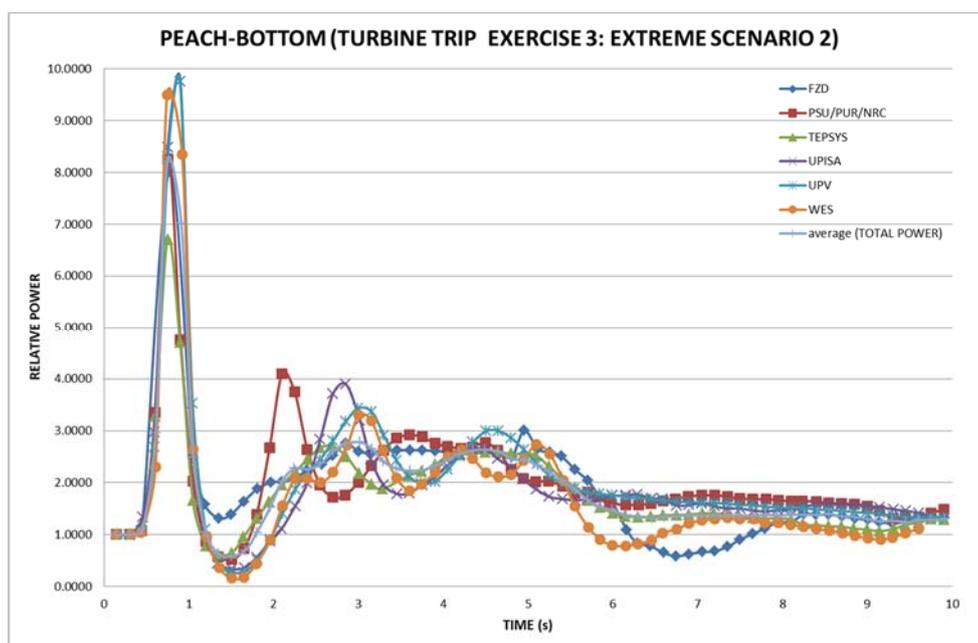


Figura 4.56. Evolución de la potencia total del *Benchmark* del *Turbine Trip* de Peach Bottom: ejercicio 3, escenario extremo 2.

Comparando los resultados obtenidos con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS con respecto al conjunto de resultados extraídos del *benchmark*, se tiene la siguiente Figura 4.57:

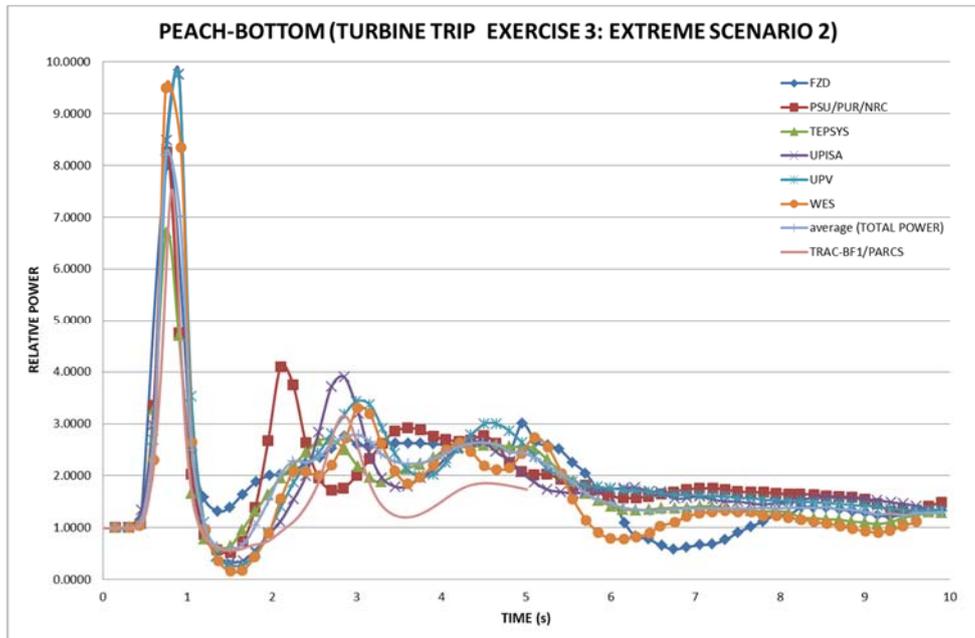


Figura 4.57. Comparación de la evolución de la potencia total resultado del *Benchmark* con respecto a la simulación con TRAC-BF1/PARCS.

Comparando los resultados obtenidos con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS con respecto a la media de los resultados extraídos del *benchmark*, junto con el resultado obtenido por la UPV para el *benchmark*, así como para los resultados obtenidos de la simulación con TRAC-BF1 y TRAC-BF1/NEM, resulta la siguiente Figura 4.58:

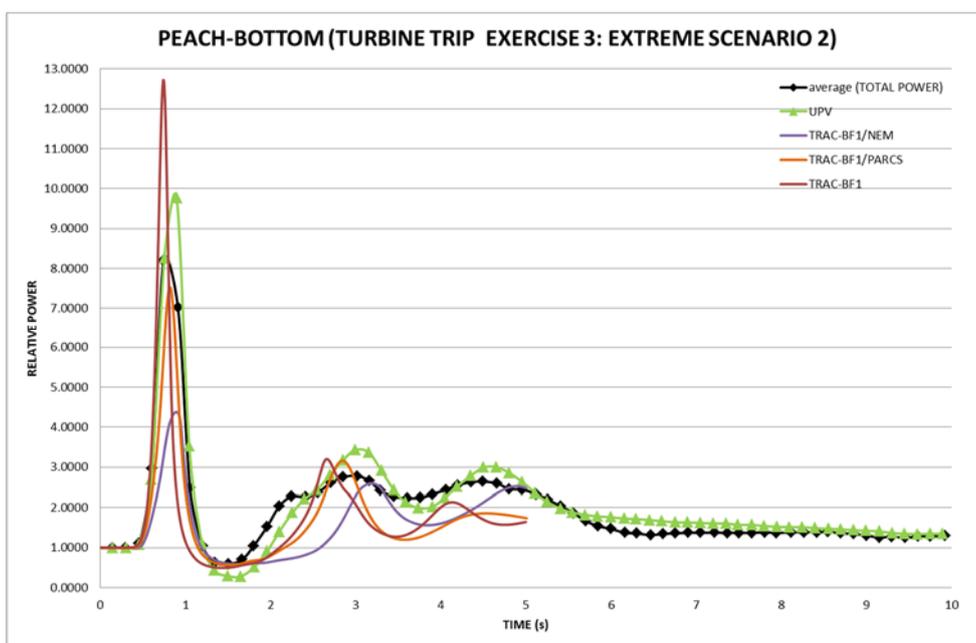


Figura 4.58. Comparación de la evolución de la potencia total resultante de la media del *Benchmark*, con respecto a la aportación de la UPV al *Benchmark*, con la simulación con TRAC-BF1, TRAC-BF1/PARCS, TRAC-BF1/NEM.

4.5.5. Conclusiones.

Los códigos TRAC-BF1 y PARCS se han revisado y acoplado para simular transitorios con geometría tridimensional.

Todo el proceso de simulación con TRAC-BF1/PARCS se ha explicado con detalle utilizando como ejemplo el transitorio por disparo de turbina en C. N. Peach Bottom.

Con el fin de validar el acoplamiento de TRAC-BF1 con PARCS se ha llevado a cabo la comparación de la evolución de la potencia total obtenida con el código acoplado con respecto a los resultados extraídos del *benchmark Turbine Trip* de Peach Bottom: ejercicio 3, escenario extremo 2.

Los resultados están en concordancia con los resultados aportados por los participantes en dicho *benchmark*.

Del análisis del estado estacionario se extrae que:

1. Los modelos neutrónico y termohidráulico están ajustados de acuerdo al código de referencia SIMULATE tras las simulaciones en modo *stand-alone*.

2. Las simulaciones con TRAC-BF1/PARCS v2.7 y TRAC-BF1/NEM son análogas.
3. Los resultados del estado estacionario en modo acoplado sugieren que la diferencia entre el perfil axial/radial de potencia de TRAC-BF1 en modo *stand-alone* y TRAC-BF1/PARCS v2.7 ó TRAC-BF1/NEM se debe a cuestiones inherentes al cálculo. La simulación con TRAC-BF1 se realiza con cinética 1D cuyos parámetros se han obtenido con el objetivo de ajustar los perfiles de potencia de SIMULATE-3.
4. La distribución de potencia radial resulta más homogénea con TRAC-BF1/PARCS v2.7.
5. La precisión en los cálculos con los códigos acoplados se aumenta aumentando el número de canales termohidráulicos.
6. El tiempo de simulación de TRAC-BF1/PARCS v2.7 con respecto a TRAC-BF1/NEM es sensiblemente inferior.

Del análisis del estado transitorio se extrae que:

1. La evolución de la potencia total relativa obtenida con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS v2.7 se desarrolla de acuerdo a lo esperado según los resultados de las simulaciones con TRAC-BF1 (empleando cinética 1D) y TRAC-BF1/NEM.
2. Los resultados obtenidos con el código acoplado 3D TRAC-BF1/PARCS v2.7 se encuentran dentro del rango de aceptación respecto a los resultados de los participantes en el *benchmark*.
3. La potencia relativa total media extraída del *benchmark* toma valores similares a los obtenidos con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS v2.7.
4. El ejercicio de comparación valida los resultados obtenidos con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS v2.7, mostrándose como una mejora sobre las simulaciones tanto con el código TRAC-BF1 empleando cinética 1D (más conservador), como con respecto al código acoplado TRAC-BF1/NEM (cálculo menos preciso).

Capítulo 5. Metodología de Estudio de Transitorios de Estabilidad en Reactores BWR.

5.1. Introducción.

En este capítulo se presentan los resultados de los trabajos referentes al estudio de transitorios de estabilidad en reactores BWR. Los artículos incluidos en este capítulo son:

1. *Experimental orthogonal functions for the qualification of BWR stability events. Application to Peach Bottom NPP.* Publicado en *PHYSOR2010 proceedings*.
2. *Peach Bottom instability analysis with a RELAP5/PARCSv2.7 detailed thermal-hydraulic-neutronic model.* Publicado en *Nuclear Engineering and Design*, 2012, Vol. 249, p. 24-34.
3. *Development of a new methodology for stability analysis in BWR NPP.* Publicado en *PHYSOR2012 proceedings*.
4. *Parametric study of different perturbations on Ringhals stability benchmark with RELAP5/PARCS.* Publicado en *NURETH-14 proceedings*, 2011.

Los reactores BWR sobre los que se ha aplicado la metodología son C. N. Peach Bottom 2 y C. N. Ringhals 1.

Los códigos utilizados en todos los casos son RELAP5 acoplado con PARCSv2.7.

5.2. Análisis de estabilidad en C. N. Peach Bottom utilizando un modelo neutrónico-termohidráulico de núcleo completo con el código acoplado RELAP5/PARCS v2.7.

El artículo de este apartado es:

Peach Bottom instability analysis with a RELAP5/PARCSv2.7 detailed thermal-hydraulic-neutronic model. *Nuclear Engineering and Design*, 2012, Vol. 249, p. 24-34.

Para caracterizar el comportamiento inestable del reactor BWR, en concreto la Unidad 2 de la C. N. de Peach Bottom, se realizaron numerosas pruebas y análisis de perturbaciones: coordinados con *Philadelphia Electric Company* (PECo) se hicieron según procedimiento diferentes series de test de estabilidad a bajo caudal en la Unidad 2 de la C. N. de Peach Bottom, durante el primer cuarto de 1997 (Anon, 1978), (ver Tabla 5.1).

Este tipo de Test de Estabilidad tiene como objetivo la medida de los márgenes de estabilidad del núcleo del reactor en las condiciones límite utilizadas en el diseño y análisis de seguridad, proporcionando una comparación directa con los cálculos de diseño. Los test de estabilidad fueron conducidos a través de límite inferior de flujo de

la línea de potencia-caudal, y sobre la línea potencia-caudal correspondiente con la mínima velocidad de la bomba de recirculación.

La selección de este reactor se basa en el hecho de que es un BWR/4 que alcanzó el final de su recarga de combustible número 2 a principios de 1977, con un quemado medio acumulado en el núcleo de 12.7 GWd/t.

Tabla 5.1. Condiciones del Test de Estabilidad en Peach Bottom-2 End-of-Cycle 2.

| Número de Test | Potencia del Reactor | | Caudal másico | | Presión en el núcleo ^a (MPa) |
|----------------|----------------------|----------|---------------|--------------|--|
| | (MW _t) | (%Rated) | (kg/s) | (% Rated) | |
| PT1 | 1995 | 60.6 | 6753.6 | 51.3 | 6.89 |
| PT2 | 1702 | 51.7 | 5657.4 | 42.0 | 6.84 |
| PT3 | 1948 | 59.2 | 5216.4 | 38.0 | 6.93 |
| PT4 | 1434 | 43.5 | 5203.8 | 38.0 | 6.89 |

(a)Basado en cálculos computacionales. (P1), corregido para las pérdidas de presión del separador de vapor.

En trabajos anteriores (Miró et al., 2004), los resultados mostraron que el punto PT3 es un punto cercano a la estabilidad, mientras que la distribución de potencia axial media muestra un perfil no picado en la parte inferior del núcleo (estable).

El objetivo de este trabajo es simular las inestabilidades en un nuevo punto de análisis (PT_UPV), que está dentro de la región de exclusión del mapa potencia-caudal (Figura 5.1), utilizando el código acoplado RELAP5-MOD3.3 (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001) /PARCSv2.7 (Downar et al., 2004). Este punto se alcanza partiendo del punto 3 (PT3) por medio de un movimiento de barras de control como se realiza habitualmente en las centrales nucleares.

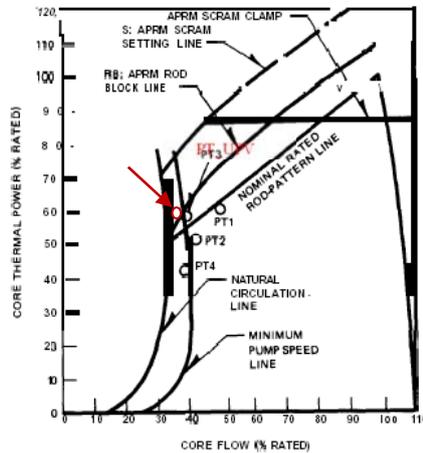


Figura 5.1. Condiciones del Test de Estabilidad de Peach Bottom 2.

En este trabajo, el análisis de estabilidad de BWR en el punto PT_UPV se realiza utilizando un modelo termohidráulico detallado que incluye todos los componentes de la vasija del reactor: bombas de chorro, bombas de recirculación, *downcomer*, núcleo del reactor y también el separador y el secador de vapor.

El artículo se ha organizado de la siguiente forma: en la Sección 2 se explican los modelos termohidráulicos y neutrónicos. En la Sección 3 se presentan los resultados obtenidos. En la Sección 4 se exponen las principales conclusiones obtenidas con este estudio.

5.2.1. Descripción del modelo.

El núcleo del reactor estudiado se compone de 648 elementos combustibles, siendo el número de varillas de combustible por elemento de 64 más un tubo de instrumentación.

Modelo termohidráulico.

El modelo termohidráulico de los componentes de vasija de Peach Bottom, y los lazos de refrigeración y línea de vapor han sido desarrollados en el código RELAP5/MOD3.3. La nodalización, en formato *Snap*, se presenta en la Figura 5.2.

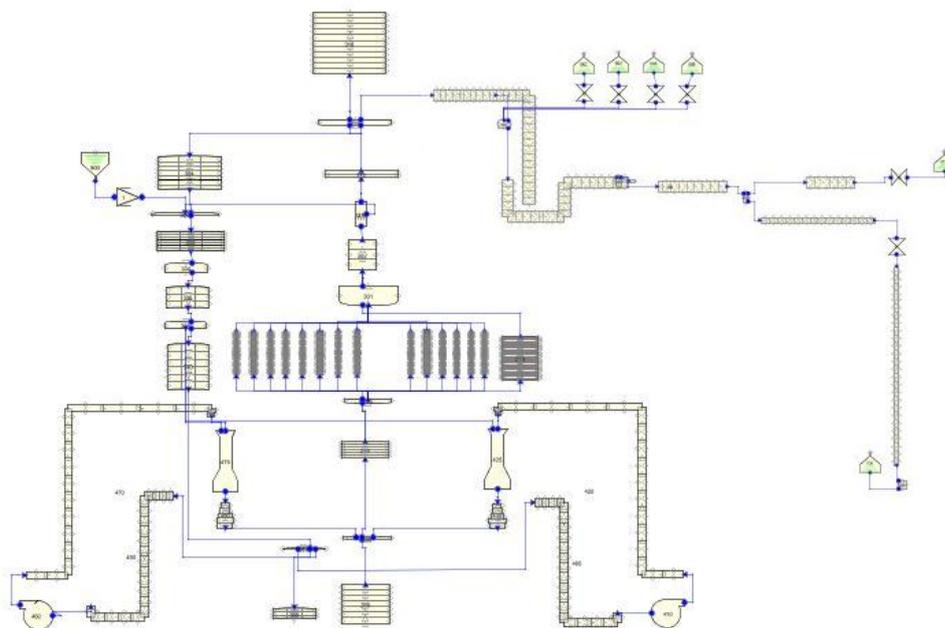


Figura 5.2. Representación en SNAP del modelo termohidráulico.

El vapor pasa a través de 4 Líneas de Vapor Principales (MSLs) hacia la turbina y hacia el condensador a través de la línea de bypass. Las cuatro MSLs están modeladas como una sola. Las Válvulas de Seguridad y Alivio (SRVs), que descargan el vapor en la piscina de supresión en caso de que la presión del reactor aumente, están modeladas en la línea de vapor.

Las condiciones de contorno de la turbina y el *bypass*, al final de la línea de vapor principal, están modeladas utilizando componentes *time dependent volume*. En cada uno de estos finales de línea de vapor hay una válvula con su control asociado.

Existen dos lazos de recirculación, cada uno de ellos tiene una bomba de recirculación que empuja el caudal a través una bomba de chorro (equivalentes a los diez reales).

El núcleo del reactor se ha modelado con el propósito de que el tipo de oscilación no se vea afectado. Para conseguir esto, la equivalencia entre los nodos neutrónicos y termohidráulicos (*mapping*) se ha dividido en cuatro cuadrantes de acuerdo con el primer y segundo armónicos de la potencia (modos Lambda) obtenidos previamente con el código VALKIN (Miró et al., 2002). Las Figuras 5.3 a 5.5 muestran los primeros tres modos Lambda calculados con el código VALKIN.

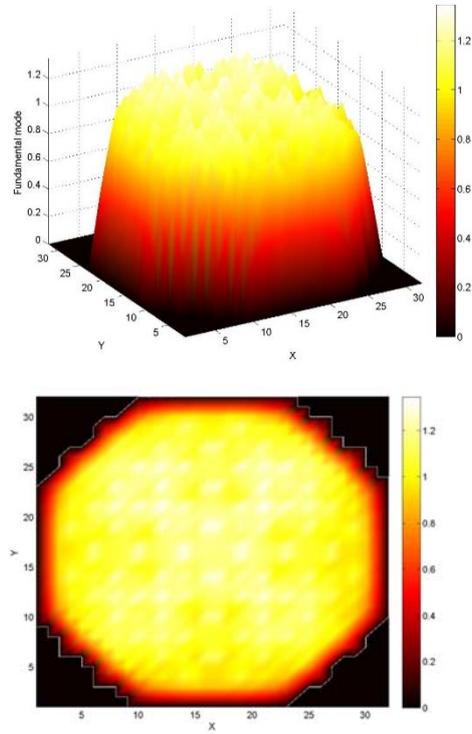


Figura 5.3. Representación 3D y 2D del modo fundamental.

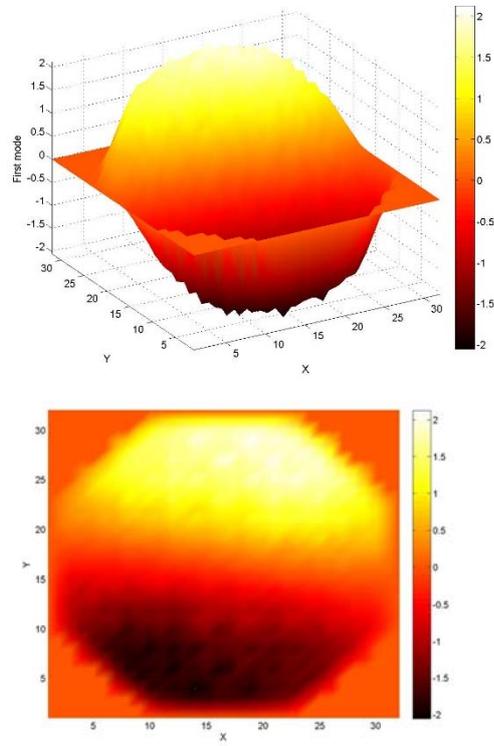


Figura 5.4. Representación 3D y 2D del primer modo.

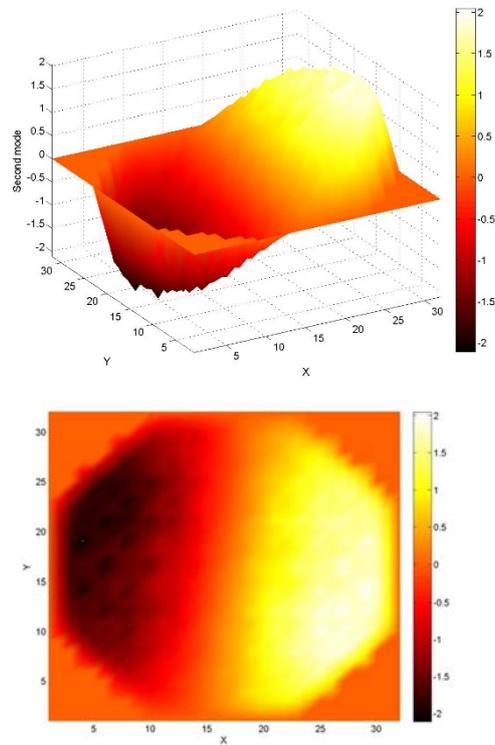


Figura 5.5. Representación 3D y 2D del segundo modo.

Teniendo en cuenta los modos Lambda y el mapa de tipos de combustible, el mapa resultante termohidráulico consta de 72 canales (modelados con componentes *PIPE*), 71 de los cuales representan el núcleo y el restante representa el bypass (Figura 5.6).

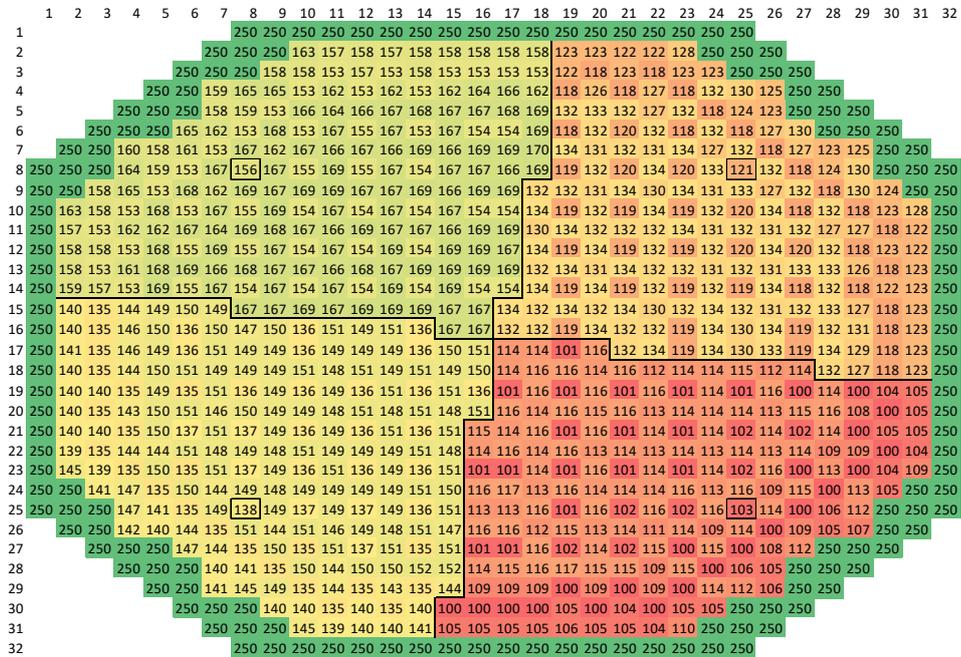


Figura 5.6. Canales termohidráulicos.

Las características de diseño de los elementos combustibles se han tomado de la Referencia (Solis, 2001).

La vasija se ha modelado con tres zonas: el pleno inferior (*lower plenum*), el superior (*upper plenum*) y el *downcomer*. El modelo termohidráulico también incluye el separador de vapor. El agua condensada en el separador vuelve al núcleo a través de *downcomer* y las bombas de chorro.

El agua de alimentación se inyecta en el *downcomer* con un caudal constante y se modela con un *time dependent volume*.

Modelo neutrónico.

El modelo neutrónico se realiza mediante un mallado 3D que consta de 764 nodos axiales. Las tablas de secciones eficaces incluyen 1203 composiciones diferentes.

Las condiciones de Xenón consideradas en la simulación son las dadas en formato 3D por el código SIMULATE (Cronin et al., 1995).

El método de cálculo utilizado en el código PARCSv2.7 ha sido el método *HYBRID*. Este método es un híbrido ANM/NEM. En RELAP5 el modelo del sistema es resuelto numéricamente utilizando una técnica de diferenciación finita semi-implícita.

5.2.2. Resultados de la simulación

Partiendo desde el punto 3, el punto PT_UPV es alcanzado insertando barras de control. El movimiento de barras de control dura 5 segundos; al final de este movimiento la mayoría de bancos de barras de control están completamente extraídos y solamente el banco 7 permanece casi completamente insertado.

Se ha decidido que permanezca un transitorio nulo durante 50 s antes de comenzar el movimiento de barras de control, de modo que, el movimiento de barras empieza en 50 s y finaliza en 55 s.

En el punto PT_UPV, el caudal que circula a través del núcleo es igual a 4660.1 kg/s (34% del valor de caudal nominal) y la potencia total es de 1997.8 MW (60.7% de la potencia térmica nominal del núcleo). La Figura 5.7 muestra la evolución de la potencia durante el transitorio. La oscilación de potencia comienza a los 55 s aproximadamente. A partir de 90 s, la evolución de la potencia es bastante caótica debido a que las extremas condiciones termohidráulicas (temperatura de combustible y densidad del moderador) no están dentro de las tablas de secciones eficaces utilizadas en los cálculos, es decir, estos valores termohidráulicos están fuera del rango utilizado para obtener las tablas de secciones eficaces.

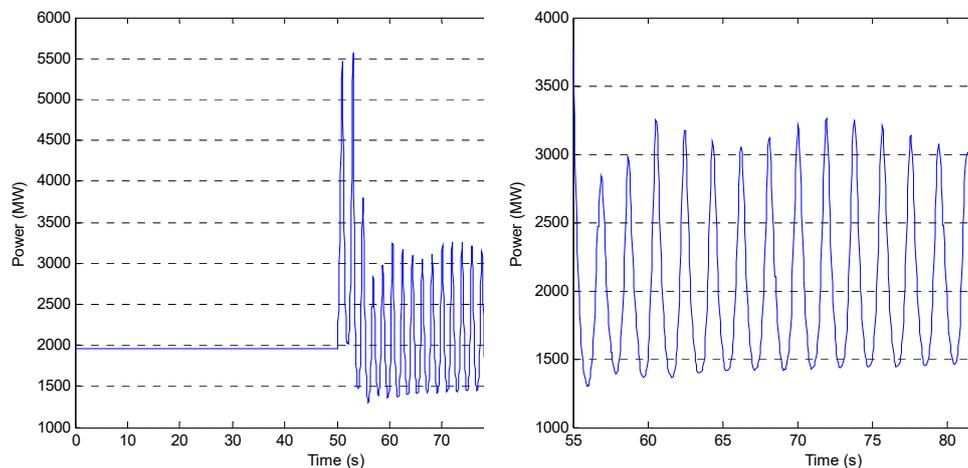


Figura 5.7. Evolución de la potencia.

Durante el movimiento de barras de control el perfil de potencia axial se vuelve picado en la parte inferior como se observa en la Figura 5.8.

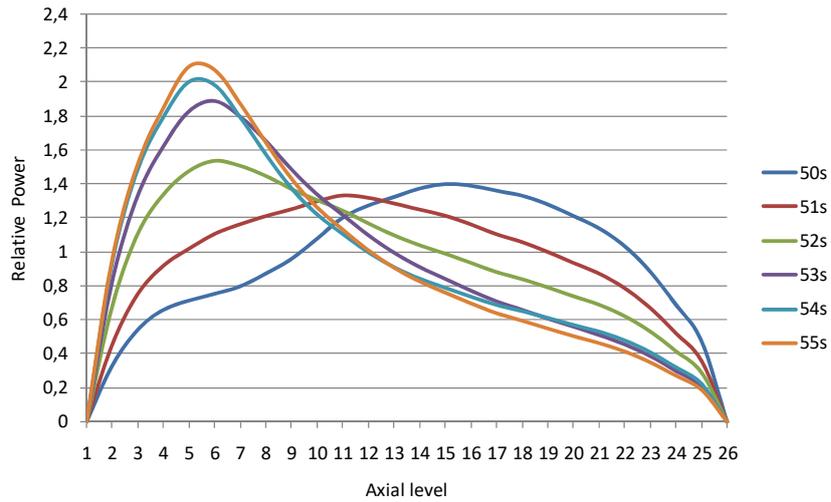


Figura 5.8. Evolución del perfil axial de potencia relativa.

La Figura 5.9 muestra la representación tridimensional de la potencial radial en diferentes etapas del transitorio.

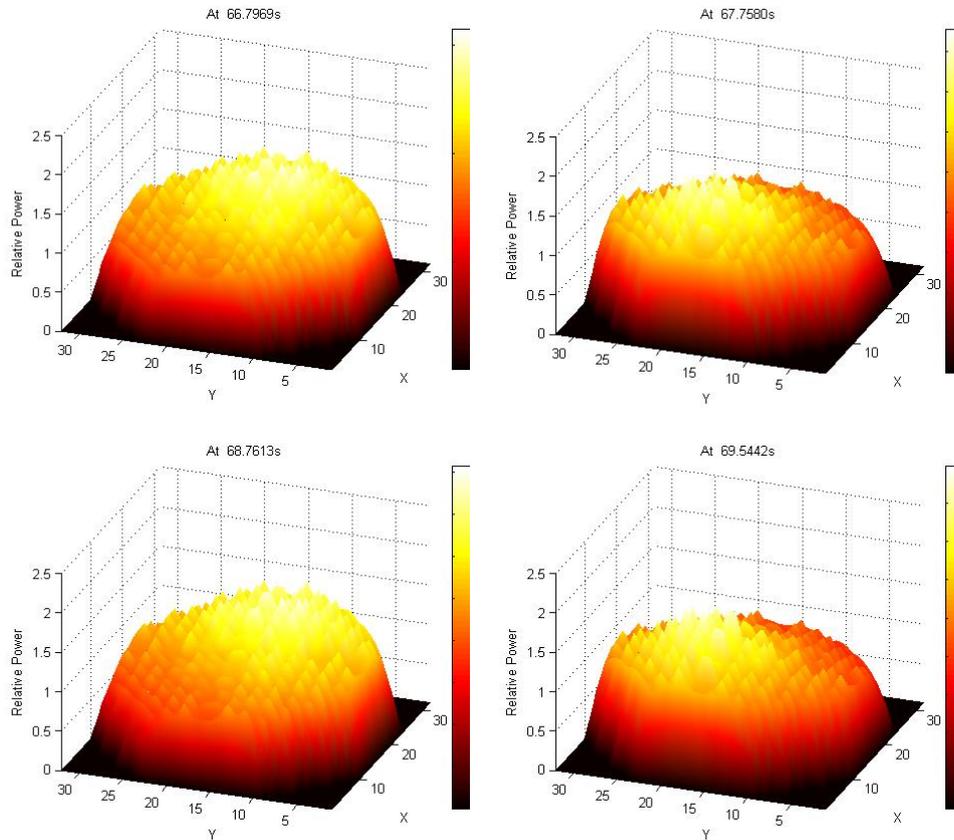


Figura 5.9. Representación 3D de la potencia radial a diferentes tiempos.

Para analizar la oscilación se estudia la evolución de la presión a la entrada y salida del núcleo y de los caudales en regiones simétricas del núcleo.

Se han analizado cuatro canales, cada uno perteneciente a un cuadrante del núcleo del reactor. La posición de cada canal en el mapa radial termohidráulico se muestra en la Figura 5.6.

La potencia en estas regiones simétricas está representada en la Figura 5.10.

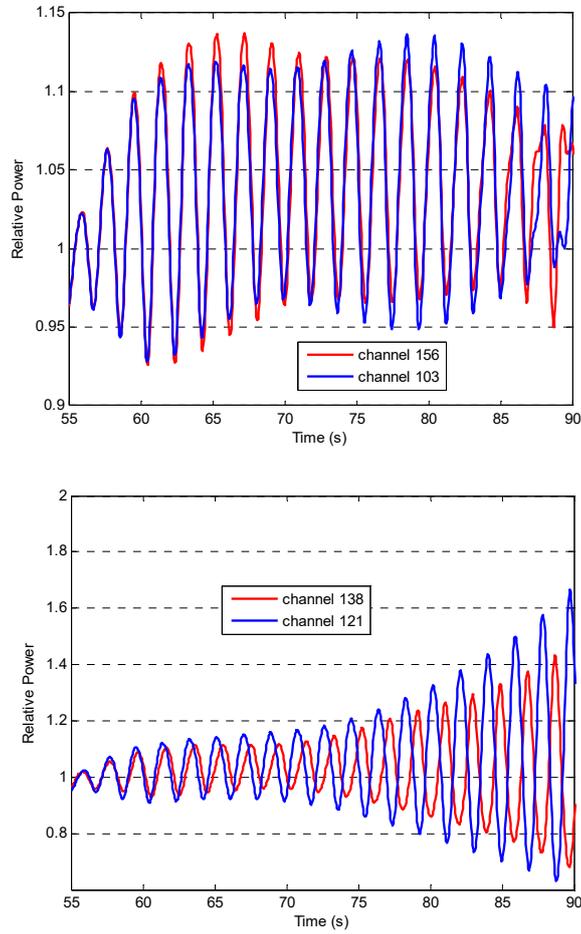


Figura 5.10. Comparación de la evolución de potencia en los canales 156 y 103 y en los canales 138 y 121.

Los caudales de entrada y salida en estas regiones simétricas se representan en las Figuras 5.11 a 5.14.

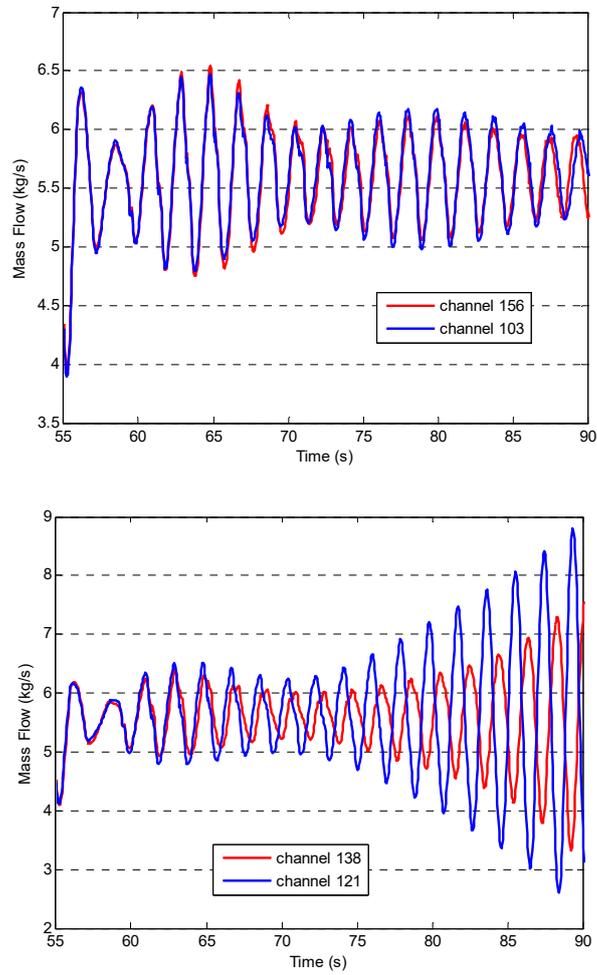


Figura 5.11. Comparación del caudal de entrada en los canales 156 y 103 y en los canales 138 y 121.

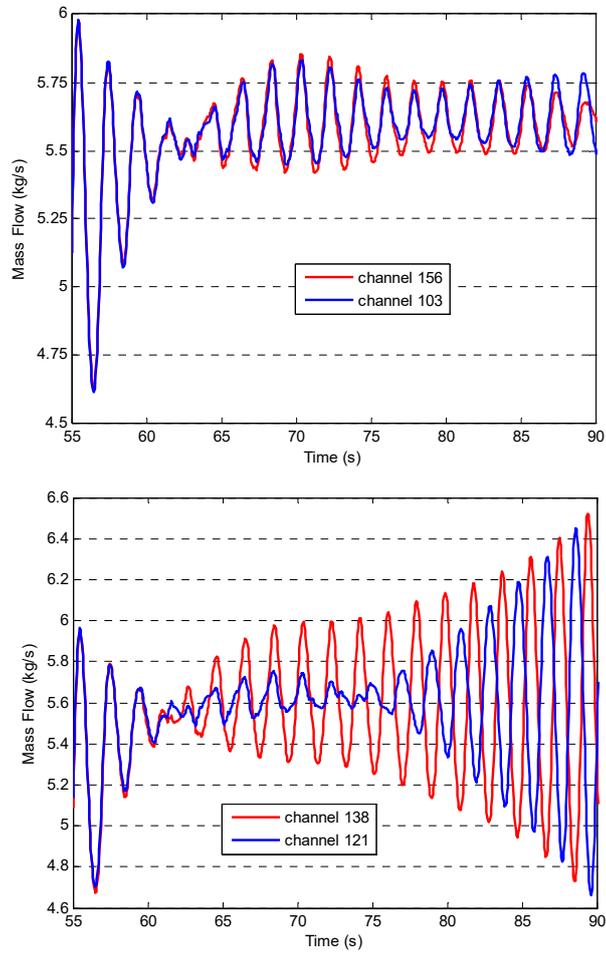


Figura 5.12. Comparación del caudal de salida en los canales 156 y 103.

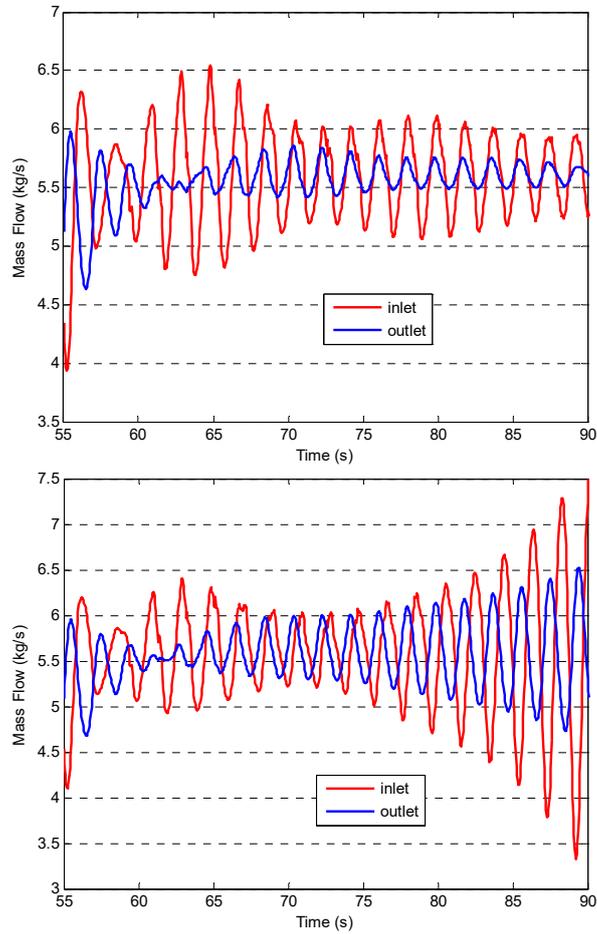


Figura 5.13. Comparación del caudal de entrada y salida en los canales 156 y 138.

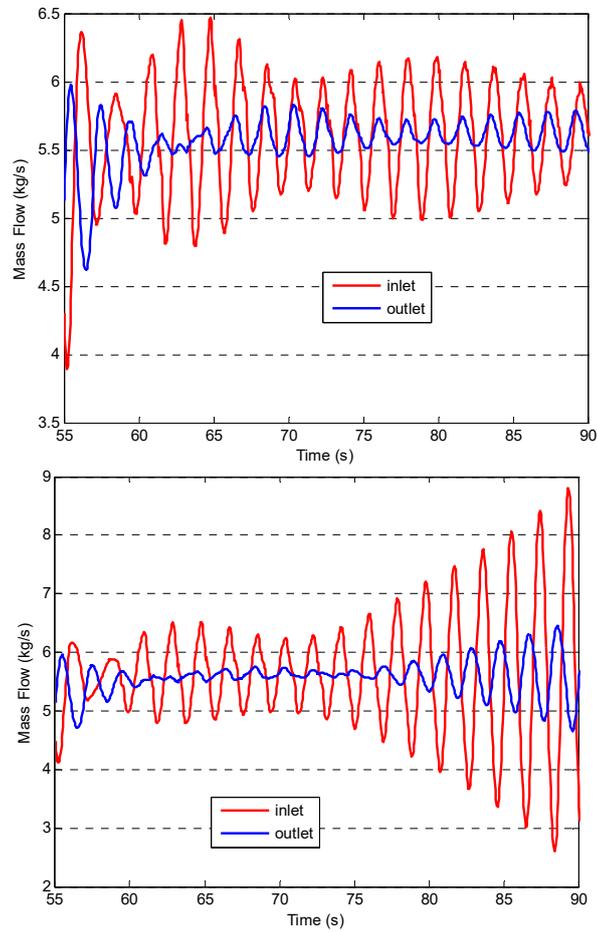


Figura 5.14. Comparación del caudal de entrada y salida en los canales 103 y 121.

La presión a la entrada y salida de estos canales simétricos se representa en las Figuras 5.15 y 5.16 respectivamente.

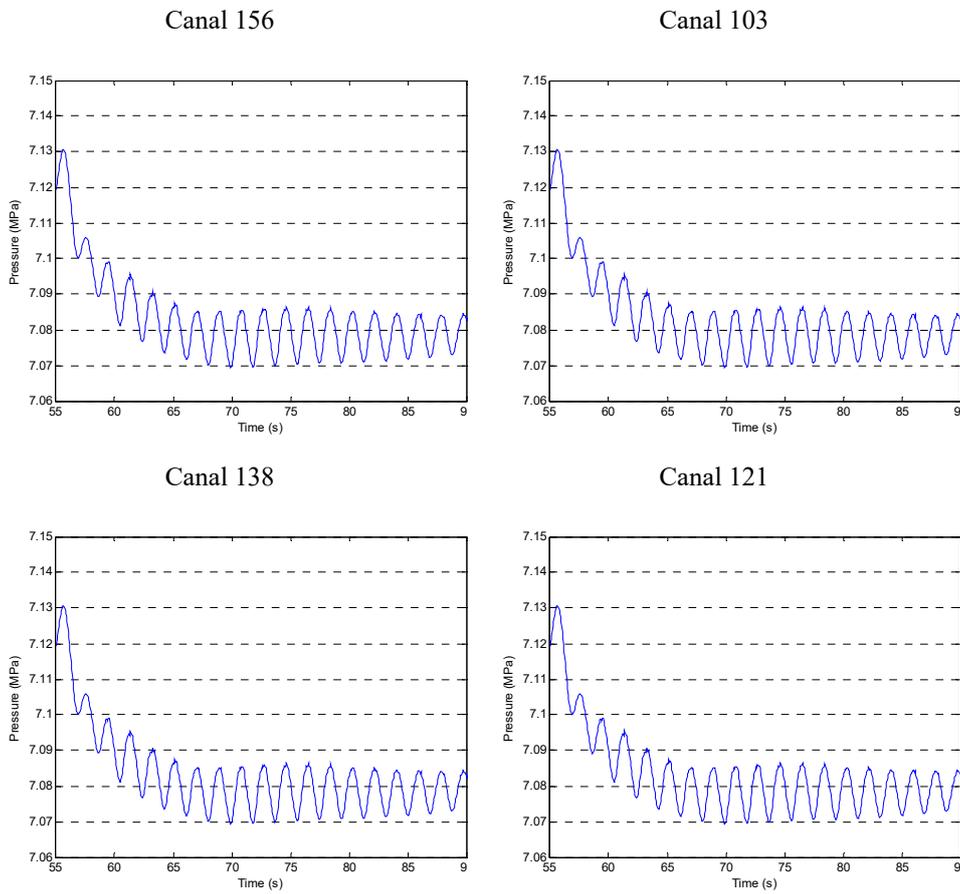


Figura 5.15. Evolución de la presión de entrada en canales simétricos.

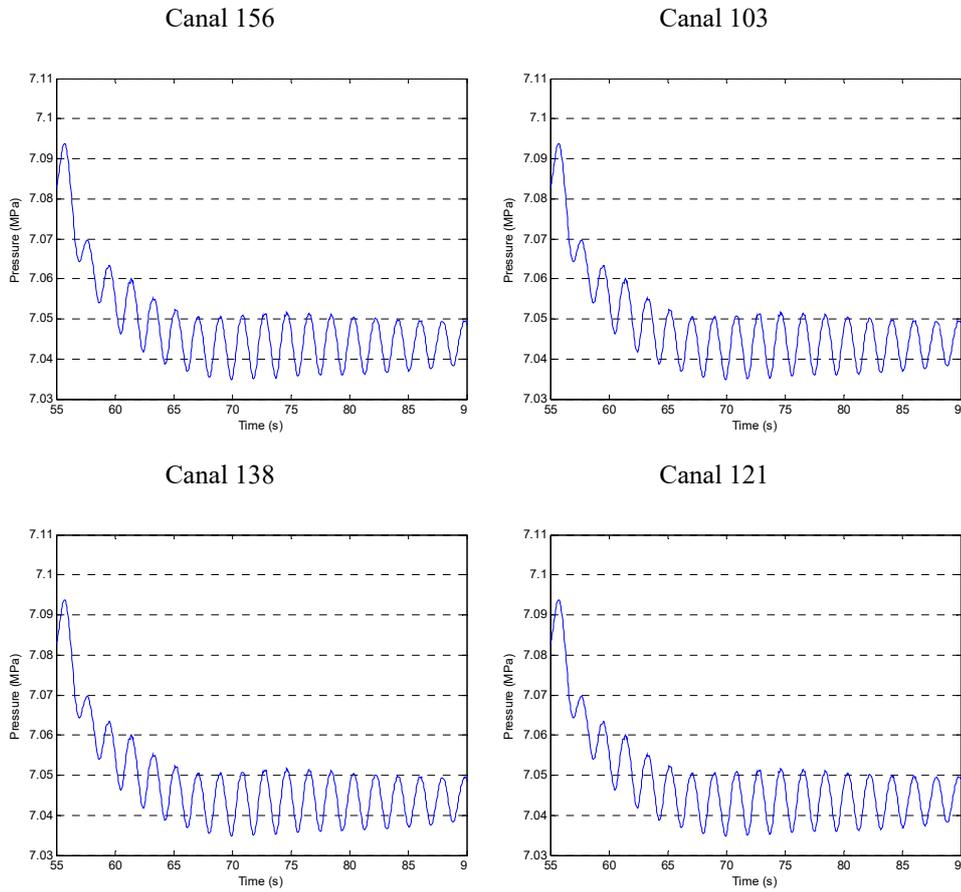


Figura 5.16. Evolución de la presión de salida en canales simétricos.

La evolución de la presión a la entrada y salida del núcleo y la caída de presión en el núcleo durante el transitorio se muestra en la Figura 5.17.

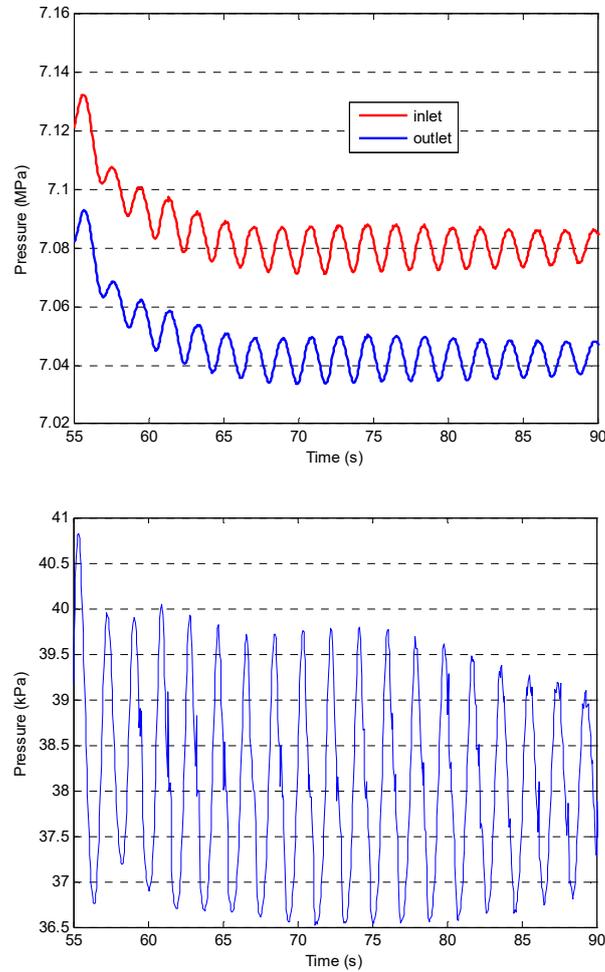


Figura 5.17. Evolución temporal de las presiones de entrada y salida del núcleo.

5.2.3. Conclusiones.

Se ha desarrollado un modelo en RELAP5-MOD3.3/PARCSv2.7 para caracterizar las oscilaciones en fase y fuera de fase en centrales nucleares BWR.

El modelo termohidráulico utilizado es un modelo detallado que incluye todos los componentes de la vasija: pleno inferior y superior, bombas de recirculación, *downcomer*, líneas de vapor y separador de vapor.

El mapa de acoplamiento entre los modelos termohidráulico y neutrónico (*mapping*) se basa en la forma espacial de los modos Lambda obtenidos con el código VALKIN, desarrollado en la UPV.

Para comprobar este modelo, el análisis de estabilidad se ha realizado en un nuevo punto de operación PT_UPV. Los resultados muestran que este punto PT_UPV es un punto inestable y la distribución de potencia axial obtenida muestra un perfil picado en la parte inferior del núcleo, que es característico de núcleos inestables.

Los resultados obtenidos muestran que después del movimiento de barras de control aparece una oscilación en fase acoplada con una fuera de fase.

5.3. Funciones ortogonales experimentales para la cualificación de inestabilidades en reactores BWR. Aplicación a la C. N. Peach Bottom.

El artículo de este apartado es:

Experimental orthogonal functions for the qualification of BWR stability events. Application to Peach Bottom NPP. PHYSOR2010 proceedings.

Al igual que en el apartado anterior, el objetivo de este trabajo es simular las inestabilidades en un nuevo punto de análisis (PT_UPV), que está dentro de la región de exclusión del mapa potencia-caudal, utilizando el código acoplado RELAP5-MOD3.3 (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001) /PARCSv2.7 (Downar et al., 2004). En este caso, el modelo simplificado es un modelo de núcleo con condiciones de contorno.

Como se ha explicado en el apartado anterior, este punto se alcanza partiendo del punto 3 (PT3) (ver Figura 5.1) por medio de un movimiento de barras de control como se realiza habitualmente en las centrales nucleares.

Este análisis incluye también el análisis de las señales de LPRM simuladas obtenidas con el código acoplado RELAP5/PARCSv2.7.

La técnica utilizada para analizar los LPRM es la metodología de análisis de sistemas singulares (*singular system analysis – SSA*). Esta técnica permite descomponer las señales neutrónicas en las contribuciones en fase y fuera de fase correspondientes, tal como se ha expuesto en el capítulo 2.

En este trabajo se muestra que el SSA permite definir funciones ortogonales experimentales (*experimental orthogonal functions – EOFs*), que son funciones espaciales similares a los modos Lambda para la clasificación y descomposición de las señales neutrónicas.

5.3.1. Resultados del transitorio.

El núcleo del reactor se ha modelado con el propósito de que el tipo de oscilación no se vea afectado. Para conseguir esto, la equivalencia entre los nodos neutrónicos y termohidráulicos (*mapping*) se ha dividido en cuatro cuadrantes de acuerdo con el primer y segundo armónicos de la potencia (modos Lambda) obtenidos previamente con el código VALKIN (Miró et al., 2002).

Teniendo en cuenta los modos Lambda y el mapa de tipos de combustible, el mapa resultante termohidráulico consta de 72 canales, 71 de los cuales representan el núcleo y el restante representa el bypass (Figura 5.18).

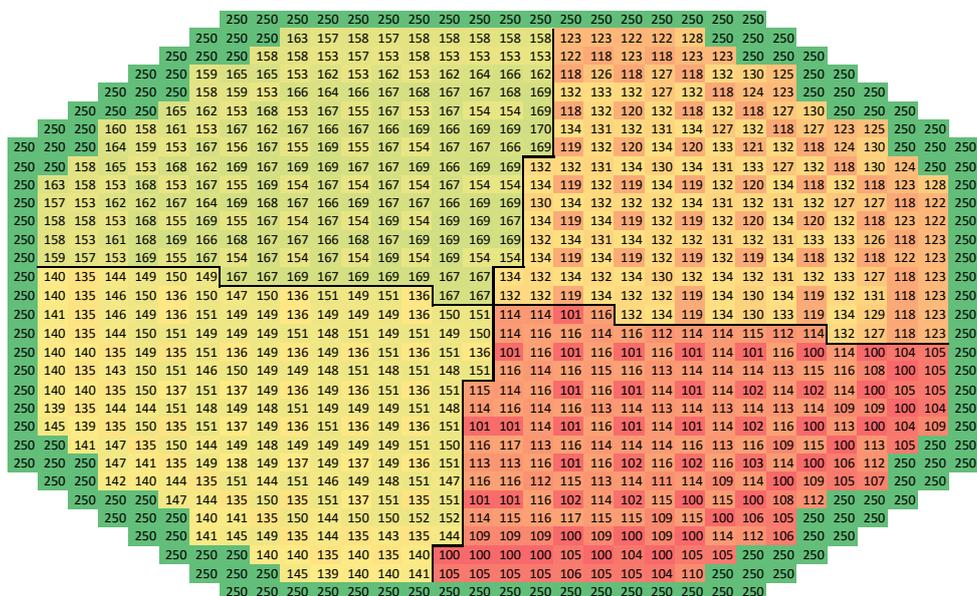


Figura 5.18. Canales termohidráulicos.

Las características de diseño de los elementos combustibles se han tomado de la Referencia (Solis, 2001).

El modelo neutrónico se realiza mediante un mallado 3D que consta de 764 nodos axiales. Las tablas de secciones eficaces incluyen 435 composiciones diferentes. Las condiciones de Xenón consideradas en la simulación son las dadas en formato 3D por el código SIMULATE (Cronin et al., 1995).

Partiendo desde el punto 3, el punto PT_UPV es alcanzado insertando barras de control. El movimiento de barras de control comienza a los 50 s y dura 5 s; al final de este movimiento la mayoría de bancos de barras de control están completamente extraídos y solamente el banco 7 permanece casi completamente insertado.

En el punto PT_UPV, el caudal que circula a través del núcleo es igual a 4660.1 kg/s (34% del valor de caudal nominal) y la potencia total es de 1997.8 MW (60.7% de la potencia térmica nominal del núcleo). La Figura 5.19 muestra la evolución de la potencia durante el transitorio. La oscilación de potencia comienza a los 55s aproximadamente. A partir de 90s, la evolución de la potencia es bastante caótica debido a que las condiciones termohidráulicas (temperatura de combustible y densidad del moderador) no están dentro de las tablas de secciones eficaces utilizadas en los cálculos, es decir, estos valores termohidráulicos están fuera del rango utilizado para obtener las tablas de secciones eficaces.

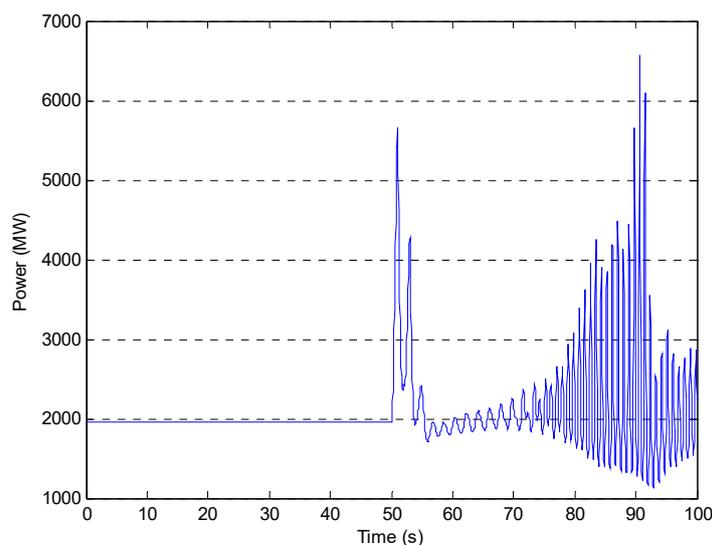


Figura 5.19. Evolución de la potencia.

5.3.2. Análisis de las señales de LPRM simuladas.

Los monitores de rango de potencia local (LPRMs) miden la potencia neutrónica dentro del núcleo de reactor en diferentes niveles axiales. En el núcleo de C. N. Peach Bottom hay 43 LPRMs dispuestos en cuatro niveles axiales A, B, C and D (de abajo a arriba). Axialmente el núcleo del reactor se ha modelado con 26 planos axiales, con 2 planos que

representan el reflector inferior y superior. La correspondencia entre las 4 posiciones axiales de los LPRMs y los niveles axiales del núcleo se muestra en la Tabla 5.2.

La Figura 5.20 muestra la disposición de los LPRMs en un plano axial tal y como se definen en el fichero de entrada del código neutrónico PARCSv2.7.

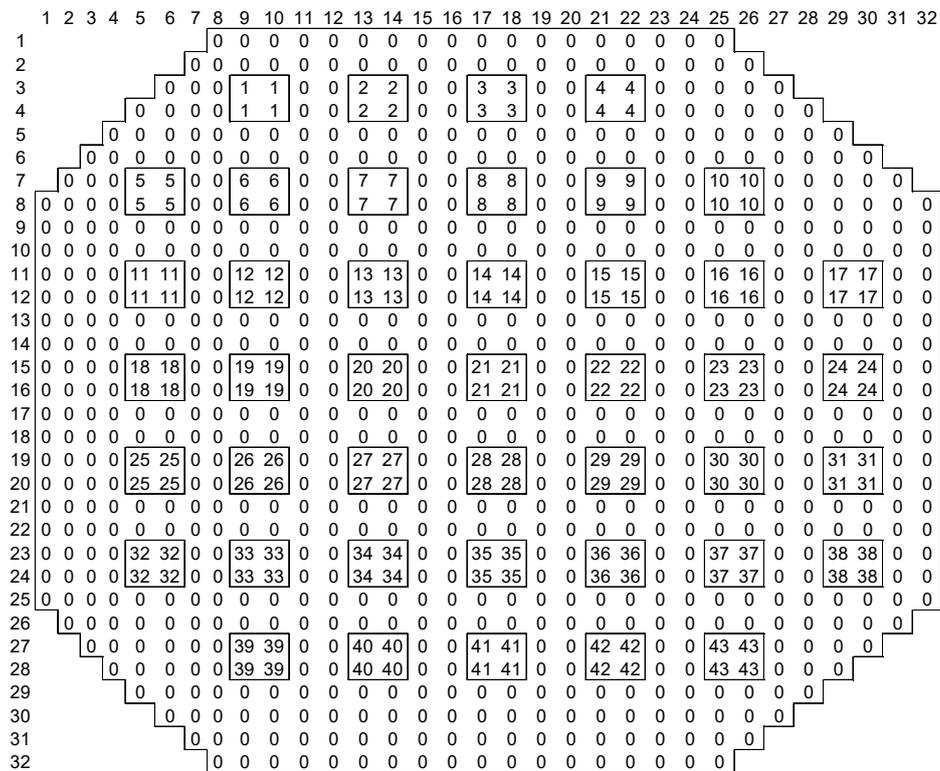


Figura 5.20. Posición de los LPRMs en el reactor de C. N. Peach Bottom.

Tabla 5.2. Posición Axial de los LPRM en el núcleo del reactor.

| Posición axial de los LPRMs | Nivel axial en el núcleo |
|-----------------------------|--------------------------|
| A | 4 |
| B | 10 |
| C | 16 |
| D | 21 |

Los datos analizados corresponden al intervalo de tiempo desde el final del movimiento de barras de control hasta el tiempo en el que las condiciones termohidráulicas están fuera del rango definido en las secciones eficaces. Este intervalo de tiempo va desde los 55 s hasta los 70 s. La Figura 5.21 muestra la evolución de la potencia en el intervalo de tiempo analizado.

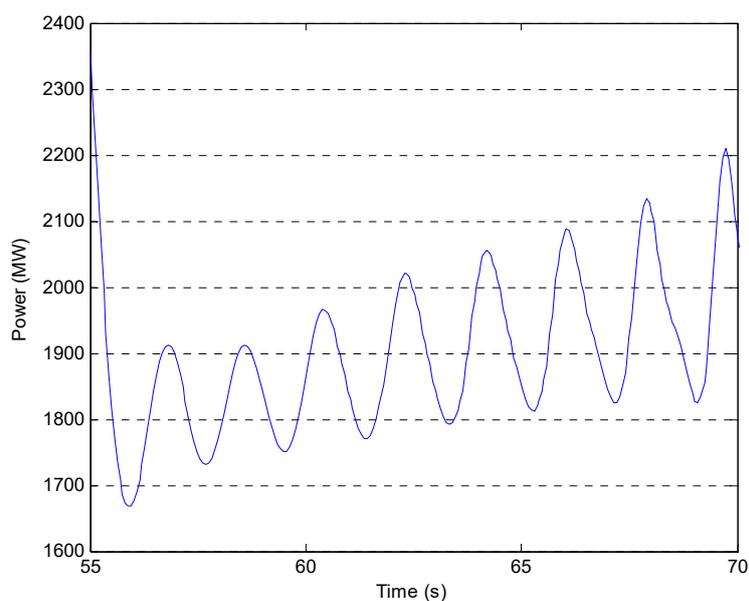


Figura 5.21. Evolución de la potencia durante el intervalo de tiempo analizado.

Se ha aplicado SSA a las señales de los LPRMs simuladas obtenidas del código neutrónico PARCSv2.7. Se ha considerado en primer lugar las señales del nivel axial A.

A continuación, se han analizado las señales del nivel axial D y por último se han analizado todas las señales de LPRMs, es decir, considerando las señales de los cuatro niveles axiales.

Análisis de las señales de los LPRMs del nivel A.

Los tres primeros valores singulares dominantes y sus correspondientes amplitudes E_j de la ecuación (5.1) para el nivel A se muestran en la Tabla 5.3 y en la Figura 5.22.

$$X \approx \sum_{j=1}^K X_j \approx \sum_{j=1}^K E_j v_j^T. \quad (5.1)$$

Tabla 5.3. Primeros valores singulares de los LPRMs del nivel A.

| σ_1 | σ_2 | σ_3 |
|------------|------------|------------|
| 6247.50 | 118.55 | 17.17 |

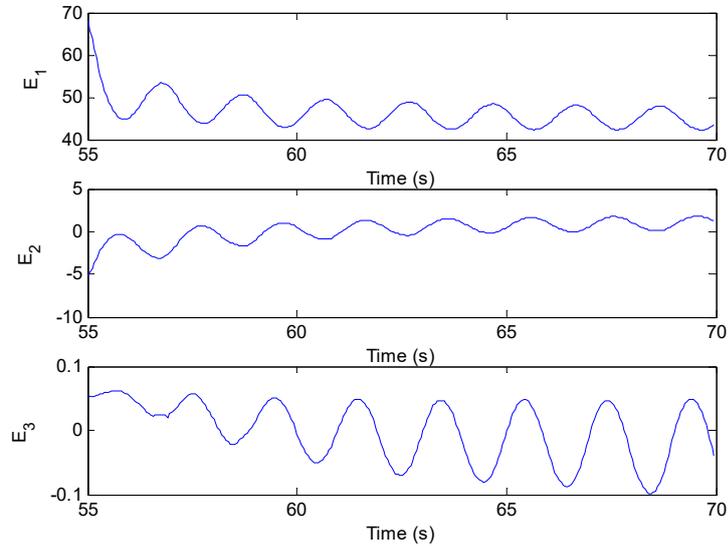


Figura 5.22. Amplitudes de los 3 primeros valores singulares de los LPRM del nivel A.

Las tres primeras EOFs correspondientes a estas señales se muestran en la Figura 5.23. Como se puede observar, la primera amplitud E_1 corresponde con una oscilación en fase y la tercera amplitud E_3 está asociada a una pequeña oscilación fuera de fase.

Considerando la proyección X_1 de la ecuación (7), se puede calcular la relación de decaimiento (*decay ratio - DR*) y la frecuencia fundamental (*fundamental frequency - FF*) de la oscilación en fase y considerando la proyección X_3 , se puede obtener el DR y la FF de la oscilación fuera de fase. Los resultados obtenidos se muestran en la Tabla 5.4.

Tabla 5.4. Frecuencia fundamental y ratio de decaimiento de los LPRMs del nivel A.

| Proyección | DR | FF |
|-------------------|-----------|-----------|
| X_1 | 0.99 | 0.45 |
| X_3 | 0.94 | 0.39 |

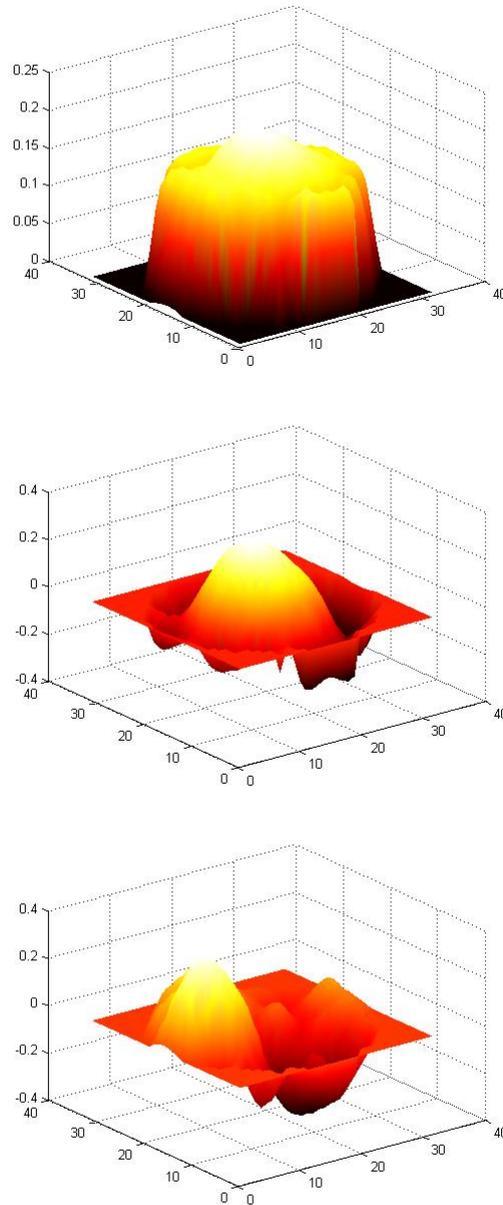


Figura 5.23. Primeras 3 EOFs de los LPRMs del nivel A.

Análisis de las señales de los LPRMs del nivel D.

Los tres primeros valores singulares dominantes y sus correspondientes amplitudes E_j de la ecuación (5.1) para el nivel D se muestran en la Tabla 5.5 y en la Figura 5.24.

Tabla 5.5. Primeros valores singulares de los LPRMs del nivel D.

| σ_1 | σ_2 | σ_3 |
|------------|------------|------------|
| 1795.05 | 18.66 | 2.94 |

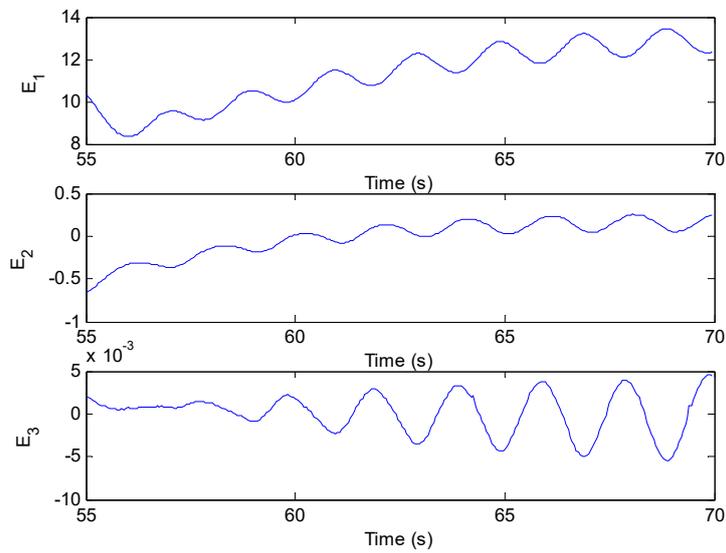


Figura 5.24. Amplitudes de los 3 primeros valores singulares de los LPRM del nivel D.

Las tres primeras EOFs correspondientes a estas señales se muestran en la Figura 5.25.

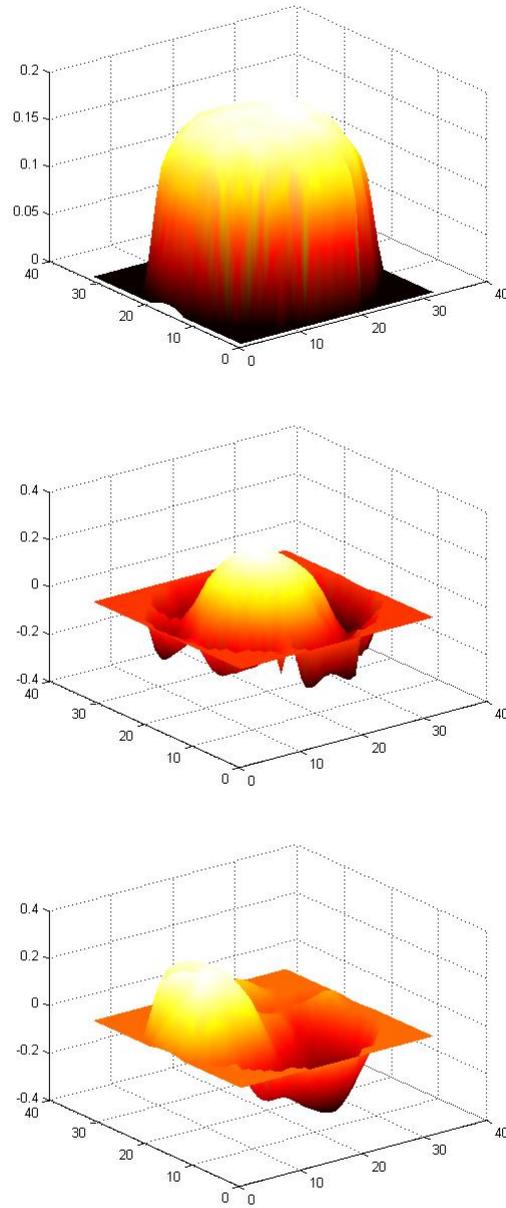


Figura 5.25. Primeras 3 EOFs de los LPRMs del nivel D.

Comparando los resultados de los análisis del nivel axial A y D, se puede observar que los modos espaciales son similares, sin embargo, el comportamiento de las amplitudes es diferente.

En este caso, la oscilación todavía no ha alcanzado el ciclo límite; está todavía aumentando por lo que no es posible calcular la relación de decaimiento.

Análisis de las señales de todos los LPRMs.

Los resultados obtenidos considerando todas las señales de LPRMs se muestran en la Tabla 5.6 y las Figuras 5.26 y 5.27.

Tabla 5.6. Primeros valores singulares de todos los LPRMs.

| σ_1 | σ_2 | σ_3 |
|------------|------------|------------|
| 8088.76 | 427.03 | 68.31 |

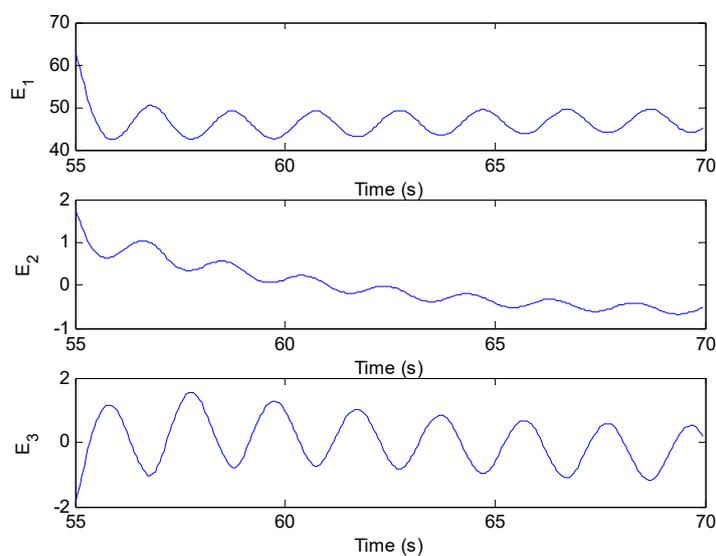


Figura 5.26. Amplitudes de los 3 primeros valores singulares de los LPRM de los cuatro niveles.

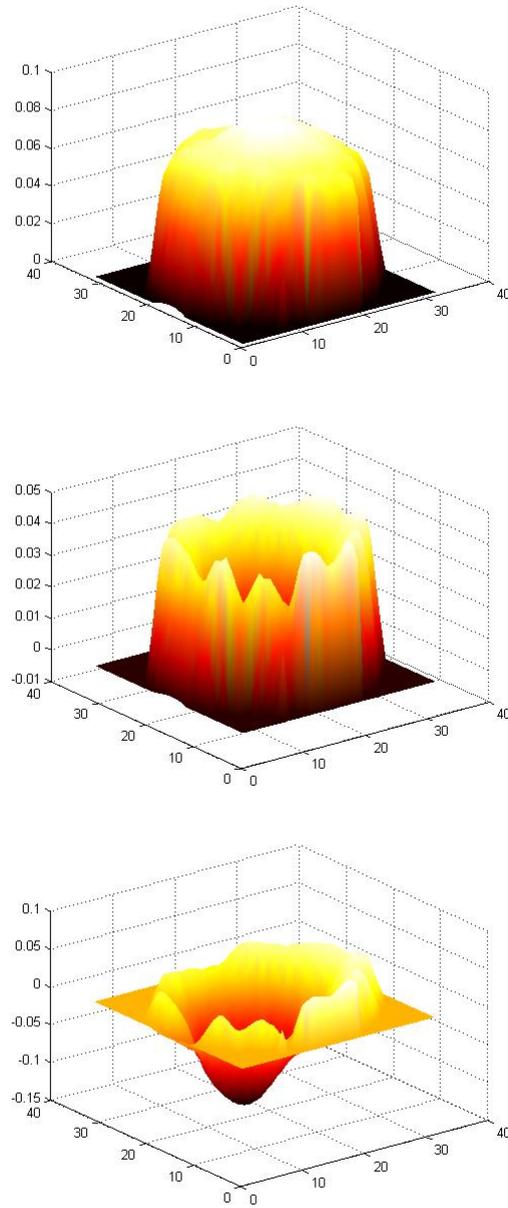


Figura 5.27. Primeras 3 EOFs de los LPRMs de los cuatro niveles.

En este caso, la serie temporal de datos de los LPRMs no es suficientemente extensa como para poder calcular la relación de decaimiento.

5.3.3. Conclusiones.

Se ha desarrollado un modelo con el código acoplado RELAP5-MOD3.3/PARCSv2.7 para caracterizar las oscilaciones en fase y fuera de fase en reactores BWR.

El *mapping* neutrónico-termohidráulico se ha realizado basándose en los armónicos fundamental y primer y segundo armónicos de la potencia del reactor, calculados con el código VALKIN. Este *mapping* se ha escogido para no condicionar el tipo de oscilación.

Los resultados muestran que el punto PT_UPV es un punto inestable y la distribución de potencia relativa axial obtenida muestra un perfil picado en la parte inferior del núcleo, característico de núcleos inestables.

También se ha analizado las señales de los LPRMs simuladas procedentes del código neutrónico aplicando la metodología de análisis de sistemas singulares (SSA). Se han analizado las señales de los LPRMs del nivel A, del nivel D y considerando los LPRMs de los cuatro niveles.

De los resultados del análisis de las señales se puede concluir que para realizar un análisis más realista se debe considerar los LPRMs de todos los niveles. Los resultados muestran que después del movimiento de barras de control aparece una oscilación fuera de fase correspondiente al tercer modo.

5.4. Análisis de estabilidad en el reactor BWR Ringhals 1 con los códigos acoplados RELAP5/PARCSv2.7.

El artículo de este apartado es:

Development of a new methodology for stability analysis in BWR NPP. PHYSOR2012 proceedings.

En este trabajo se realiza un análisis tridimensional, en el dominio temporal, de la estabilidad del reactor BWR de C. N. Ringhals 1, utilizando el código acoplado RELAP5-MOD3.3/PARCS v2.7. El objetivo de este estudio es cualificar este código acoplado frente a este tipo complejo de accidentes 3D que tienen lugar en el núcleo.

Ringhals 1 es un reactor BWR diseñado por ABB que cuenta con 2270MW de potencia térmica nominal y un flujo másico total, a través del núcleo, de 11550 kg/s. Se analiza el caso conocido como *Record 9* del *NEA Ringhals I BWR Stability Benchmark* (Lefvert,

1996). Este punto de test se clasificó como una oscilación fuera de fase. La Tabla 5.7 resume de las condiciones de trabajo del núcleo y los parámetros de estabilidad para el caso de estudio.

Tabla 5.7. Características de estabilidad en el reactor de Ringhals para el Record 9.

| | Potencia (%) | Caudal (%) | Tipo inestabilidad | Frecuencia (Hz) | Decay Ratio |
|--------|---------------------|-------------------|---------------------------|------------------------|--------------------|
| Rec. 9 | 72.6 | 52.4 | Global | 0.56 | 0.80 |
| | | | Regional | 0.54 | 0.99 |

El mapa de equivalencia entre las nodalizaciones termohidráulica y la neutrónica (*mapping*) está basado en la forma espacial del fundamental, primer y segundo armónico de la potencia del reactor, calculados mediante el código VALKIN (Miró et al., 2002). Se escoge este *mapping* para no condicionar el patrón de oscilación del núcleo del reactor.

Para el código neutrónico, el núcleo se nodaliza mediante una malla 3D. Las secciones eficaces se obtienen aplicando la metodología SIMTAB desarrollada en la UPV junto con Iberdrola (Roselló, 2004).

5.4.1. Procedimiento de simulación.

Para simular el comportamiento estable en la C. N. de Ringhals 1 en el punto de test 9 (*record 9*) con los códigos acoplados RELAP5/PARCSv2.7, se sigue el siguiente procedimiento explicado en el capítulo 2.

Las secciones eficaces se obtienen aplicando la metodología SIMTAB. La metodología SIMTAB proporciona una sencilla herramienta para extraer y dar apropiado formato a las secciones eficaces y parámetros cinéticos a partir de los cálculos de los códigos CASMO (Knott et al., 1995)/SIMULATE (Cronin et al., 1995). Los conjuntos de secciones eficaces generados constan de 1303 composiciones diferentes, considerando 53 tipos diferentes de elementos combustibles.

El modelo de difusión neutrónica de PARCSv2.7 utiliza dos grupos de neutrones instantáneos y seis grupos de diferidos, mientras que las condiciones de contorno para la ecuación de la difusión son de flujo nulo en la superficie exterior del reflector.

Radialmente, el modelo neutrónico se confecciona base a un modelo uno-a-uno, esto es cada elemento combustible se representa con un nodo radial, y el núcleo se rodea con nodos de reflector. Por lo tanto, radialmente se adopta una malla con 648 nodos activos. Axialmente, el núcleo del reactor se modela con 27 planos, dos de ellos, uno en la parte superior y otro en la inferior, considerados de reflector.

Las condiciones consideradas de Xenón en la simulación vienen dadas por las distribuciones 3D obtenidas del código SIMULATE.

El núcleo del reactor se modela con 72 canales termohidráulicos, 71 representan el núcleo activo y el restante el bypass del núcleo, como se puede observar en el Figura 5.28.

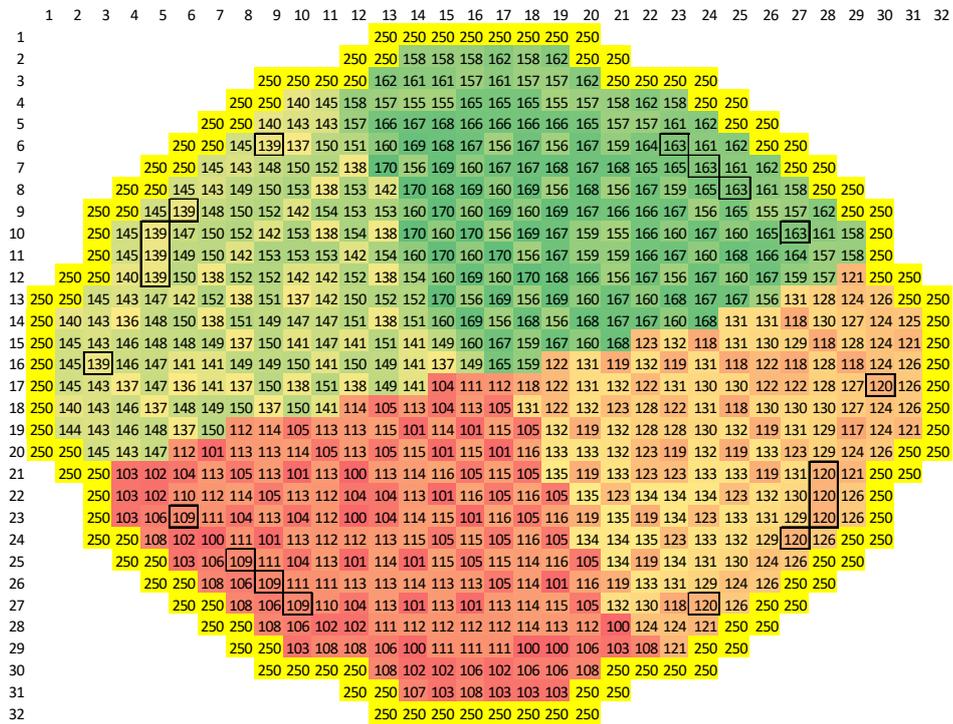


Figura 5.28. Canales termohidráulicos.

El mapa de equivalencia entre la nodalización termohidráulica y la neutrónica (*mapping*) divide el núcleo en cuatro cuadrantes, en conformidad con las formas del primer y segundo armónico de la potencia (modos Lambda) obtenidos previamente mediante el código VALKIN. Las Figuras 5.29 a 5.31 muestran los primeros tres modos Lambda calculados con VALKIN.

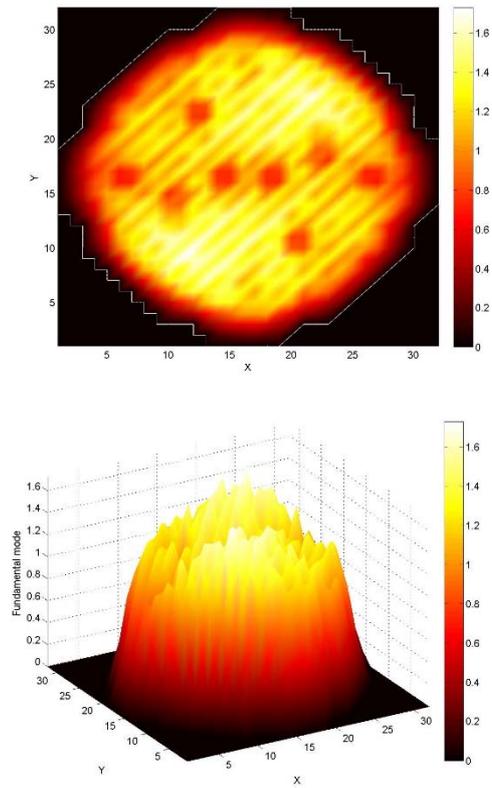


Figura 5.29. Representación plana y 3D del modo fundamental.

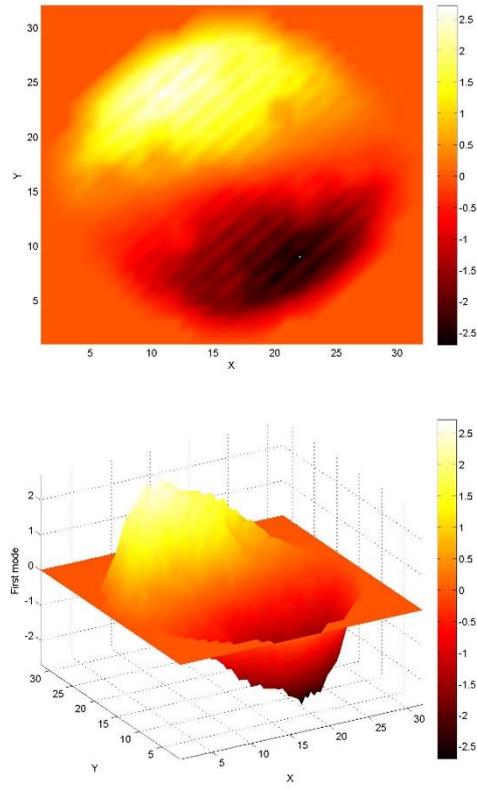


Figura 5.30. Representación plana y 3D del primer modo.

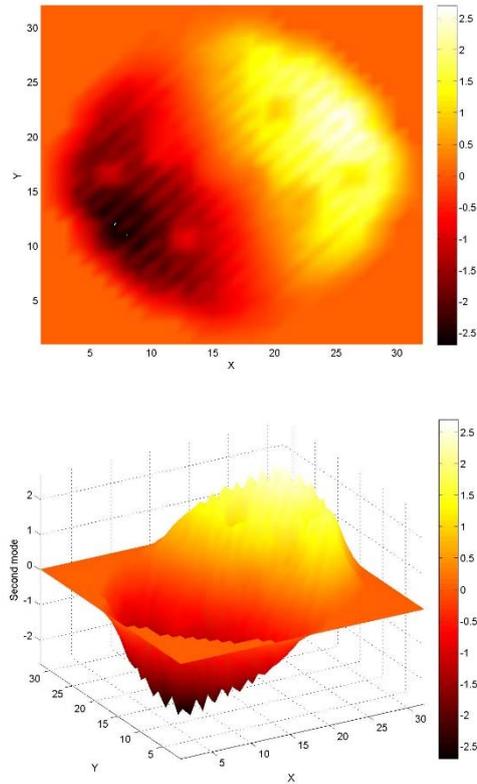


Figura 5.31. Representación plana y 3D del segundo modo.

El modelo termohidráulico incluye el núcleo del reactor y los componentes de la vasija: un lazo de recirculación, el *downcomer* y los plenos inferior y superior.

El *downcomer* se modela utilizando un componente *annulus*. El lazo y bomba de recirculación representa el equivalente a tres lazos de recirculación. La Figura 5.32 muestra una representación realizada mediante el programa *Snap* del modelo de termohidráulico de RELAP5.

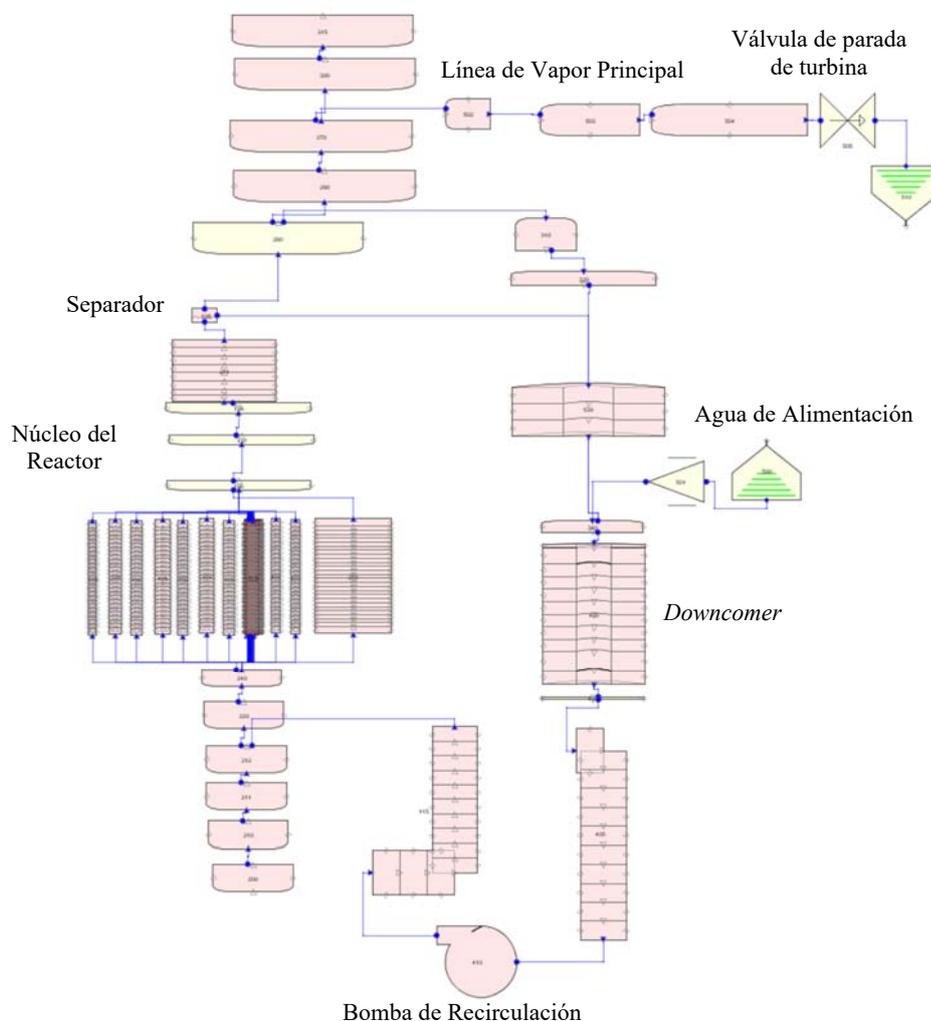


Figura 5.32. Representación SNAP del modelo termohidráulico.

Las características de diseño del combustible se toman de la Referencia (Lefvert, 1996). La temperatura Doppler T_f se obtiene a partir de la temperatura del combustible en el centro de la pastilla T_{fc} y la temperatura de la superficie del mismo T_{fs} mediante la relación:

$$T_f = (1 - \omega)T_{fc} + \omega T_{fs} \quad (5.2)$$

donde ω es el factor de pesado, el cual se recomienda sea igual a 0.7.

Como método de resolución el código PARCS v2.7 utiliza el método híbrido. Este método es un híbrido entre *Analytical Nodal Method/Nodal Expansion Method* (ANM/NEM). En RELAP5 el sistema se resuelve numéricamente utilizando el método semi-implícito de diferencias finitas.

5.4.2. Resultados.

La Figura 5.33 muestra la evolución de la potencia durante el transitorio. La oscilación de la potencia comienza al principio del transitorio. Desde los 60 s en adelante, la oscilación es muy caótica creciendo y decreciendo la amplitud de la oscilación. Por lo tanto, se analiza la evolución de la potencia en el intervalo de tiempo desde 30 a 60 s (Figura 5.34).

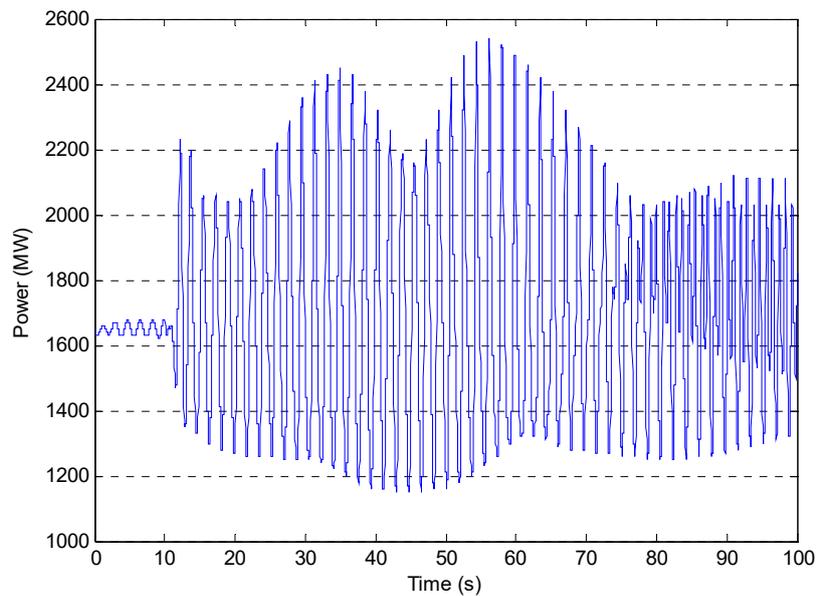


Figura 5.33. Evolución de la potencia durante el transitorio.

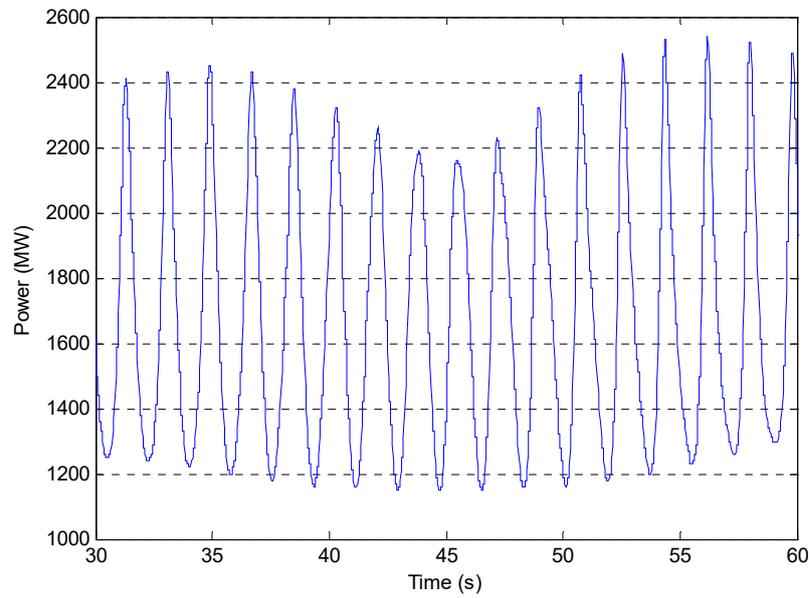


Figura 5.34. Evolución de la potencia entre 30 y 60 s.

En las Figuras 5.35 a 5.37 se observa la representación tridimensional de la potencia del núcleo a diferentes tiempos de simulación. Como puede observarse, este es un caso de oscilación en fase y fuera de fase acoplados, dirigido por el modo fundamental y el segundo modo subcrítico de la potencia.

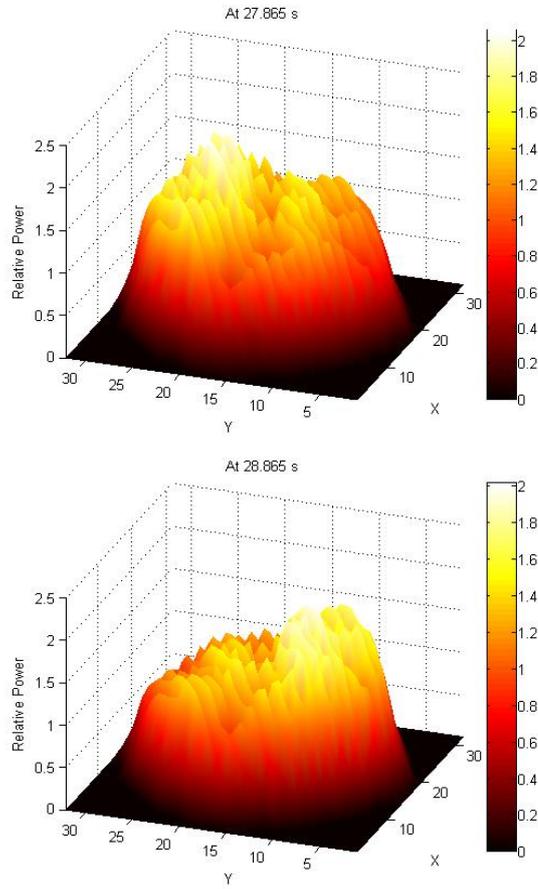


Figura 5.35. Potencia relativa en 27.865 y 28.865 s.

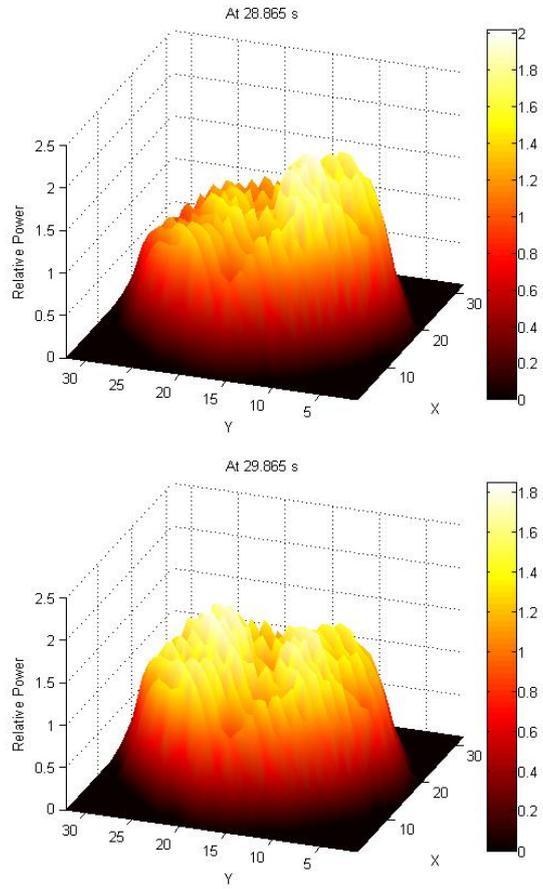


Figura 5.36. Potencia relativa en 28.865 y 30.865 s.

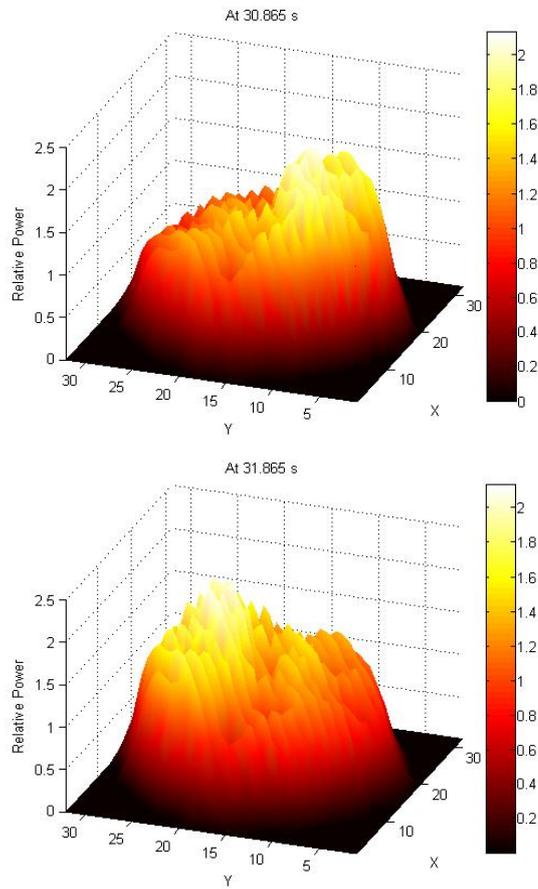


Figura 5.37. Potencia relativa en 30.865 y 31.865 s.

Para analizar la oscilación, se estudia la evolución del caudal en la entrada y la salida en regiones simétricas del núcleo.

Se analizan cuatro canales simétricos, cada uno de ellos perteneciente a un cuadrante del núcleo, según la división efectuada por los armónicos de la potencia representada el mapa radial de la Figura 5.28. El caudal másico de la entrada y salida del núcleo en estas regiones simétricas se presenta en las Figuras 5.38 y 5.39.

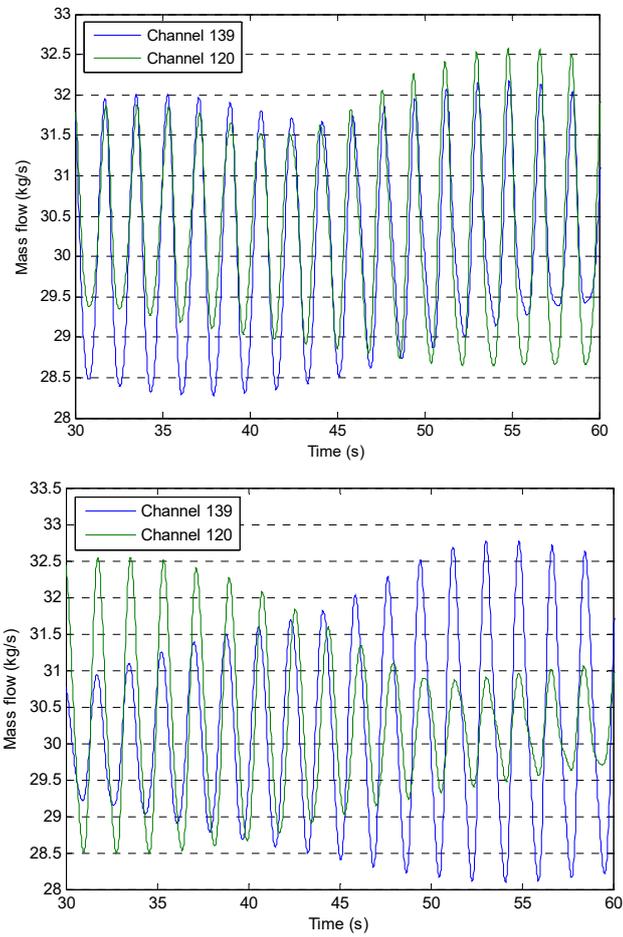


Figura 5.38. Flujo másico en la entrada (izq.) y salida (der.) de los canales 139 y 120.

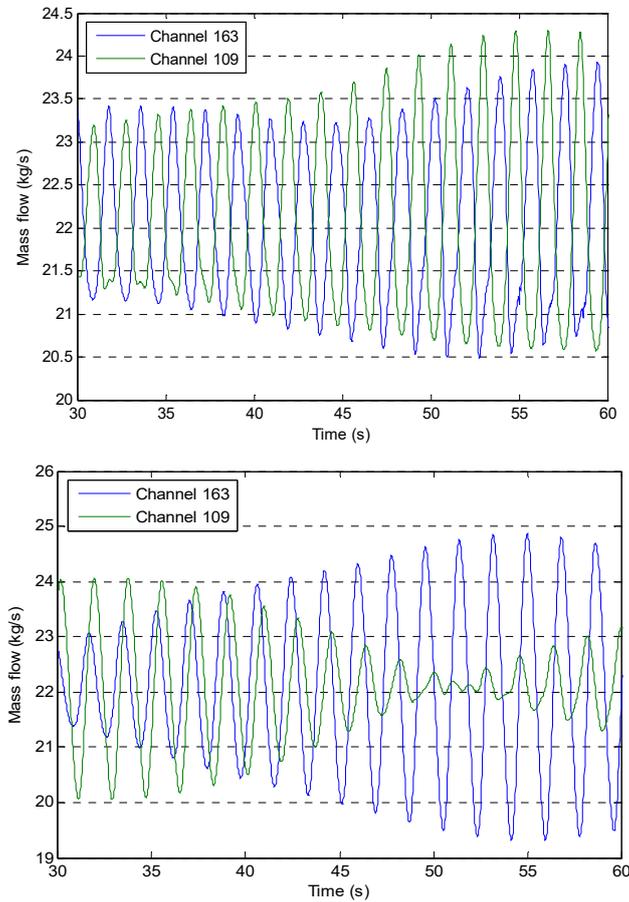


Figura 5.39 Flujo másico en la entrada (izq.) y salida (der.) de los canales 163 y 109.

También se compara la potencia relativa entre los nodos neutrónicos resaltados en rojo en la Figura 5.40. La evolución de la potencia en estos nodos neutrónicos se muestra en la Figuras 5.41 a 5.43.

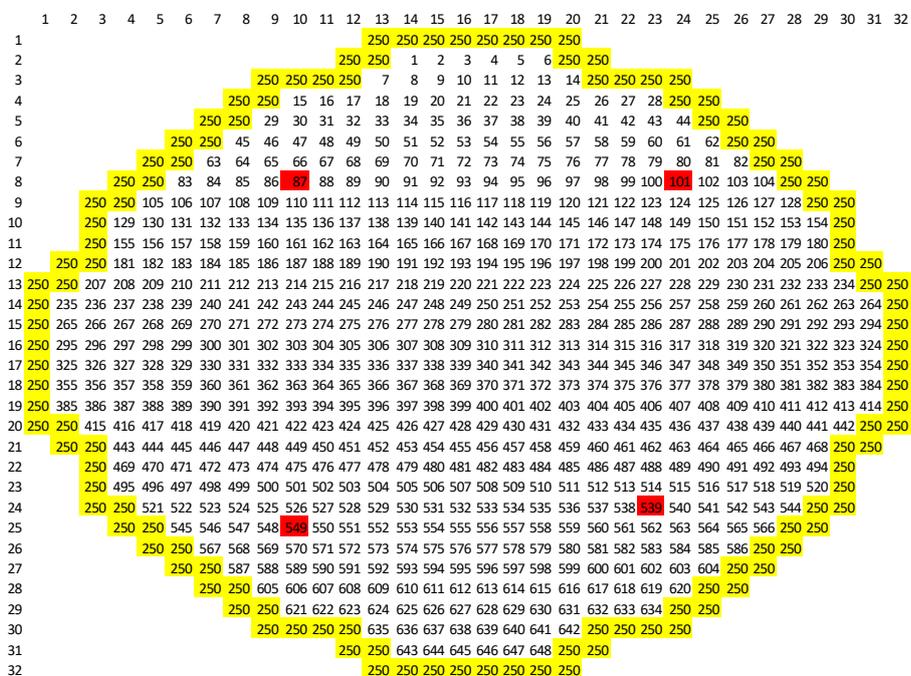


Figura 5.40. Posición de los nodos neutrónicos estudiados.

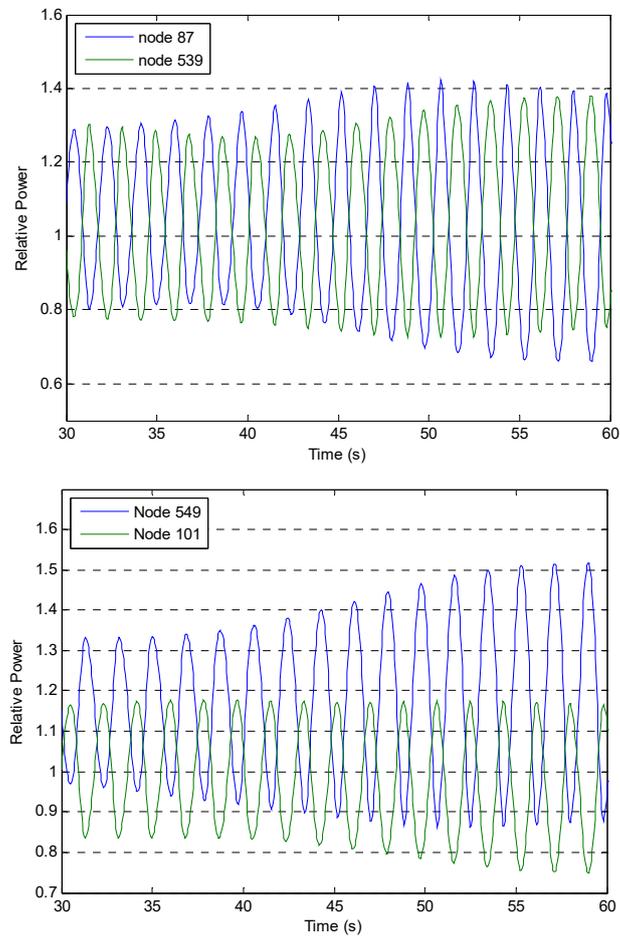


Figura 5.41 Potencia relativa en los nodos 87 y 539 (izq.) y 549 y 101 (der.).

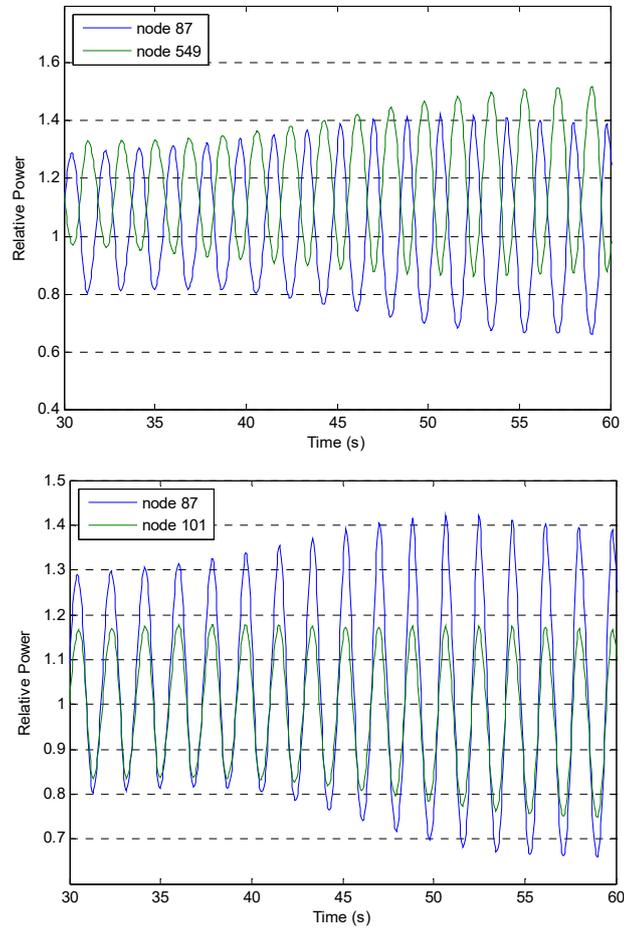


Figura 5.42. Potencia relativa en los nodos 87 y 549 (izq.) y 87 y 101 (der.).

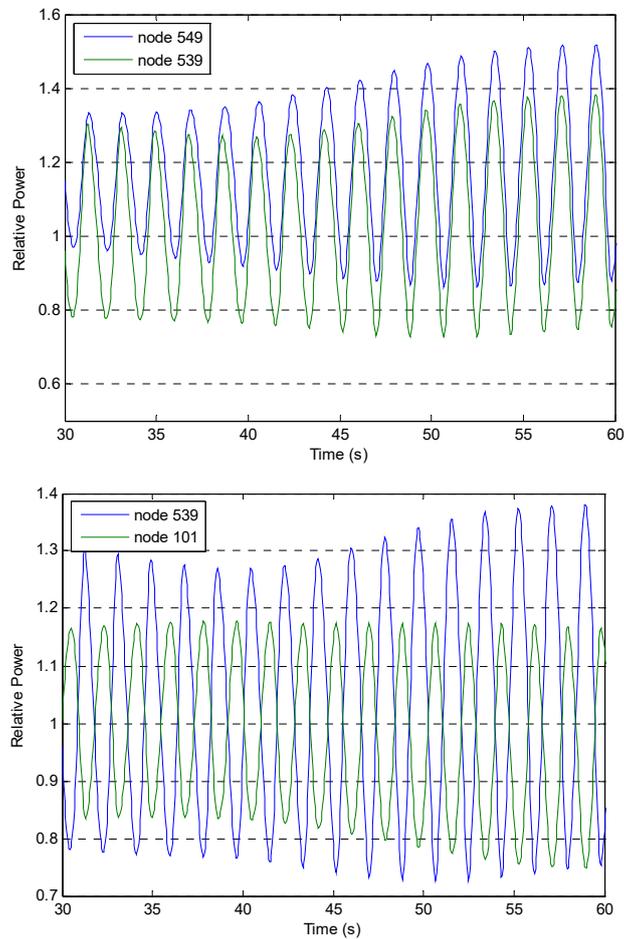


Figura 5.43. Potencia relativa en los nodos 549 y 539 (izq.) y 539 y 101 (der.).

Estas figuras muestran que el caudal másico en los canales 139 y 120 oscila en fase, mientras que en los canales 163 y 109 oscila fuera de fase.

5.4.3. Conclusiones.

Se ha desarrollado un procedimiento de simulación para analizar las inestabilidades en CC. NN. BWR con los códigos acoplados RELAP5/PARCS v2.7.

El *mapping* termohidráulico-neutrónico se basa en la forma espacial de los modos Lambda obtenidos con el código VALKIN. Se selecciona este *mapping* para no condicionar el patrón de oscilación durante la simulación.

Los resultados de la simulación en la C. N. de Ringhals 1 con los códigos acoplados RELAP5/PARCS v2.7 muestran que el punto de test conocido como *record 9* es un punto de operación inestable. La excitación de los modos subcríticos producen este patrón de oscilación fuera de fase.

Los resultados confirman que este procedimiento de simulación es adecuado para el análisis de estabilidad ya que se han reproducido las especificaciones del *record 9* del *benchmark* de Ringhals.

5.5. Estudio paramétrico de diferentes perturbaciones aplicadas al reactor de la Central Nuclear de Ringhals 1 con los códigos acoplados RELAP5/PARCSv2.7.

El artículo de este apartado es:

Parametric study of different perturbations on Ringhals stability benchmark with RELAP5/PARCS. NURETH-14 proceedings, 2011.

Desde que se produjo el primer suceso de inestabilidad en una planta nuclear BWR, se han realizado numerosos estudios para identificar los mecanismos que provocan este tipo de oscilaciones de potencia en el núcleo del reactor (Van Der Hagen, Pázsit, Thomson, & Melkerson, 1994), (March-Leuba & Blakeman, 1991), (Miró, Ginestar, Hennig, & Verdú, 2000), (J. L. Muñoz-Cobo et al., 2000). En algunos reactores BWR se indujeron oscilaciones para obtener datos experimentales. Uno de estos test se realizó en la central de Ringhals 1 obteniendo datos de diferentes puntos de operación dentro de la zona de inestabilidad del mapa que relaciona potencia y caudal másico a través del núcleo. Estos datos fueron distribuidos a la comunidad científica a través del *NEA Ringhals I BWR Stability Benchmark*. (Lefvert, 1996).

Ringhals 1 es un BWR diseñado por ABB que desarrolla una potencia térmica nominal de 2270MW y un flujo másico total a través del núcleo de 11550 kg/s. Los datos del test, conocidos como Record 9 del *benchmark* de Ringhals 1, fueron clasificados como una oscilación fuera de fase. La Tabla 5.7 (apartado anterior) presenta un resumen de las condiciones de trabajo del núcleo y los parámetros de estabilidad para dicho punto de test.

En estudios anteriores (Abarca, Barrachina, Miró, & Verdú, 2010), se efectuó un análisis tridimensional, en el dominio temporal, de la estabilidad del reactor BWR de Ringhals 1 para este mismo punto de test, utilizando el código acoplado RELAP5-MOD3.3/PARCS v2.7 (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001), (Downar et al., 2004).

El mapa de equivalencia entre la nodalización termohidráulica y la neutrónica (*mapping*) se basa en la forma espacial del fundamental, primer y segundo armónico de la potencia del reactor, calculados mediante el código VALKIN (Miró et al., 2002).

Para el código neutrónico, la nodalización del núcleo se realiza mediante una malla 3D. Las secciones eficaces se obtienen aplicando la metodología SIMTAB desarrollada en la UPV junto con Iberdrola (Roselló, 2004).

En simulación de inestabilidades se necesitan introducir ciertas perturbaciones que inicien las oscilaciones del flujo neutrónico. En este trabajo, se introduce una nueva metodología de inducir inestabilidades en reactores BWR basada en perturbaciones en la densidad del moderador. Estas perturbaciones en la densidad obedecen a la forma y amplitud de los modos de la potencia, obtenidos previamente con el código VALKIN. Esta metodología ha sido implementada en los códigos RELAP5/PARCS. La verificación de esta nueva capacidad se realiza utilizando modelos desarrollados en los mencionados trabajos previos.

5.5.1. Descripción del modelo.

El código computacional utilizado para realizar las simulaciones es RELAP5-MOD3.3/PARCS v2.7. Tanto el modelo termohidráulico como el modelo neutrónico utilizados son los mismos que se han detallado en el apartado anterior.

Para el código neutrónico, los grupos de secciones eficaces se han obtenido aplicando la metodología SIMTAB (Roselló, 2004). La metodología SIMTAB proporciona una sencilla herramienta para extraer y dar formato de forma apropiada a las secciones eficaces y parámetros cinéticos a partir de los cálculos de los códigos CASMO/SIMULATE (Knott et al., 1995) (Cronin et al., 1995). Las secciones eficaces generadas para éste análisis consisten en 1303 composiciones diferentes, considerando 53 tipos de elementos combustible.

Radialmente, el modelo neutrónico se realiza base a un modelo uno-a-uno, esto es cada elemento combustible se representa con un nodo radial, y el núcleo se rodea con nodos de reflector. Por lo tanto, radialmente se adopta una nodalización con 648 nodos activos. Axialmente, el núcleo del reactor se modela con 27 planos, dos de ellos, uno en la parte superior y otro en la inferior, considerados de reflector.

Las condiciones de Xenón consideradas en la simulación vienen dadas por las condiciones 3D obtenidas con el código SIMULATE.

El mapa de equivalencia entre la nodalización termohidráulica y la neutrónica (*mapping*) del núcleo se ha dividido en cuatro cuadrantes conforme a la forma del primer y segundo armónico de la potencia (modos Lambda) obtenidos previamente mediante el código VALKIN. Las Figuras 5.29 a 5.31 muestran los primeros tres modos Lambda calculado con VALKIN.

En RELAP5, el núcleo del reactor se modela mediante 72 canales termohidráulicos. En la Figura 5.32 se muestra la numeración asignada a los canales en el mapa radial, incluyendo el bypass (canal número 250). Las características de diseño del combustible se extraen de la Referencia (Lefvert, 1996).

5.5.2. Método de perturbación.

Para inducir las inestabilidades en la potencia se desarrolla un nuevo método de perturbación, basado en las amplitudes y las formas espaciales de los modos Lambda del flujo neutrónico.

Como los modos Lambda se obtuvieron previamente con el código VALKIN para generar el *mapping* entre la nodalización termohidráulica y neutrónica, solamente deben calcularse las amplitudes modales.

Las señales procedentes de los *Local Power Range Monitors* (LPRMs) del Record 9 proporcionadas en la documentación del *benchmark* de Ringhals 1 se utilizan para este propósito. Existen numerosos métodos para obtener las amplitudes modales a partir de las señales de los LPRMs. Dos de los más importantes son el SVD (*Singular Value Decomposition*) y el PMD (*Power Modal Decomposition*) (Maggini, Miró, Ginestar, & Verdú, 2005).

En este caso, las amplitudes de los modos se obtienen aplicando la metodología SVD a las señales de los LPRMs que proporciona el *benchmark*. Las amplitudes normalizadas del fundamental, primer y segundo armónico se presentan en la Figura 5.44.

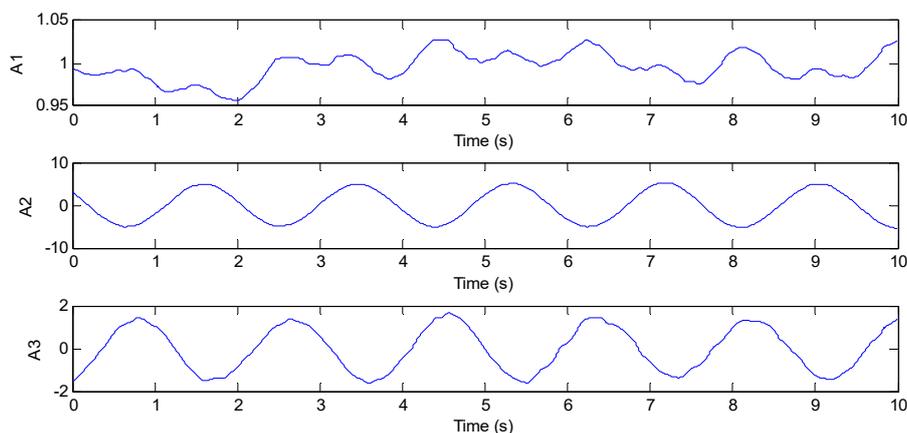


Figura 5.44. Amplitudes del fundamental, primer y segundo modo Lambda en Ringhals Rec. 9.

Esta perturbación no puede aplicarse directamente a la densidad del moderador ya que como se aprecia es muy pequeña. Para poder perturbar las densidades del moderador a nivel nodal las amplitudes de los modos se incrementaron por un factor de 50000.

El usuario puede perturbar solamente uno, dos o los tres modos al mismo tiempo. Como se mencionó anteriormente, el punto de test 9 se clasificó como una oscilación fuera de fase. Este tipo de oscilaciones de potencia resultan de la excitación de los modos azimutales (Miró et al., 2000), (Miró et al., 2002). Por tanto, para este estudio, se han analizado dos casos. En el caso A, se aplica la perturbación al primer y segundo modo azimutal simultáneamente, mientras que en el caso B la perturbación solamente se aplica sobre el primer modo azimutal.

En la Tabla 5.8, se presentan las amplitudes relativas aplicadas a cada modo y la equivalencia en términos de cambio de densidad en el núcleo para ambos casos analizados.

Tabla 5.8. Características de la perturbación.

| | Amplitudes Relativas | | | Equivalencia en Densidad (kg/m ³) |
|--------|----------------------|----------------------|-----------------------|---|
| | Modo Fundamental | Primer modo Azimutal | Segundo modo Azimutal | |
| Caso A | 0.0 | 50000 | 50000 | 9.37 |
| Caso B | 0.0 | 50000 | 0.0 | 6.10 |

En la figura 5.45 se muestran las dos perturbaciones resultantes en términos de densidad promedio del núcleo. Las frecuencias de ambas señales son de 1.04Hz (caso A) y 0.53 Hz (caso B) respectivamente.

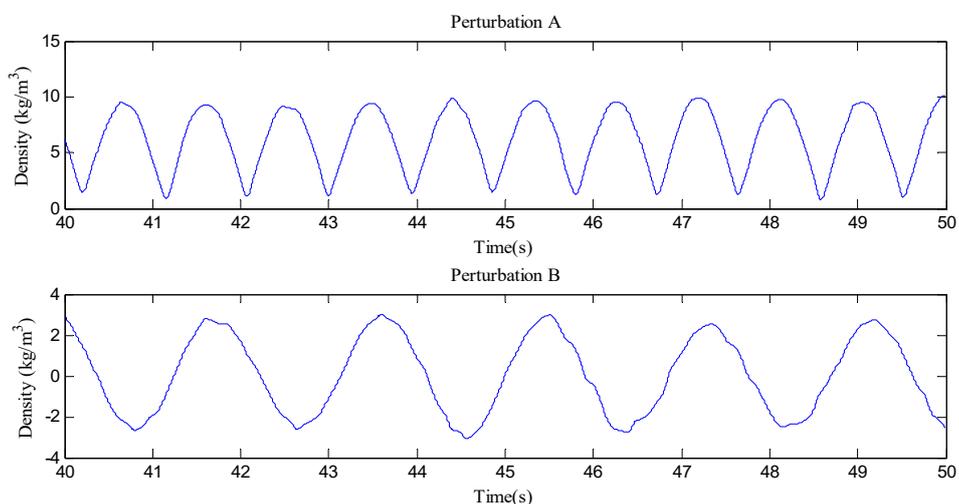


Figura 5.45. Amplitudes relativas de las perturbaciones por ondas de densidad.

5.5.3. Resultados.

En la Figura 5.46 se presenta la evolución de la potencia durante los transitorios. Se observa una suave oscilación desde el comienzo del transitorio nulo, es decir, durante los primeros 40s en ambas perturbaciones aplicadas.

Las perturbaciones por ondas de densidad se aplican desde 40 a 50 s. El transitorio finaliza a los 100s, como puede observarse las oscilaciones de potencia inducidas por las perturbaciones aplicadas son automantenidas.

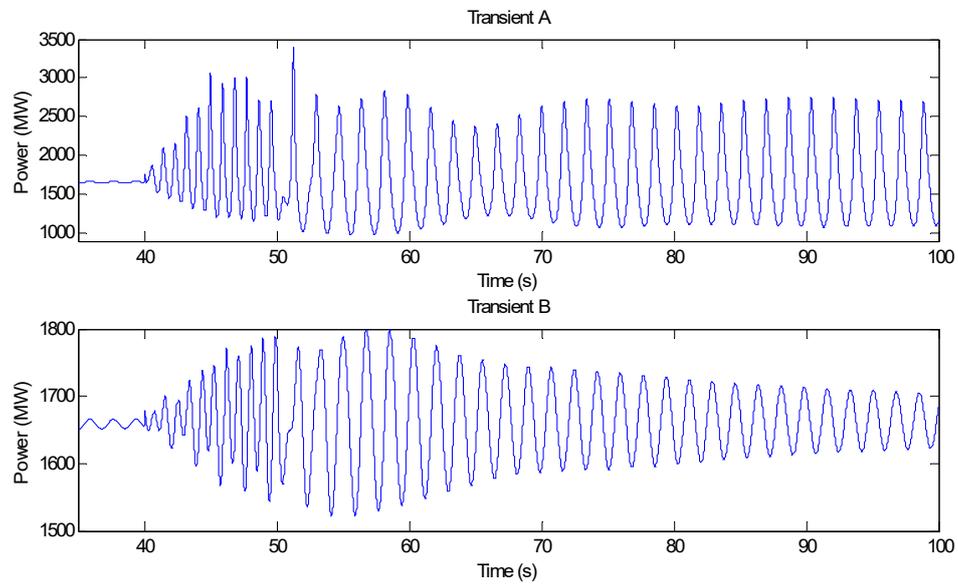


Figura 5.46. Evolución de la potencia total del reactor.

Para clasificar la inestabilidad se estudia la evolución de la potencia en las mitades superior e inferior del núcleo del reactor descrito por el primer modo azimutal (ver Figura 5.40). La Figura 5.47 muestra la evolución de la potencia para cada uno de los casos. Como era de esperar, las dos mitades del núcleo oscilan fuera de fase.

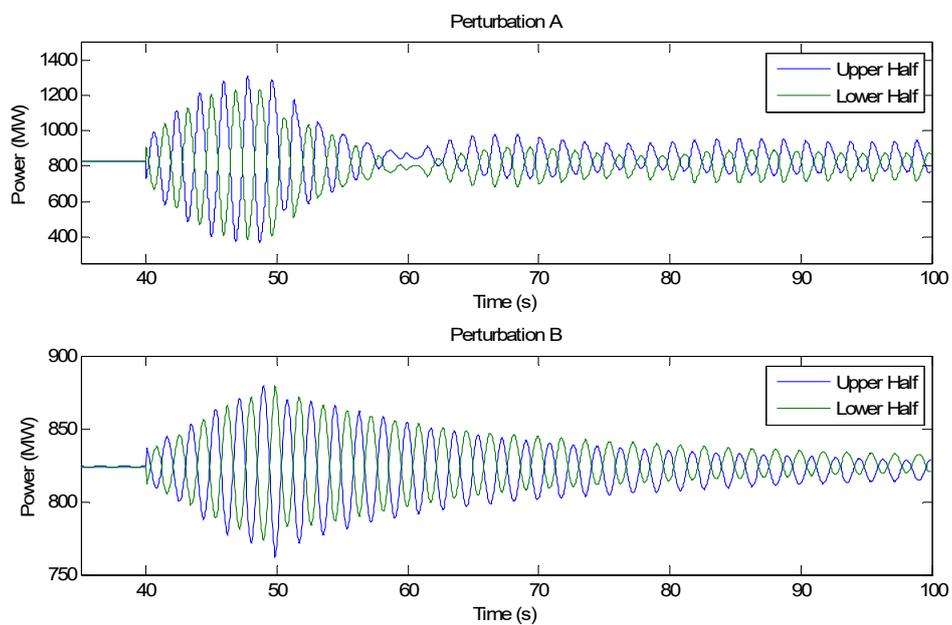


Figura 5.47. Evolución de la potencia en las dos mitades del núcleo (superior e inferior).

El código neutrónico PARCSv2.7 ofrece la opción de simular las señales de los LPRMs. Para realizar un análisis en mayor profundidad de las oscilaciones de potencia, se analizan las señales simuladas de los LPRMs situados en regiones simétricas del núcleo. La posición radial de los LPRMs en el núcleo Ringhals 1 se representa en la Figura 5.48. Cabe mencionar que existen 144 LPRMs distribuidos en 4 niveles axiales dentro del núcleo del reactor.

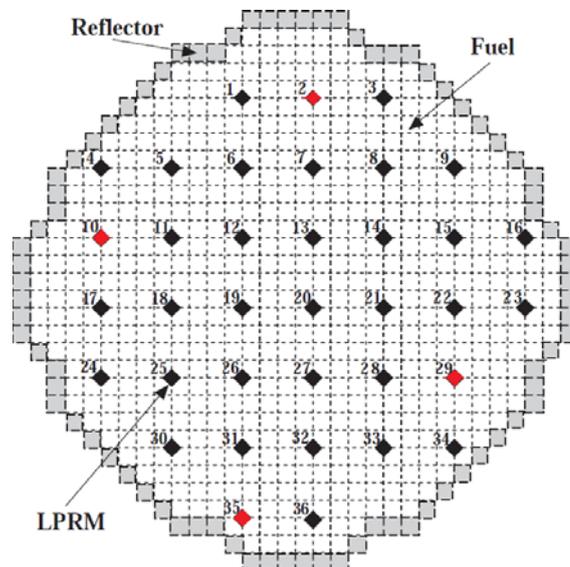


Figura 5.48. Posición radial de los LPRMs en Ringhals 1.

Los LPRMs seleccionados para el análisis de señal son los números 2, 10, 29 y 35, pertenecientes a cada uno de los cuadrantes del núcleo (la posición de estos cuatro LPRM se resalta en rojo en la Figura 5.48).

La Figura 5.49 muestra la evolución de la potencia leída desde los LPRMs 10 y 29 para los dos casos considerados, A y B.

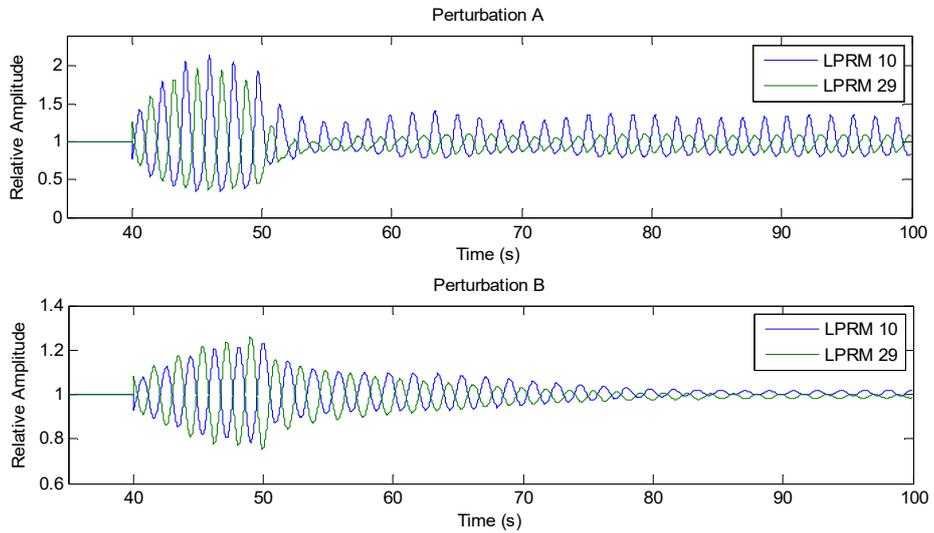


Figura 5.49. Señal normalizada de los LPRMs 10 y 29 durante el transitorio.

En la Figura 5.50 se presenta una ampliación de la evolución de la potencia desde los 55 s hasta el final del transitorio.

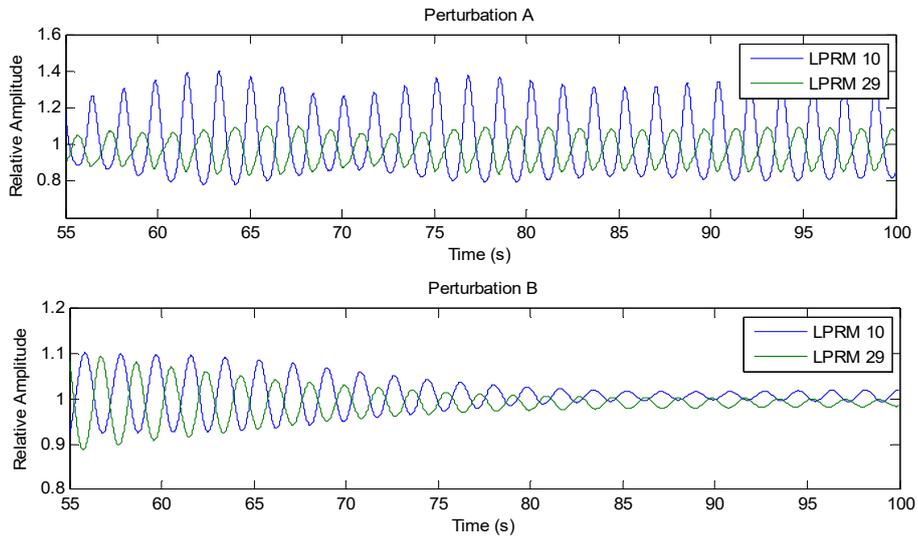


Figura 5.50. Señal normalizada de los LPRMs 10 y 29 desde 55 a 100 s.

En las Figuras 5.51 y 5.52, se representa la señal de los LPRMs 2 y 35 durante el transitorio.

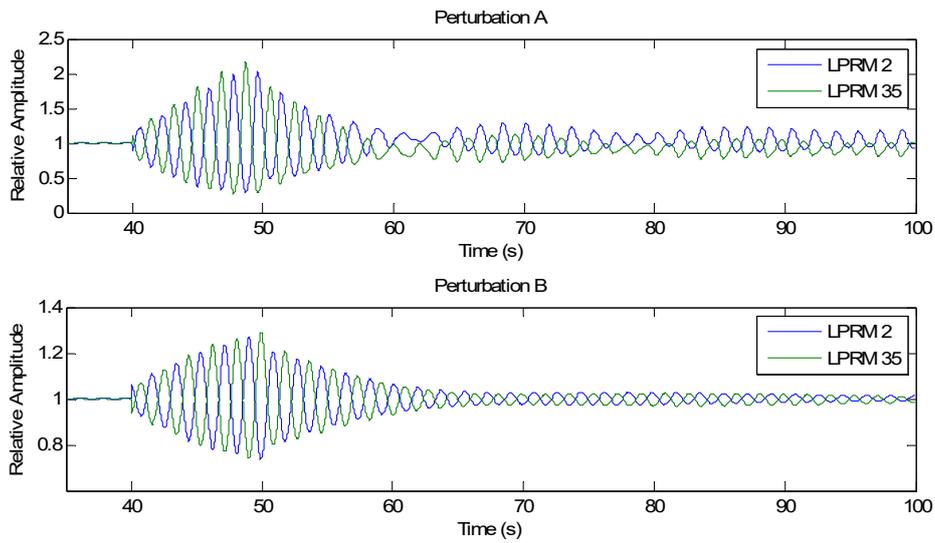


Figure 5.51. Señal normalizada de los LPRMs 2 y 35 durante el transitorio.

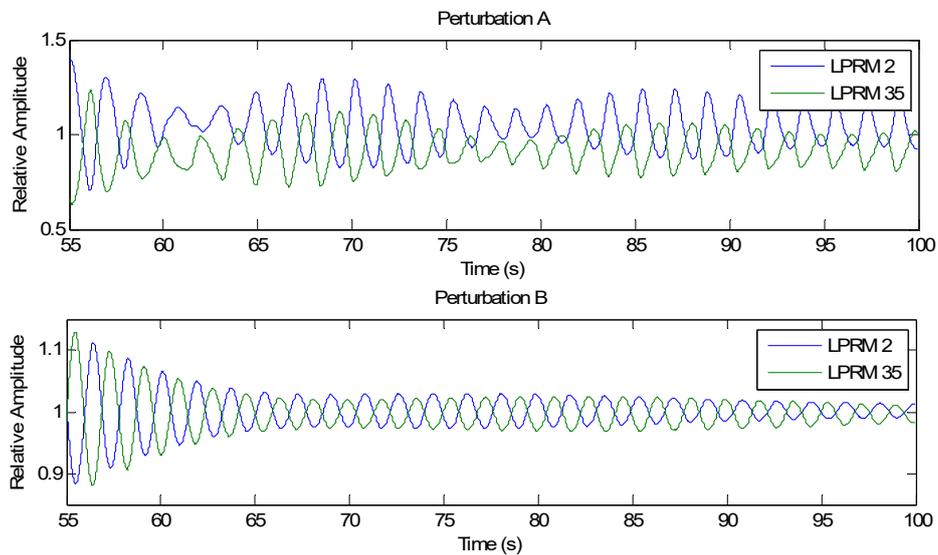


Figure 5.52. Señal normalizada de los LPRMs 2 y 35 entre 55 y 100 s.

En estas figuras se puede apreciar que la señal de los LPRMs localizados en cuadrantes diagonales oscila en ambos casos fuera de fase.

Se ha calculado el SVD (*Singular Value Decomposition*) de las señales de los LPRMs simulados con el fin de representar la contribución de los modos a la excitación de la potencia del reactor durante el transitorio (Maggini et al., 2005). Las Figuras 5.53 y 5.54 muestran las amplitudes de los primeros tres modos de la potencia entre 35 y 100 s.

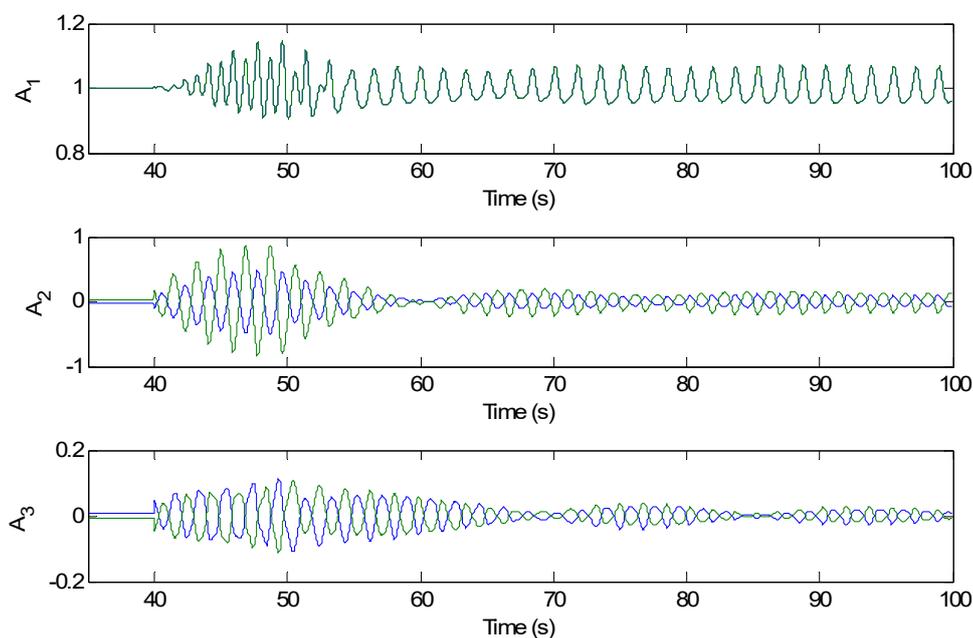


Figura 5.53. Descomposición de la señal de los LPRMs 2 y 35 entre 35 y 100 s para la perturbación A.

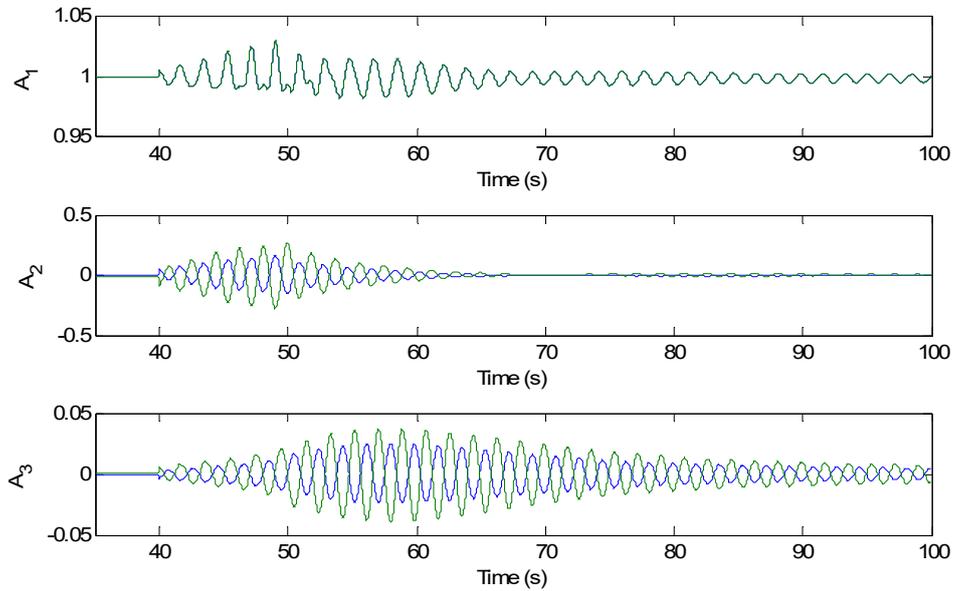


Figure 5.54. Descomposición de la señal de los LPRMs 2 y 35 entre 35 y 100 s para la perturbación B.

En ambos casos, la señal de la amplitud del modo fundamental de los LPRMs considerados está superpuesta, lo que quiere decir que está en fase.

Las amplitudes modales muestran que en el caso A la amplitud del fundamental, segundo y tercer modo permanecen aproximadamente constantes después de la perturbación, mientras que en el caso B el fundamental y el primer modo azimutal se amortiguan rápidamente y solamente el segundo modo azimutal permanece excitado tras la perturbación. En el caso A permanece la oscilación fuera de fase debido a la contribución del primer y segundo armónicos; mientras que en el caso B es sólo debido al segundo.

En la Tabla 5.9 se presentan los parámetros frecuencia y *decay ratio* de las señales de los LPRMs simulados para ambos transitorios. Esta tabla muestra que existe gran similitud entre los resultados del *benchmark* y los obtenidos en el caso B.

Tabla 5.9. Frecuencia and Decay Ratio de las señales de los LPRMs.

| | Perturbación A | | Perturbación B | |
|------------------|-----------------|-------------|-----------------|-------------|
| | Frecuencia (Hz) | Decay Ratio | Frecuencia (Hz) | Decay Ratio |
| Modo Fundamental | 0.58 | 0.99 | 0.58 | 0.75 |
| Primer modo SVD | 0.58 | 1.00 | 0.55 | 1.00 |
| Segundo modo SVD | 0.58 | 1.00 | 0.53 | 1.00 |

5.5.4. Conclusiones.

Se ha desarrollado un método de perturbación para analizar el comportamiento estable de un reactor nuclear de agua en ebullición frente a diferentes perturbaciones con los códigos acoplados RELAP5/PARCSv2.7.

El mapa de equivalencia entre la nodalización termohidráulica y la neutrónica (*mapping*) se basa en las formas espaciales del fundamental y primer y segundo armónico de la potencia del reactor, calculados mediante el código VALKIN. Se elige este mapa para no condicionar el patrón de oscilación.

Los resultados obtenidos en la simulación de la C. N. Ringhals 1 *record 9* con los códigos acoplados RELAP5/PARCS v2.7 muestran que el patrón de oscilación depende del modo que se perturba y las amplitudes de estas perturbaciones, es decir, el comportamiento estable de un reactor no solamente depende de las condiciones termohidráulicas previas a la oscilación, sino que también del tipo y amplitud de la perturbación que desencadena la oscilación.

Las inestabilidades en la potencia de un sistema BWR se desarrollan por la excitación de los modos de la potencia. Para provocar estas excitaciones en simuladores numéricos del reactor, como los códigos acoplados termohidráulicos-neutrónicos, se puede utilizar la descomposición en potencia de las señales de los LPRMs. Combinando estas señales descompuestas, con diferentes amplitudes, con los modos Lambda de la potencia del reactor, pueden obtenerse diferentes patrones de oscilación.

No obstante, un estudio paramétrico de los autovalores y otros factores de la configuración del estado estacionario de sistema, como la separación de autovalores y la forma de la potencia radial podría ser necesario para determinar adecuadamente la estabilidad de un BWR.

Capítulo 6. Modelo de Cálculo de la Concentración de Boro.

6.1. Introducción.

En los reactores de agua en ebullición (BWR), al contrario que en los reactores de agua a presión (PWR), el boro no se utiliza para controlar la reactividad en el núcleo del reactor. Sin embargo, hay algunas secuencias de fallo que requieren la inyección de boro para asegurar la parada segura del reactor. Estas secuencias están contempladas en los procedimientos de operación de emergencia (POE).

Para poder simular accidentes severos en reactores BWR en los que, siguiendo los POE, se requiere la inyección de boro, los códigos termohidráulicos necesitan un modelo de transporte de boro. Códigos termohidráulicos como TRAC-BF1 (NRC, 1992), RELAP5 (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001) y TRACE (NRC, 2010), incluyen modelos de transporte de boro, sin embargo, las condiciones termohidráulicas alcanzadas en estos transitorios están muy degradadas en el momento de la inyección de boro, es decir, la fracción de huecos es muy elevada. Este hecho hace que los modelos de boro implementados en TRAC-BF1 no sean lo suficientemente precisos para poder llevar a cabo estas simulaciones y ha motivado la revisión de los modelos de transporte de boro y los esquemas numéricos disponibles para resolverlos.

Concretamente, se han analizado cuatro esquemas numéricos y se han comparado con la solución analítica que proporciona la ecuación de *Burgers* (Burgers, 1974). Los cuatro métodos numéricos analizados son: *upwind* de primer orden, *Godunov* de segundo orden, *Godunov* de segundo orden modificado y QUICKEST de tercer orden utilizando el limitador universal (UL) (Freixa et al., 2007), (Ozemir, Avramova, & Sato, 2011), (Macián-Juan, 1996), (Bertolotto et al., 2011).

El modelo de transporte de boro implementado en TRAC-BF1 está basado en el método *upwind* de primer orden. Como resultado de los análisis de los esquemas de resolución numéricos se ha decidido implementar el esquema de *Godunov* modificado en TRAC-BF1. Para validar este trabajo se comparan los resultados de una inyección y una dilución de boro en un modelo termohidráulico sencillo, los esquemas *upwind* original de TRAC-BF1 y el nuevo modelo de *Godunov* modificado implementado.

Los artículos incluidos en este apartado son:

1. *Development of a high order boron transport scheme in TRAC-BF1*. Publicado en *Joint International Conference on Mathematics and Computation (M&C), Supercomputing in Nuclear Applications (SNA) and the Monte Carlo (MC) Method. ANS MC 2015*.
2. *A comparative study of boron transport in thermal-hydraulic codes TRACE vs TRAC-BF1 and TRACE vs RELAP5*. Publicado en *NURETH-17 proceedings, 2017*.
3. *A comparative study of boron transport models in NRC thermal-hydraulic code TRACE*. Publicado en *Brazilian Journal of Radiation Sciences, 2019, Vol. 07-02B, p.01-18*.

6.2. Esquemas de resolución del transporte de boro.

Los códigos termohidráulicos TRAC-BF1, TRACE o RELAP5 tienen la capacidad de calcular el transporte de boro cuya resolución se realiza mediante una integración semi-implícita utilizando el método *upwind* de primer orden. Esta formulación proporciona estabilidad y robustez incluso cuando el criterio de *Courant* no se cumple. Estas propiedades hacen que sean muy rápidos y fiables para el análisis de transitorios. Hay que destacar que RELAP5 incluye también los métodos *Godunov* y *Godunov* modificado.

En estos tres códigos, la concentración de ácido bórico es tratada como un escalar que es transportado por el fluido sin realimentación al campo de velocidades. Para poder formular la ecuación del transporte de un escalar disuelto en la fase líquida del fluido, se asume que la concentración de boro es lo suficientemente baja (el boro está lo suficientemente diluido) de forma que se pueden aplicar los siguientes supuestos:

- El soluto está suficientemente diluido;
- Cambios despreciables en las propiedades del líquido debido a la presencia del soluto;
- Transferencia de calor del soluto despreciable;
- Inercia del soluto despreciable.

De acuerdo con los supuestos anteriores, se necesita una única ecuación de campo adicional para la conservación del soluto. La concentración de boro sigue la ecuación de Burgers linealizada, la cual puede escribirse en forma diferencial de la siguiente manera:

$$\frac{\partial \rho_b}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_b V_p)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial \rho_b}{\partial x} \right) + S \quad (6.1)$$

Los esquemas de resolución de esta ecuación están explicados en el capítulo 2. La nomenclatura usada en la resolución de los esquemas numéricos descritos a continuación se corresponde con la siguiente figura:

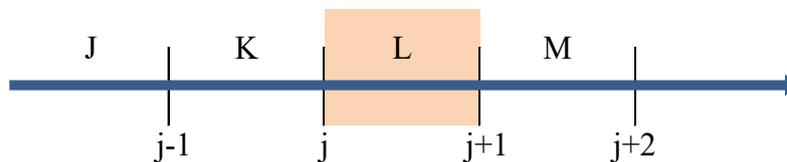


Figura 6.1. Nomenclatura usada para las celdas y las fronteras.

6.3. Resolución analítica de la ecuación de Burgers.

La ecuación (6.1) tiene solución analítica y se emplea para la evaluación de la precisión de los distintos esquemas descritos anteriormente mediante la simulación de la difusión de una onda. La condición de contorno empleada es una función escalón, aplicada a la entrada de la tubería. Las condiciones iniciales para el test analítico son:

- Condiciones iniciales **VACIADO**: $C(x,0) = \begin{cases} C_0 & x > 0 \\ 0 & x \leq 0 \end{cases}$

La función anterior prácticamente representa el problema de un frente de agua diluida en boro por la rama fría de un reactor de agua a presión. Considerando que la onda se mueve a la velocidad v , si realizamos el cambio de variable $z = x - vt$ sitúa al observador en el centro de la onda por lo que la ecuación (6.2) se puede reescribir como

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \frac{\partial^2 C}{\partial z^2} \quad (6.2)$$

La ecuación (6.2) es la ecuación de la Difusión que tiene una solución conocida. Por lo tanto, la solución exacta de la ecuación (6.1) para el caso de la simulación del **vaciado** de una tubería sería:

$$C(x, t) = \frac{C_0}{2} \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{vt - x}{2\sqrt{Dt}} \right) \right] \quad (6.3)$$

Para el caso análogo del **llenado**, las condiciones iniciales y la solución analítica serían:

- Condiciones iniciales **LLENADO**: $C(x,0) = \begin{cases} 0 & x > 0 \\ C_0 & x \leq 0 \end{cases}$

$$C(x, t) = \frac{C_0}{2} \left[1 - \operatorname{erfc} \left(\frac{vt - x}{2\sqrt{Dt}} \right) \right] \quad (6.4)$$

6.4. Comparación de los esquemas de transporte de boro.

Para comparar los resultados que proporcionan los tres códigos termohidráulicos considerados, TRAC-BF1, RELAP5 y TRACE, se ha utilizado un modelo sencillo que consiste en una tubería horizontal de 60 m de longitud dividida en 99 celdas con un área transversal de 0.005 m². Las condiciones de contorno a la entrada y a la salida de la tubería se muestran en la Tabla 6.1.

Tabla 6.1. Modelo termohidráulico.

| |
|--|
| TUBERÍA HORIZONTAL |
| Longitud: $L = 60$ m |
| Número celdas: $N = 99$ |
| Área celdas : $A = 0.005$ m ² |
| CONDICIONES CONTORNO ENTRADA |
| Velocidad: $v = 1$ m/s |
| Temperatura: $T = 350$ K |
| Densidad: $\rho = 975.6$ kg/m ³ |
| CONDICIONES CONTORNO SALIDA |
| Presión: $P = 43$ bar |

Se han simulado dos condiciones: llenado y vaciado de la tubería (inyección y dilución de boro). La Tabla 6.2 muestra las funciones aplicadas en ambas situaciones.

Tabla 6.2. Funciones aplicadas en el llenado y vaciado.

| |
|---|
| LLENADO |
| $t = 0 \rightarrow C_b = 0$ ppm |
| $t = 0 \rightarrow C_b = 2000$ ppm |
| Función escalón |
| Paso de tiempo: $\Delta t = 1.0$ E-03 s |
| VACIADO |
| $t = 0 \rightarrow C_b = 2000$ ppm |
| $t = 0 \rightarrow C_b = 0$ ppm |
| Función escalón |
| Paso de tiempo: $\Delta t = 1.0$ E-03 s |

Utilizando este modelo, se ha implementado su resolución en Fortran con los diferentes esquemas numéricos descritos en el apartado anterior y se han comparado los resultados.

Las Figuras 6.2 y 6.3 muestran los resultados para los casos de llenado y vaciado respectivamente. En ambas figuras, la escala representa el ratio entre la concentración de la celda y la inyección de boro correspondiente a 2000 ppm en la entrada de la tubería, para las condiciones de llenado, y una concentración de boro de 0 ppm a la entrada de la tubería, para las condiciones de vaciado.

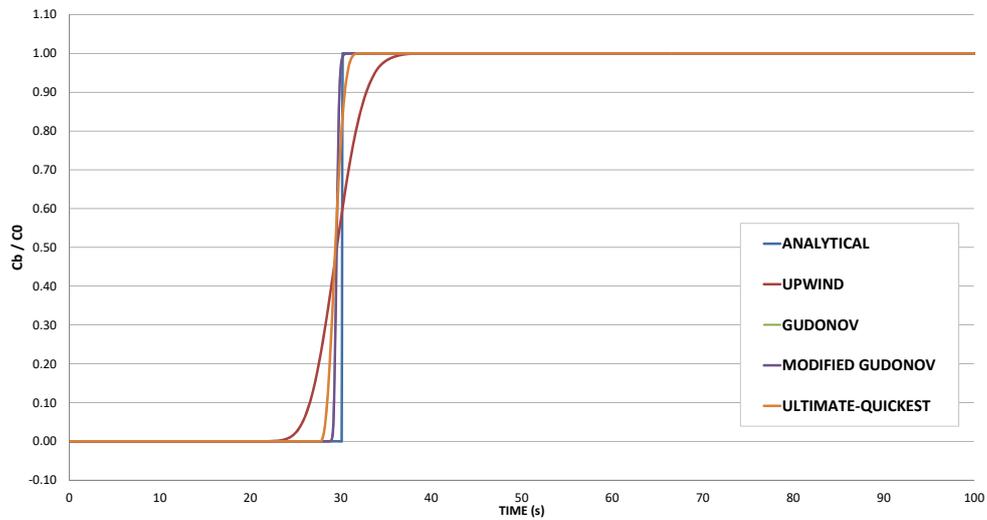


Figura 6.2. Resultados caso llenado con los diferentes esquemas.

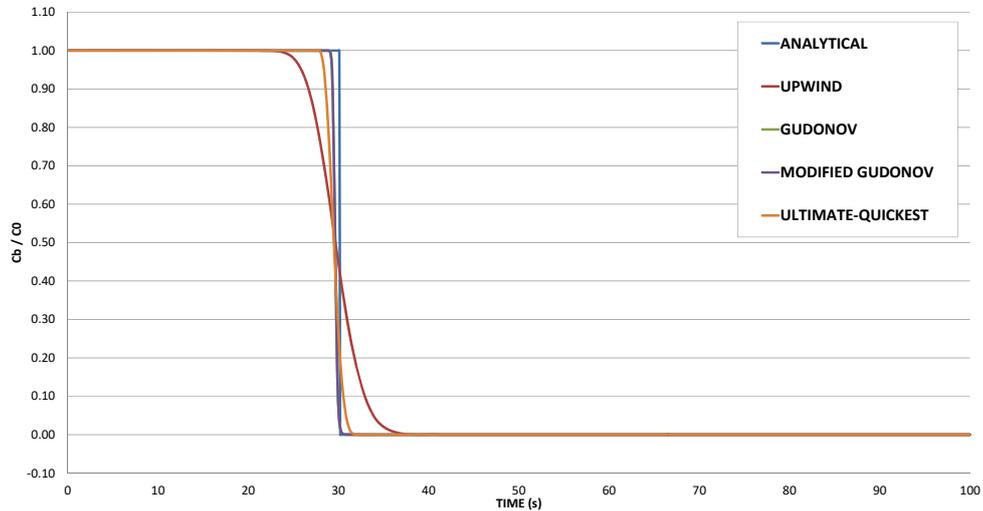


Figura 6.3. Resultados caso vaciado con los diferentes esquemas.

Como puede observarse, los efectos de la difusión numérica son claramente diferenciables cuando se emplea el esquema numérico *upwind*. Además, este esquema muestra una clara dependencia del paso de tiempo y de la nodalización espacial cosa que no ocurre con los esquemas de segundo orden. Con el esquema numérico *Godunov* se observa que el problema de la difusión numérica se ha mitigado. Se observa que no existe diferencia visible entre el esquema de *Godunov* y el de *Godunov* modificado, debido a que se ha mantenido invariante la constante de difusión en ambos esquemas para la simplicidad de la implementación en Fortran.

Las Figuras 6.4 y 6.5 muestran la comparación del método *Godunov* modificado con la resolución analítica y los resultados de los diferentes códigos termohidráulicos considerados.

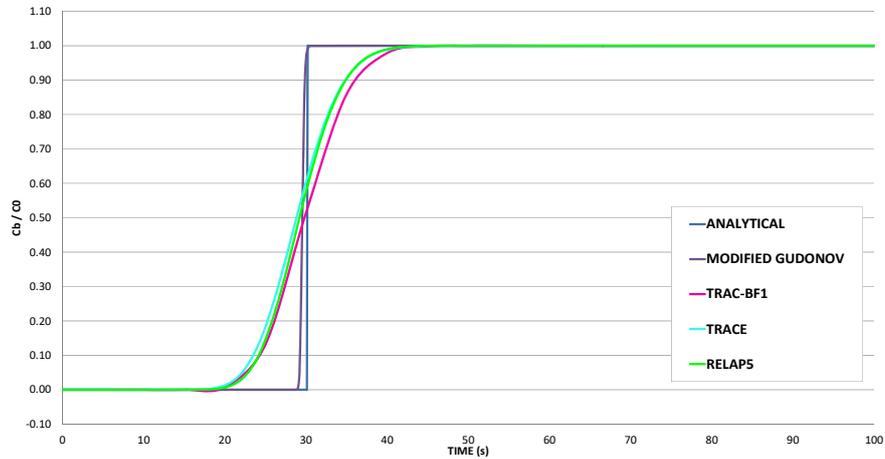


Figura 6.4. Resultados caso llenado con los diferentes modelos y los códigos.

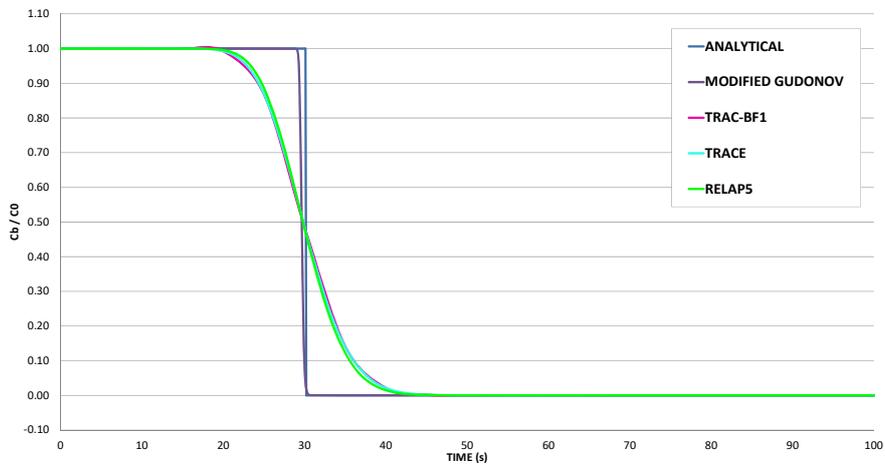


Figura 6.5. Resultados caso vaciado con los diferentes modelos y los códigos.

6.5. Mejora del modelo de transporte de boro en TRAC-BF1.

Se ha observado que el cálculo del transporte de boro mediante un sistema de primer orden, esquema *upwind*, introduce problemas de difusión numérica. Dichos problemas se solucionan mediante el empleo de un esquema de segundo orden como por ejemplo

el esquema *Godunov*. Si queremos ser conservadores en el cálculo, el método *Godunov* es el mejor método numérico de cálculo. Sin embargo, en los cálculos best-estimate, el método numérico más recomendable es el *Godunov* modificado ya que es capaz de introducir las fluctuaciones de un fluido en una tubería, incluso mejor que el esquema de tercer orden con limitador QUICKEST-ULTIMATE. Además, es mucho más fácil de implementar que el método QUICKEST- ULTIMATE.

En las Figuras 6.6 y 6.7 se muestra los resultados para los casos analizados de llenado y vaciado de la tubería con el método *upwind* original de TRAC-BF1 y el método *Godunov* modificado implementado.

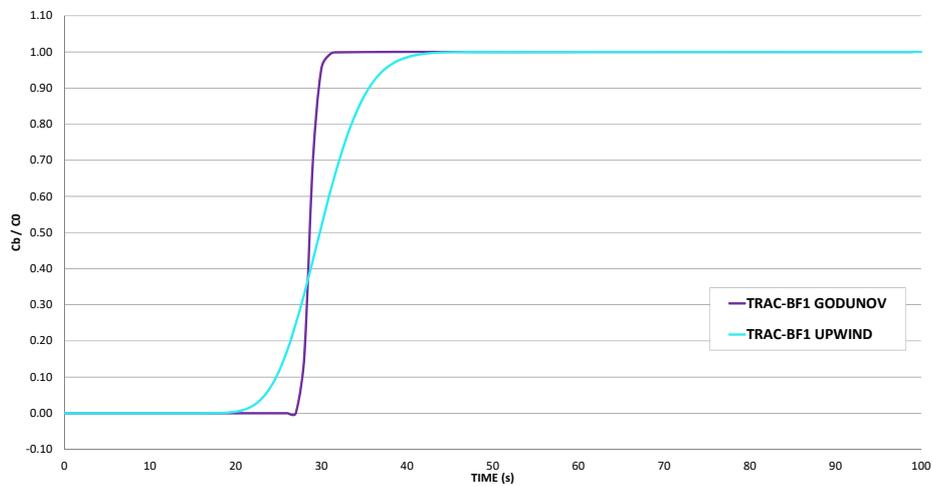


Figura 6.6. Resultados caso llenado en TRAC-BF1.

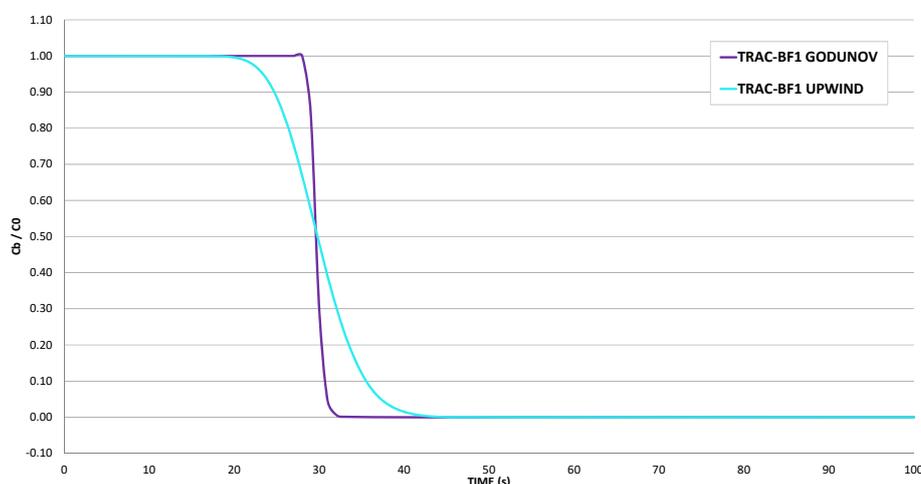


Figura 6.7. Resultados caso vaciado en TRAC-BF1.

6.6. Análisis de los modelos de transporte de boro en TRACE.

Con el fin de obtener una reproducción más fiable de la evolución de la concentración de boro ante una entrada escalón, se ha variado el esquema numérico en las simulaciones de TRACE. Por lo tanto, el esquema de primer orden *Upwind*, que es el existente en TRACE por defecto, ha sido reemplazado por los esquemas de segundo orden también implementados en TRACE. La modificación de este parámetro se realiza desde el menú *Namelist Variable*, seleccionando diferentes valores para el parámetro *SPACEDIF*. Además, si se elige un esquema de segundo orden, el método numérico definido en el parámetro *NOSETS* debe ser, obligatoriamente, semi-implícito.

Se ha comparado el esquema de primer orden *Upwind* con los esquemas de segundo orden también implementados en TRACE. Estos esquemas son: MUSCL de segundo orden, OSPRE, ENO de segundo orden y Van Leer 2. Todos estos métodos se explican con detalle en el capítulo 2 de esta tesis.

En las Figuras 6.8 y 6.9 se muestran los resultados de las simulaciones TRACE utilizando diferentes esquemas numéricos en el caso de emplear una vasija vertical. La evolución del boro bajo condiciones termohidráulicas monofásicas es similar en todos los casos, por lo que se ha seleccionado el modelo con un componente “VESSEL” vertical para dicha comparación.

Se han comparado cinco esquemas numéricos diferentes y los resultados en ambos casos, llenado y vaciado, muestran que los esquemas de segundo orden presentan una reproducción de pasos más adecuada con respecto a la solución analítica, siendo los resultados obtenidos empleando el esquema MUSCL de segundo orden los más adecuados. Además, cabe señalar que los resultados obtenidos para el método ENO de

segundo orden y el método OSPRE son los mismos y las líneas correspondientes se superponen.

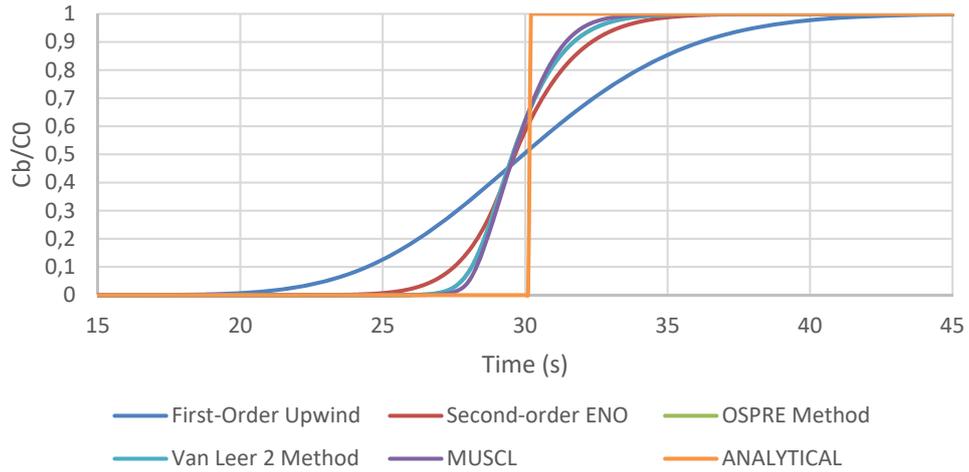


Figura 6.8. Resultados de TRACE empleando diferentes esquemas numéricos para el caso de llenado en condiciones monofásicas y la solución analítica.

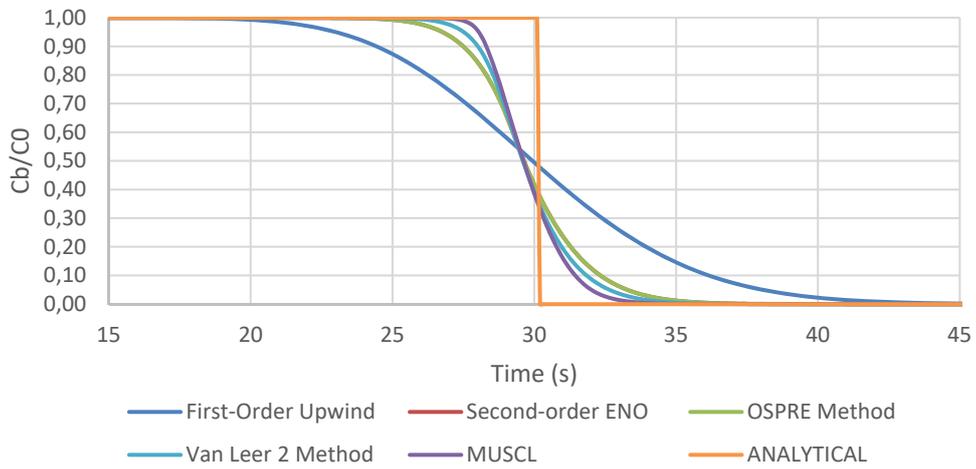


Figura 6.9. Resultados de TRACE empleando diferentes esquemas numéricos para el caso de vaciado en condiciones monofásicas y la solución analítica.

Por último, se muestra en las Figuras 6.10 y 6.11 una comparación entre los diferentes esquemas numéricos para condiciones del fluido bifásicas. El componente elegido para este estudio es el modelo que contiene un componente “VESSEL” vertical, puesto que nos permite estudiar un componente 3D con una fracción de huecos convergida cercana a la correspondiente a el componente 1D. Además, la solución analítica ha sufrido una aproximación para considerar la existencia de fracción de huecos. De esta manera, se ha modificado la velocidad del líquido y el área para considerar la fracción de huecos observada en las condiciones termohidráulicas en equilibrio del caso de vasija vertical. Como en el caso anterior, el esquema MUSCL de segundo orden es la opción que permite una mejor reproducción de la entrada escalón introducida. Por otra parte, el método ENO de segundo orden y el método OSPRE muestran ahora diferencias y la evolución predicha por el método de primer orden *Upwind* es claramente insatisfactoria.

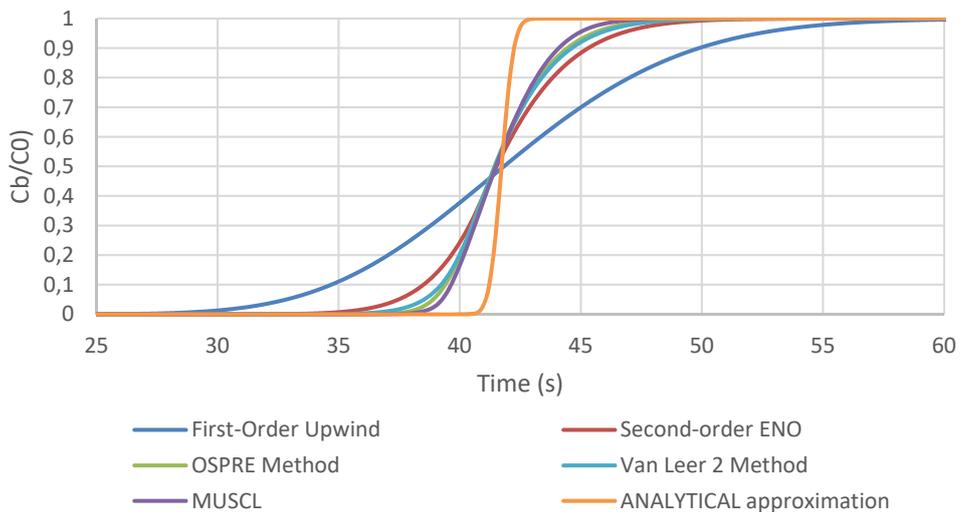


Figura 6.10. Resultados de TRACE empleando diferentes esquemas numéricos para el caso de llenado en condiciones bifásicas y la solución analítica.

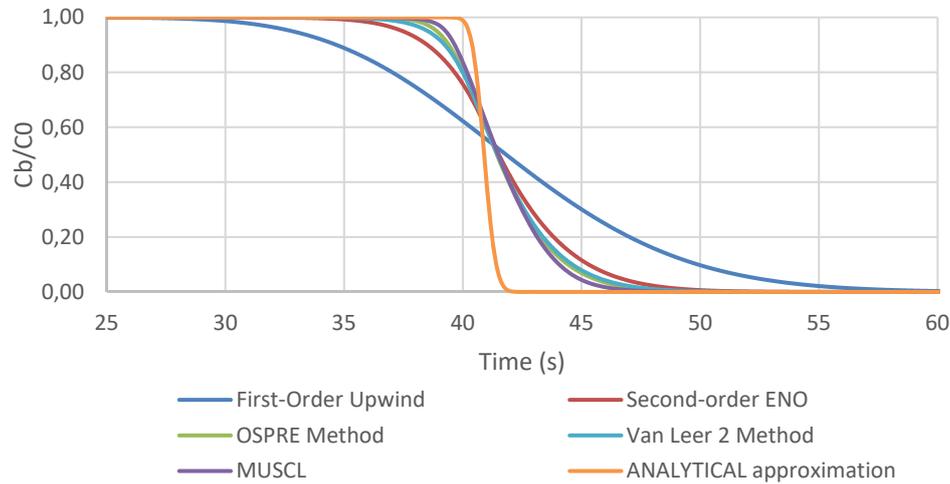


Figura 6.11. Resultados de TRACE empleando diferentes esquemas numéricos para el caso de vaciado en condiciones bifásicas y la solución analítica.

6.7. Conclusiones.

El método de transporte de boro en TRAC-BF1 se corresponde a un esquema *upwind* de primer orden que proporciona valores subestimados. Los resultados confirman que era necesaria una modificación en el esquema numérico e implementar, un esquema de segundo orden. El método *upwind* de segundo orden denominado *Godunov* modificado presenta baja difusión numérica y atenúa posibles oscilaciones en el cálculo.

Con este trabajo se han ampliado las capacidades del código TRAC-BF1 en cuanto al transporte de boro en componentes unidimensionales.

También se ha estudiado en TRACE el comportamiento de componentes horizontales y verticales con geometrías 1D y 3D bajo condiciones termohidráulicas monofásicas o de fluido bifásico y la influencia de los diferentes esquemas numéricos de primer y de segundo orden.

Las conclusiones de este estudio es que el método de resolución de primer orden *Upwind* no es fiable para la transmisión de una entrada escalón, como serían la mayoría de los eventos de inyección o de dilución de boro. En lugar de este método, se ha concluido que es más adecuado usar el esquema MUSCL de segundo orden, puesto que es el esquema más cercano a la solución analítica, o su aproximación, proporcionada por la ecuación de *Burgers*.

Capítulo 7. Modelo de Cálculo del Calor de Desintegración.

7.1. Introducción.

Los modelos implementados en el código termohidráulico TRAC-BF1 para el cálculo del calor residual se corresponden con el estándar ANS 1973, por defecto, y con el estándar ANS 1979 (ANS, 1971), seleccionado por parte del usuario. Con la entrada en vigor del estándar ANS 1994 y su posterior revisión, ANS 2005, los modelos que presenta TRAC-BF1 quedan completamente obsoletos haciendo necesaria la revisión de los modelos antiguos y la implementación del ANSI/ANS-5.1-1994 (ANS, 1994) y ANSI/ANS-5.1-2005 (ANS, 2005) en el código.

El código PARCSv2.7 calcula el calor de desintegración a partir de un modelo muy sencillo, por lo que también se plantea la necesidad de implementar el estándar ANSI/ANS-5.1-2005 en el código.

Para poder llevar a cabo la mejora de los códigos se calcula en primer lugar, la solución analítica y se compara con diferentes métodos de resolución numérica para determinar la precisión de los mismos. También se estudia la influencia de diferentes historias de potencia de corta duración en el cómputo total del calor residual puesto que se considera de gran interés en la simulación de transitorios. Esta comparación se realiza en MATLAB.

Posteriormente, se ha implementado la resolución analítica en los códigos TRAC-BF1 y PARCSv2.7. Para ello se han modificado todas las subrutinas relacionadas con el cálculo del calor residual, así como el módulo encargado de almacenar los valores de energía y las constantes de desintegración de los estándares ANS.

Para la validación de la implementación se han simulado, con ambos códigos, los mismos casos estudiados en MATLAB previamente.

El análisis del estado del modelo del cálculo del calor de desintegración en ambos códigos se ha presentado en el capítulo 2.

El artículo incluido en este capítulo es:

Improvements in the decay heat model in the thermalhydraulic code TRAC-BF1. International Journal of Computer Mathematics, 2014, Vol. 91(2), p.327-335.

7.2. Modelo analítico del calor de desintegración.

El modelo analítico, se corresponde con el estándar ANS 2005, en el que se consideran 82 grupos, 23 para cada uno de los nucleídos fisiles considerados, U-235, U-238, Pu-239 y Pu-241, que son tenidos en cuenta explícitamente. Los valores de calor de desintegración correspondientes a los distintos productos de fisión son presentados en tablas junto con sus equivalentes representaciones analíticas que son la suma de 23 términos exponenciales. Las tablas mostradas a continuación contienen las constantes de

decaimiento y energía de dichos 23 términos exponenciales para los cuatro isótopos fisionables (ANS, 2005).

Tabla 7.1. Energía y constante de decaimiento de los 23 grupos considerados a partir del U-235 definidos en el ANS 2005.

| j | $\alpha_{i,j}$ | $\lambda_{i,j}$ | j | $\alpha_{i,j}$ | $\lambda_{i,j}$ |
|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|
| 1 | 5.2800e-04 | 2.7216e+00 | 13 | 2.5189e-06 | 9.9940e-06 |
| 2 | 6.8588e-01 | 1.0256e+00 | 14 | 4.9836e-07 | 2.5401e-06 |
| 3 | 4.0752e-01 | 3.1419e-01 | 15 | 1.8523e-07 | 6.6332e-07 |
| 4 | 2.1937e-01 | 1.1788e-01 | 16 | 2.6592e-08 | 1.2281e-07 |
| | | | | | |
| 5 | 5.7701e-02 | 3.4365e-02 | 17 | 2.2356e-09 | 2.7163e-08 |
| 6 | 2.2530e-02 | 1.1762e-02 | 18 | 8.9582e-12 | 3.2955e-09 |
| 7 | 3.3392e-03 | 3.6065e-03 | 19 | 8.5968e-11 | 7.4225e-10 |
| 8 | 9.3667e-04 | 1.3963e-03 | 20 | 2.1072e-14 | 2.4681e-10 |
| | | | | | |
| 9 | 8.0899e-04 | 6.2608e-04 | 21 | 7.1219e-16 | 1.5596e-13 |
| 10 | 1.9572e-04 | 1.8924e-04 | 22 | 8.1126e-17 | 2.2573e-14 |
| 11 | 3.2609e-05 | 5.5074e-05 | 23 | 9.4678e-17 | 2.0503e-14 |
| 12 | 7.5827e-06 | 2.0971e-05 | | | |

Tabla 7.2. Energía y constante de decaimiento de los 23 grupos considerados a partir del Pu-239 definidos en el ANS 2005.

| j | $\alpha_{i,j}$ | $\lambda_{i,j}$ | j | $\alpha_{i,j}$ | $\lambda_{i,j}$ |
|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|
| 1 | 1.6540e-01 | 8.9246e+00 | 13 | 1.7720e-06 | 8.3687e-06 |
| 2 | 3.6928e-01 | 6.9005e-01 | 14 | 5.4945e-07 | 2.3620e-06 |
| 3 | 2.4006e-01 | 2.3618e-01 | 15 | 1.6736e-07 | 6.4594e-07 |
| 4 | 1.0269e-01 | 1.0118e-01 | 16 | 2.1160e-08 | 1.2822e-07 |
| | | | | | |
| 5 | 3.4926e-02 | 3.7193e-02 | 17 | 2.9388e-09 | 2.5166e-08 |
| 6 | 2.2961e-02 | 1.4319e-02 | 18 | 1.3659e-10 | 1.3176e-08 |
| 7 | 3.9070e-03 | 4.5094e-03 | 19 | 5.7450e-11 | 7.3568e-10 |
| 8 | 1.3080e-03 | 1.3211e-03 | 20 | 3.8422e-14 | 2.4663e-10 |
| | | | | | |
| 9 | 7.0265e-04 | 5.3481e-04 | 21 | 1.8030e-16 | 3.3490e-13 |
| 10 | 1.4297e-04 | 1.7297e-04 | 22 | 1.8342e-15 | 1.8761e-13 |
| 11 | 1.7642e-05 | 4.8918e-05 | 23 | 1.9884e-16 | 3.1544e-14 |
| 12 | 7.3646e-06 | 2.0155e-05 | | | |

Tabla 7.3. Energía y constante de decaimiento de los 23 grupos considerados a partir del U-238 definidos en el ANS 2005.

| j | $\alpha_{i,j}$ | $\lambda_{i,j}$ | j | $\alpha_{i,j}$ | $\lambda_{i,j}$ |
|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|
| 1 | 3.9368e-01 | 4.3427e+00 | | 6.4927e-07 | 5.3610e-06 |
| 2 | 7.4588e-01 | 1.7114e+00 | 14 | 4.3556e-07 | 2.1689e-06 |
| 3 | 1.2169e+00 | 6.0572e-01 | 15 | 1.6020e-07 | 6.3343e-07 |
| 4 | 5.2820e-01 | 1.9429e-01 | 16 | 2.3089e-08 | 1.2879e-07 |
| | | | | | |
| 5 | 1.4805e-01 | 6.9788e-02 | 17 | 2.5481e-09 | 2.5604e-08 |
| 6 | 4.5980e-02 | 1.8809e-02 | 18 | 3.5071e-11 | 9.1544e-09 |
| 7 | 1.0406e-02 | 6.1265e-03 | 19 | 6.3399e-11 | 7.3940e-10 |
| 8 | 1.6991e-03 | 1.3799e-03 | 20 | 4.1599e-14 | 2.4731e-10 |
| | | | | | |
| 9 | 6.9102e-04 | 5.2799e-04 | 21 | 5.3295e-16 | 1.9594e-13 |
| 10 | 1.4736e-04 | 1.6145e-04 | 22 | 1.6695e-18 | 6.4303e-14 |
| 11 | 2.4049e-05 | 4.8419e-05 | 23 | 4.1058e-16 | 6.4229e-14 |
| 12 | 6.9288e-06 | 1.5644e-05 | | | |

Tabla 7.4. Energía y constante de decaimiento de los 23 grupos considerados a partir del Pu-241 definidos en el ANS 2005.

| j | $\alpha_{i,j}$ | $\lambda_{i,j}$ | j | $\alpha_{i,j}$ | $\lambda_{i,j}$ |
|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|-----------|----------------------------------|-----------------------------------|
| 1 | 3.0934e-01 | 2.9049e+00 | 13 | 9.8277e-07 | 7.6113e-06 |
| 2 | 5.4434e-01 | 6.4911e-01 | 14 | 5.1832e-07 | 2.5083e-06 |
| 3 | 4.0782e-01 | 2.5569e-01 | 15 | 2.3018e-08 | 1.1312e-06 |
| 4 | 1.5828e-01 | 8.7123e-02 | 16 | 1.5817e-07 | 6.2987e-07 |
| | | | | | |
| 5 | 4.1577e-02 | 2.5068e-02 | 17 | 1.8074e-08 | 1.3149e-07 |
| 6 | 1.4818e-02 | 1.3323e-02 | 18 | 3.6922e-09 | 2.4237e-08 |
| 7 | 5.8176e-03 | 6.3772e-03 | 19 | 5.3843e-11 | 9.6433e-09 |
| 8 | 1.9482e-03 | 2.0221e-03 | 20 | 5.3003e-11 | 7.3467e-10 |
| | | | | | |
| 9 | 9.5196e-04 | 6.2933e-04 | 21 | 4.8358e-14 | 2.4827e-10 |
| 10 | 1.8208e-04 | 1.7462e-04 | 22 | 9.8516e-16 | 1.6873e-13 |
| 11 | 1.5310e-05 | 4.0172e-05 | 23 | 1.3076e-16 | 8.3639e-15 |
| 12 | 4.5039e-06 | 1.5289e-05 | | | |

El estándar ANS proporciona dos métodos para el cálculo del calor residual: el primero está basado en un pulso instantáneo de fisiones mientras que el segundo método se basa en un ratio constante de fisiones durante un tiempo de operación del reactor considerado infinito (10^{13} segundos) (ANS, 2005). Ambos métodos son equivalentes y proporcionan los mismos resultados. Para la contabilización del calor de desintegración en ambos métodos, la norma considera un *shutdown* instantáneo posterior a los tiempos de operación del reactor.

La Ecuación (7.1) nos permite obtener el calor de desintegración para cada isótopo fisil i mediante el método de cálculo del pulso de fisión f_i , debido a históricos de potencia del reactor con un tiempo total de duración T a partir del tiempo de *shutdown*, t .

$$P'_{ai}(t, T) = \int_0^T \frac{P_i(T')}{Q_i} f_i(t + T - T') dT'. \quad (7.1)$$

Donde, según el estándar ANS 2005,

$$f_i(t) = \alpha_i e^{-\lambda_i t}. \quad (7.2)$$

Incorporando la Ecuación (7.2) en la Ecuación (7.1) se obtiene que:

$$P'_{di}(t, T) = \int_0^T \frac{P_i(T')}{Q_i} \alpha_i e^{-\lambda_i(t+T)} e^{\lambda_i T'} dT'. \quad (7.3)$$

Supongamos que en el tiempo total T han habido n históricos de operación $T_1, T_2, \dots, T_k, \dots, T_n$ donde:

$$\begin{aligned} T_{k-1} &= 0 \quad \text{si } k = 1, \\ T_n &= T \quad \text{si } k = n. \end{aligned}$$

De esta forma, el calor residual en función de todos los históricos de operación del reactor puede obtenerse mediante:

$$P'_{di}(t, T) = \sum_{k=1}^{hist} \int_{T_{k-1}}^{T_k} \frac{P_i(T')}{Q_i} \alpha_i e^{-\lambda_i(t+T)} e^{\lambda_i T'} dT'. \quad (7.4)$$

Sacando fuera las constantes que no dependen de los históricos e integrando la Ecuación (7.4) obtenemos la siguiente expresión

$$P'_{di}(t, T) = \frac{e^{-\lambda_i(t+T)}}{Q_i} \alpha_i \sum_{k=1}^{hist} \frac{P_i(T_k)}{\lambda_i} [e^{\lambda_i T_k} - e^{\lambda_i T_{k-1}}]. \quad (7.5)$$

Finalmente, teniendo en cuenta que cada isótopo físil i presenta 23 grupos de energía y constantes de decaimiento j , el calor residual total obtenido en función de todos los históricos de operación y de todos los isótopos fisiles es calculado mediante la siguiente expresión que permite la obtención del cálculo del calor de desintegración de forma

analítica para condiciones de potencia constante al que le sigue una parada del reactor o *shutdown*:

$$P'_d(t, T) = \sum_{k=1}^{hist} \sum_{i=1}^{nfi} \sum_{j=1}^{23} \frac{e^{-\lambda_{ij}(t+T)}}{Q_i} \alpha_{ij} \frac{P_i(T_k)}{\lambda_{ij}} [e^{\lambda_{ij}T_k} - e^{\lambda_{ij}T_{k-1}}], \quad (7.6)$$

donde

P'_{di} es el calor residual debida al isótopo i sin el efecto de la captura neutrónica.

P'_d es el calor residual debido a todos los isótopos fisiles sin el efecto de la captura neutrónica.

P_i es la fracción de potencia debida al isótopo i durante el periodo k .

Q_i es la energía liberada por fisión del isótopo i .

α_{ij} es la energía para cada grupo j correspondiente al isótopo i .

λ_{ij} es la constante de decaimiento para cada grupo j correspondiente al isótopo i .

nfi es el número total de fisiles

$hist$ es el número de historias de operación del reactor.

T_k es la duración del periodo k .

T es la duración total de todos periodos k .

t es el tiempo transcurrido desde la parada del reactor o *shutdown*.

Si las condiciones de operación no conllevan una parada repentina del reactor, como es el caso de un ATWS, la potencia del reactor no puede considerarse constante y por lo tanto ha de ser obtenida en función del tiempo. En casos como este, el calor de desintegración puede obtenerse a partir de la potencia instantánea entre dos pasos de tiempo consecutivos t_1 y t_2 .

Partiendo de la Ecuación (7.7) siguiente:

$$\frac{dP'_{di}(t')}{dt'} = \frac{\alpha_i}{Q_i} P'(t') - \lambda_i P'_{di}(t'), \quad (7.7)$$

donde

$$P'(t') = P'(t_1) - a(t' - t_1),$$

$$a = \frac{P'(t_2) - P'(t_1)}{t_2 - t_1} = \frac{P'(t_2) - P'(t_1)}{\Delta t}.$$

Sustituyendo las dos expresiones anteriores y operando e integrando obtenemos:

$$\begin{aligned} |P'_{di}(t')e^{\lambda_i t'}|_{t_1}^{t_2} &= \\ &= \frac{\alpha_i}{Q_i} [P'(t_1) - a(t' - t_1)] \frac{1}{\lambda_i} |e^{\lambda_i t'}|_{t_1}^{t_2} + \int \frac{\alpha_i}{Q_i} a t' e^{\lambda_i t'} dt'. \end{aligned} \quad (7.8)$$

Realizando la integración por partes del último término de la ecuación y sustituyendo en la ecuación anterior podemos calcular el calor de desintegración en un instante t_2 mediante la siguiente expresión,

$$\begin{aligned} P'_{di}(t_2) &= P'_{di}(t_1)e^{-\lambda_i \Delta t} + \\ &\frac{\alpha_i}{Q_i} \left[\frac{P'(t_1) - a t_1}{\lambda_i} \right] [e^{\lambda_i t_2} - e^{-\lambda_i t_1}] e^{-\lambda_i t_2} + \frac{\alpha_i a}{Q_i \lambda_i} [t_2 - t_1 e^{-\lambda_i \Delta t}] \\ &\quad - \frac{\alpha_i a}{Q_i \lambda_i^2} [1 - e^{-\lambda_i \Delta t}] \end{aligned} \quad (7.9)$$

Finalmente, teniendo en cuenta que cada isótopo fisil presenta 23 grupos j de energía y constantes de decaimiento, el calor residual producido por cada fisil i puede obtenerse mediante la siguiente expresión:

$$\begin{aligned} P'_{di}(t_2) &= \sum_{j=1}^{23} P'_{di}(t_1) e^{-\lambda_{ij} \Delta t} + \frac{\alpha_{ij} P'(t_1)}{Q_i \lambda_{ij}} [1 - e^{-\lambda_{ij} \Delta t}] + \frac{\alpha_{ij} a}{Q_i \lambda_{ij}} [t_2 - t_1] \\ &\quad - \frac{\alpha_{ij} a}{Q_i \lambda_{ij}^2} [1 - e^{-\lambda_{ij} \Delta t}] \end{aligned} \quad (7.10)$$

Así pues, el calor residual total, teniendo en cuenta todos los fisiles, se obtendrá con la expresión:

$$\begin{aligned}
 P'_d(t_2) &= \\
 &= \sum_{i=1}^{nfi} \sum_{j=1}^{23} P'_{di}(t_1) e^{-\lambda_{ij}\Delta t} + \frac{\alpha_{ij} P'(t_1)}{Q_i \lambda_{ij}} [1 - e^{-\lambda_{ij}\Delta t}] + \frac{\alpha_{ij} a}{Q_i \lambda_{ij}} [t_2 - t_1] \\
 &\quad - \frac{\alpha_{ij} a}{Q_i \lambda_{ij}^2} [1 - e^{-\lambda_{ij}\Delta t}].
 \end{aligned} \tag{7.11}$$

donde

P'_{di} es el calor residual debida al isótopo i sin el efecto de la captura neutrónica.

P'_d es el calor residual debido a todos los isótopos fisiles sin el efecto de la captura neutrónica.

P' es la potencia instantánea en el instante t_1 .

Q_i es la energía liberada por fisión del isótopo i .

α_{ij} es la energía para cada grupo j correspondiente al isótopo i .

λ_{ij} es la constante de decaimiento para cada grupo j correspondiente al isótopo i .

nfi es el número total de fisiles (1, 3 o 4).

Δt es el incremento de tiempo entre dos instantes consecutivos.

Finalmente, para el cálculo del calor residual durante transitorios, la Ecuación (7.6) es empleada para la obtención del calor residual inicial en función de los históricos de operación del reactor mientras que la Ecuación (7.11) es empleada para el cálculo del calor residual en las condiciones específicas del transitorio simulado.

La densidad de calor volumétrica total $q(\vec{r}, t)$, con las contribuciones del calor de desintegración se expresa mediante la fórmula siguiente:

$$\text{Total Power} = (1 - \beta) \times \text{Total Power} + \text{Decay Heat} \tag{7.12}$$

7.3. Estudio del impacto en el calor residual de diferentes condiciones de operación y cálculo.

El estudio de los impactos de las diferentes condiciones de operación y de cálculo en la estimación del calor residual sirven de referencia para verificar que la implementación se ha realizado correctamente en el código.

Las distintas condiciones consideradas se presentan a continuación:

- **Caso 1:** 2 años de operación al 100% de potencia + disparo.
- **Caso 2:** 2 Años de operación al 100% de potencia + 150 segundos al 150% de potencia nominal + disparo.
- **Caso 3:** 2 Años de operación al 100% de potencia + 2 segundos al 350% de potencia nominal + disparo.
- **Caso 4:** 2 años de operación al 100% de potencia + 150 segundos al 50% de potencia nominal + disparo.
- **Caso 5:** 2 Años de operación al 100% de potencia + evolución de potencia de ATWS de planta SIN disparo.

Todos los casos se han simulado empleando los valores de energía y las constantes de decaimiento de los estándares ANS 1979 y ANS 1994. De esta forma, se puede observar la diferencia de los resultados en función del estándar elegido para el cálculo. Cabe destacar que no ha sido necesaria la simulación con el estándar ANS 2005 pues presenta los mismos valores de energía y de constantes de decaimiento que el estándar ANS 94. Por otro lado, para cada caso, las ecuaciones referentes al cálculo del calor residual han sido resueltas mediante 4 métodos numéricos diferentes. Finalmente, por simplicidad, se han realizado los cálculos teniendo en cuenta un único nucleído fisil U-235. Los resultados han sido obtenidos mediante la herramienta matemática MATLAB y se presentan por separado para una mayor claridad. En todas las gráficas, el eje de ordenadas representa el calor residual dividido por la potencia total como está indicado en la norma (ANS, 2005) de forma que representa una fracción de la potencia total y por lo tanto es adimensional.

7.3.1. Impacto de los métodos de resolución numérica.

Para cada caso planteado, las ecuaciones referentes al cálculo del calor residual han sido resueltas mediante 4 métodos numéricos diferentes:

- analítico,
- cuasi-analítico,
- diferencial de 2º orden y
- diferencial de 4º orden.

De nuevo, todos los casos han sido simulados tanto para el estándar ANS 79 como para el estándar ANS 94.

Las tablas 7.5 y 7.6 muestran los valores de calor residual obtenidos mediante los 4 métodos numéricos para los estándares ANS 94 y ANS 79 respectivamente.

Tabla 7.5. Resumen de métodos numéricos para el estándar ANS 94.

| ANS 94 | Analítica | ODE23 | ODE45 | Cuasi-analítico | % A-ode23 | % A-ode45 | % A- CA |
|---------------|-------------|-------------|-------------|-----------------|-----------|-----------|---------|
| Caso 1 | 0.066577434 | 0.066577434 | 0.066577434 | 0.066577434 | 0.00% | 0.00% | 0.00% |
| Caso 2 | 0.085948848 | 0.085951258 | 0.085948523 | 0.085948848 | 0.00% | 0.00% | 0.00% |
| Caso 3 | 0.088397834 | 0.088402249 | 0.088397834 | 0.088397834 | 0.00% | 0.00% | 0.00% |
| Caso 4 | 0.04720602 | 0.047203804 | 0.047206068 | 0.04720602 | 0.00% | 0.00% | 0.00% |

Tabla 7.6. Resumen de métodos numéricos para el estándar ANS 79.

| ANS 79 | Analítica | ODE23 | ODE45 | Cuasi-analítico | % A-ode23 | % A-ode45 | % A- CA |
|---------------|-------------|-------------|-------------|-----------------|-----------|-----------|---------|
| Caso 1 | 0.065236375 | 0.065236375 | 0.065236375 | 0.065236375 | 0.00% | 0.00% | 0.00% |
| Caso 2 | 0.083938614 | 0.08394105 | 0.083938561 | 0.083938614 | 0.00% | 0.00% | 0.00% |
| Caso 3 | 0.083792053 | 0.083793854 | 0.083791546 | 0.083792053 | 0.00% | 0.00% | 0.00% |
| Caso 4 | 0.046534136 | 0.046531923 | 0.04653419 | 0.046534136 | 0.00% | 0.00% | 0.00% |

Se observa que hay una diferencia en los resultados en función del estándar elegido. Sin embargo, es apreciable que, para cada uno de los casos simulados, los 4 métodos de resolución numérica proporcionan el mismo valor de calor residual. Este hecho indica que podríamos seleccionar la implementación de la solución analítica en el código TRAC-BF1 sustituyendo al actual método de Runge-Kutta modificado por Gill de 4º orden.

7.3.2. Impacto de las historias de operación del reactor en el calor residual.

También se ha realizado el estudio del impacto de las historias de operación del reactor en el calor residual. Todos los casos simulados presentan un histórico en común de 2 años de duración al 100% de la potencia nominal. Es por ello que el caso 1 es considerado el caso de referencia.

Si observamos con detenimiento los casos 2, 3 y 4 se puede apreciar que todos ellos presentan un segundo histórico de operación donde la potencia ha cambiado con respecto al primer histórico y además durante un tiempo muy inferior (150 segundos con respecto

a dos años en los casos 2 y 4 por ejemplo). A priori, podríamos suponer que la aportación al calor residual del segundo histórico será despreciable en comparación con el primer histórico de dos años. Sin embargo, este segundo histórico, por corto que sea, tiene un peso importante en la obtención del calor residual como puede observarse en la Figura 7.1.

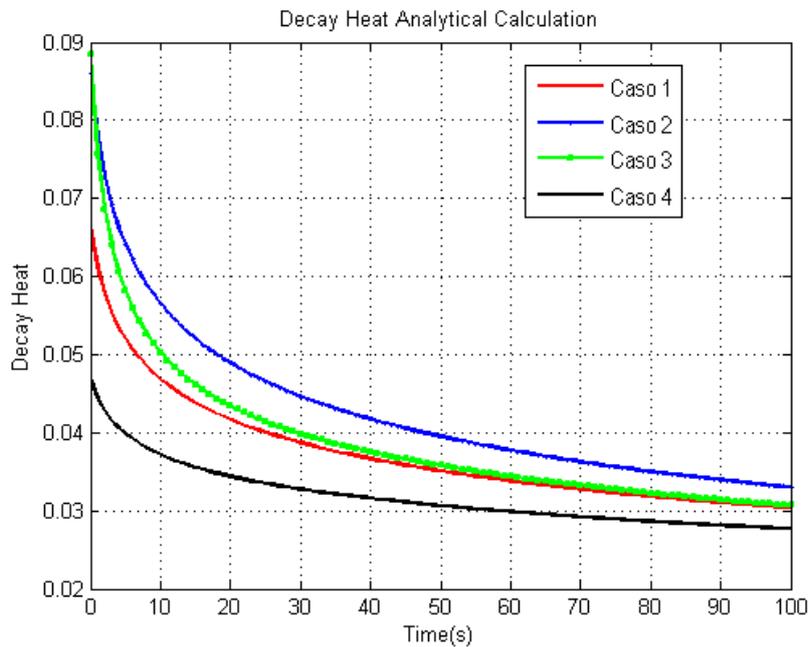


Figura 7.1. Evolución del calor residual para todos los casos obtenido de forma analítica.

La figura 7.1 muestra cómo el aumento o la disminución de la potencia en el segundo histórico tienen importancia en el calor residual en el momento del disparo. Se va a comparar los casos 1 y 2 como ejemplos ilustrativos.

El caso 1, el caso de referencia, presenta un único histórico de 2 años de duración al 100% de potencia. En el momento del disparo (es decir, cuando $t=0$), el calor residual obtenido es 0.067. Por otro lado, el caso 2, describe dos históricos: el primero es exactamente igual al caso 1 y el segundo con una duración de 150 segundos al 150%. Sin embargo, en el momento del disparo (de nuevo en $t=0$) el calor residual obtenido es 0.086, siendo sustancialmente mayor al 0.067 del caso de referencia. La explicación radica en que, cuando comienza el segundo histórico, el calor residual acumulado hasta dicho momento es exactamente igual al obtenido en el caso 1 pues las condiciones del

histórico son las mismas (es decir, 0.067). Sin embargo, en los 150 segundos de duración del segundo histórico, el calor residual proveniente del primer histórico comienza a decaer, por un lado, y por otro lado se obtiene otro calor residual debido a las nuevas condiciones de duración y potencia. Finalmente, cuando se produce el disparo del reactor, ambos calores residuales han sido acumulados provocando que el calor residual total sea mayor que en el caso de referencia.

Por otro lado, el caso 5 es distinto con respecto a los otros casos simulados ya que la potencia no es constante y desconocemos el tiempo total de duración de todos los históricos. Los casos 1, 2, 3 y 4 se han podido resolver mediante la ecuación (7.6) mientras que para el caso 5 emplearemos la ecuación (7.11). Primero se calcula el calor residual inicial proporcionado por el histórico de dos años a 100% de potencia nominal y a continuación calculamos el impacto que tendría en el calor residual de una rampa de potencia en el que las potencias en el instante t_1 y en el instante t_2 son diferentes. El transitorio tiene una duración de 150 segundos, se emplea la norma ANS 94 y se obtiene el calor residual mediante el método analítico, el cuasi-analítico y un ODE45. La tabla 7.7 muestra los valores obtenidos transcurridos los 150 segundos. Se ha comprobado que el calor inicial es el mismo que el obtenido en el caso de referencia, 0.06657, y que empleando los tres métodos se han obtenido resultados similares y por lo tanto podemos afirmar que la implementación del método analítico cuando la potencia no es constante está bien desarrollado e implementado.

Tabla 7.7. Resultados para la simulación del caso 5.

| Tiempo(s) | Analítico | Cuasi-analítico | ODE45 |
|------------------|------------------|------------------------|--------------|
| 150 | 0.1146826 | 0.1146811 | 0.114700 |

7.4. Resultados.

Una vez realizada la implementación de los nuevos estándares y la resolución analítica, se procede a la validación de la misma usando los mismos casos empleados en el apartado anterior.

Todos los casos presentan un histórico común de 2 años de duración al 100% de potencia, el cual se corresponde con el caso 1. El caso 1 es el que servirá para la validación de la implementación de la inicialización de las variables.

7.4.1. Inicialización de las variables.

Comprobación en el código TRAC-BF1.

En el código TRAC-BF1, los datos de entrada se introducen en un nuevo fichero, denominado *cfwin*. La tabla 7.1 muestra que el calor residual para las condiciones anteriormente citadas, empleando la norma ANS 94 con 100% de fracción de potencia para el U-235, es 0.06657, o lo que es lo mismo, supone un 6.657% de la potencia nominal. La potencia nominal especificada en el caso simulado es de 3250 MWt. Así pues, el calor residual inicial corresponde a:

$$P'_d(t = 0) = \frac{0.06657 \cdot 3250 \cdot 10^6}{10^6} = 216.376 \text{ MWt}$$

La subrutina **ipdk.f** es la encargada de la inicialización de los parámetros y la obtención del calor residual en el instante inicial en la variable *decay heat steady-state PDH_SS*. Obteniendo los resultados de TRAC-BF1 se ha podido comprobar que:

$$PDH_SS = 216.376 \text{ MWt}$$

Por lo tanto, se puede afirmar que la inicialización de los parámetros está correctamente implementada.

Comprobación en el código PARCSv2.7.

Para simular estos casos se ha tenido en cuenta los siguientes puntos:

- El cálculo de *decay heat* en PARCS se realiza únicamente en transitorio. En estos casos, se ha ejecutado PARCS en modo *stand-alone* y transitorio.
- Para cada caso se modifica el código fuente tal como se hizo en la validación de la implementación del modelo de *decay heat* en TRACB para comparar con los resultados obtenidos con MATLAB.

Como todos los casos presentan un histórico común de 2 años de duración al 100% de potencia, se toma el caso 1 como referencia para la comprobación de la inicialización de las variables. El fichero de entrada se denomina **decayheat**. Al igual que en la comprobación en TRA-BF1, se toma el valor de la tabla 7.1 empleando la norma ANS

94 con 100% de fracción de potencia para el U-235. Así pues, el calor residual inicial corresponde a:

$$P'_a(t = 0) = 216.376 \text{ MWt.}$$

La subrutina **initdh.f** es la encargada de la inicialización de los parámetros y la obtención del calor residual en el instante inicial en la variable *decay heat steady-state* T_{pdh_ss} . Obteniendo los resultados de PARCS se ha podido comprobar que:

$$T_{pdh_ss} = 216.376 \text{ MWt.}$$

Por lo tanto, se puede afirmar que la inicialización de los parámetros está correctamente implementada.

7.4.2. Verificación del cálculo en transitorio.

Para la verificación del cálculo del transitorio empleamos los casos 2, 3 y 4 los cuales presentan un histórico de potencia de dos años de duración al 100% de potencia nominal, seguido de un transitorio de un tiempo t y una potencia P . Por lo tanto, simularemos para el caso 2 un transitorio de 150 segundos al 150%, para el caso 3 un transitorio de 2 segundos al 350% de potencia y para el caso 4 un transitorio de 150 segundos al 50% de potencia. Además, se ha simulado un *shutdown* y se ha calculado la evolución del calor residual pasados 10 segundos. Por ello todos los tiempos de simulación presentan 10 segundos añadidos. Las siguientes gráficas y tablas muestran los resultados de los transitorios.

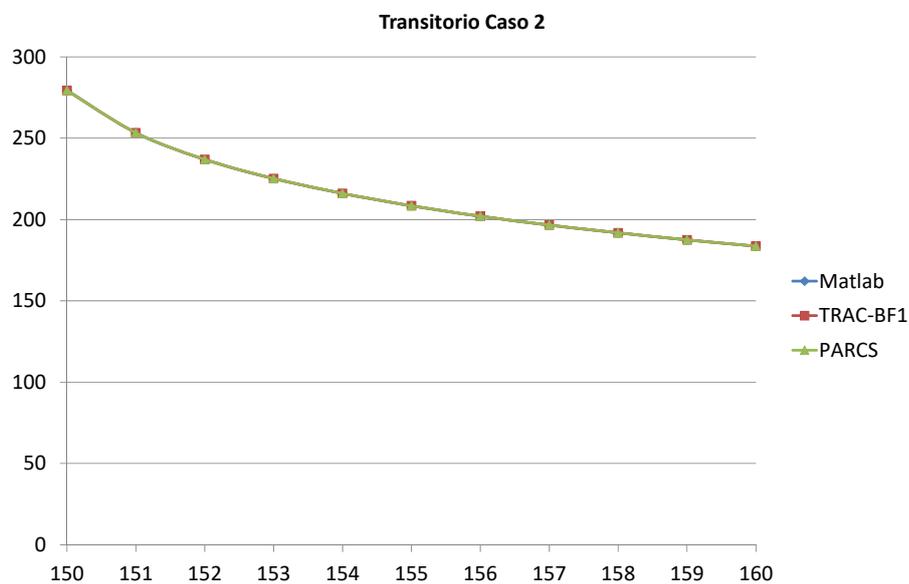


Figura 7.2. Validación del transitorio para el caso 2.

Tabla 7.8. Validación del transitorio para el caso 2.

| Tiempo(s) | Matlab | TRAC-BF1 | PARCS |
|-----------|-------------|-------------|------------|
| 0 | 216.376661 | 216.3766606 | 216.376662 |
| 150 | 279.3337573 | 279.2997628 | 279.333752 |
| 151 | 253.3108871 | 253.2909494 | 253.330922 |
| 152 | 236.9107487 | 236.8971917 | 236.924398 |
| 153 | 225.1441121 | 225.133882 | 225.154433 |
| 154 | 215.9586005 | 215.9503743 | 215.966917 |
| 155 | 208.419711 | 208.4128425 | 208.426669 |
| 156 | 202.0423895 | 202.0365168 | 202.048351 |
| 157 | 196.5388139 | 196.5337081 | 196.544008 |
| 158 | 191.7186998 | 191.7142026 | 191.723285 |
| 159 | 187.4467383 | 187.4427341 | 187.45083 |
| 160 | 183.6223123 | 183.6223414 | 183.629627 |

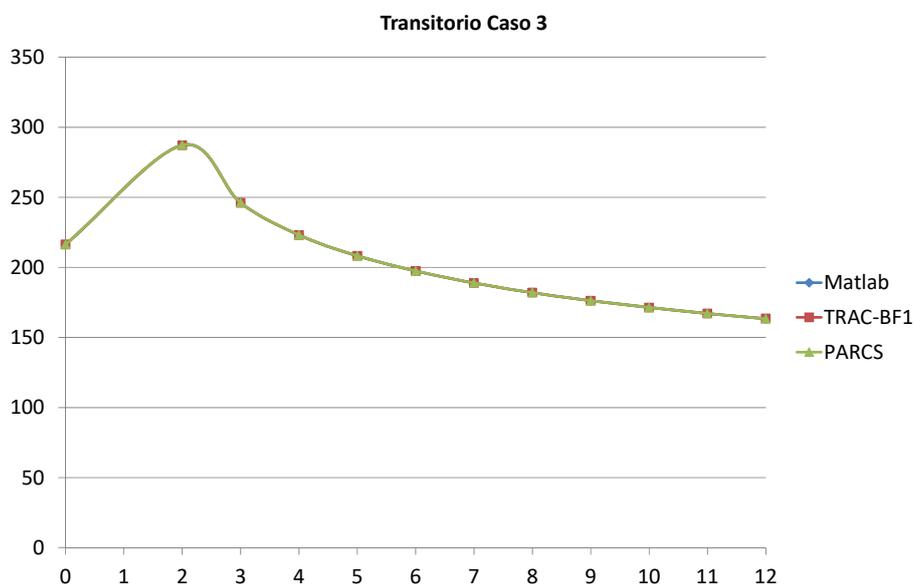


Figura 7.3. Validación del transitorio para el caso 3.

Tabla 7.9. Validación del transitorio para el caso 3.

| Tiempo(s) | Matlab | TRAC-BF1 | PARCS |
|-----------|-------------|-------------|------------|
| 0 | 216.376661 | 216.3766613 | 216.376662 |
| 2 | 287.292961 | 287.135373 | 287.292959 |
| 3 | 246.1398263 | 246.0608432 | 246.139825 |
| 4 | 223.1382314 | 223.0920083 | 223.138231 |
| 5 | 208.2041388 | 208.1731466 | 208.204138 |
| 6 | 197.3570877 | 197.3342164 | 197.357088 |
| 7 | 188.8962695 | 188.8783547 | 188.89627 |
| 8 | 182.007027 | 181.9924742 | 182.007027 |
| 9 | 176.2432847 | 176.2311772 | 176.243285 |
| 10 | 171.328736 | 171.3184846 | 171.328737 |
| 11 | 167.0758352 | 167.0670311 | 167.075836 |
| 12 | 163.3496068 | 163.4190038 | 163.349608 |

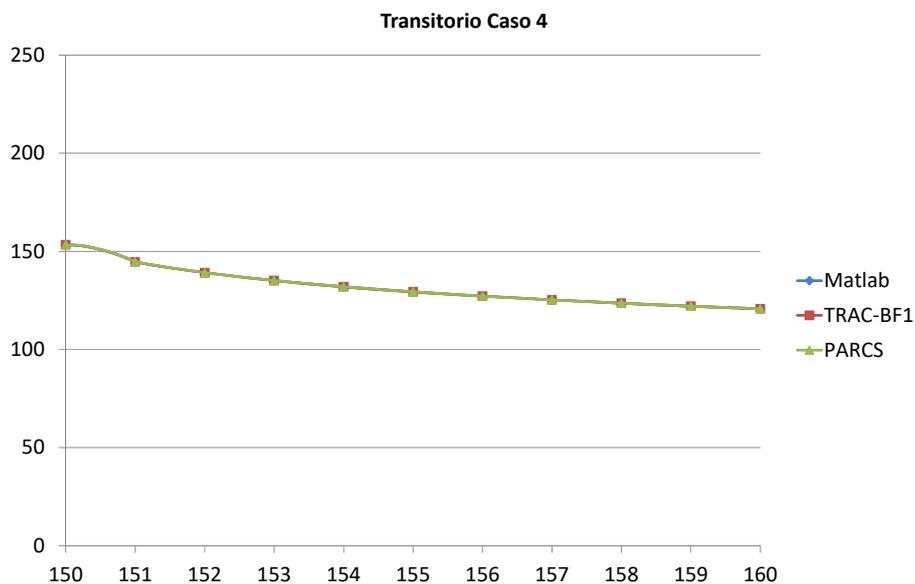


Figura 7.4. Validación del transitorio para el caso 4.

Tabla 7.10. Validación del transitorio para el caso 4.

| Tiempo(s) | Matlab | TRAC-BF1 | PARCS |
|-----------|-------------|-------------|------------|
| 0 | 216.376661 | 216.3766603 | 216.376662 |
| 150 | 153.419566 | 153.4081018 | 153.419564 |
| 151 | 144.6604122 | 144.6536348 | 144.667091 |
| 152 | 139.1095341 | 139.1048847 | 139.114084 |
| 153 | 135.103845 | 135.1003056 | 135.107286 |
| 154 | 131.9592095 | 131.9563391 | 131.961982 |
| 155 | 129.364117 | 129.3617002 | 129.366437 |
| 156 | 127.1568734 | 127.1547895 | 127.158861 |
| 157 | 125.2415286 | 125.2397014 | 125.24326 |
| 158 | 123.5546457 | 123.5530223 | 123.556174 |
| 159 | 122.0511126 | 122.0496545 | 122.052477 |
| 160 | 120.6973816 | 120.6973476 | 120.699899 |

7.5. Conclusiones.

Tal y como se describió en el capítulo 2 de esta tesis, los modelos de cálculo del calor residual disponibles en el código termohidráulico TRAC-BF1 necesitaban una revisión ya que correspondían a estándares totalmente obsoletos. El objetivo fundamental del presente trabajo fue el estudio de los diferentes estándares, qué modelos se encontraban disponibles en los códigos termohidráulicos más comúnmente empleados en la industria nuclear, el impacto de diferentes condiciones de operación del reactor así como la implementación de la resolución analítica del sistema de ecuaciones que rigen el comportamiento del calor de desintegración tanto en condiciones de ratio constante de fisiones al que le sigue un *shutdown* como en condiciones donde hay generación de potencia sin inserción de barras de control.

Las principales conclusiones extraídas del trabajo realizado son enumeradas a continuación:

- La norma ANS 2005 sienta las bases del cálculo del calor residual de los productos de fisión, y sus incertidumbres asociadas, en condiciones posteriores al *shutdown* en reactores de agua ligera cuyo principal material fisil es el U-235 y cuyo principal material fértil es el U-238.
- El principal objetivo de la norma es proporcionar toda la información necesaria para el diseño de reactores, así como para análisis de seguridad de los mismos.
- Las contribuciones de los nucleidos U-235, U-238, Pu-239 y Pu-241 son tenidos en cuenta explícitamente mientras que las contribuciones de otros nucleidos son añadidos a las contribuciones del U-235.
- La norma describe dos métodos de obtención del calor residual: mediante un pulso de fisión o mediante un reactor operando a un ratio de fisiones constante durante un período de tiempo considerado infinito. Para la contabilización del calor de desintegración en ambos métodos, la norma considera un *shutdown* instantáneo posterior a los tiempos de operación del reactor.
- En el estudio comparativo de los modelos de calor residual implementados en los códigos TRAC-BF1, TRACE, RETRAN y RELAP5 se observa que todos los códigos siguen las indicaciones de la norma americana ANS pero presentan diferencias en puntos como la inicialización del calor residual, la valoración del mismo a tiempo infinito así como los métodos de resolución numérica empleados.
- El código TRAC-BF1 resuelve la ecuación de la potencia de desintegración mediante el método de Runge-Kutta-Gill de 4º orden.
- Los únicos códigos de los estudiados que tienen implementados el estándar ANSI/ANS-5.1-1994 son TRACE y RELAP5.
- La comparativa de los códigos termohidráulicos más comúnmente usados muestra que no hay un acuerdo global en algunos parámetros ciertamente influyentes en la obtención del calor residual. Por dicho motivo, en el modelo de calor residual implementado en TRAC-BF1 se han seguido las

aproximaciones recomendadas por la *American Nuclear Regulatory Commission* (NRC) en la revisión de la norma 10 CFR 50.46 - Apéndice K.

Una vez validada la resolución de la ecuación del calor residual de forma analítica usando la norma ANS 2005 y la herramienta matemática MATLAB, se realizó el estudio del impacto de diferentes condiciones de operación y de cálculo. Los impactos seleccionados englobaban los diferentes estándares correspondientes al calor residual, 4 modelos numéricos de resolución, así como distintos casos de históricos de operación del reactor. De dichos estudios se extrajeron las siguientes conclusiones:

- El calor residual obtenido para cada caso depende del estándar empleado para su cálculo ya que como se pudo comprobar la norma ANS 94 proporciona valores de calor residual más conservadores que la norma ANS 79.
- Al comparar los resultados obtenidos mediante los diferentes métodos numéricos empleados, se aprecia que la resolución analítica proporciona los mismos resultados que el método de Runge-Kutta-Gill de 4º orden que tiene TRAC-BF1 implementado así que el método analítico podía ser implementado en el código.
- Las diferentes condiciones de operación del reactor, aun cuando los históricos sean de corta duración, tienen un alto impacto en el calor residual y por lo tanto no pueden ser despreciados para el cálculo.
- Los resultados muestran que el modelo analítico para la inicialización del calor residual teniendo en cuenta los históricos de operación del reactor está correctamente implementado.
- Por último, la comparativa entre los resultados obtenidos en MATLAB, y de forma analítica en TRAC-BF1 y en PARCS para los diferentes transitorios verifican que la implementación del método analítico para los estándares ANSI/ANS-5.1-1994 y ANSI/ANS-5.1-2005 es satisfactoria.

Capítulo 8. Análisis de Sensibilidad e Incertidumbre.

8.1. Introducción.

Los programas *Best Estimate* hacen uso de los mejores modelos físicos y métodos numéricos para simular el comportamiento de plantas nucleares. Es bien sabido que sus resultados están afectados por la incertidumbre de los diferentes métodos y modelos, por lo que para extraer conclusiones adecuadas es necesario aplicar metodologías de propagación de incertidumbres.

Cuando el análisis *Best Estimate* consiste en un acople termohidráulico y neutrónico, las incertidumbres provenientes de ambos códigos deben incluirse y propagarse a la vez. Este artículo presenta un estudio sobre la influencia de la información relativa a incertidumbre neutrónica macroscópica que describe un modelo de núcleo tridimensional en los resultados más importantes de la simulación de un Accidente de Inserción de Reactividad (RIA - *Reactivity Insertion Accident*), el cual forma parte del análisis de accidentes necesarios para la obtención de la licencia de la planta.

El artículo incluido en este capítulo es:

Uncertainty and sensitivity analysis in the neutronic parameters generation for BWR and PWR coupled thermal-hydraulic-neutronic calculations. Nuclear Engineering and Design, 2012, Vol. 246, p.98-106.

En este artículo, se presenta el análisis de incertidumbres y sensibilidad sobre un reactor BWR (*Boiling Water Reactor*) en un accidente de caída de barra de control (CRDA - *Control Rod Drop Accident*) y sobre un reactor PWR (*Pressure Water Reactor*) en un accidente de expulsión de barra de control (REA - *Rod Ejection Accident*). Estos accidentes están causados por el fallo del mecanismo de accionamiento de la barra de control. Como consecuencia, una cierta reactividad es introducida en el sistema de forma continua; ésta ha de ser compensada por medio de otro mecanismo de realimentación para así mantener su valor dentro de unos valores seguros y regulados. La descripción de la respuesta del reactor está basada en el análisis del acoplamiento neutrónico-termohidráulico estándar en la industria, TRACE (NRC, 2010) / PARCS v2.7 (Downar et al., 2004) y RELAP5 (RELAP5MOD3.3 code manual, 2001) / PARCS v2.7 respectivamente.

Los datos necesarios para la descripción neutrónica del comportamiento del núcleo, es decir, el conjunto de secciones eficaces, se obtienen usando el código CASMO-SIMULATE (Knott et al., 1995) (Cronin et al., 1995) y procesado según la metodología SIMTAB desarrollada en la Universitat Politècnica de València (UPV) conjuntamente con Iberdrola (Roselló, 2004).

La simulación del transitorio empieza con la eyección (o la caída) de la barra de control de máximo valor; la barra está completamente fuera en 0.1 segundos. Esto introduce una reactividad continua que modifica el estado del sistema. Como resultado del incremento de la temperatura del combustible, se produce una realimentación de reactividad por efecto Doppler, que contrarresta el incremento de potencia y lo reconduce a valores por

debajo del estado nominal antes de que la entalpía del combustible alcance valores cercanos o por encima del límite de seguridad (170 cal/g o 711.756 kJ/kg) (OECD/NEA, 2001). Como resultado, la cantidad de energía depositada en el combustible nuclear permanece por debajo del máximo valor aceptable para la seguridad, asegurando, además, que el combustible no se verá dañado.

La metodología usada en este trabajo está basada en el uso de técnicas estadísticas para calcular la sensibilidad e incertidumbre a partir de los resultados de las simulaciones. La base de esta metodología se explica en el capítulo 2.

8.2. Análisis de sensibilidad e incertidumbres de un accidente de caída de barra en una central BWR.

8.2.1. Descripción del modelo.

El núcleo del reactor BWR en estudio tiene 177 barras de control, 624 elementos combustibles y 166 elementos reflectores.

Para la simulación del accidente de caída de barra (CRDA) con TRACE/PARCS v2.7, las barras de control están agrupadas en tres bancos, tal y como se muestra en la Figura 8.1. Inicialmente, los grupos 2 y 3 están totalmente insertados y el grupo 1 está totalmente extraído.

El estado estacionario inicial corresponde a las condiciones de parada en caliente, con una temperatura del combustible de 563.71 K y una densidad del moderador de 731.15 kg/m³. El transitorio se produce por la caída del grupo 3 un total de 12 muescas a 1 m/s (Miró et al., 2006).

El núcleo del reactor se ha modelado con 14 canales termohidráulicos usando el código TRACE. Las condiciones de contorno de la entrada y de la salida se modelan como componentes FILL y BREAK (ver Figura 8.2).

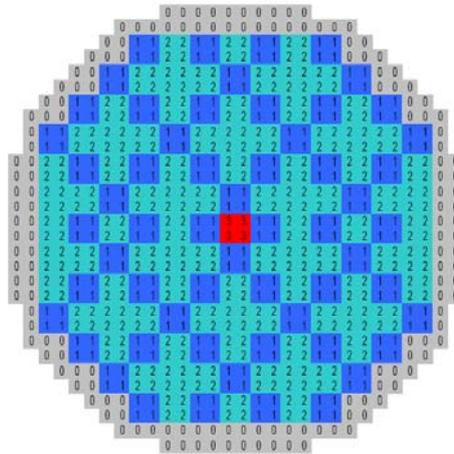


Figura 8.1. Asignación de los grupos en las barras de control.

Radialmente el núcleo está dividido en celdas de 15.24 cm, cada una corresponde a un elemento combustible además de una celda para el reflector. Axialmente, el núcleo está dividido en 27 celdas, 25 celdas más dos del reflector) con una altura de 15.24 cm cada una, siendo la altura activa total del núcleo de 381 cm.

Para el código neutrónico, se consideran 76 tipos de elementos con 1878 composiciones diferentes. Las secciones eficaces 3D se obtienen de la metodología SIMTAB, desarrollada en la UPV conjuntamente con Iberdrola, esta metodología parte de los datos del código SIMULATE.

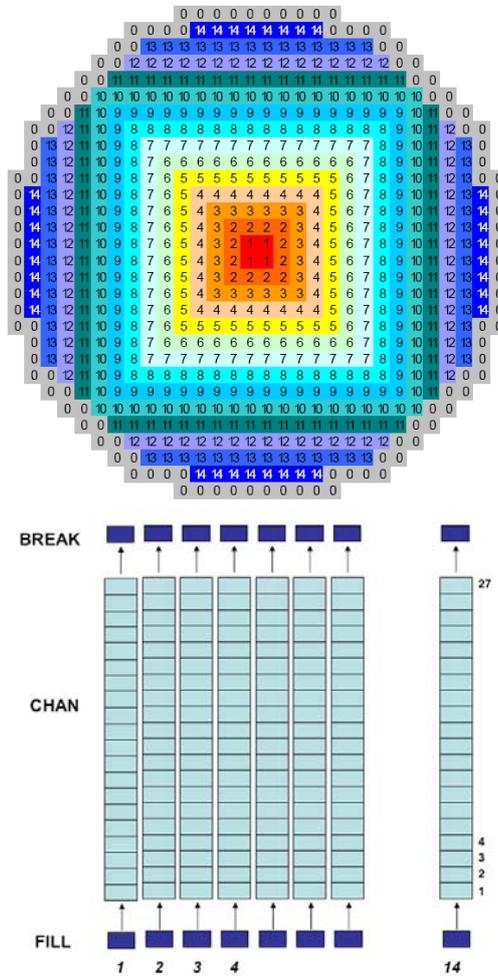


Figura 8.2. Mapa de canales radiales y modelo TRACE.

8.2.2. Resultados.

Las variables de entrada consideradas en el análisis de incertidumbre y sensibilidad son los siguientes siete parámetros neutrónicos:

1. Coeficiente de difusión del grupo rápido: D_F ,
2. Coeficiente de difusión del grupo térmico: D_{Th} ,
3. Secciones eficaces macroscópicas de *scattering* desde el grupo rápido hasta el térmico: Σ_s ,
4. Secciones eficaces macroscópicas de absorción del grupo rápido: $\Sigma_{a,F}$,

5. Secciones eficaces macroscópicas de absorción del grupo térmico: $\Sigma_{a,Th}$,
6. Secciones eficaces macroscópicas de fisión del grupo rápido: $\nu\Sigma_{f,F}$,
7. Secciones eficaces macroscópicas de fisión del grupo térmico: $\nu\Sigma_{f,Th}$.

El tamaño de la muestra, obtenido a partir de la fórmula de Wilks, con dos límites de tolerancia y un 95% de incertidumbre y 95% de nivel de confianza en las variables de salida, es igual a 100.

El análisis se ha llevado a cabo asumiendo una PDF uniforme y una PDF normal con tres desviaciones típicas diferentes para las variables de entrada, 1%, 5% y 10%.

El análisis de incertidumbres muestra que variaciones del 1% tienen poca influencia en las variables de salida de interés (los valores del pico de potencia y el tiempo al que se producen son similares).

Las comparaciones del tipo de PDF usado muestran que una PDF normal (comparada con una PDF uniforme) da unos resultados más conservativos en cuanto a valor máximo del pico de potencia y dispersión de los puntos. Conclusiones similares se pueden extraer de la incertidumbre de las reactividades.

Incrementando la incertidumbre, el valor del tiempo al que se produce el pico de potencia sufre una dispersión, aunque el propio valor de potencia no cambia significativamente, incluso para incertidumbres del 10% (ver Figura 8.3).

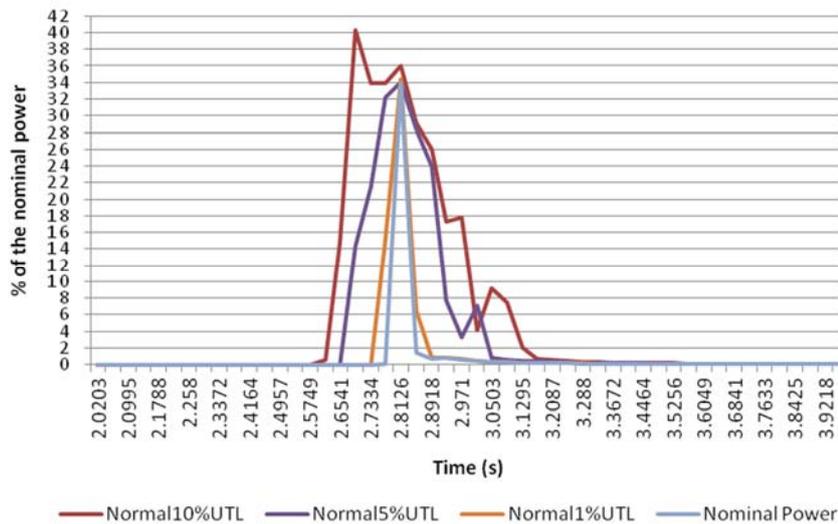


Figura 8.3. Límite de tolerancia superior (LTS) usando PDF normal en las secciones eficaces.

En distribuciones normales se obtienen intervalos de tolerancia más grandes que en distribuciones uniformes, con valores más bajos al principio y valores más altos al final, como se puede observar en la Figura 8.4.

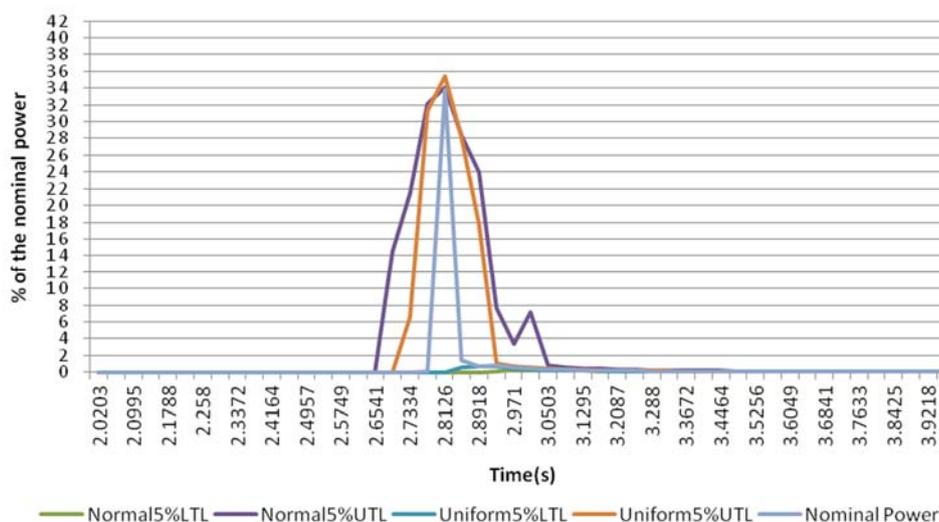


Figura 8.4. Límites de tolerancia usando PDF uniforme en las secciones eficaces.

El análisis de sensibilidad (ver Figura 8.5) muestra que la incertidumbre más influyente corresponde al coeficiente de difusión (1), el cual determina la pérdida de neutrones; la sección eficaz de dispersión (*scattering*) (3), la cual determina la moderación; y por último, ambas secciones eficaces de fisión, que determinan el ratio de potencia por fisión. La incertidumbre de las secciones eficaces de absorción tiene muy poca influencia en las variables de salida consideradas.

Finalmente, un análisis del tipo de incertidumbre de las variables de salida muestra que ninguna de estas puede asumirse que su incertidumbre tiene distribución normal, incluso cuando se asume una distribución normal en la incertidumbre en los datos neutrónicos. Esto se justifica por el carácter no lineal de los mecanismos de realimentación en el sistema de respuesta del BWR, este distorsiona la normalidad a medida que la incertidumbre se propaga a los resultados.

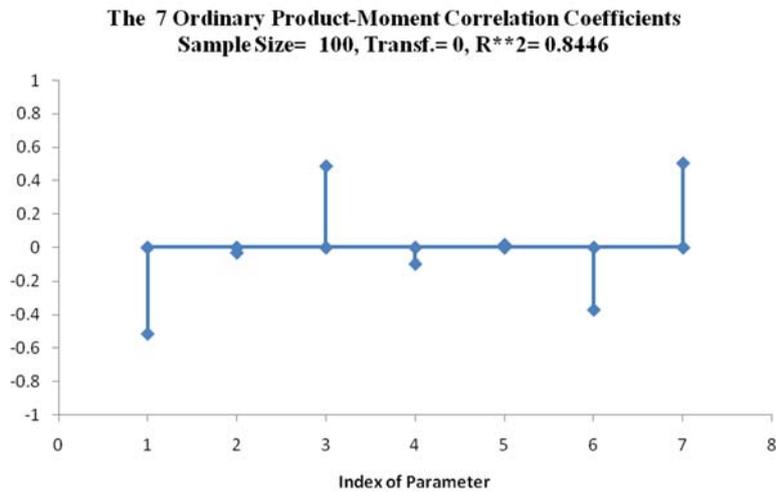


Figura 8.5: Coeficiente de correlación parcial para la máxima potencia. $R^2=0.85$. (1: D_F , 2: D_{Th} , 3: Σ_s , 4: $\Sigma_{a,F}$, 5: $\Sigma_{a,Th}$, 6: $\nu\Sigma_{f,F}$, 7: $\nu\Sigma_{f,Th}$).

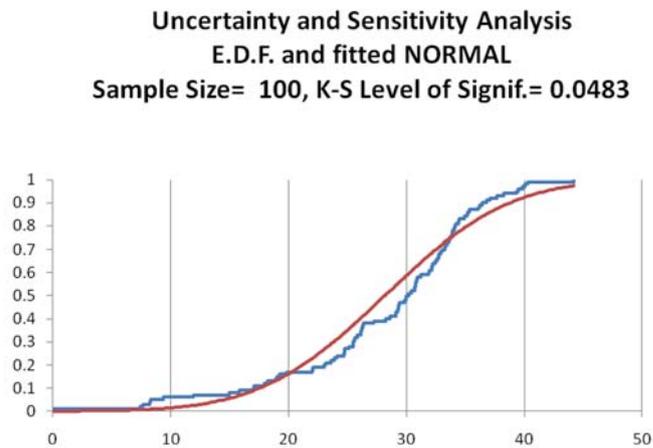


Figura 8.6. Test para la normalidad de Kolmogorov-Smirnov, aplicado a la máxima potencia.

8.3. Análisis de sensibilidad e incertidumbres de un accidente de eyección de barra en una central PWR.

8.3.1. Descripción del modelo.

En este caso, el reactor ha sido modelado con 10 canales termohidráulicos. El estado inicial corresponde con las condiciones de parada en caliente con una densidad del moderador de 742 kg/m^3 , y una temperatura del fuel de 565.6 K . El caudal másico inicial a través del núcleo es de 13301 kg/s distribuido uniformemente a través de los 10 canales.

El transitorio empieza con la eyección de la barra de control de mayor valor. Las barras de control están agrupadas en 6 bancos, los cuales están totalmente insertados al inicio del transitorio. La barra de control eyectada está localizada en la posición 13-11 (ver Figura 8.7).

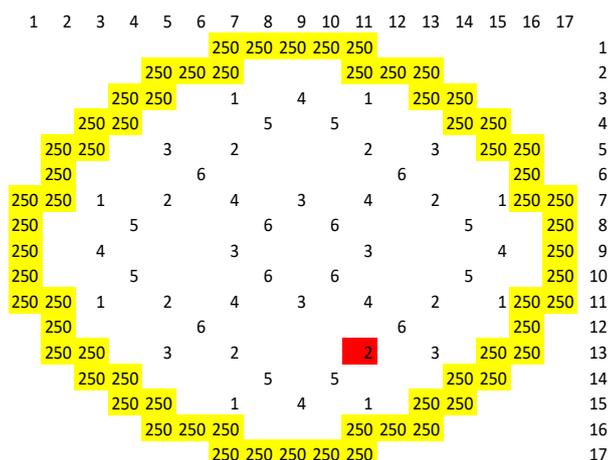


Figura 8.7. Bancos de barras de control.

Los canales termohidráulicos que rodean la barra de control eyectada han sido modelados como canales independientes, mientras que los otros han sido agrupados como un único canal (ver Figura 8.8).

los valores del tiempo correspondientes a la subida de potencia, además el valor máximo varía drásticamente.

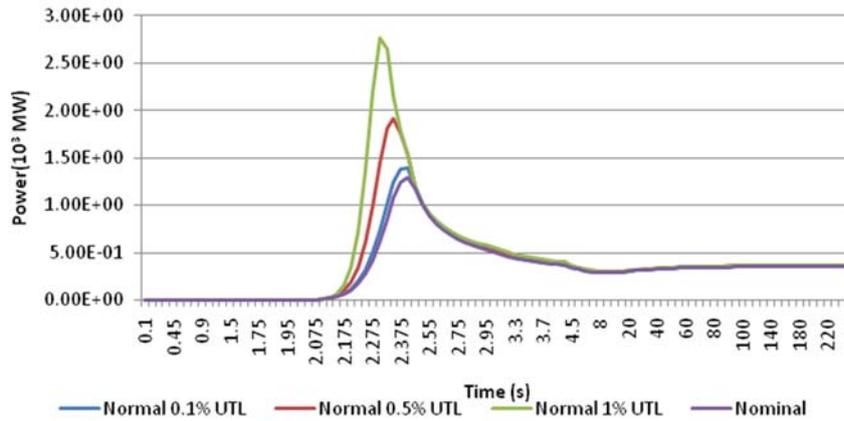


Figura 8.9. Límite de tolerancia superior (95%, 95%) para incertidumbre normal en las secciones eficaces.

A pesar de esto, los casos donde el pico de potencia alcanza valores más altos son pocos (ver Figura 8.10 donde se muestra el cuantil 0.9).

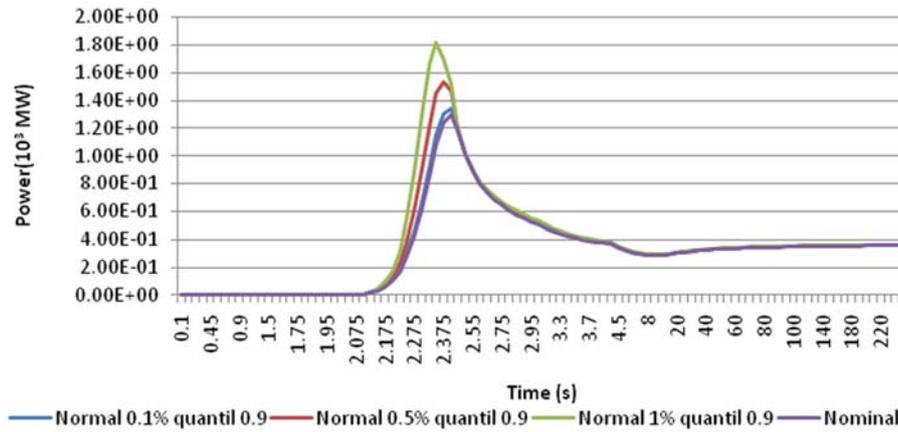


Figura 8.10. Límite de tolerancia superior (95%, 95%) para incertidumbre normal en las secciones eficaces.

Los análisis de sensibilidad, en función del tiempo, para las tres PDFs normales usadas, se muestran en las Figuras 8.11, 8.12 y 8.13.

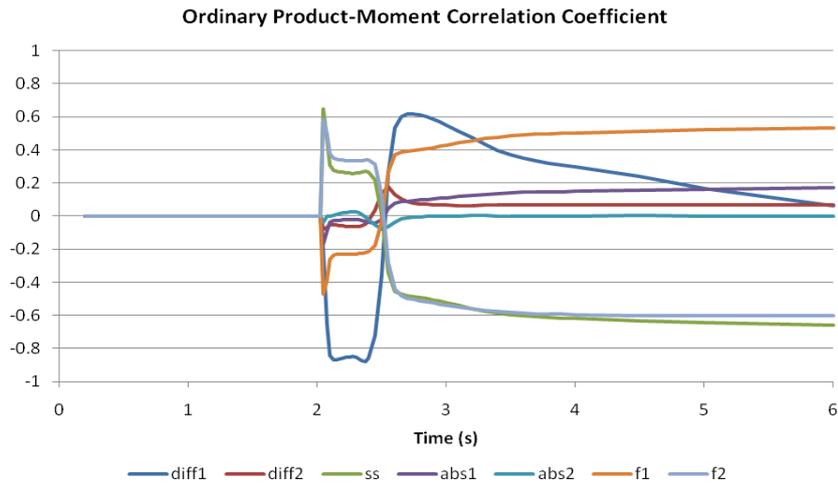


Figura 8.11. Producto del momento de Pearson, normal 1%.

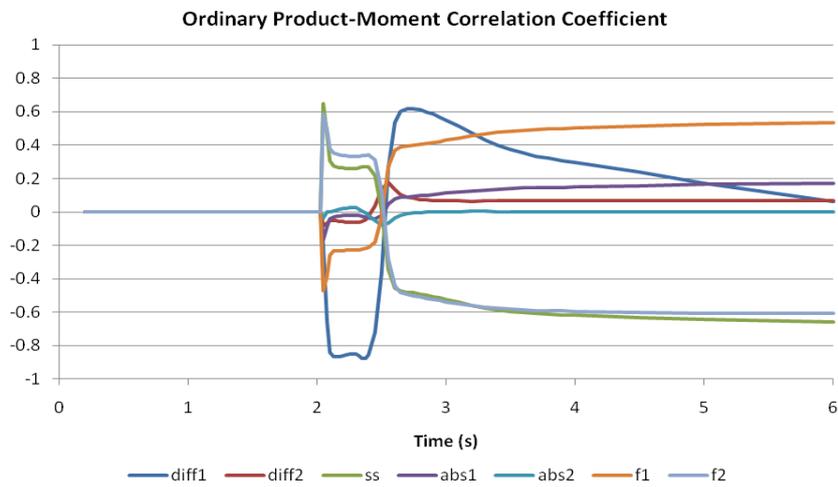


Figura 8.12. Producto del momento de Pearson, normal 0.5%.

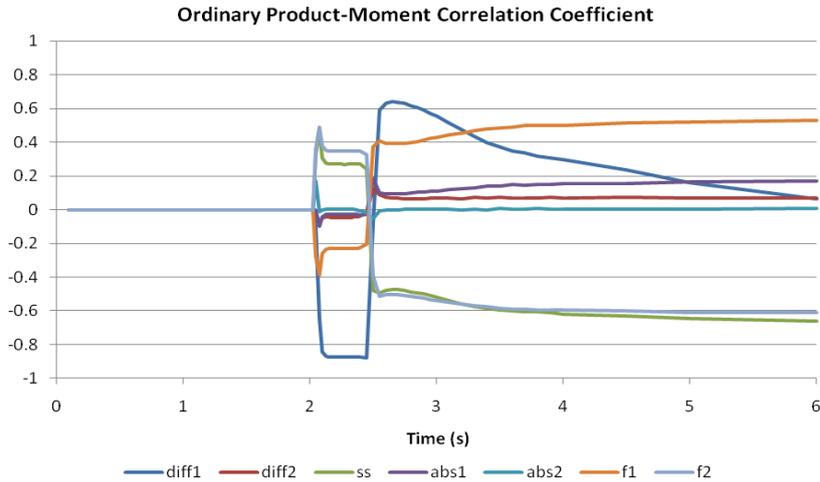


Figura 8.13. Producto del momento de Pearson, normal 0.1%.

El coeficiente de difusión rápido (*diff1* en las Figuras 8.11, 8.12 y 8.13) es el parámetro más afectado con un factor muy negativo. Esto es debido a la variación de sensibilidad en la reactividad de las barras de control al principio de la eyección.

La sección eficaz de fisión del grupo rápido (*f1*), también tiene un coeficiente negativo. La sección eficaz de *scattering* (*ss*) y la sección eficaz de fisión del grupo térmico (*f2*), también sufren cambios importantes en su sensibilidad, pero con valores positivos.

Con la inserción de reactividad negativa, que ocurre debido a la temperatura del fuel (instante de tiempo 2.55 s), hay un cambio significativo en la sensibilidad de estos cuatro parámetros. Los signos cambian de negativo a positivo y viceversa, con una alta sensibilidad. Cuando las barras de control ya han sido extraídas, la sensibilidad cambia en pequeñas cantidades hasta alcanzar un valor estable.

El análisis de sensibilidad (ver Figura 8.14) muestra que la incertidumbre más influyente corresponde al coeficiente de difusión del grupo rápido (1), seguida de la incertidumbre de las secciones eficaces de reflexión (3), y finalmente las secciones eficaces de fisión (6 y 7); tal y como sucedía en el caso del BWR.

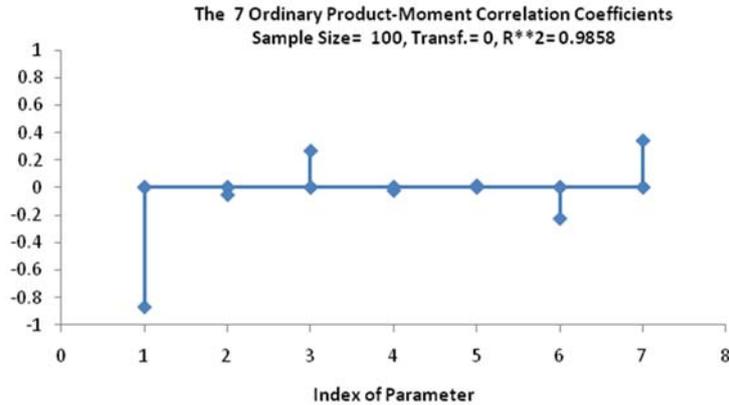


Figura 8.14. Coeficientes del producto del momento parciales para la máxima potencia. $R^2=0.98$. (1:diff1, 2:diff2, 3:ss, 4:abs1, 5:abs2, 6:f1, 7:f2).

8.4. Conclusiones.

En este artículo se han presentado los resultados del análisis de incertidumbre y sensibilidad de un RIA en un reactor BWR y en un PWR.

En el caso de un BWR, los resultados muestran que un incremento de la incertidumbre produce una dispersión en los valores del tiempo a los que la potencia se incrementa y después cae, pero el valor máximo no se ve afectado significativamente, incluso para incertidumbres del 10%.

El análisis de incertidumbres en el reactor PWR muestra que las variaciones sobre 1% tienen una influencia mayor en las variables de salida de interés (mayor pico de potencia y menor tiempo en el que se alcanza este). Variaciones del 0.1 % tienen una influencia menor en las variables de salida, pero estas no pueden ser despreciadas desde el punto de vista de seguridad.

En ambos casos, el análisis de sensibilidad muestra que la incertidumbre más influyente corresponde al coeficiente de difusión del grupo rápido (1), que determina la pérdida de neutrones; la sección eficaz de *scattering* (3), que determina la moderación neutrónica; y finalmente ambas secciones eficaces de fisión, que determina el ratio de potencia liberado por fisión. La incertidumbre en las secciones eficaces de absorción parece ser de poca influencia en las variables de salida consideradas.

Comparaciones de los tipos de PDFs usadas muestran que los resultados usando una PDF normal son más conservadores (en relación a una PDF uniforme) en cuanto a la

dispersión del valor del tiempo a al que se produce la subida de potencia, así como el propio valor máximo de potencia.

Capítulo 9. Conclusiones.

9.1. Conclusiones.

Las principales conclusiones de los análisis de cada uno de los transitorios se resumen a continuación según la estructura de la tesis:

1. Metodología de simulación de transitorios base de diseño con códigos acoplados:

Del análisis del transitorio REA en una central PWR con RELAP5/PARCS:

- El transitorio comienza con la expulsión de la barra de mayor valor, que es completamente expulsada en 0.1 s. La evolución del transitorio consiste en una inserción de reactividad positiva. El efecto Doppler causado por el incremento de la temperatura del fuel finaliza el transitorio.
- En general, en este caso *best-estimate*, en condiciones de parada en caliente en los dos escenarios ARI y RIL, la potencia máxima alcanzada es menor que el nivel de disparo del reactor. De la misma manera, las temperaturas Doppler máximas son menores que los límites establecidos. Para la central nuclear PWR analizada, estos análisis muestran que este suceso no es relevante en cuanto a la seguridad nuclear.

Del análisis de la influencia del mapa de acoplamiento termohidráulico-neutrónico en una central PWR-KWU con RELAP5/PARCS:

- Utilizando los resultados de los análisis conservadores como referencia, se puede concluir que, se obtienen resultados *best-estimate* con el modelo con mayor número de canales, más que con el modelo inicial, en la evolución de la temperatura como en la evolución de la potencia.
- La diferencia entre las temperaturas utilizando el modelo inicial y el resto de modelos, nos lleva a considerar que utilizando pocos canales la transferencia de calor alrededor del canal más caliente no está bien modelada.
- Los cuatro modelos estudiados permiten obtener resultados *best-estimate*, más que utilizando el modelo inicial. El modelo inicial es más conservador que el resto.

Del análisis del transitorio de turbina en una central BWR con TRAC-BF1/PARCS:

- La evolución de la potencia total relativa obtenida con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS v2.7 se desarrolla de acuerdo a lo esperado según los resultados de las simulaciones con TRAC-BF1 (empleando cinética 1D) y TRAC-BF1/NEM.
- Los resultados obtenidos con el código acoplado 3D TRAC-BF1/PARCS v2.7 se encuentran dentro del rango de aceptación respecto a los resultados de los participantes en el *benchmark*.
- La potencia relativa total media extraída del *benchmark* toma valores similares a los obtenidos con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS v2.7.

- El ejercicio de comparación valida los resultados obtenidos con el código acoplado TRAC-BF1/PARCS v2.7, mostrándose como una mejora sobre las simulaciones tanto con el código TRAC-BF1 empleando cinética 1D (más conservador), como con respecto al código acoplado TRAC-BF1/NEM (cálculo menos preciso).
2. Metodología de estudio de transitorios de estabilidad en reactores BWR con RELAP5/PARCS:

Análisis de estabilidad en la C. N. Peach Bottom:

- Se ha desarrollado un modelo en RELAP5-MOD3.3/PARCSv2.7 para caracterizar las oscilaciones en fase y fuera de fase en centrales nucleares BWR.
- El modelo termohidráulico utilizado es un modelo detallado que incluye todos los componentes de la vasija: pleno inferior y superior, bombas de recirculación, *downcomer*, líneas de vapor y separador de vapor.
- El mapa de acoplamiento entre los modelos termohidráulico y neutrónico (*mapping*) se basa en la forma espacial de los modos Lambda obtenidos con el código VALKIN, desarrollado en la UPV.
- Para comprobar este modelo, el análisis de estabilidad se ha realizado en un nuevo punto de operación PT_UPV. Los resultados muestran que este punto PT_UPV es un punto inestable y la distribución de potencia axial obtenida muestra un perfil picado en la parte inferior del núcleo, que es característico de núcleos inestables.
- Los resultados obtenidos muestran que después del movimiento de barras de control aparece una oscilación en fase acoplada con una fuera de fase.
- También se ha analizado las señales de los LPRMs simuladas procedentes del código neutrónico aplicando la metodología de análisis de sistemas singulares (SSA). Se han analizado las señales de los LPRMs del nivel A, del nivel D y considerando los LPRMs de los cuatro niveles.
- De los resultados del análisis de las señales se puede concluir que para realizar un análisis más realista se debe considerar los LPRMs de todos los niveles. Los resultados muestran que después del movimiento de barras de control aparece una oscilación fuera de fase correspondiente al tercer modo.

Análisis de estabilidad en la C. N. Ringhals:

- Los resultados de la simulación muestran que el punto de test conocido como *record 9* es un punto de operación inestable. La excitación de los modos subcríticos producen este patrón de oscilación fuera de fase.
- Los resultados confirman que este procedimiento de simulación es adecuado para el análisis de estabilidad ya que se han reproducido las especificaciones del *record 9* del *benchmark* de Ringhals.

- Los resultados muestran que el patrón de oscilación depende del modo que se perturba y las amplitudes de estas perturbaciones, es decir, el comportamiento estable de un reactor no solamente depende de las condiciones termohidráulicas previas a la oscilación, sino que también del tipo y amplitud de la perturbación que desencadena la oscilación.
- Las inestabilidades en la potencia de un sistema BWR se desarrollan por la excitación de los modos de la potencia. Para provocar estas excitaciones en simuladores numéricos del reactor, como los códigos acoplados termohidráulicos-neutrónicos, se puede utilizar la descomposición en potencia de las señales de los LPRMs. Combinando estas señales descompuestas, con diferentes amplitudes, con los modos Lambda de la potencia del reactor, pueden obtenerse diferentes patrones de oscilación.
- No obstante, un estudio paramétrico de los autovalores y otros factores de la configuración del estado estacionario de sistema, como la separación de autovalores y la forma de la potencia radial podría ser necesario para determinar adecuadamente la estabilidad de un BWR.

3. Modelo de cálculo de concentración de boro:

- El método de transporte de boro en TRAC-BF1 se corresponde a un esquema *upwind* de primer orden que proporciona valores subestimados. Los resultados confirman que era necesaria una modificación en el esquema numérico e implementar, un esquema de segundo orden. El método *upwind* de segundo orden denominado Godunov modificado presenta baja difusión numérica y atenúa posibles oscilaciones en el cálculo.
- Con este trabajo se han ampliado las capacidades del código TRAC-BF1 en cuanto al transporte de boro en componentes unidimensionales.
- También se ha estudiado en TRACE el comportamiento de componentes horizontales y verticales con geometrías 1D y 3D bajo condiciones termohidráulicas monofásicas o de fluido bifásico y la influencia de los diferentes esquemas numéricos de primer y de segundo orden.
- Las conclusiones de este estudio es que el método de resolución de primer orden *upwind* no es fiable para la transmisión de una entrada escalón, como serían la mayoría de los eventos de inyección o de dilución de boro. En lugar de este método, se ha concluido que es más adecuado usar el esquema MUSCL de segundo orden, puesto que es el esquema más cercano a la solución analítica, o su aproximación, proporcionada por la ecuación de Burgers.

4. Modelo de cálculo del calor de desintegración:

- La norma ANS 2005 sienta las bases del cálculo del calor residual de los productos de fisión, y sus incertidumbres asociadas, en condiciones posteriores al *shutdown* en reactores de agua ligera cuyo principal material fisil es el U-235 y cuyo principal material fértil es el U-238.
- El principal objetivo de la norma es proporcionar toda la información necesaria para el diseño de reactores, así como para análisis de seguridad de los mismos.
- Las contribuciones de los nucleidos U-235, U-238, Pu-239 y Pu-241 son tenidos en cuenta explícitamente mientras que las contribuciones de otros nucleidos son añadidos a las contribuciones del U-235.
- La norma describe dos métodos de obtención del calor residual: mediante un pulso de fisión o mediante un reactor operando a un ratio de fisiones constante durante un período de tiempo considerado infinito. Para la contabilización del calor de desintegración en ambos métodos, la norma considera un shutdown instantáneo posterior a los tiempos de operación del reactor.
- En el estudio comparativo de los modelos de calor residual implementados en los códigos TRAC-BF1, TRACE, RETRAN y RELAP5 se observa que todos los códigos siguen las indicaciones de la norma americana ANS pero presentan diferencias en puntos como la inicialización del calor residual, la valoración del mismo a tiempo infinito así como los métodos de resolución numérica empleados.
- El código TRAC-BF1 resuelve la ecuación de la potencia de desintegración mediante el método de Runge-Kutta-Gill de 4º orden.
- Los únicos códigos de los estudiados que tienen implementados el estándar ANSI/ANS-5.1-1994 son TRACE y RELAP5.
- La comparativa de los códigos termohidráulicos más comúnmente usados muestra que no hay un acuerdo global en algunos parámetros ciertamente influyentes en la obtención del calor residual. Por dicho motivo, en el modelo de calor residual implementado en TRAC-BF1 se han seguido las aproximaciones recomendadas por la *American Nuclear Regulatory Commission* (NRC) en la revisión de la norma 10 CFR 50.46 - Apéndice K.

Una vez validada la resolución de la ecuación del calor residual de forma analítica usando la norma ANS 2005 y la herramienta matemática MATLAB, se realizó el estudio del impacto de diferentes condiciones de operación y de cálculo. Los impactos seleccionados englobaban los diferentes estándares correspondientes al calor residual, 4 modelos numéricos de resolución, así como distintos casos de históricos de operación del reactor. De dichos estudios se extrajeron las siguientes conclusiones:

- El calor residual obtenido para cada caso depende del estándar empleado para su cálculo ya que como se pudo comprobar la norma ANS 94 proporciona valores de calor residual más conservadores que la norma ANS 79.
- Al comparar los resultados obtenidos mediante los diferentes métodos numéricos empleados, se aprecia que la resolución analítica proporciona los mismos resultados que el método de Runge-Kutta-Gill de 4º orden que tiene TRAC-BF1 implementado así que el método analítico podía ser implementado en el código.
- Las diferentes condiciones de operación del reactor, aun cuando los históricos sean de corta duración, tienen un alto impacto en el calor residual y por lo tanto no pueden ser despreciados para el cálculo.
- Los resultados muestran que el modelo analítico para la inicialización del calor residual teniendo en cuenta los históricos de operación del reactor está correctamente implementado.
- Por último, la comparativa entre los resultados obtenidos en MATLAB, y de forma analítica en TRAC-BF1 y en PARCS para los diferentes transitorios verifican que la implementación del método analítico para los estándares ANSI/ANS-5.1-1994 y ANSI/ANS-5.1-2005 es satisfactoria.

5. Análisis de sensibilidad e incertidumbres:

- En este artículo se han presentado los resultados del análisis de incertidumbre y sensibilidad de un RIA en un reactor BWR y en un PWR.
- En el caso de un BWR, los resultados muestran que un incremento de la incertidumbre produce una dispersión en los valores del tiempo a los que la potencia se incrementa y después cae, pero el valor máximo no se ve afectado significativamente, incluso para incertidumbres del 10%.
- El análisis de incertidumbres en el reactor PWR muestra que las variaciones sobre 1% tienen una influencia mayor en las variables de salida de interés (mayor pico de potencia y menor tiempo en el que se alcanza este). Variaciones del 0.1 % tienen una influencia menor en las variables de salida, pero estas no pueden ser despreciadas desde el punto de vista de seguridad.
- En ambos casos, el análisis de sensibilidad muestra que la incertidumbre más influyente corresponde al coeficiente de difusión del grupo rápido (1), que determina la pérdida de neutrones; la sección eficaz de *scattering* (3), que determina la moderación neutrónica; y finalmente ambas secciones eficaces de fisión, que determina el ratio de potencia liberado por fisión. La incertidumbre en las secciones eficaces de absorción parece ser de poca influencia en las variables de salida consideradas.
- Comparaciones de los tipos de PDFs usadas muestran que los resultados usando una PDF normal son más conservadores (en relación a una PDF uniforme) en

cuanto a la dispersión del valor del tiempo a al que se produce la subida de potencia, así como el propio valor máximo de potencia.

9.2. Trabajos futuros derivados de esta tesis.

Del trabajo realizado en esta tesis se ha continuado desarrollando los siguientes proyectos:

- Desarrollo de una metodología de generación de secciones eficaces a partir del código de celda SCALE tanto en formato PMAXS como en formato tabla. El objetivo es obtener secciones eficaces homogeneizadas y colapsadas a dos grupos de energía especificando los diferentes puntos de variación de las variables instantáneas, históricos y valores de quemado para reactores BWR y reactores PWR.
- Desarrollo de una plataforma multifísica que permita el análisis de transitorios con códigos acoplados a todos los niveles desde el elemento de combustible, reactor, vasija y sistema completo, generando las secciones eficaces junto con un módulo de quemado que vaya actualizando la isotopía.
- Aplicación de la metodología de análisis de transitorios con códigos acoplados, tanto con RELAP/PARCS como con TRAC-BF1/PARCS, a otras centrales PWR y BWR.
- Aplicación de la metodología de análisis de transitorios con códigos acoplados en transitorios más allá de la base de diseño (*beyond design basis accidents*).
- Aplicación de la metodología de análisis de transitorios de estabilidad con códigos acoplados aplicando diferentes perturbaciones, con el código acoplado TRACE/PARCS y comparar con los resultados de esta tesis realizados con RELAP/PARCS.
- Aplicación de la metodología de análisis de transitorios de estabilidad en reactores PWR con códigos acoplados, en transitorios más allá de la base de diseño (*beyond design basis accidents*).
- Análisis de un transitorio ATWS con códigos acoplados, en los que se requiera la inyección de boro siguiendo los procedimientos de operación de emergencia.
- Análisis de transitorios de inyección y dilución de boro en reactores PWR y el estudio de su deposición en condiciones de accidente.
- Simulación y análisis de la evolución del calor de desintegración junto con la evolución de la concentración de Xenón y Samario en transitorios de larga duración y también tras una parada del reactor.

Referencias

- Abarca, A., Barrachina, T., Miró, R., & Verdú, G. (2010). BWR stability analysis with the coupled code Relap5/Parcs v2.7 in Ringhals NPP. *LWR Fuel Performance Meeting/Top Fuel/WRFPM 2010*.
- Abdi, H., & Williams, L. J. (2010). Principal component analysis. *Wiley Interdisciplinary Reviews: Computational Statistics*. <https://doi.org/10.1002/wics.101>
- Akdeniz, B., Ivanov, K., & Olson, A. M. (2010). *Boiling Water Reactor Turbine Trip (TT) Benchmark, Volume IV: Summary Results of Exercise 3*. NEA.
- Anon. (1978). Transient and Stability Tests at Peach Bottom Atomic Power Station Unit 2 at end of cycle 2. *Electr Power Res Inst Rep EPRI NP 564*.
- ANS. (1971). *Proposed ANS Standard Decay Energy Release Rates Following Shutdown of Uranium-Fueled Thermal Reactors*. ANS.
- ANS. (1994). *ANSI/ANS- 5.1-1994: Decay Heat Power in Light Water Reactors*. American Nuclear Society.
- ANS. (2005). *ANSI/ANS- 5.1-2005: Decay Heat Power in Light Water Reactors*. American Nuclear Society.
- Barrachina, T., Garcia-Fenoll, M., Ánchel, F., Miró, R., Verdú, G., Pereira, C., ... Martínez-Murillo, J. C. (2011). REA 3D-dynamic analysis in Almaraz NPP with RELAP5/PARCS v2.7 and SIMTAB cross-sections tables. *Progress in Nuclear Energy*, 53(8). <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2011.07.012>
- Bertolotto, D., Manera, A., Macián-Juan, R., & Chawla, R. (2011). Improvement of the one-dimensional dissolved-solute convection equation using the QUICKEST-ULTIMATE algorithm. *Nuclear Engineering and Design*, 241(1), 245–256. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2010.10.021>
- Burgers, J. M. (1974). The Nonlinear Diffusion Equation. In *The Nonlinear Diffusion Equation*. <https://doi.org/10.1007/978-94-010-1745-9>
- Conover, W. J. (1980). *Practical Non-parametric Statistics*. Wiley, New York.
- Cronin, J. T., Smith, K. S., & Ver Planck, D. M. (1995). *SIMULATE-3. Advanced threedimensional two-group reactor analysis code Studsvik/SOA-95/18*.
- Dickens, J. K., Love, T. A., McConnell, J. W., & Peelle, R. W. (1981). Fission-product energy release for times following thermal-neutron fission of plutonium-239 and plutonium-241 between 2 and 14 000 s. *Nuclear Science and Engineering*, 78(2), 126–146. <https://doi.org/10.13182/NSE81-A20099>
- Downar, T., Lee, D., Xu, Y., Kozlowski, T., & Staundenmier, J. (2004). *PARCSV2.6 US NRC Core Neutronics Simulator*.

- Dunn, F. E. (1989). Decay Heat Calculations for Transient Analysis. *Transactions of the American Nuclear Society*. United States.
- Fraikin, R. (1997). *PWR benchmark on uncontrolled rods withdrawal at zero power. Final Report, NEA/NSC/DOC(96)20*.
- Fraikin, R., & Finnemann, H. (1993). *NEA-NSC 3-D/1-D PWR core transient benchmark uncontrolled withdrawal of control rods at zero power*.
- Freixa, J., Reventós, F., Pretel, C., & Batet, L. (2007). Boron transport model with physical diffusion for RELAP5. *Nuclear Technology*, 160(2), 205–215. <https://doi.org/10.13182/NT07-A3893>
- Ginestar, D., Verdú, G., & Miró, R. (2006). Singular system analysis of the Local Power Range Monitor (LPRM) readings of a Boiling Water Reactor (BWR) in an unstable event. *International Journal of Nuclear Energy Science and Technology*, 2(3), 253–265. <https://doi.org/10.1504/IJNEST.2006.010719>
- IAEA. (2007). Use and Development of Coupled Computer Codes for the Analysis of Accidents at Nuclear Power Plants. In *IAEA-TECDOC-1539*.
- Ivanov, K., & Avramova, M. (2007). Challenges in coupled thermal-hydraulics and neutronics simulations for LWR safety analysis. *Annals of Nuclear Energy*, 34(6), 501–513. <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2007.02.016>
- Johansson, P. I. (1988). Integral Determination of the Beta and Gamma Heat in Thermal-Neutron-Induced Fission of ²³⁵U and ²³⁹Pu, and of the Gamma Heat in Fast Fission of ²³⁸U. *Proceedings of the International Conference on Nuclear Data for Science and Technology*.
- Kliem, S., Höhne, T., Rohde, U., & Weiss, F. P. (2010). Experiments on slug mixing under natural circulation conditions at the ROCOM test facility using high-resolution measurement techniques and numerical modeling. *Nuclear Engineering and Design*, 240(9), 2271–2280. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2009.11.015>
- Knott, D., Forssén, B. H., & Edenius, M. (1995). *CASMO-4. A fuel assembly burn-up program Studsvik/SOA-95/2*.
- Kozłowski, T., & Peltonen, J. (2011). Qualification of the RELAP5/PARCS code for bwr stability events prediction. *Nuclear Technology*, 174(1), 51–63. <https://doi.org/10.13182/NT11-A11679>
- Lefvert, T. (1996). *Ringhals I Stability Benchmark. NEA/NSC/DOC(96) 22*.
- Leonard, B. P. (1979). A stable and accurate convective modelling procedure based on quadratic upstream interpolation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 19(1), 59–98. [https://doi.org/10.1016/0045-7825\(79\)90034-3](https://doi.org/10.1016/0045-7825(79)90034-3)
- Leonard, B. P. (1991). The ULTIMATE conservative difference scheme applied to unsteady one-dimensional advection. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 88(1), 17–74. [https://doi.org/10.1016/0045-7825\(91\)90232-U](https://doi.org/10.1016/0045-7825(91)90232-U)

- Macián-Juan, R. (1996). *A study of high order solute tracking in system codes*. Pennsylvania State University, PA, US.
- Maggini, F., Miró, R., Ginestar, D., & Verdú, G. (2005). Two techniques for the analysis of the local power range monitors readings' under BWR unstable conditions. *IEEE Nuclear Science Symposium Conference Record*. <https://doi.org/10.1109/NSSMIC.2005.1596392>
- March-Leuba, J., & Blakeman, E. D. (1991). Mechanism for out-of-phase power instabilities in boiling water reactors. *Nuclear Science and Engineering*. <https://doi.org/10.13182/NSE91-A15730>
- Miró, R., Ginestar, D., Hennig, D., & Verdú, G. (2000). On the regional oscillation phenomenon in BWR's. *Progress in Nuclear Energy*. [https://doi.org/10.1016/s0149-1970\(00\)00005-6](https://doi.org/10.1016/s0149-1970(00)00005-6)
- Miró, R., Ginestar, D., Verdú, G., & Hennig, D. (2002). A nodal modal method for the neutron diffusion equation. Application to BWR instabilities analysis. *Annals of Nuclear Energy*. [https://doi.org/10.1016/S0306-4549\(01\)00103-7](https://doi.org/10.1016/S0306-4549(01)00103-7)
- Miró, R., Sánchez, A. M., Verdú, G., Maggini, F., D'Auria, F., & Ginestar, D. (2004). Peach bottom-2 low-flow stability test using TRAC-BF1/VALKIN and RELAPS/PARCS codes. *Proceedings of the PHYSOR 2004: The Physics of Fuel Cycles and Advanced Nuclear Systems - Global Developments*, 1661–1668.
- Miró, R., Verdú, G., Sanchez, A., Barrachina, T., & Gómez, A. (2006). Analysis of a rod withdrawal accident in a BWR with the neutronic–thermalhydraulic coupled code TRAC-BF1/VALKIN and TRACE/PARCS. *PHYSOR-2006 - American Nuclear Society's Topical Meeting on Reactor Physics, 2006*.
- Muñoz-Cobo, J. L., Roselló, O., Miró, R., Escrivá, A., Ginestar, D., & Verdú, G. (2000). Coupling of density wave oscillations in parallel channels with high order modal kinetics: Application to BWR out of phase oscillations. *Annals of Nuclear Energy*. [https://doi.org/10.1016/S0306-4549\(99\)00129-2](https://doi.org/10.1016/S0306-4549(99)00129-2)
- Muñoz-Cobo, José Luis, Verdú, G., Pereira, C., Escrivá, A., Ródenas, J., Castrillo, F., & Serra, J. (1994). Consistent Generation and Functionalization of One-Dimensional Cross Sections for TRAC-BF1. *Nuclear Technology*, 107(2), 125–137. <https://doi.org/10.13182/nt94-a34983>
- NRC, U. S. (1992). *TRAC-BF1, An Advanced Best-Estimate Computer Program for BWR Accident Analysis, NUREG/CR-4356, Vol. 2*. Washington DC.
- NRC, U. S. (2010). TRACE V5. 0 Theory Manual-Field Equations, Solution Methods, and Physical Models. *United States Nuclear Regulatory Commission*.
- OECD/NEA. (2001). *OECD/NEA, 2001. Nuclear Safety Criteria Technical Review*.
- Ozdemir, O. E., Avramova, M., & Sato, K. (2010). Boron tracking model implementation in COBRA-TF: Analytical and sensitivity analysis. *Transactions of the American Nuclear Society*, 103, 1008–1009.

- Ozemir, O. E., Avramova, M., & Sato, K. (2011). Multidimensional boron transport modeling in subchannel approach. *14th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics (NURETH-14)*. Toronto, Ontario, Canada.
- Pernice, M. (2005). PVM: Parallel Virtual Machine - A User's Guide and Tutorial for Networked Parallel Computing [Book Review]. *IEEE Parallel & Distributed Technology: Systems & Applications*, 4(1), 84. <https://doi.org/10.1109/m-pdt.1996.481711>
- Peterson, C. E., McFadden, J. H., Paulsen, M. P., Gose, G. C., & Shatford, J. G. (1998). *RETRAN-3D -- A Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems -- Volume 3: User's Manual*.
- RELAP5MOD3.3 code manual. (2001). *RELAP5/MOD3.3 Code Manual, 2001. nformation Systems Laboratories, Inc., Rockville, Maryland. NUREG/CR-5535/Rev 1-Vol. I-VIII*.
- Roselló, O. (2004). *Desarrollo de una metodología de generación de secciones eficaces para la simplificación del núcleo de reactores de agua ligera y aplicación en códigos acoplados neutrónicos termohidráulicos*. Universitat Politècnica de València.
- Solis, J. (2001). *Boiling water reactor turbine trip (TT) benchmark*.
- Todreas, N. E., & Kazimi, M. S. (1990). Nuclear Systems I: Thermal Hydraulic Fundamentals. Vol. 1. In *Taylor & Francis*.
- Van Der Hagen, T. H. J. J., Pázsit, I., Thomson, O., & Melkerson, B. (1994). Methods for the determination of the in-phase and out-of-phase stability characteristics of a boiling water reactor. *Nuclear Technology*. <https://doi.org/10.13182/nt94-a34987>
- van Leer, B. (1974). Towards the ultimate conservative difference scheme. II. Monotonicity and conservation combined in a second-order scheme. *Journal of Computational Physics*, 14(4). [https://doi.org/10.1016/0021-9991\(74\)90019-9](https://doi.org/10.1016/0021-9991(74)90019-9)
- van Leer, B. (1979). Towards the ultimate conservative difference scheme. V. A second-order sequel to Godunov's method. *Journal of Computational Physics*, 32(1). [https://doi.org/10.1016/0021-9991\(79\)90145-1](https://doi.org/10.1016/0021-9991(79)90145-1)
- Wang, D., Mahaffy, J. H., Staudenmeier, J., & Thurston, C. G. (2013). Implementation and assessment of high-resolution numerical methods in TRACE. *Nuclear Engineering and Design*, 263. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2013.05.015>
- Watson, J. K., & Ivanov, K. N. (2002). Improved cross-section modeling methodology for coupled three-dimensional transient simulations. *Annals of Nuclear Energy*, 29(8). [https://doi.org/10.1016/S0306-4549\(01\)00085-8](https://doi.org/10.1016/S0306-4549(01)00085-8)
- Wilks, S. S. (1962). *Mathematical statistics*. John Wiley & Sons.

Acrónimos

ADF – *Assembly Discontinuity Factors*
ARI – *All Rods Inserted*
ARO – *All Rods Out*
ATWS – *Anticipated Transient Without Scram*
BWR – *Boiling Water Reactor*
CSS – *Coupled Steady State*
CTR – *Coupled Transient*
EOF – *Experimental Ortogonal Functions*
HZP – *Hot Zero Power*
LPRM – *Local Power Range Monitor*
NEA – *Nuclear Energy Agency*
NRC – *Nuclear Regulatory Commission*
PB – *Peach Bottom*
PCA – *Principal Component Analysis*
PCC – *Partial Correlation Coefficient*
pcm – *partes por cien mil*
ppm – *partes por millón*
PRCC – *Partial Rank Correlation Coefficient*
PWR – *Pressure Water Reactor*
REA – *Rod Ejection Accident*
RIA – *Reactivity Initiated Accidents*
RIL – *Rod Insertion Limit*
RMS – *Root Mean Square*
SCC – *Simple Correlation Coefficient*
SRCC – *Spearman Rank Correlation Coefficient*

SSA – *Singular System Analysis*

SVD – *Singular Value Decomposition*

TT – *Turbine Trip*

Listado de Publicaciones

1. *REA 3D-dynamic analysis in Almaraz NPP with RELAP5/PARCSv2.7 and SIMTAB cross-sections tables. Progress in Nuclear Energy*, 2011, Vol. 53, p.1167-1180. <http://hdl.handle.net/10251/37873>
2. *Implementation of control rod movement and boron injection options by using control variables in RELAP5/PARCSv2.7 coupled code. Progress in Nuclear Energy*, 2011, Vol. 53, p.1084-1090. <http://hdl.handle.net/10251/44434>
3. *Experimental orthogonal functions for the qualification of BWR stability events. Application to Peach Bottom NPP. PHYSOR2010 proceedings.*
4. *Peach Bottom instability analysis with a RELAP5/PARCSv2.7 detailed thermal-hydraulic-neutronic model. Nuclear Engineering and Design*, 2012, Vol. 249, p. 24-34. <http://hdl.handle.net/10251/37263>
5. *Development of a new methodology for stability analysis in BWR NPP. PHYSOR2012 proceedings.*
6. *Parametric study of different perturbations on Ringhals stability benchmark with RELAP5/PARCS. NURETH-14 proceedings*, 2011.
7. *Development of a high order boron transport scheme in TRAC-BF1. Joint International Conference on Mathematics and Computation (M&C), Supercomputing in Nuclear Applications (SNA) and the Monte Carlo (MC) Method. ANS MC 2015.*
8. *A comparative study of boron transport in thermal-hydraulic codes TRACE vs TRAC-BF1 and TRACE vs RELAP5. Publicado en NURETH-17 proceedings*, 2017.
9. *A comparative study of boron transport models in NRC thermal-hydraulic code TRACE. Brazilian Journal Of Radiation Sciences*, 2019, Vol. 07-02B, p.01-18. <http://hdl.handle.net/10251/141639>
10. *Improvements in the decay heat model in the thermalhydraulic code TRAC-BF1. International Journal of Computer Mathematics*, 2014, Vol. 91(2), p.327-335. <http://hdl.handle.net/10251/70916>
11. *Uncertainty and sensitivity analysis in the neutronic parameters generation for BWR and PWR coupled thermal-hydraulic-neutronic calculations. Nuclear Engineering and Design*, 2012, Vol. 246, p.98-106. <http://hdl.handle.net/10251/37264>