



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO
PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA
ENERGIA – SISTEMAS NUCLEOELECTRICOS

TRANSPORTE DE ENERGÍA EN UN LECHO DE ESCOMBROS FORMADO
DURANTE UN ACCIDENTE SEVERO EN UN REACTOR NUCLEAR

TESIS
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:
DOCTOR EN INGENIERÍA

PRESENTA:
MARCO ANTONIO POLO LABARRIOS

TUTOR PRINCIPAL
DR. GILBERTO ESPINOSA PAREDES, UAM-I

COMITÉ TUTOR
DR. CHAVEZ MERCADO CARLOS, UNAM-FI
DR. FRANCOIS LACOUTURE JUAN LUIS, UNAM-FI
DR. NUÑEZ CARRERA ALEJANDRO, CNSNS
DR. VAZQUEZ RODRIGUEZ RODOLFO, UAM-I

MÉXICO, D. F. AGOSTO 2016



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

Angelita

Ximena

Héctor

AGRADECIMIENTOS

Agradezco a mi Comité Tutoral por su apoyo en este proyecto doctoral, por el seguimiento y orientación durante la realización de este proyecto.

Agradezco especialmente al Dr. Gilberto Espinosa Paredes, tutor principal y Director de este proyecto, por todo el apoyo que me ha brindado, por compartirme su empeño, dedicación y tiempo, pero sobre todo porque sin su asesoría, ánimos y empuje característicos en él, este trabajo de investigación no existiría.

Agradezco al Dr. Alejandro Nuñez Carrera la atención y orientación que me brindo en la parte inicial de este proyecto.

Agradezco el apoyo de los compañeros de a la Comisión Nacional de Seguridad Nuclear y Salvaguardias, especialmente a Carlos Filio López, Adrián López García y Ramón López Morones.

A la Universidad Nacional Autónoma de México por brindarme la oportunidad de realizar estudios de posgrado.

Agradezco el financiamiento otorgado por el Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT).

Resumen

El agua residual en el fondo de la vasija, se considera como la forma de refrigeración más eficaz para el lecho de escombros acumulados en el fondo de ésta en un accidente severo. El escombros está formado por los materiales fundidos del núcleo que se relocalizan en el fondo de la vasija (llamado debris), tiene las características de un flujo multifásico y múlticomponente en un medio poroso.

Para mantener la integridad de la estructura del fondo de la vasija del reactor es necesario refrigerar los escombros acumulados. El efecto de refrigeración depende de tres procesos principales de transferencia de calor: (1) remoción de calor entre las superficies del lecho de escombros y el agua residual que la rodea; (2) la remoción de calor del lecho de escombros por el agua residual que ingresa a través de los poros del lecho; y (3) la remoción de calor por el agua que posiblemente penetra entre la pared del fondo de la vasija y el lecho de escombros. En este trabajo se analiza el tercer proceso.

El objetivo de este proyecto doctoral es desarrollar un modelo físico-matemático teórico para entender, describir e interpretar los procesos de transferencia de calor en los escombros acumulados en el fondo de la vasija al interactuar con el agua remanente. De esta manera, se propone un modelo geométrico conceptual para el proceso de refrigeración del material relocalizado, que está formado por una alberca de material fundido que se encuentra rodeada por una capa de material solidificado (llamada corteza) por la refrigeración externa.

El modelo matemático considera ocho regiones: pared de la vasija; gap entre la pared interna de la vasija y la corteza inferior del material fundido; material fundido; corteza superior; capa de metal; lecho de partículas de escombros formada por una mezcla de metal y óxido que forma un medio poroso; y agua remanente.

La geometría y el modelo matemático propuestos para analizar la refrigeración del material acumulado en el fondo de la vasija con agua remanente, permiten observar que el flujo de calor desde el material fundido hacia el gap no excede la capacidad de remoción de calor a través de la sección transversal superior del gap. Esto permite suponer que la pared de la vasija no se calienta y es posible mantener el material fundido dentro de la vasija.

Abstract

The residual water at the bottom of the vessel is considered as the most efficient cooling process for the accumulated debris bed in a severe accident. The debris, which is composed by the melted core material relocated at the bottom of the vessel, has the characteristics of a multiphase and multicomponent flow in a porous media.

In order to maintain the wholeness of the reactor vessel bottom structure, the accumulated debris must be cooled. The cooling effect depends on three heat transfer processes, (1) heat removal between the surfaces of the debris bed and the surrounding residual water, (2) heat removal from the debris bed by the residual water entering from the pores of the debris bed, and (3) heat removal by the water which may enter from the bottom wall vessel and the debris bed. In the present work the third process is analyzed.

The main objective of the present doctoral project is to develop a theoretic physical-mathematical model in order to comprehend, describe and interpret the heat transfer processes in the accumulated debris at the bottom of the vessel interacting with the remanent water. In this way, a conceptual geometric model is proposed for the cooling process of the relocated material, formed by a melted material pool surrounded by a crust, a harden layer of material, due to external cooling.

The mathematical model considers eight regions, (1) vessel wall, (2) gap between the internal wall of the vessel and the bottom crust of the melted material, (3) melted material, (4) bottom crust, (5) top crust, (6) metal layer, (7) debris bed of particles composed by a metal and oxide mixture forming a porous media, and (8) remanent water.

The geometry and mathematical model proposed to analyze the accumulated material cooling at the bottom of the vessel with remanent water, allow to observe that the heat flux from the melted material to the gap does not exceed the heat removal capacity throughout the transversal top section of the gap. This allows to suppose that the vessel wall does not heat up and it is possible to maintain the melted material inside the vessel.

Tabla de contenido

Agradecimientos	
Resumen	
Índice de figuras	ix
Índice de tablas	xiii
Nomenclatura.....	xv
Introducción.....	1
1.1. Progresión de la fundición del núcleo	2
1.2. Oxidación del Combustible	4
1.3. Relocalización del Material Fundido	6
1.4. Refrigeración del Lecho de Partículas de Escombros-Debris	8
Formación de la Alberca de Material Fundido.....	11
2.1. Progresión de la fusión del núcleo en la región de la cabeza inferior	12
2.2. Formación característica de la alberca de material fundido en el fondo de la vasija	14
2.3. Formación de la brecha entre el debris y la vasija	16
2.4. Descripción de la geometría empleada en el análisis de este trabajo	17
Transferencia de Calor de la Alberca de Material Fundido.....	21
3.1. Descripción de modelo matemático	24
3.2. Modelo simplificado para la transferencia de calor en 1D	25
Experimentos Numéricos	37
4.1. Estado Estacionario	39
4.2. Calentamiento del agua remanente	44
4.3. Inyección alterna de refrigerante	49
4.4. Discusión	51
Conclusiones.....	53
Apéndice A.....	55

Artículo Publicado - Comparative study of the hydrogen generation during short term station
blackout (STSBO) in a BWR

55

Referencias.....67

Índice de figuras

No. Fig.		Pág.
1.1.	Eventos principales durante la progresión de la fundición del núcleo en un reactor de agua ligera (LWR).	3
1.2.	Posibles consecuencias que ocurren en el núcleo de un reactor nuclear LWR dañado durante un accidente severo.	5
2.1.	Diagrama esquemático de la reubicación del material del núcleo fusionado y el proceso de formación del lecho de escombros en la cabeza inferior de la RPV.	13
2.2.	Formación típica de una alberca de corio en el fondo de la vasija.	15
2.3.	Resultados del experimento MASCA en la formación de la alberca de material fundido en el fondo de la vasija	16
2.4.	Posible mecanismo para la formación del gap por una capa delgada de vapor.	17
2.5.	Diagrama esquemático para analizar la refrigeración del material del núcleo relocalizado en el fondo de la vasija.	18
2.6.	Principales mecanismos de transferencia de calor para evaluar la refrigeración del material fundido.	19

3.1.	Enfriamiento del material fundido a través de la brecha.	26
3.2.	Formación de la corteza inferior.	28
3.3.	Transferencia de calor en función de la temperatura en exceso y del régimen de ebullición.	30
3.4.	Fenómeno que se presenta durante la refrigeración del Gap.	33
4.1.	Flujos de calor desde el material fundido a través de las cortezas.	38
4.2.	Temperatura del agua remanente en el fondo de la vasija durante la obtención del Estado Estacionario.	39
4.3.	Flujo de calor de evaporación durante la obtención del Estado Estacionario.	39
4.4.	Temperatura de la corteza superior durante la obtención del Estado Estacionario.	40
4.5.	Temperatura de la capa de metal durante la obtención del Estado Estacionario.	40
4.6.	Temperatura del debris durante la obtención del Estado Estacionario.	41
4.7.	Flujo de calor del debris al agua remanente en el fondo de la vasija durante la obtención del Estado Estacionario.	41

4.8. Temperatura de la corteza inferior durante la obtención del Estado Estacionario.	42
4.9. Espesor de la corteza inferior durante la obtención del Estado Estacionario.	42
4.10. Flujo de agua en el gap durante la obtención del Estado Estacionario.	43
4.11. Velocidad del líquido que ingresa al gap durante la obtención del Estado Estacionario.	43
4.12. Velocidad del vapor generado en el gap durante la obtención del Estado Estacionario.	44
4.13. Temperatura promedio del agua remanente en el fondo de la vasija durante la refrigeración del material fundido.	44
4.14. Flujo de calor de evaporación durante el calentamiento del agua remanente.	45
4.15. Nivel de agua durante el calentamiento del agua remanente.	45
4.16. Flujo de agua y vapor en el gap durante el calentamiento del agua remanente.	46
4.17. Velocidad del líquido y del vapor a través del gap durante el calentamiento del agua remanente.	46

4.18.	Temperatura de la corteza inferior durante el calentamiento del agua remanente.	47
4.19.	Temperatura de la capa de metal durante el calentamiento del agua remanente.	47
4.20.	Diferencia de temperatura de la capa de metal durante el calentamiento del agua remanente.	48
4.21.	Temperatura del debris durante el calentamiento del agua remanente.	48
4.22.	Diferencia de temperaturas de la capa de debris durante el calentamiento del agua remanente.	49
4.23.	Temperatura promedio del agua remanente durante la inyección alterna de agua.	50
4.24.	Nivel de agua remanente después de iniciar la inyección alterna.	50
4.25.	Temperatura de la capa de metal durante la inyección alterna de agua.	51
4.26.	Temperatura de la corteza inferior durante la inyección alterna de agua.	51

Índice de tablas

No. Tabla		Pág.
4.1.	Propiedades termofísicas de los materiales que constituyen la geometría analizada	37
4.2.	Características geométricas del material fundido acumulado en el fondo de la vasija	38

Nomenclatura

La nomenclatura del presente trabajo es la siguiente:

A	<i>Área de transferencia</i>
C_p	<i>Capacidad calorífica (J/kg · K)</i>
g	<i>Aceleración gravitacional</i>
h	<i>Coefficiente de transferencia de calor convectivo</i>
h_{fus}	<i>Calor latente de fusión del material del núcleo (J/kg)</i>
H	<i>Altura respecto al fondo de la vasija</i>
k	<i>Conductividad térmica (W/m · K)</i>
k_{eff}	<i>Conductividad térmica efectiva</i>
L_L	<i>Coefficiente de Laplace</i>
\dot{m}	<i>flujo de masa</i>
M	<i>Masa de material fundido</i>
P	<i>Presión del sistema</i>
T	<i>Temperatura del material (K)</i>
V	<i>Volumen del material fundido acumulado en el fondo de la vasija</i>
q^m	<i>Calor de decaimiento generado por el material fundido</i>
q	<i>Flujo de calor (W/m²)</i>
Q_{ms}	<i>Flujo de calor por solidificación de material fundido</i>
x	<i>Coordenada de posición dentro de la corteza (m)</i>
z	<i>Coordenada de posición dentro de la capa de metal, debris (m)</i>

Índices inferiores

<i>ag</i>	<i>Agua</i>
<i>c</i>	<i>Corteza</i>
<i>cm</i>	<i>Capa de metal</i>
<i>cs</i>	<i>Corteza superior</i>
<i>ci</i>	<i>Corteza inferior</i>
<i>db</i>	<i>Debris</i>
<i>dc</i>	<i>Decaimiento</i>
<i>eff</i>	<i>Efectiva</i>
<i>ext</i>	<i>Exterior</i>
<i>f</i>	<i>Fluido</i>
<i>fg</i>	<i>Propiedad de saturación</i>
<i>fus</i>	<i>Fusión</i>
<i>gap</i>	<i>Propiedad medida en el Gap</i>
<i>in</i>	<i>Valor de entrada</i>
<i>l</i>	<i>Líquido</i>
<i>mj</i>	<i>Material fundido</i>
<i>out</i>	<i>Valor de salida</i>
<i>sat</i>	<i>Saturación</i>
<i>sol</i>	<i>Solidificación</i>
<i>vap</i>	<i>Vapor</i>
<i>vas</i>	<i>Vasija</i>

Operaciones matemáticas

$$d / dt$$

Operador diferencial

$$\partial$$

Operador derivada parcial

$$\nabla \cdot$$

Divergencia

$$\nabla$$

Gradiente

$$\nabla^2$$

Operador laplaciano

Números Adimensionales

$$Gr = \frac{g\beta(T_{pared} - T_{\infty})H^3}{\nu^2}$$

Número adimensional Grashof

$$Nu = \frac{hH}{k}$$

Número adimensional Nusselt

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha}$$

Número adimensional Prandtl

$$Ra = \frac{g\beta q_{dc}''' H^5}{\nu\alpha k_{mf}}$$

Número adimensional Rayleigh

Capítulo I

Introducción

Los accidentes severos (AS) en las plantas de potencia nuclear (PPN) son eventos poco probables pero con consecuencias graves, como el mostrado recientemente por el accidente ocurrido en Abril de 2011 en las PPNs japonesas de Fukushima, donde todos los sistemas de protección fallaron durante el accidente. En caso de descubrimiento de la región activa del núcleo, como resultado de la interacción refrigerante-combustible inicialmente se genera hidrógeno, el cual es un gas incondensable, y finalmente el núcleo podría fundirse y ser convertido en un lecho de partículas profundo en el fondo de la vasija.

En condiciones de operación normal, el vapor y el hidrógeno se dirigen hacia el sistema de ventilación con filtro y se extraen a través de la chimenea de venteo, en algunos BWRs existen recombinadores de hidrógeno que lo queman de manera controlada. Sin embargo, bajo la situación de apagón total (SBO), es posible que no funcionen los sistemas de remoción de calor residual y los recombinadores de hidrógeno, y que se acumule el vapor y el hidrógeno dentro de la estructura de contención secundaria, donde al combinarse de manera adecuada con el oxígeno reaccione de manera explosiva por ignición, deflagración o detonación.

Por otro lado, en un reactor de agua ligera (LWR), los sistemas de refrigeración de emergencia (ECCS) son diseñados para proporcionar refrigeración para diferentes accidentes postulados incluyendo el accidente de base de diseño de pérdida de refrigerante (LOCA). Pero, si se asume que los sistemas ECCS no funcionan, el núcleo sería refrigerado inadecuadamente y podría fundirse. El material del núcleo fundido formará un lecho de partículas formado por escombros del núcleo en el fondo de la vasija o en la cavidad del reactor.

El objetivo de este Capítulo es presentar los principales eventos durante la progresión de un accidente severo, desde el inicio de la oxidación hasta su relocalización en el fondo de la vasija de presión del reactor.

1.1. Progresión de la fundición del núcleo

Los AS en las PPN pueden ser generados por eventos internos o externos, con la característica común de la falta de refrigerante debido a la falla de los sistemas de refrigeración del reactor, los cuales proporcionan una adecuada remoción del calor residual del núcleo, y por múltiples disfunciones generadas por falla de los equipo y/o error humano, incluyendo el fracaso de los procedimientos de seguridad. Después de iniciar el daño al núcleo, ocurren una serie de fenómenos complejos, los cuales ocurren de acuerdo con el escenario iniciador y en función y de las acciones del operador (Xingwei et al., 2013).

En un reactor de agua ligera (LWR), las estrategias de mitigación a través de los ECCS pueden ser fácilmente anuladas en caso de un accidente de pérdida de energía alterna interna y externa (SBO) de larga duración. La pérdida de los sistemas de refrigeración conduce a la inadecuada refrigeración del núcleo y como resultado de la interacción refrigerante-combustible el núcleo podría dañarse y finalmente fundirse. Esto excede el accidente de base de diseño (DBA) suficientemente como para causar falla en las estructuras y sistemas que son necesarios para asegurar la refrigeración apropiada del núcleo del reactor por medios normales (Kawahara et al., 2013).

El concepto de defensa en profundidad, como la IAEA lo define, consiste en cinco niveles de seguridad, de los cuales al cuarto nivel se le denomina Gestión de Accidentes (GA) (OIEA, 2010). Durante este nivel se debe hacer frente a los Accidentes Severos que rebasen los Accidentes Base de Diseño, así como asegurar que las emisiones radioactivas se mantengan tan bajas como sea posible. En la **Figura 1.1**, se observa que la GA consta de dos fases: La Fase I (*fase temprana*) tiene el objetivo de prevenir el daño al núcleo, mientras que la Fase II (*fase tardía*) se enfoca en la mitigación de las liberaciones radioactivas (Kawahara et al., 2013).

Durante la *fase temprana* de un accidente severo, la configuración de las varillas del núcleo permanece más o menos intacta, mientras que la *fase tardía* se caracteriza por la pérdida gradual de la configuración original hasta presentarse la redistribución significativa y acumulación del material cerámico fundido en la región del núcleo, donde puede formar un lecho de partículas poroso, una alberca de material fundido y la formación de una cavidad. El material fundido se acumula en la región central, por encima de una corteza de material metálico solidificado (Reinke et al., 2006). Cuando la corteza falle el material será relocalizado al fondo de la vasija. La geometría exacta y proceso en los cuales el lecho de partículas de escombros del núcleo sería formado dependen de la secuencia del accidente y del diseño del reactor (Kawahara et al., 2013).

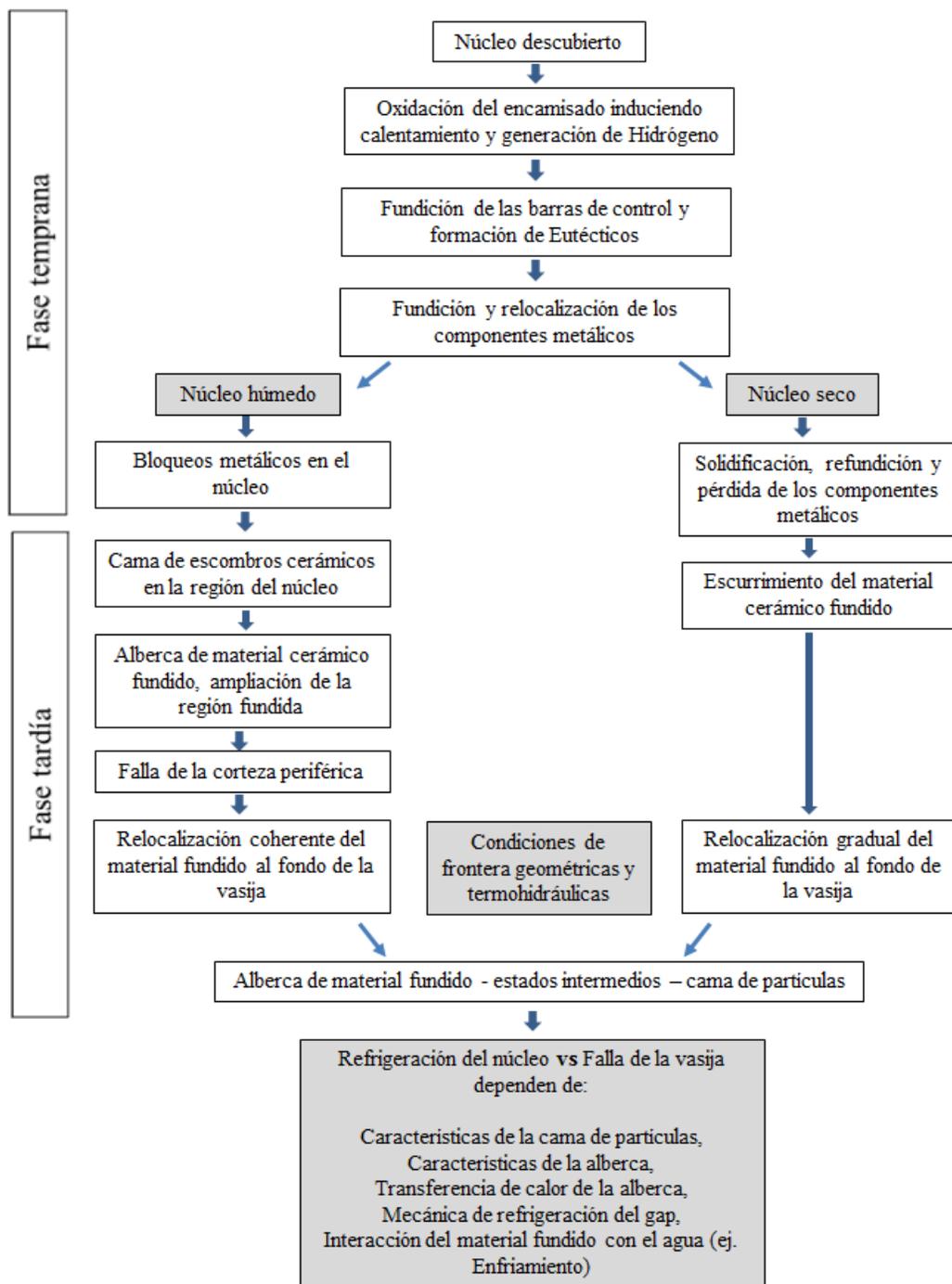


Figura 1.1. Eventos principales durante la progresión de la fundición del núcleo en un LWR (Wright, 1996).

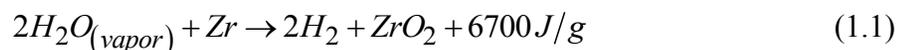
Frente a un accidente severo, la primera respuesta es mantener el núcleo del reactor refrigerado por cualquier medio disponible, dado que tal acción tiene efectos que pueden ser decisivos en la progresión del accidente, es necesario entender totalmente la progresión de daño al núcleo

(Espinosa-Paredes et al., 2012). Por ejemplo, si el agua de refrigeración del núcleo de emergencia entra a la vasija durante la fase inicial del proceso de fundición (re-inundación temprana) sólo habrá fragmentación limitada (Hofmann et al., 1989). A medida que aumente el retraso en el establecimiento de este flujo de agua (re-inundación tardía) mayor será la cantidad de los materiales fundidos y fragilizados. Por otro lado, en el núcleo se podrían formar configuraciones que no pueden ser refrigeradas, esto generará un mayor calentamiento del material hasta que finalmente caiga fundido al fondo de la vasija. Sin embargo, durante el proceso de relocalización la red de estructuras proporciona un importante obstáculo para el movimiento descendente del material fundido (Hofmann et al., 1989).

Para tasas de calentamiento de $1K/s$ o mayor, los procesos de fundición del núcleo han sido caracterizados para tres regímenes de temperatura (Hofmann et al., 1989; Hofmann, 1999), como se muestra en la **Figura 1.2**, en las cuales las fases líquidas de los materiales se pueden formar en grandes cantidades, ya sea debido principalmente a las interacciones químicas eutécticas o al alcanzar el punto de fusión. En los diferentes intervalos de temperatura hay diferentes daños al núcleo. En el primer intervalo, el cual va de $1200^{\circ}C$ a $1400^{\circ}C$, ocurre un daño local al núcleo y se forman bloques que probablemente puedan ser refrigerados. En el segundo rango que ocurre de $1760^{\circ}C$ (2033 K) a $2000^{\circ}C$ (2273 K), ocurre un daño extendido en el núcleo lo que genera una mayor formación de masa fundida y regiones que ya no podrán ser enfriadas. Finalmente, en el rango que va de $2600^{\circ}C$ (2873 K) a $2850^{\circ}C$ (3123 K), se tiene el colapso total de todos los materiales y la destrucción total de todas las regiones centrales las cuales se encuentran a alta temperatura.

1.2. Oxidación del Combustible

Durante un AS el núcleo del reactor se va descubriendo paulatinamente debido a la falta de inyección de refrigerante. De tal manera que, si el reactor permanece descubierto durante un periodo de tiempo prolongado (típicamente unas cuantas horas), el combustible nuclear se sobrecalienta progresivamente debido al calor residual. En consecuencia, se genera vapor a altas temperaturas que inicia un proceso de oxidación del Zircaloy (Zr_{γ}) del revestimiento de las varillas de combustible, representado por las siguientes reacciones químicas:



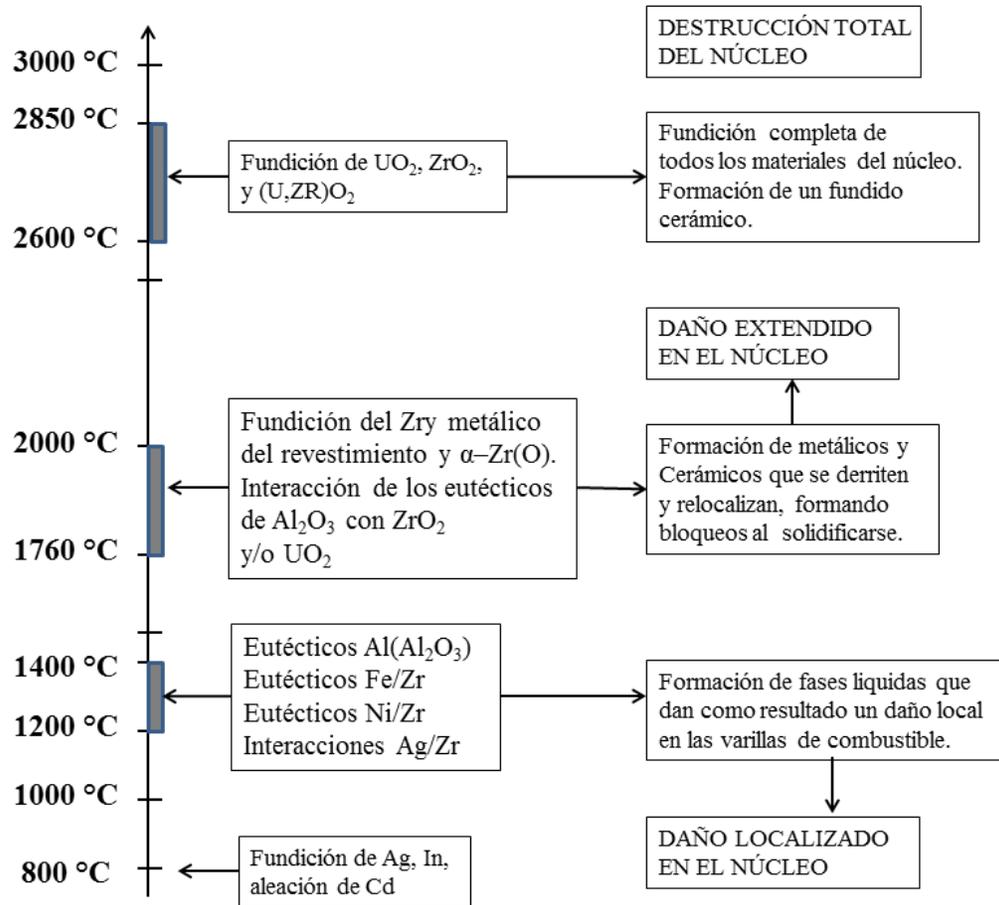


Figura 1.2. Posibles consecuencias que ocurren en el núcleo de un reactor nuclear LWR dañado durante un accidente severo (Hofmann et al., 1989; Hofmann, 1999).

Este proceso de oxidación, da lugar a la producción de hidrógeno y energía térmica. La tasa de reacción depende de la temperatura que debe ser superior a los $\sim 950^\circ\text{C}$, y de la disponibilidad de vapor. Cuando la disponibilidad de vapor es ilimitada y la integridad de la película de óxido se mantenida, esta reacción es controlada por la tasa de difusión de oxígeno en la película de Zry (Chung y Thomas, 1981).

Durante la reacción de oxidación del Zry y liberación de Hidrógeno (H_2), el revestimiento de las varillas incrementa rápidamente su temperatura y experimenta fenómenos físicos y químicos que dañan significativamente las propiedades mecánicas del revestimiento de las varillas, tales como disminución de su ductilidad, fragilización, hinchazón o inflamamiento, agrietamiento y rompimiento (Grosse et al., 2012; Stuckert et al., 2013; Yan et al., 2009; Zielinski y Sobieszczyk, 2011), así como la formación de eutécticos de bajo punto de fusión. El daño del combustible a gran escala ocurre a altas temperaturas, después se funde el Zircaloy metálico, se

disocia el UO_2 y finalmente aparece el ZrO_2 (Reinke et al., 2006). Con esto, se presenta la liberación de productos de fisión, y posteriormente la relocalización de materiales fundidos en la región del núcleo (Van Dorsselaere et al., 2009). La cantidad de 1 kg de vapor reacciona con 2.53 kg de zirconio y genera $3.93E3\text{ kcal}$ de calor y 0.112 kg de hidrógeno (Tanabe, 2013).

Por otro lado, durante un AS es posible que no funcionen los recombinadores de hidrógeno, por lo que el vapor y el hidrógeno se acumulan fuera de la estructura de la contención primaria, donde al combinarse de manera adecuada con el oxígeno reaccione de forma explosiva por ignición, deflagración o detonación (Xingwei et al., 2013; Olander, 1994; Grosse et al., 2012; Duriez, 2008).

En un Reactor de Agua Presurizada (PWR) como el de Three Mile Island-Unit 2 (TMI-2), la reacción completa del revestimiento produciría alrededor de 1000 Kg de H_2 . Mientras que un Reactor de Agua en Ebullición (BWR), comparable con un PWR por la potencia que generan, podría producir cerca de 2000 Kg de H_2 (Cronenberg, 1990). Como se puede ver, la producción de H_2 durante un AS es mayor en una planta de un BWR debido al inventario adicional de Zry contenido en las cajas de los canales que rodea cada ensamble. Un reactor del tipo BWR en promedio tiene de dos a tres veces la cantidad de Zry que contiene un PWR de potencia equivalente (NEA, 2009).

1.3. Relocalización del Material Fundido

La relocalización de los materiales del núcleo durante un AS en un LWR, después de que el núcleo ha permanecido descubierto un tiempo prolongado y ha sufrido una secuencia de calentamiento, marca un paso importante en la progresión de la degradación del núcleo. La fundición y relocalización del núcleo del reactor inicia con la falla de las barras de control, tubos guía, y las rejillas espaciadores de Iconel a temperaturas relativamente bajas. El daño local causado por las interacciones con el Zircaloy también puede aparecer en este periodo (Reinke et al., 2006).

El tiempo de la relocalización así como su extensión dependen de diversos factores tales como: el tamaño y la ubicación del fallo de la vasija, la masa de material fundido acumulado, su composición y temperatura, las interacciones químicas y el proceso de formación de corteza, por mencionar algunos.

En general, se considera que existen dos mecanismos diferentes de relocalización (Figura 1.1, Wright, 1996). Un mecanismo se presenta cuando la relocalización de material fundido se

presenta bajo condiciones del núcleo seco, en este caso la relocalización ocurre de manera “*gradual*”, se espera que el material del núcleo abandone su posición justo después de fundirse y fluir hacia el fondo de la vasija bajo la influencia de la gravedad, debido a que no hay mecanismos térmicos o mecánicos que provoquen la retención de la masa fundida en la región del núcleo. El otro mecanismo se presenta bajo condiciones del núcleo húmedo donde el material fundido es refrigerado de forma local por el agua remanente, esto favorece la formación de zonas bloqueadas y así la formación de una alberca de material fundido grande en la región central del núcleo, luego la corteza fallara debido a las tensiones térmicas y mecánicas. En ambos mecanismos, el tipo de reactor y las condiciones del accidente juegan un rol importante. En reactores de agua ligera es poco probable que ocurra el mecanismo de relocalización gradual (Bandini, 2000), mientras que el mecanismo de relocalización bajo condiciones húmedas es más probable.

La liberación del inventario de masa de la alberca material fundido generalmente se espera que ocurra cuando la corteza de cerámica alcance el límite del núcleo, en este momento la cantidad de material fundido que esta sobre la corteza es difícil que se siga refrigerando debido al incremento del flujo de calor, por lo que es posible que se consuma la corteza y la envoltura del núcleo hasta que fallen. Al fallar la corteza el material fundido contenido se relocalizara a través del combustible y al fallar la envoltura del núcleo se relocalizará a través de los límites radiales del núcleo, en ambos casos el material se acumulara en el fondo de la vasija (Drath et al., 2004). La duración del proceso de relocalización puede variar de acuerdo con la ubicación de la falla de la corteza de la alberca de material fundido, la tasa de crecimiento de la falla, la presencia de varias estructuras alrededor y por debajo de la corteza y en el fondo de la vasija. Los diferentes diseños estructurales del núcleo, su periferia y el fondo de la vasija en PWRs y BWRs pueden influenciar de manera importante en las interacciones del núcleo fundido durante su relocalización al fondo de la vasija.

Las condiciones de llegada del material fundido del núcleo al fondo de la vasija, también es afectado por la dinámica de fluidos del material fundido cuando pasa a través de la placa soporte inferior. Dependiendo de la tasa de descarga de material fundido desde la alberca y del tamaño de los espacios entre las estructuras, el material fundido puede acumularse en la placa soporte inferior. A medida que incrementa la masa de material fundido acumulado, este se extenderá horizontalmente y escurrirá por los orificios cercanos al fondo de la vasija. De esta manera, el material fundido en la placa soporte que se acumuló por medio de una sola corriente puede escurrir al fondo de la vasija en forma de varias corrientes. La formación de múltiples corrientes de relocalización puede mejorar la transferencia de calor al modificar el diámetro de la corriente y disminuir el diámetro de las partículas sólidas formadas cuando la masa fundida entra en contacto con el agua remanente en el fondo de la vasija, de esta manera incrementa el área de transferencia de calor y masa (por ejemplo, generación de Hidrógeno y vapor o la liberación de productos de fisión).

Por lo tanto, el modo más probable en que el material fundido llegue a la región del fondo de la vasija es en múltiples corrientes de diámetro pequeño o chorros cilíndricos. Cuando la corriente de material fundido entra en contacto con el refrigerante remanente, a medida que va penetrando se formarán de manera progresiva pequeñas gotas debido a las inestabilidades hidrodinámicas que surgen de la interacción con el líquido. Las gotas formadas por el proceso de ruptura, al hundirse a través del refrigerante y ser enfriadas se podrán convertir en partículas sólidas que serán acumuladas en una capa continua en el fondo de la vasija o sobre una capa de material fundido. Dependiendo de la extensión de la zona de acumulación del material, se puede presentar el fallo potencial del fondo de la vasija provocado por la erosión y el calentamiento de la superficie inducidos por el contacto, o por cargas de presión debido a la generación rápida de vapor.

1.4. Refrigeración del Lecho de Partículas de Escombros-Debris

Este trabajo se enfoca en la refrigeración del lecho de partículas de escombros de un núcleo degradado acumulado en el fondo de la vasija y cubierto por el agua remanente, y no en la secuencia de degradación del núcleo o en la formación del lecho.

Durante el proceso de refrigeración del lecho de partículas de escombros con generación de calor se presenta el fenómeno de secado del lecho de partículas, que tiene lugar cuando la temperatura local del lecho incrementa arriba de la temperatura de saturación del líquido. En ese punto, un lecho de escombros no será auto-refrigerado por más tiempo y la temperatura del lecho puede alcanzar la temperatura de fusión de las partículas de escombros (Squarer et al., 1982).

Los siguientes parámetros afectan la potencia a la cual se iniciará el secado del lecho (Squarer et al., 1982):

1. *Características de las partículas*: tales como, su tamaño, forma, rugosidad, densidad, y distribución. Estos parámetros afectan directamente la porosidad local del lecho y la transferencia de calor.
2. *Profundidad del lecho*: afecta a la resistencia global al flujo del fluido a través del lecho y por lo tanto la capacidad de una penetración de líquido dentro del lecho.
3. *Densidad de potencia del lecho*: determinado por la densidad de potencia nominal del reactor, el tipo del reactor, y el tiempo después del apagado del reactor.

4. *Fondo aislado o refrigerado*: el lecho de escombros dentro del reactor puede estar sobre la vasija aislada o sobre una superficie refrigerada, en cuyo caso el flux de calor de secado puede ser altamente significativo.
5. *Líquido subenfriado*: el grado de subenfriamiento de la columna de líquido arriba del lecho tiene un efecto significativo sobre la porción superior del lecho. La intensidad de la ebullición se reduce, y por lo tanto, los canales que alcanzan la interface líquido-lecho no son tan profundos. Otro efecto de líquidos subenfriados es la potencia extra requerida para alcanzar la temperatura de saturación.
6. *Altura de la columna de líquido sobre el lecho*: la transferencia de calor del lecho de escombros depende de la altura de la columna de líquido cuando la columna es alta la transferencia es más pequeña que en el fondo del lecho (Rhee et al., 1977).
7. *Propiedades del líquido*: las correlaciones de secado del lecho incluyen las propiedades termo-físicas del líquido, que a su vez son función de la presión.
8. *Escala geométrica*: el diámetro del lecho de partículas no tiene un efecto sobre el secado del lecho siempre y cuando este diámetro sea mucho más grande que el diámetro de las partículas (Squarer et al., 1981). El flux de calor de secado no debe ser dependiente de la profundidad del lecho para lechos profundos.
9. *Acceso del refrigerante para refrigerar el lecho*: pueden presentarse diferentes características de refrigeración o un secado parcial del lecho. Esto depende del diseño de la vasija.

Se ha observado que el secado en diferentes pruebas (Baker et al, 1977; Dhir y Catton, 1977; Squarer y Peoples, 1980; Rivard, 1978). Estas pruebas se realizaron con un lecho de diámetro entre de 4.6 y 10.2cm, profundidad promedio menor a 13cm y con un diámetro de partícula de 0.55mm, su principal conclusión es que el diámetro del lecho no afecta el flux de calor de secado cuando el diámetro del lecho es mucho más grande que el diámetro de las partículas. La mayoría de las pruebas de simulación del secado de un lecho fueron realizadas con partículas esféricas calentadas por inducción (acero inoxidable, plomo, cobre) sumergidas en un líquido (acetona, agua, metanol, Freon).

El objetivo de este proyecto es desarrollar un modelo físico-matemático para entender, describir e interpretar los procesos de transferencia de calor que se presentan durante el proceso de refrigeración del material fundido acumulado en el fondo de la vasija al interactuar con el agua remanente. Este material tiene las características de un lecho de escombros donde se presentan

fenómenos de un flujo multifásico y multicomponente en un medio poroso o muy parecido a éste.

Se propone un modelo geométrico conceptual para el proceso de refrigeración del material relocalizado, que está formado por una alberca de material fundido que se encuentra rodeada por una capa de material solidificado (llamada corteza) formada por la refrigeración externa. Donde, el modelo matemático considera ocho regiones: pared de la vasija; gap entre la pared interna de la vasija y la corteza inferior del material fundido; material fundido; corteza superior; capa de metal; lecho de partículas de escombros formada por una mezcla de metal y óxido que forma un medio poroso; y agua remanente.

La geometría y el modelo matemático propuestos para analizar la refrigeración del material acumulado en el fondo de la vasija con agua remanente, permiten observar que el flujo de calor desde el material fundido hacia el gap no excede la capacidad de remoción de calor a través de la sección transversal superior del *gap*. Esto permite suponer que la pared de la vasija no se calienta y es posible mantener el material fundido dentro de la vasija.

Adicionalmente, se realizó una comparación de resultados de un accidente SBO entre los códigos de simulación RELAP/SCDAPSIM y MELCOR. Dichos resultados se presentan en el **Apéndice A**. Donde se observó que los resultados obtenidos por ambos códigos tienen tendencias similares. Las diferencias observadas en el comportamiento de las variables analizadas se deben a las consideraciones de los fenómenos termohidráulicos, modelos mecanísticos y a la configuración de nodos del modelo del reactor tipo BWR Mark II en cada código. Por otro lado el modelo desarrollado en MELCOR considera los efectos generados por la retroalimentación de la contención con la vasija, mientras el modelo de RELAP/SCDAPSIM no considera dichos efectos.

Capítulo II

Formación de la Alberca de Material Fundido

El accidente que ocurrió en TMI-2 en 1979, que resultó en un severo daño al núcleo con una extensa oxidación y fundición, proporciona la única oportunidad de mejorar el entendimiento actual de la progresión de fundición del núcleo, así como de comparar y validar los resultados de los códigos con la progresión real del accidente (Broughton et al., 1989).

Este accidente fue iniciado por un incremento repentino de la presión en el sistema secundario seguido por el disparo de la turbina y las bombas principales de agua de alimentación. El incremento subsecuente de la presión en el sistema primario causó SCRAM del reactor. Posteriormente, la presión disminuye a niveles que hacen que cierre la válvula de alivio, pero esta no cierra y se produce un pequeño LOCA (Broughton et al., 1989). Comúnmente, se pueden distinguir cuatro fases en el escenario del accidente de TMI-2:

1. Pérdida de refrigerante (0-100 minutos), caracterizado por la pérdida de agua del sistema primario a través de la válvula de alivio abierta.
2. Calentamiento y fundición del núcleo (100-174 minutos), caracterizado por el descubrimiento del núcleo y una significativa oxidación y fundición de las varillas de combustible.
3. Re-inundación del núcleo (174-200 minutos), caracterizado por la recuperación de una de las dos bombas principales del lazo B y el aumento de la producción de Hidrógeno durante el enfriamiento del núcleo.
4. Actuación del sistema de emergencia de inyección a alta presión y relocalización del material del núcleo fundido al fondo de la vasija (200-300 minutos).

Durante el accidente de TMI-2, el material fundido fue retenido dentro de la vasija mediante la refrigeración de agua a través del gap. Dicha refrigeración fue la clave para mantener la integridad de la vasija del reactor durante el accidente severo. Por esta razón, es muy importante conocer el comportamiento del corio en el fondo de la vasija del reactor durante un accidente severo bajo condiciones de refrigeración a través de la holgura o *gap* (formado entre el fondo de

vasija y el material fundido) para mantener el material fundido dentro de la vasija. También es importante conocer los efectos de las cargas térmicas del corio sobre la estructura de la vasija y su influencia en los mecanismos de falla de la misma, para el análisis de la contención. [Park et al. \(2012\)](#) presentan una discusión sobre las diferentes técnicas de evaluar el comportamiento del corio y su retención dentro de la vasija de presión mediante la refrigeración externa de la vasija.

En este Capítulo se describe el proceso de acumulación de escombros en el fondo de la vasija y la formación de la alberca de material fundido, así como la geometría propuesta para desarrollar un modelo físico-matemático teórico para entender, describir e interpretar los procesos de transferencia de calor en los escombros acumulados en el fondo de la vasija al interactuar con el agua remanente. Los escombros están formados por los materiales fundidos del núcleo relocalizados en el fondo de la vasija (llamados *debris*). La geometría propuesta para analizar los procesos de transferencia de calor del material relocalizado en el fondo de la vasija con agua, se basa en la geometría adquirida por el material relocalizado durante el accidente de TMI-2. La cual, particularmente está formada por una alberca de material fundido (en lo sucesivo llamado indistintamente *alberca*) que se encuentra rodeada por una capa de material solidificado (llamada corteza) que se forma debido a la refrigeración externa, la cual se da por el agua que pasa a través de la separación (*gap*) entre la corteza inferior y la pared interna de la vasija y por el agua remanente que se encuentra en la parte superior. Los principales procesos físicos del comportamiento del corio en el fondo de la vasija son: comienza con la formación de la alberca de corio, después se invierten las capas de metal y de óxido en la alberca de corio, al formarse la corteza hay transferencia de calor por convección. La interacción del corio con el fondo de la vasija esférica incluye penetraciones de instrumentación, las cuales no son incluidas en el modelo matemático desarrollado en este trabajo.

Aquí, el término *corio* mencionado anteriormente se define como una masa derretida o solidificada formada por combustible nuclear, materiales estructurales o de control y productos de reacción de los mismos (óxidos tales como UO_2 y ZrO_2 , componentes metálicos como U , Zr , Fe y acero inoxidable, etc.), que se produce por la fusión total o parcial del núcleo de un reactor como consecuencia de un accidente con pérdida de la necesaria refrigeración del mismo.

2.1. Progresión de la fusión del núcleo en la región de la cabeza inferior

Es muy importante que los materiales del núcleo fundidos en la región del núcleo sean enfriados para mitigar la progresión del accidente severo dentro de la vasija. Si los materiales fundidos (o corio) no se enfriaron en la región del núcleo, el corio se reubicará por hundimiento. Existen dos mecanismos para que el material del núcleo se traslade desde su posición original en el núcleo

hasta el fondo de la vasija: (1) reubicación lateralmente, que es a lo largo de las regiones periféricas del núcleo, como se observó en el accidente de TMI-2 (Wolf et al., 1994); (2) reubicación hacia abajo a través de la falla de la placa inferior del núcleo o de los tubos de penetración. En la **Figura 2.1** se observan ambos mecanismos de la reubicación del material del núcleo al fondo de la vasija y el proceso de formación de un lecho de escombros que se forma por la presencia de agua (Ahn y Kim, 2003). Por otro lado, hay muchas estructuras que impiden que los materiales fundidos caigan a chorro al fondo de la vasija. Cuando el corio se reubica hacia abajo por la región central, primero se acumula en la placa soporte del núcleo y eventualmente escurre al fondo de la vasija, donde provocará un ataque térmico a la vasija del reactor.

La interacción material fundido con el agua residual en el fondo de la vasija, es el principal mecanismo de fragmentación del corio, el cual es un proceso hidrodinámico: si la interacción térmica entre el corio y el agua es violenta se puede generar una explosión de vapor (Ahn y Kim, 2003). En otras palabras, una rápida transferencia de calor del corio a el agua produce la fragmentación y oxidación del corio, lo que produce vapor e hidrógeno y un aumento brusco de la presión de la RPV. Por lo tanto, la reubicación de los materiales del núcleo al fondo de la vasija formará un lecho de escombros, a través de un transitorio y del proceso de estilización de los desechos. Es importante señalar que el debris no se limita a una capa de partículas sólidas, sino que se define como una capa de material del núcleo cuyos constituyentes podría estar compuesto por partículas sólidas, corio líquido, o su mezcla.

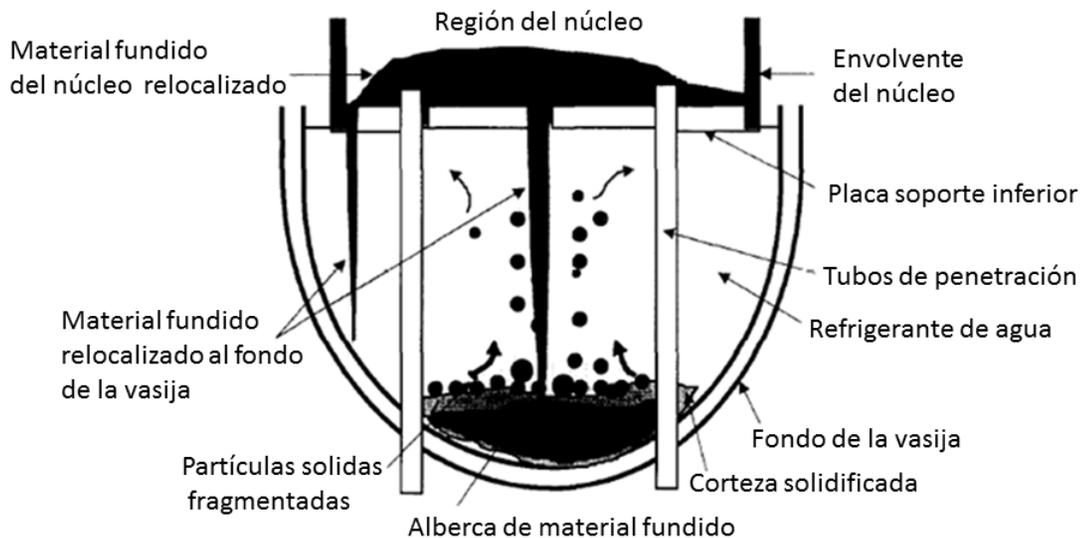


Figura 2.1. Diagrama esquemático de la reubicación del material del núcleo fusionado y el proceso de formación del lecho de escombros en la cabeza inferior de la RPV (Ahn y Kim, 2003).

2.2. Formación característica de la alberca de material fundido en el fondo de la vasija

Debido al calor de decaimiento del combustible, el material del núcleo acumulado en el fondo de la vasija experimenta un proceso de repetición de cambio de fase entre los componentes, es decir, nuevamente se funden y se forma una alberca de material fundido (Park y otros, 2012). La **Figura 2.2a** muestra la formación típica de una alberca de material fundido en el fondo de la vasija del reactor. En general, la etapa inicial de la alberca de corio fundido puede incluir materiales metálicos, tales como acero inoxidable y Zircaloy, y óxido de los materiales UO_2 y ZrO_2 . Los cuales, debido a su diferencia de densidades la alberca de material fundido puede estar estratificada en dos capas, una capa de metal en la parte superior sin fuente de generación de calor volumétrica y una capa inferior de óxido con fuente de generación de calor por decaimiento radiactivo.

Esta configuración de la alberca de material fundido en dos capas es la geometría que se utiliza en este trabajo para el análisis de la carga térmica sobre la vasija de presión bajo condiciones de retención de material fundido dentro de la vasija refrigerado por el agua que entra a través del gap formado entre la corteza que rodea el material fundido y la vasija de presión.

Los resultados experimentales de **OECD MASCA** mostraron que cuando hay una cantidad suficiente de Zirconio (Zr) no oxidado disponible, el Uranio (U) metálico migra a la capa metálica (Barrachin y Defoort, 2004). La transferencia de las especies metálicas de U , O , Zr y acero puede resultar en un aumento considerable de la densidad de la fase metálica. Este aumento de la densidad de la fase metálica puede conducir a que se invierta la alberca de corio estratificada con una capa de metal pesado adicional en el fondo de la alberca de óxido, lo cual conduce a la formación de tres capas como se muestra en la **Figura 2.2b**. Es probable que la presencia de la capa metálica en la parte inferior del fondo de la vasija disminuya el espesor de la capa metálica superior.

El aumento de la densidad de la capa metálica es debido a la disolución de uranio en una fase metálica. Los cálculos termodinámicos están dirigidos a determinar la composición de una mezcla $U-Zr-Fe-O$ en equilibrio termodinámico para una temperatura dada. Los resultados de estos cálculos dependen principalmente de la relación U / Zr , la fracción de oxidación Zr , la masa de UO_2 y la masa de acero (Seiler y otros, 2005). Cuanto menos Zr se oxida, la masa más alta del metal puede estratificar por debajo de la piscina de óxido. Para una masa dada de UO_2 , cuando la masa de Zr metálico aumenta entonces se favorece la disolución de UO_2 y la transferencia de uranio metálico a la capa de metal. Esto conduce a un aumento significativo de la masa de la capa de metal y una capa de inversión.

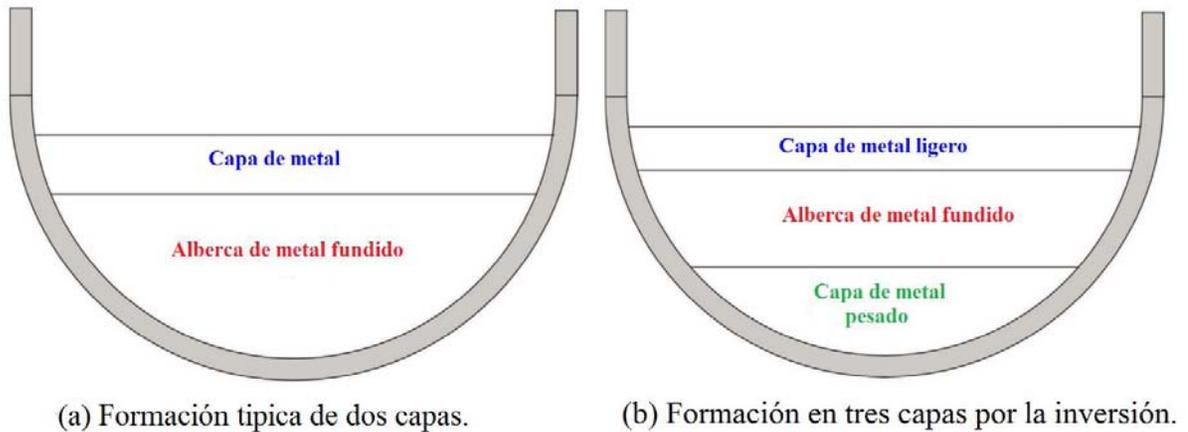


Figura 2.2. Formación típica de una alberca de corio en el fondo de la vasija (Park y otros, 2012).

En la **Figura 2.3** se muestran los resultados del experimento de **MASCA**, donde se presentó la formación la alberca de material fundido. En el caso de bajo contenido de hierro y de bajo grado de corio oxidado en la alberca de material fundido, ocurrió la inversión de la capa. En caso contrario, cuando la alberca de material fundido tiene alto contenido de hierro y alto grado de corio oxidado, no ocurrió la inversión.

Si la transferencia de calor de la alberca de material fundido con los alrededores es efectiva, se puede formar una corteza alrededor de la alberca de material fundido, la cual se forma por la solidificación del material metálico fundido. Por otro lado, es importante conocer y entender los efectos de la formación de la corteza sobre el proceso de refrigeración por convección natural dentro de la alberca de material fundido (Fan y Cheung, 1997; Cheung, 1981).

Finalmente, hay varios tipos de materiales sólidos del núcleo que pueden caer sobre el lecho de escombros fundido, los cuales pueden hundirse directamente, o quedar sobre la corteza formada por el contacto con el agua residual y posteriormente romperla debido a la presión aplicada. En ambos casos los materiales situados anteriormente serán reubicados dentro del lecho de escombros fundido. En caso de quedar sobre la corteza formará un lecho de escombros poroso, que dependiendo de la densidad de las partículas, este podrá permanecer en la parte superior de la corteza o hundirse, lo que causaría la deformación geométrica de la corteza superior de la alberca de material fundido de dos manera; formando una cavidad o ser adsorbidas, como se puede observar en la **Figura 2.3**.

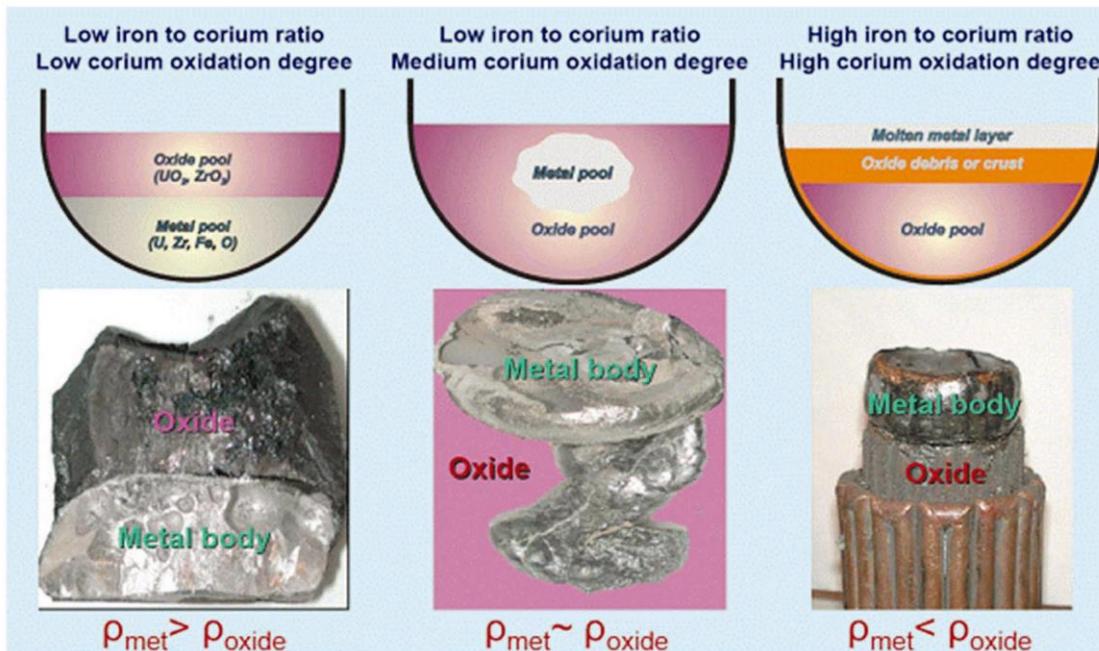


Figura. 2.3. Resultados del experimento MASCA en la formación de la alberca de material fundido en el fondo de la vasija (Seiler y otros, 2005).

2.3. Formación de la brecha entre el debris y la vasija

A medida que el material fundido desciende a través del agua remanente en el fondo de la vasija y entra en contacto con la pared de la vasija de presión, este material fundido captura agua en las imperfecciones de la pared, como se muestra en la **Figura 2.4** (Henry, 1994). Posteriormente, esta agua se propagará como una onda térmica a través de la pared de la vasija. Dado que las temperaturas de las superficies que están en contacto, tanto de la vasija como del material solidificado, están muy por encima de la temperatura crítica termodinámica del agua, las presiones que podrían generarse dentro de las hendiduras de la pared son mucho mayores que la presión del material fundido sobre el fondo de la vasija, de tal manera que podrían actuar como una fuerza distribuida sobre la capa de material solidificado que está en contacto con la vasija del reactor. Esto crearía una brecha de resistencia al contacto entre los escombros y la vasija de presión; este espacio influye sustancialmente en la transferencia de calor de los escombros a la pared (Shu and Henry, 1994). Es decir, la transferencia de energía a través de brecha delgada de vapor reduciría la tasa de transferencia de calor a la pared de la vasija y la velocidad de su calentamiento. Como consecuencia, el transitorio térmico es sustancialmente desacelerado, al

igual que la progresión hacia cualquier condición que pudiera poner en peligro la integridad de la vasija.

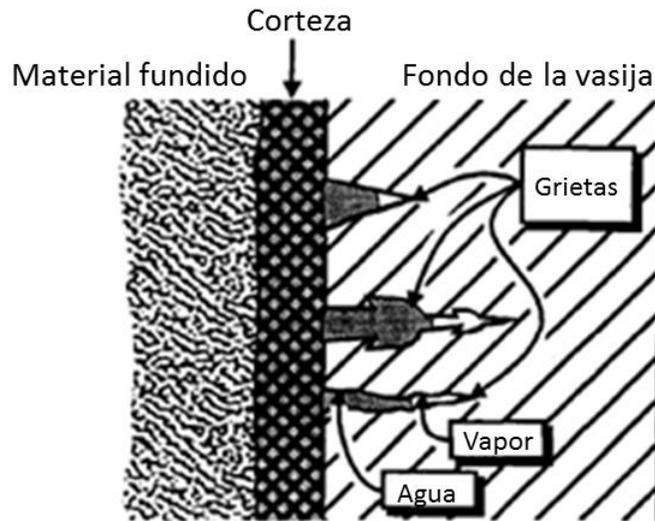


Figura 2.4. Posible mecanismo para la formación del gap por una capa delgada de vapor (Henry et al., 1994).

2.4. Descripción de la geometría empleada en el análisis de este trabajo

Desde el punto de vista de la simulación numérica, es muy importante especificar una configuración adecuada de la geometría del lecho de escombros o de la alberca de material fundido en el fondo de la vasija. La configuración que se espera es altamente dependiente de la ruta de reubicación y la existencia de agua residual en el fondo de la vasija.

Con base en lo expuesto en la sección anterior, en este trabajo se desarrolla un modelo físico-matemático para comprender e interpretar las interacciones del material fundido del núcleo relocalizado en el fondo de la vasija de presión del reactor, con el agua remanente. La geometría propuesta para analizar los procesos de refrigeración del material fundido con agua en el fondo de la vasija es mostrada en la **Figura 2.5**. Esta geometría es formada por una alberca de material fundido que se encuentra rodeada por una capa de material solidificado (llamada corteza) formada por la refrigeración del agua que se encuentra entre el material fundido y el fondo de la vasija. Se considera una corteza superior y una inferior las cuales tienen las mismas propiedades físicas que el material fundido; se considera la existencia de una separación entre la corteza inferior y la pared interna de la vasija; una capa de metal solidificado por encima de la corteza superior de la alberca de material fundido; y en la zona superior de esta capa de metal hay

material enfriado y distribuido en partículas que forman un lecho de escombros poroso. El lecho de partículas de escombros es una mezcla de metal y oxido, el cual es distribuido como partículas de esferas individuales con un tamaño determinado.

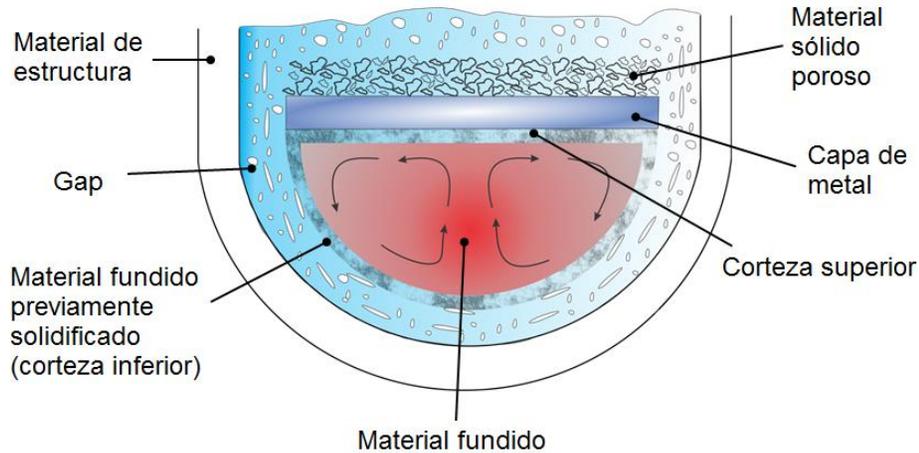


Figura 2.5. Diagrama esquemático para analizar la refrigeración del material del núcleo relocalizado en el fondo de la vasija.

Para el análisis de los fenómenos de transferencia de calor, cada una de las regiones son tratadas de manera separa para considerar el comportamiento de los principales fenómenos que suceden a su alrededor. Los principales mecanismos de transferencia de calor propuestos para la refrigeración de los escombros y el material de la vasija se presentan en la **Figura 2.6**. Se estima que el ingreso del agua dentro de la expansión de la separación entre el lecho de escombros y la pared de la vasija, podría explicar la no falla de la vasija de TMI durante el transcurso del accidente.

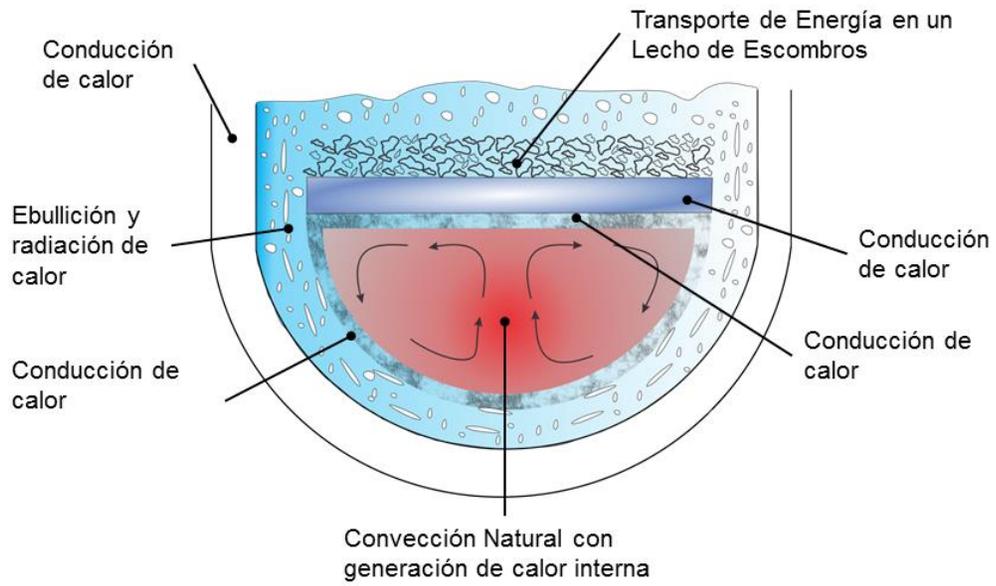


Figura 2.6. Principales mecanismos de transferencia de calor para evaluar la refrigeración del material fundido.

Capítulo III

Transferencia de Calor de la Alberca de Material Fundido

Actualmente, los modelos analíticos y las simulaciones numéricas juegan un papel importante en el desarrollo del conocimiento sobre los procesos y fenómenos físicos relevantes. Básicamente, hay dos razones principales: primero, los fenómenos físicos de los accidentes severos involucran temperaturas extremadamente altas, altas presiones, altas tasas de generación de calor, entre otros, los cuales no pueden ser reproducidos fácilmente en condiciones de laboratorio. En segundo lugar, junto con la gran mejora en nuestra comprensión de la microfísica asociada a fenómenos de accidentes severos y los avances rápidos de métodos computacionales y la potencia de los ordenadores, los modernos métodos de simulación numérica se pueden utilizar de manera eficiente para obtener conocimientos acerca de un fenómeno físico en particular. Al mismo tiempo, estos métodos pueden proporcionar una descripción integrada de un gran proceso con muchos fenómenos junto con sus interacciones y retroalimentaciones.

Durante la fase tardía de un accidente severo postulado con fundición del núcleo en un reactor LWR, los escombros del núcleo se pueden relocalizar y acumular en el fondo de la vasija de presión del reactor. Donde la transferencia de calor de la alberca de material fundido determina las cargas térmicas sobre los materiales de las estructuras del fondo de la vasija, incluyendo la pared de la vasija, los tubos guía de las barras de control, y los tubos de instrumentación. En caso de que la refrigeración sea deficiente, el calor excesivo conduciría a un sobrecalentamiento de la estructura y su fundición, y por lo tanto gobernará el modo de fallo de la vasija y el tiempo. Sucesivamente, se presentan las amenazas a la integridad de la contención asociadas con las potenciales explosiones de vapor fuera de la vasija y de la refrigeración o no refrigeración del debris, que dependen de la composición, sobrecalentamiento y de la cantidad de material fundido disponible para ser descargado por la falla de la vasija.

La tarea de predecir el comportamiento de la alberca de material fundido líquido calentado a escala reactor ha sido un reto debido al alto número de Rayleigh de la alberca de corio (10^{15} - 10^{17}), y a la gran duración de los transitorios de la progresión del accidente. La dificultad se incrementa en los reactores tipo BWR cuyo pleno inferior incluye una gran cantidad de penetraciones (tubos guía de las barras de control e instrumentación), las cuales complican significativamente la geometría de transferencia de calor y el patrón de flujo del fluido. Para

esta tarea, se han desarrollado varios modelos que son utilizados para el análisis de los procesos en el fondo de la vasija. Estas aproximaciones desarrolladas son agrupadas en dos métodos: parámetros agrupados y parámetros dispersos (Thanh y Truc-Nam, 2009).

i) Método de parámetros agrupados

El método de parámetros agrupados es un método basado en correlaciones, es usado ampliamente en el análisis de la transferencia de calor en la alberca de material fundido en el fondo de la vasija. En la primera parte de 1990s, el método fue usado en el concepto de retención dentro de la vasija, la idea fue propuesta independientemente por Hodge (1991), Hawkes y O'Brien (1991), Park y Dhir (1991), Henry y otros (1993) y Theofanous y otros (1994). En estos trabajos, el método de parámetros agrupados es aplicado para predecir los flujos de calor de una alberca de material fundido homogénea en el fondo de la vasija de un reactor de agua a presión (PWR). Se asumió que se forma una delgada corteza a lo largo de la frontera de la alberca de material fundido, y que la temperatura de la frontera es la temperatura del líquido. La diferencia entre estos estudios fue la selección de los coeficientes de transferencia de calor aplicados al método de parámetros agrupados. Posteriormente el método de parámetros agrupados fue extendido para incluir la conducción de calor en 1-D en la corteza que rodea la alberca de material fundido (Parker y Dhir, 1992).

En el código MELCOR 1.8.6 (Gauntt y otros, 2005), la transferencia de calor de la alberca de corio fundido se basa en correlaciones empíricas. Específicamente, el coeficiente de transferencia de calor hacia arriba de la alberca de óxido es calculado por la correlación de Bonnet y Seiler (2000) ($Nu_{up} = 0.381Ra^{r0.234}$). El coeficiente de transferencia de calor lateral es dado por la correlación medida en el experimento de ACOPO $Nu_{down} = 0.3Ra^{r0.22}$ (Theofanous y Angelini, 1997). Otro aspecto fundamental durante la refrigeración del corio es la formación de la corteza que rodea al material fundido, cuyo espesor varía de acuerdo con el balance de calor y con los materiales de los alrededores.

Es importante mencionar que los modelos de parámetros agrupados están basados en una configuración de la alberca de material fundido predefinida, y por lo tanto no susceptible para la simulación de la dinámica espacio-temporal de la formación de la alberca de material fundido en una geometría compleja en 3-D, la cual frecuentemente involucra evolución de forma.

ii) Método de parámetros distribuidos

Varios métodos de este grupo fueron construidos sobre el concepto de difusividad efectiva, propuesto por Cheung y otros (1992), quien analíticamente estudió la transferencia de calor en una capa de fluido calentado volumétricamente sujeto a diferentes condiciones iniciales y de frontera, y relacionó la conductividad efectiva con el número de Nusselt por:

$$\alpha_{ef} = \alpha \times Nu_l,$$

donde Nu_l es una relación del número de Rayleigh, basado en datos experimentales de [Kulacki y Nagle \(1975\)](#). La aproximación de la difusividad efectiva involucra sólo la solución de ecuación de difusión de calor, y se encontró que da una mejor precisión en la predicción de la respuesta transitoria de una capa de fluido inicialmente estancado.

El modelo COUPLE de SCDAP (SCDAP/RELAP-3D, 2003) desarrolló un modelo en 2D para la difusividad efectiva para una capa de fluido, y realiza la conducción de calor mediante el elemento finito. Es decir, calcula una conductividad térmica efectiva para representar la transferencia de calor en las regiones que contienen material del núcleo parcialmente o completamente fundido, y donde la transferencia de calor es dominada por la convección natural turbulenta.

Los modelos más conocidos para la formación de la alberca de material fundido acumulado en el fondo de la vasija, son los incorporados en los códigos MAAP [3] y SCDAP/RELAP [4]. El modelo empleado en MAAP es una aproximación de parámetros agrupados con el transitorio de la alberca de material fundido controlado por balances de energía. Emplean generación de energía química y proporciona un modelo para la refrigeración hipotética dentro de la vasija. La transferencia de calor por convección natural en la alberca de material fundido a través de sus fronteras es obtenida mediante la selección de correlaciones de transferencia de calor ([Sehgal y otros, 1999](#)).

En el código SCDAP/RELAP se emplea el modelo llamado COUPLE, el cual realiza cálculos en dos dimensiones mediante el método de elemento finito para la conducción de calor y los procesos de convección natural. Dado que COUPLE es estrictamente un código de conducción de calor, el flujo de calor convectivo en la interface de cambio de fase es simulado por la media de conductividades efectivas. La convección natural es modelada por la asignación de un valor grande para la conductividad térmica en todos los elementos con material fundido, combinado con una conductividad efectiva para los elementos con cambio de fase en la frontera de la alberca de material fundido ([Sehgal y otros, 1999](#)).

En el estudio de los accidentes severos, el modelado mecánico se ha empleado para investigar, por ejemplo, la transferencia de calor por convección en la alberca de material fundido ([Dinh y Nourgaliev, 1997](#)), los efectos de la transferencia de calor por convección dentro de una capa metálica ([Dinh y otros, 1997](#)), entre otros como, las inestabilidades del material fundido que escurre, así como su fragmentación y dispersión al contacto con el agua ([Bui y otros, 1997](#)). Los modelos integrados se han usado para investigar la probabilidad de la falla de la vasija global o local, frecuencia de una explosión de vapor bajo interacciones de agua y material fundido, o el

tiempo de falla de la vasija. Además de los modelos mecánicos y los modelos integrados, se han desarrollado y aplicado en códigos para estudiar los procesos completos, por ejemplo, la falla local de la vasija (código HAMISA) (Dinh y otros, 1995), o interacción de los desechos del núcleo con la vasija (códigos MVITA y LOWHED) (Sehgal y otros, 1998; Turland, 1994).

En este capítulo se presenta el desarrollo del modelo matemático para describir los procesos de transferencia de calor en la alberca de combustible gastado formada por el material del núcleo relocalizado en el fondo de la vasija que es refrigerada por el agua remanente.

3.1. Descripción de modelo matemático

El modelo desarrollado incluye: un modelo de parámetros agrupados en la alberca de material fundido y en el agua remanente; y un modelo de parámetros distribuidos para la corteza, la placa de metal y debris. La alberca de material fundido, la placa de metal y el debris son geometrías preestablecidas, mientras que en la corteza se considera la dinámica de crecimiento.

El modelo describe la transferencia de calor desde la alberca de material fundido con generación interna de calor hacia la corteza que lo rodea. El material fundido puede circular como se muestra en la **Figura 2.6**, por lo que la transferencia de calor hacia el exterior (corteza que lo rodea) es por convección natural que es calculada mediante el número de Rayleigh.

El material fundido es refrigerado en la parte inferior por el agua que entra al gap, se considera que la transferencia de calor de la superficie caliente está limitada por el régimen de ebullición, la cantidad agua cerca de la corteza o superficie calentada. La transferencia de calor en la sección transversal superior del gap es restringido por el flujo de agua que penetra, el cual está limitado por el flujo a contra corriente, de tal manera que el calor que no puede ser removido se transfiere a la pared de la vasija de presión. El material fundido también transfiere calor a la corteza superior donde se transfiere a la capa de metal; posteriormente al lecho de escombros y finalmente al agua remanente en el fondo de la vasija. Se considera que la alberca de material fundido es una mezcla homogénea y tiene la misma composición del material solidificado que forma la corteza, en consecuencia comparten las mismas propiedades termofísicas.

Durante la solidificación del material fundido, es decir, la formación de la corteza, su perfil de temperatura es parabólico y el espesor de la capa solidificada es una función del tiempo (Okano, et al., 2003). Esta última es calculada en una dimensión y considera la interacción entre la refrigeración y el calor por decaimiento, así como la transferencia de materia para su formación. En los cálculos del espesor de capa solidificada, se asume que la tasa de transferencia de calor desde el material fundido a cada una de las capas solidificadas (superior e inferior) es

proporcional a la tasa de transferencia de calor a través de su área superficial (Okano et al., 2005).

Por otro lado, la capa de metal y el lecho de escombros poroso tienen sus propiedades particulares.

Para la predicción del incremento de la temperatura y disminución del nivel del agua remanente en el fondo de la vasija durante la refrigeración del material fundido, la cual se encuentra por arriba del *debris* y entra a través del *gap*, se realiza un balance de masa y energía que considera al volumen de agua como una región, de tal manera que se predice su temperatura promedio, donde la fuente de calor proviene de la superficie del *debris* y del *gap*.

Durante el incremento de la temperatura del agua, el calor de decaimiento es almacenado en el agua, lo cual permitirá alcanzar la temperatura de ebullición a la presión de la vasija. Cuando el agua alcanza la temperatura de ebullición, el calor de decaimiento es totalmente transportado por el vapor de agua.

3.2. Modelo simplificado para la transferencia de calor en 1D

i) Material fundido con generación de calor interna

En la **Figura 3.1** muestra el diagrama esquemático de los flux del calor considerados en el modelo desarrollado para la refrigeración del material fundido acumulado en el fondo de la vasija. Durante el proceso de refrigeración de la alberca de material fundido, se forma una corteza alrededor. La alberca de material fundido tiene una fuente de generación de calor interna debido al calor de decaimiento nuclear. Este material pierde calor por refrigeración del agua que pasa entre la corteza que se forma cerca de la vasija (corteza inferior) y la vasija, y a través de la corteza que se forma en la parte superior de la alberca (corteza superior). También pierde energía por el material que se solidifica en las paredes de la corteza.

Asumiendo condiciones de estado estacionario en la alberca de material fundido, el balance global de energía que es expresado por la ecuación:

$$V_{ms}q_{dc}''' = -q_{cs}A_{cs} - q_{ci}A_{ci}, \quad (3.1)$$

donde V_{mf} representa el volumen del material fundido acumulado en el fondo de la vasija, q_{dc}''' representa el calor de decaimiento generado por el material fundido, q es flujo del calor a través de la capa de material solidificado (corteza) y A el área de transferencia. Los subíndices cs y

c_i se refieren a la corteza superior e inferior, respectivamente. Q_{ms} es el flujo de calor por solidificación de material fundido. El flujo del calor a través de las cortezas superior e inferior puede ser definido de la siguiente forma:

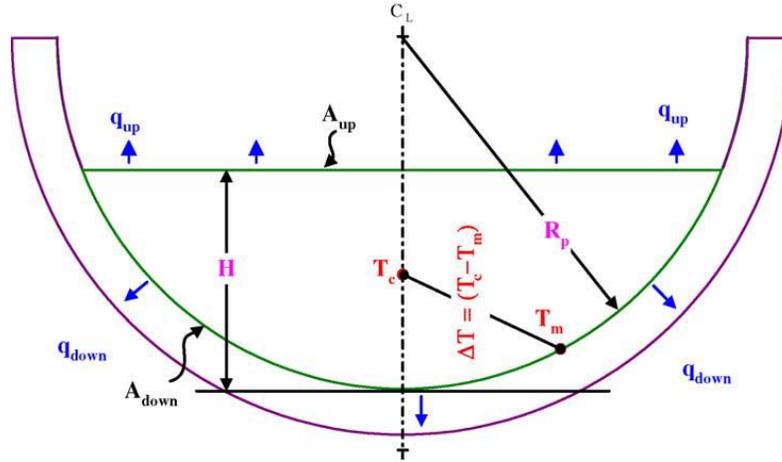


Figura 3.1. Enfriamiento del material fundido a través de la brecha (Yun et al., 2005).

$$q_{cs} = h_{cs} (T_{mf} - T_{cs}), \quad (3.2a)$$

$$q_{ci} = h_{ci} (T_{mf} - T_{ci}), \quad (3.2b)$$

donde h_{cs} y h_{ci} representa el coeficiente de transferencia de calor convectivo del material fundido hacia las cortezas. T_{cs} y T_{ci} representan la temperatura del material solidificado en la interface material fundido-corteza.

Los coeficientes convectivos de transferencia de calor bajo circulación natural correspondientes, son determinados por (Steinberner and Reineke, 1978):

$$Nu_{cs} = \frac{h_{cs}H}{k_{mf}} = 0.345Ra^{0.233}, \quad (3.3a)$$

$$Nu_{ci} = \frac{h_{ci}H}{k_{mf}} = 1.389Ra^{0.095}, \quad (3.3b)$$

donde Nu y representa el número adimensional Nusselt, H la altura respecto al fondo de la vasija, k_{mf} la conductividad térmica del material fundido y Ra es el número adimensional Rayleigh. El número adimensional Rayleigh para el sistema es:

$$Ra = Gr \cdot Pr = \frac{g\beta q_{dc}'' H^5}{\nu\alpha k_{mf}}, \quad (3.4)$$

donde g representa la aceleración gravitacional, β el coeficiente de expansión térmica, ν viscosidad cinemática del material fundido y α la difusividad térmica.

Sustituyendo las correlaciones y ecuaciones anteriores en la Ec. (3.1), se obtiene la diferencia de temperaturas de la alberca de material fundido como:

$$\Delta T = \frac{RV_{mf} q_{dc}''}{k_c} \left[0.345 A_{cs} Ra^{0.233} + 1.389 A_{ci} Ra^{0.095} \right]. \quad (3.5)$$

ii) Perfil de Temperatura y Espesor de las Cortezas

El flujo de calor por solidificación de material fundido Q_{ms} es calculado por:

$$Q_{ms} = \dot{m}_{sol} h_{fus}, \quad (3.6)$$

donde \dot{m}_{sol} es el flujo de masa que se solidifica y h_{fus} es el calor latente de fusión. La dinámica del espesor de la capa de la corteza es gobernada por la Ec. (3.6), de la siguiente manera:

$$\dot{m}_s h_{fus} = A_c \rho_c \frac{d\delta}{d\tau} h_{fus} = A_c q_{in} - A_c q_{out} + q_c'', \quad (3.7)$$

donde q_{in} es el flujo de calor que entra a la corteza, el cual está dado por las condiciones de frontera q_{cs} y q_{ci} . De esta manera, de la Ec. (3.7) se puede obtener la tasa de crecimiento de la corteza de la siguiente forma:

$$\frac{d\delta}{d\tau} = \frac{1}{\rho_c h_{fus}} \left[h_c (T_{mf} - T_c) - h_{ag} (T_c - T_{ag}) + q_c'' \right]. \quad (3.8)$$

Por otro lado, el perfil de temperatura de la capa de material solidificado (corteza inferior y superior), es modelado a través de la solución del problema de conducción, en una dimensión, dentro de la corteza sobre un volumen con frontera móvil y generación interna de calor, como se muestra en la **Figura 3.2**. La ecuación de transferencia de calor es:

$$\rho_c C_{p,c} \frac{\partial T_c}{\partial \tau} = k_c \frac{\partial^2 T_c}{\partial z^2} + q_{dc}''' \quad (3.9)$$

donde k_c representa la conductividad térmica de la corteza, T_c la temperatura del material dentro de la capa de la corteza, z es la coordenada de posición dentro de la corteza medida desde el interior de la alberca de material fundido, ρ_c la densidad del material que forma la corteza, $C_{p,c}$ el calor específico del material de la corteza, τ es el tiempo desde el comienzo de la formación de la corteza, y q_{dc}''' representa la generación de calor volumétrico dentro de la corteza.

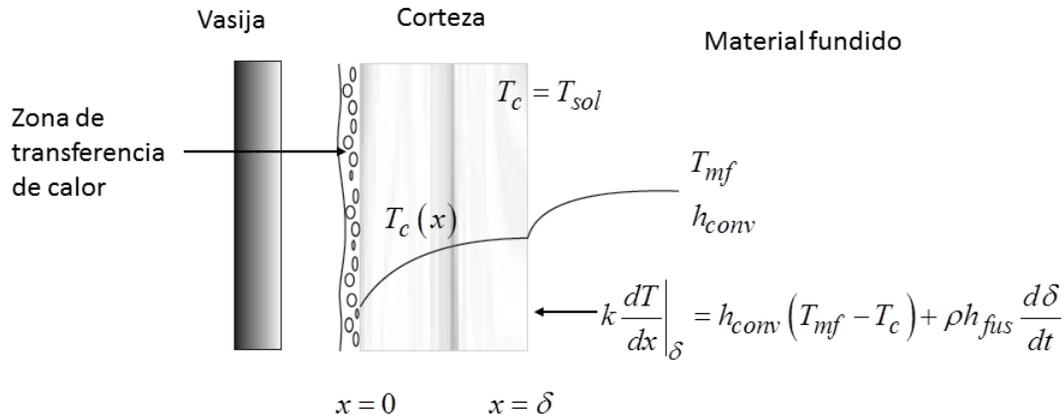


Figura 3.2. Formación de la corteza inferior.

Con el objetivo de simplificar la Ec. (3.7) se asume que el tiempo característico para el proceso de conducción es mucho menor que el de solidificación. De esta manera, el termino transitorio de la Ec. (3.9) es eliminado, y se asume que la temperatura en la interfase corteza-material fundido es igual a la temperatura de solidificación. Entonces, las condiciones de frontera son:

$$\text{C.F.1} \quad x = 0; \quad -k_c \left. \frac{dT_c}{dx} \right|_{x=\delta} = q_{out}, \quad (3.10a)$$

$$\text{C.F.2} \quad x = \delta; \quad T_c = T_{sol}, \quad (3.10b)$$

donde T_c representa la temperatura de la corteza en función de su espesor δ , q_{out} es el calor removido de superficie externa de la corteza, T_{sol} es la temperatura de solidificación del material fundido. La Ec. (3.7) tiene la siguiente solución

$$T_c(x) = -\frac{q_{dc}}{2k_c} x^2 + \frac{q_{dc}\delta - q_{out}}{k_c} x + T_{sol} \quad (3.11)$$

iii) Interacción Corteza inferior-Gap-Vasija

Se asume que el calor proveniente de la superficie exterior de la corteza inferior (q_{ci} en la Ec. (3.1), se transfiere al agua que ingresa al gap en función del régimen de ebullición, radiación y por conducción del vapor. Este flujo de calor es dado por la siguiente expresión:

$$q_{gap} = h_{ci,ext} (T_{ci}|_{x=0} - T_{V,A}), \quad (3.12)$$

donde $T_{ci}|_{x=0}$ es la temperatura de la superficie exterior de la corteza inferior, $h_{ci,ext}$ es la resistencia térmica para la transferencia de calor desde la superficie exterior de la corteza inferior hacia el fluido contenido en el gap y hacia la pared de la vasija, calculado como:

$$\frac{1}{h_{ci,ext}} = \frac{\delta_{ci}}{2k_{ci}} + \frac{1}{h_{gap}} + \frac{\delta_{vas}}{2k_{vas}}, \quad (3.13)$$

donde h_{gap} es el coeficiente de transferencia de calor desde la superficie exterior de la corteza inferior con el fluido. El primer término de la Ec. (3.13) es la resistencia térmica de la corteza inferior; el segundo término considera los mecanismos de radiación, conducción del vapor y el régimen de ebullición; finalmente, el tercer término es la resistencia térmica de la pared de la vasija. Para calcular el coeficiente h_{gap} se considera que la transferencia de calor depende de la temperatura en exceso de la pared calentada como se muestra en la **Figura 3.3**. Este coeficiente es calculado de la siguiente manera

$$h_{gap} = \max \left\{ \varepsilon \sigma_r \frac{(T_{ci}|_{x=0}^4 - T_{vas,A}^4)}{(T_{ci}|_{x=0} - T_{vas,A})}, h_{RE} \right\} + \frac{k_{vap}}{\delta_{gap}}, \quad (3.14)$$

donde h_{RE} representa el coeficiente de transferencia de acuerdo con el régimen de ebullición. La Ec. (3.14) incluye la conducción de calor del vapor en el gap, el cual puede llegar a ser despreciable con tamaño del gap grande, así como la transferencia de calor por radiación.

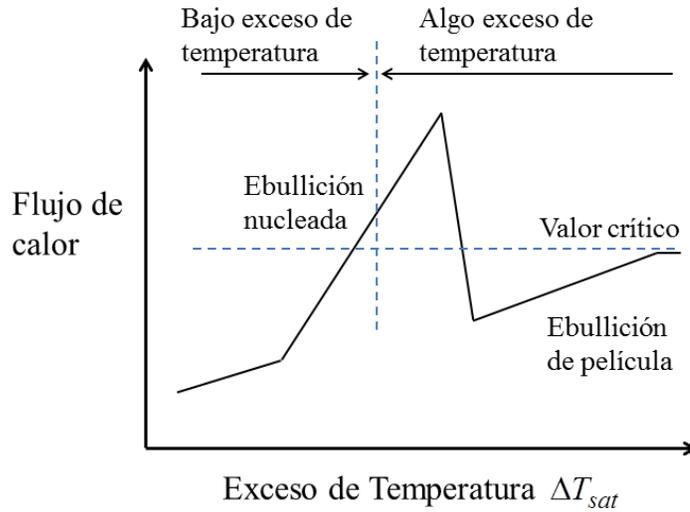


Figura 3.3. Transferencia de calor en función de la temperatura en exceso y del régimen de ebullición.

Para la transferencia de calor en los distintos regímenes de ebullición se usa la correlación propuesta por Kutateladze (1952):

$$Nu = \left(\frac{q_{ci}|_{x=0}}{\Delta T_{sat}} \right) \left(\frac{\delta_{gap}}{k_f} \right) = C \left(\frac{k_f \Delta T_{sat}}{\rho_{vap} h_{fg} \nu_f} \right)^{n1} \left(\frac{PL_L}{\sigma} \right)^{n2} \quad (3.15)$$

donde ΔT_{sat} es la temperatura en exceso, k_f conductividad térmica del fluido, ν_f viscosidad cinemática del fluido, P presión del sistema y σ es la tensión superficial.

Para condiciones de baja temperatura en exceso, la constante numérica C y el número del exponente $n1$ son obtenidos de los datos de Fujita et al. (1988), a una presión de 0.1MPa, y el

número del exponente n_2 es obtenido de los datos de [Schmidt et al. \(1988\)](#), a una presión de 10MPa . Los valores son:

$$C=1.1, \quad n_1=0.3, \quad n_2=0.32,$$

Para condiciones de alta temperatura en exceso, la constante C y el número del exponente n_1 son obtenidos de los datos de [Henry y Hammersley \(1996\)](#):

- Ebullición nucleada:

$$C=2.2, \quad n_1=-0.1, \quad n_2=0.32$$

- Ebullición de transición:

$$C=1.2 \times 10^{14}, \quad n_1=-0.1, \quad n_2=0.32$$

Para n_2 se utiliza el mismo valor de 0.32 de los datos de [Schmidt et al. \(1988\)](#), porque no hay datos para alta temperatura en exceso y alta presión.

Cuando se tiene ebullición de película, el coeficiente de transferencia de calor es evaluado con la correlación de [Berenson \(1961\)](#):

$$h_{fb} = 0.425 \left[\frac{k_{vap}^3 \rho_{vap} g (\rho_l - \rho_{vap}) \Delta h_{lvap}}{\mu_{vap} (T_{ci}|_{x=0} - T_{sat}) \sqrt{\sigma_l / g (\rho_l - \rho_{vap})}} \right]^{1/4} \quad (3.16)$$

donde

$$\Delta h_{lvap} = h_{fg} + 0.5 C_{p,vap} (T_{ci}|_{x=0} - T_{sat}) \quad (3.17)$$

iv) Temperatura del fondo de la vasija

El balance de transferencia de calor la pared de la vasija de presión del reactor es expresado por la ecuación:

$$C_{p,vas} M_{vas} \frac{dT_{vas,A}}{dt} = \max \left\{ \left(q_{ci} A_{ci} - q_{gap,sup} A_{gap,sup} \right), -q_{vas} A_{vas} \right\}, \quad (3.18)$$

donde $C_{p,vas}$ representa la capacidad calorífica del material de la pared del fondo de la vasija, M_{vas} masa del material de la vasija, q_{vas} calor removido de la pared de la vasija, A_{vas} área de la superficie interna de la vasija, $q_{gap,sup}$ máxima cantidad de calor que permite remover el gap, $A_{gap,sup}$ área de la sección transversal superior final del gap. $T_{vas,A}$ es la temperatura promedio de la vasija que incrementa cuando la tasa de transferencia de calor desde la corteza inferior es mayor que la capacidad de refrigeración del agua en el gap, la cual está limitada por el CCFL (Murase et al., 2001)

$$q_{ci} A_{ci} > q_{gap,sup} A_{gap,sup}.$$

El perfil de temperatura de la pared de la vasija puede ser aproximadamente calculado mediante la derivación de la ecuación de conducción de calor en estado-estacionario y en una dimensión, cuya solución asume una distribución de flujo de calor dentro de la pared vasija:

$$T_{vas}(x) = T_{vas,A} + \left(\frac{q_{vas} \delta_{vas}}{2k_{vas}} \right) \left[\left(\frac{x}{\delta_{vas}} \right)^2 - 2 \left(\frac{x}{\delta_{vas}} \right) + \frac{3}{4} \right] \quad (3.19)$$

donde x es la distancia a la superficie interna.

v) Refrigeración permitida por la sección transversal superior del gap

Se considera que la remoción de calor a través de la superficie caliente está restringida por el régimen de ebullición, es decir, la cantidad de agua cerca de la pared calentada, y la capacidad de refrigeración que permite la parte superior final del gap. En la parte superior final del gap la refrigeración está restringida por la cantidad de agua que puede penetrar, debido al fenómeno de flujo contra corriente de vapor y agua (CCFL, countercurrent flow limitation) que se presenta en esta parte del gap (Murase et al., 2001), como se muestra en la **Figura 3.4**.

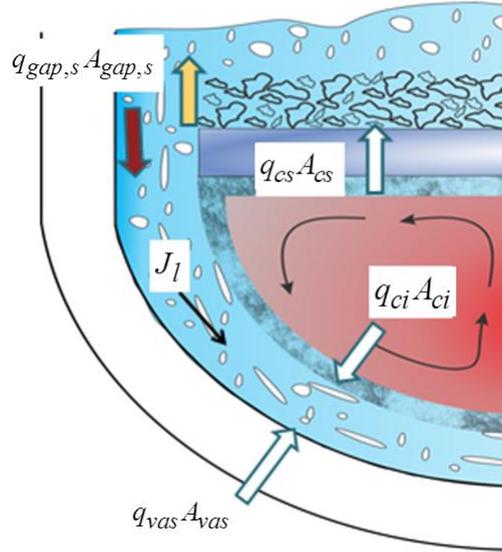


Figura 3.4. Fenómeno que se presenta durante la refrigeración del Gap.

La tasa de transferencia de calor total a través del extremo superior del gap ($q_{gap,sup} A_{gap,sup}$) en la Ec. (3.18) es obtenido del balance de masa y energía, descrito por la siguiente ecuación;

$$q_{gap,sup} A_{gap,sup} = \rho_{vap} J_{vap} h_{fg} A_{gap,sup}, \quad (3.20)$$

$$\rho_{vap} J_{vap} = \rho_l J_l \quad (3.21)$$

donde $q_{gap,sup}$ es el flujo de calor en la parte superior del gap, $A_{gap,sup}$ área de la sección transversal superior del gap, ρ_{vap} densidad del vapor, J velocidad superficial y h_{fg} calor latente de evaporación.

En este trabajo se considera que la transferencia de calor depende de la temperatura en exceso de la pared calentada y del régimen de ebullición como se muestra en la **Figura 3.3**. Por otro lado, como se muestra en la **Figura 3.4**, también se considera el fenómeno de contracorriente de líquido y vapor. Para esto, se utiliza la correlación de Kutateadze (1952) para considerar el CCFL:

$$q_{gap,sup} A_{gap,sup} = \left[\frac{1.2}{1 + (\rho_{vap}/\rho_f)^{1/4}} \right]^2 \rho_{vap} h_{fg} \left[\frac{g\sigma(\rho_f - \rho_{vap})}{\rho_{vap}^2} \right]^{1/4} A_{gap,sup} \quad (3.22)$$

vi) Perfil de temperatura en las capa de metal

Se considera que se forma una capa de metal solidificado por encima de la alberca de material fundido. El balance de energía para determinar el perfil de temperatura es:

$$\rho_{cm} C_{p,cm} \frac{\partial T_{cm}}{\partial t} = k_{cm} \frac{\partial^2 T_{cm}}{\partial z^2} \quad (3.30)$$

donde ρ_{cm} , $C_{p,cm}$ y k_{cm} son la densidad del metal, la capacidad térmica y la conductividad térmica, respectivamente, T_{cm} representa la temperatura de la placa de metal en la dirección z . Esta ecuación está sujeta a las siguientes condiciones de frontera

$$\text{C.F. 1} \quad z = z_c; \quad T_{cs} = T_{cm} \quad (3.31)$$

$$\text{C.F. 2} \quad z = z_{pm}; \quad k_{cs} \frac{dT_{cs}}{dt} = k_{cm} \frac{dT_{cm}}{dt} \quad (3.32)$$

vii) Perfil de temperatura en las capa del lecho poroso

El lecho de escombros poroso que se encuentra en la parte superior, es considerado como un medio formado por la fase sólida y la fase fluida (líquido y vapor), donde la fase fluida se encuentra atrapada dentro. El perfil de temperatura a través del medio poroso se obtiene por el siguiente balance (Whitaker S., 1999a,b):

$$\langle \rho_{db} \rangle C_{p,db} \frac{\partial T_{db}}{\partial t} = \nabla \cdot (k_{eff} \nabla T_{db}) \quad (3.33)$$

donde T_{mp} es la temperatura promedia del debris. $\langle \rho_{mp} \rangle$ representa la densidad efectiva, $C_{p,mp}$ la capacidad calorífica y K_{eff} la conductividad térmica efectiva, todas del debris, definidas como:

$$\langle \rho_{db} \rangle C_{p,db} = \varepsilon_f (\rho C)_f + \varepsilon_s (\rho C)_s \quad (3.34)$$

$$k_{eff} = \varepsilon_f k_f + \varepsilon_s k_s \quad (3.35)$$

donde ε_f es la fracción volumen ocupada por la fase fluido, $(\rho C)_f$ representa el producto entre la densidad y el calor específica de la fase fluida. ε_s y $(\rho C_p)_s$ representa la propiedades para la fase sólida. La Ec. (3.33) está sujeta a las condiciones de frontera:

$$\text{C.F. 1} \quad z = z_{pm}; \quad K_{eff} \frac{dT_{db}}{dt} = k_{cm} \frac{dT_{cm}}{dt} \quad (3.36)$$

$$\text{C.F. 2} \quad z = z_{db}; \quad T_{db} = \text{constante} \quad (3.37)$$

Las ecuaciones para obtener el perfil de temperatura de la placa de metal y el debris, se resuelven de forma numérica aplicando el método de Crank Nicolson.

viii) *Temperatura del agua remanente en el fondo de la vasija*

El comportamiento de la temperatura del agua, que se encuentra en la parte superior del material relocalizado en el fondo de la vasija, es obtenido mediante la siguiente ecuación:

$$M_{ag} C_{p,ag} \frac{dT_{ag}}{dt} = q_{EN} A_{up} + \min \left\{ (A_{ci} q_{gap}), (A_{gap,sup} q_{gap,sup}) \right\}, \quad (3.38)$$

donde M_{ag} representa la masa de agua, $C_{p,ag}$ la capacidad calorífica, y T_{ag} representa la temperatura, todos del agua. t representa el tiempo. q_{EN} representa el flujo de calor en el régimen de ebullición nucleada, dado por (Cengel, 2003) dado por:

$$q_{EN} = \mu_l h_{fg} \left[\frac{g(\rho_l - \rho_{vap})}{\sigma} \right]^{1/2} \left[\frac{C_p (T_{db} - T_{sat})}{C_{sf} h_{fg} Pr_f} \right]^3 \quad (3.39)$$

donde μ_l representa la viscosidad del líquido, y C_{sf} es la constante experimental dependiente de la combinación superficie-fluido, el resto de las variables ya fueron definidas anteriormente. En este caso $C_{sf} = 0.013$ para la combinación agua-acero inoxidable corroído químicamente obtenido de la **Tabla 10-3** de Cengel (2003).

Cuando se alcanza la temperatura de ebullición el calor transferido al agua es empleado para la generación de vapor, en este caso la tasa de generación de vapor es calculada como:

$$\dot{m}_{evap} = \frac{q_{EN} A_{up} + \min \{ A_{ci} q_{gap}; A_{gap,s} q_{gap,s} \}}{h_{fg}} \quad (3.40)$$

donde \dot{m}_{evap} representa la tasa de transferencia de vapor.

Capítulo IV

Experimentos Numéricos

Con el objetivo de analizar la posible refrigeración del material fundido en el fondo de la vasija mediante el agua residual, el modelo matemático desarrollado (Ecs. 3.1 - 3.40) es implementado para su solución y simulación en el código computacional comercial MATLAB®.

Los parámetros geométricos y las propiedades de los materiales del experimento de COPO (Kymalainen et al., 1992, 1994) fueron seleccionados para el análisis numérico, estos son presentados en la **Tabla 4.1**. En la **Tabla 4.2** se presentan las características geométricas de material fundido (Henry and Fauske, 1993).

Tabla 4.1. Propiedades termofísicas de los materiales que constituyen la geometría analizada (Kymalainen, 1992, 1994).

Propiedades	Unidades	Material		
		Oxidic debris	Metallic debris	RPV
T_{mp}	K	2400	1700	1728
λ	$J Kg^{-1}$	1.5×10^5	2.8×10^5	2.5×10^5
C_p	$J Kg^{-1} K^{-1}$	514	540	600
k	$W m^{-1} K^{-1}$	3	35	16.3
ρ	$Kg m^{-1}$	9100	7800	7700
μ	$Kg m^{-1} s^{-1}$	0.006	0.006	5.4
β	K^{-1}	0.0001	0.0001	17.3×10^{-6}
α	$m^2 s^{-1}$	7×10^{-7}		
ν	$m^2 s^{-1}$	6×10^{-7}		

Con las propiedades y las características geométricas dadas, así como las correlaciones utilizadas en el modelo desarrollado, se tiene una diferencia de temperatura entre el centro de la alberca de material fundido y la corteza es de $310\text{ }^{\circ}\text{C}$. Se tiene un flujo de calor promedio hacia la corteza inferior de $2.1 \times 10^5\text{ W/m}^2$, y considerando el valor del área de transferencia de calor de la misma corteza se tiene 4.9 MW son transferidos hacia la región del gap, que representa el 23% del calor de decaimiento total generado por el material fundido. Mientras que a través de la corteza superior el flujo de calor es de 1.1 MW/m^2 y considerando el área se transfieren 16.4 MW , que representa el 77% del calor de decaimiento total generado. Estos flujos de calor se muestran en la **Figura 4.1**.

Tabla 4.2. Características geométricas del material fundido acumulado en el fondo de la vasija (Henry and Fauske, 1993).

Propiedades	Unidades	Valor
l	m	1.6
A_{sup}	m^2	15.1
A_{inf}	m^2	23.1
R	m	2.3
V_{melt}	m^3	14.2
\dot{q}	MW/m^3	1.5
δ_{pm}	m	0.02
δ_{db}	m	0.015
δ_{vas}	m	0.08

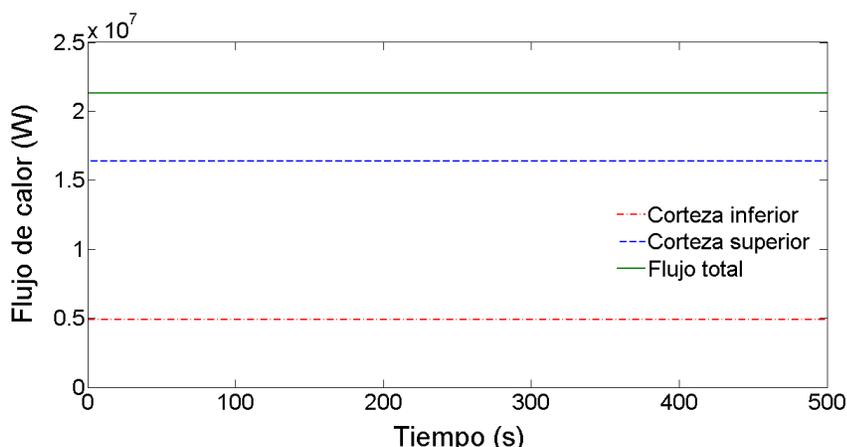


Figura 4.1. Flujos de calor desde el material fundido a través de las cortezas.

4.1. Estado Estacionario

Las condiciones iniciales para realizar la simulación numérica de un transitorio, se obtienen manteniendo la temperatura del agua remanente constante a $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ (**Figura 4.2**) y el calor de evaporación igual a cero (**Figura 4.3**), mientras que las temperaturas iniciales de las cortezas, la placa de metal y del debris es de $2400\text{ }^{\circ}\text{C}$ (**Figuras 4.4-4.6**). La temperatura del debris en contacto con el agua remanente tiene un valor constante de $150\text{ }^{\circ}\text{C}$.

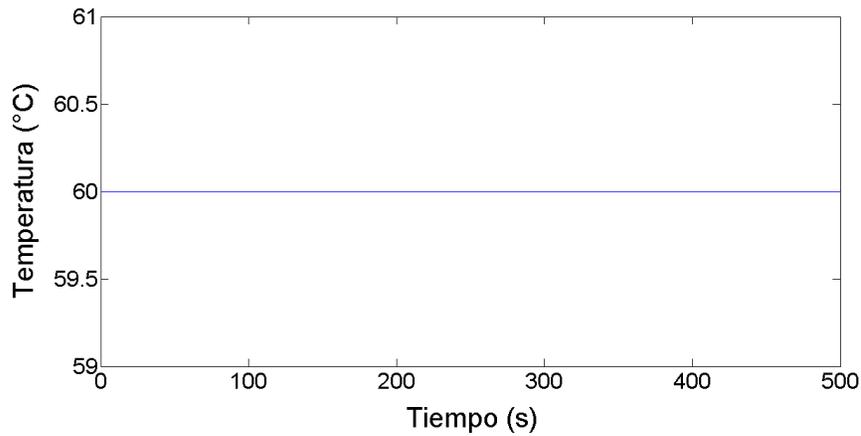


Figura 4.2. Temperatura del agua remanente en el fondo de la vasija durante la obtención del Estado Estacionario.

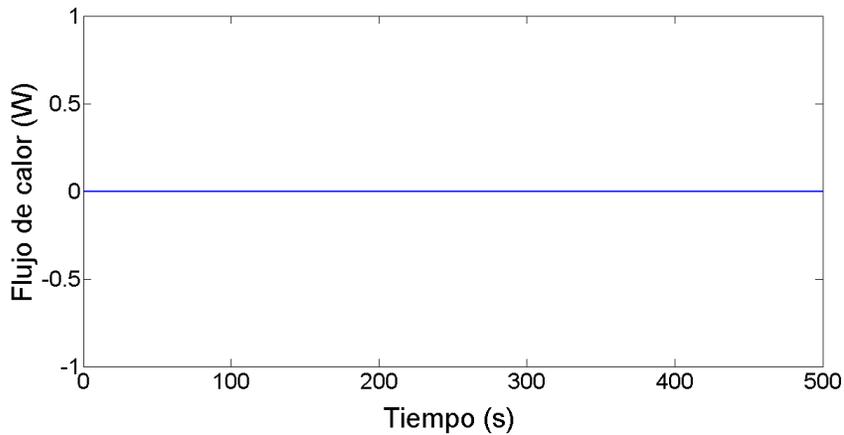


Figura 4.3. Flujo de calor de evaporación durante la obtención del Estado Estacionario.

En la **Figura 4.4**, se muestra el perfil de temperatura de la corteza superior. Se observa que se mantiene a la misma temperatura que el material fundido, por lo que se considera que no se forma corteza en la parte superior.

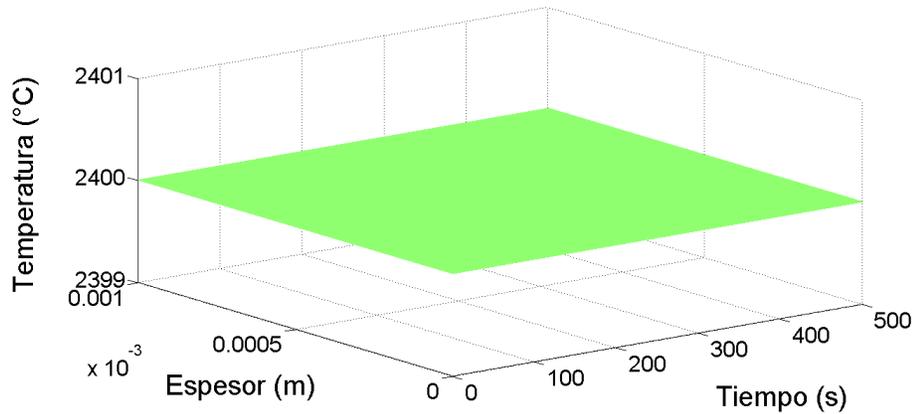


Figura 4.4. Temperatura de la corteza superior durante la obtención del Estado Estacionario.

En la **Figura 4.5**, se muestra el comportamiento del perfil de temperatura de la capa de metal localizada en la parte superior del material fundido. La temperatura inicial es de 2400°C , se alcanza el perfil de temperatura en estado estacionario. En la frontera en contacto con la corteza superior tiene un valor de 2400°C , debido al acoplamiento de las condiciones de fronteras.

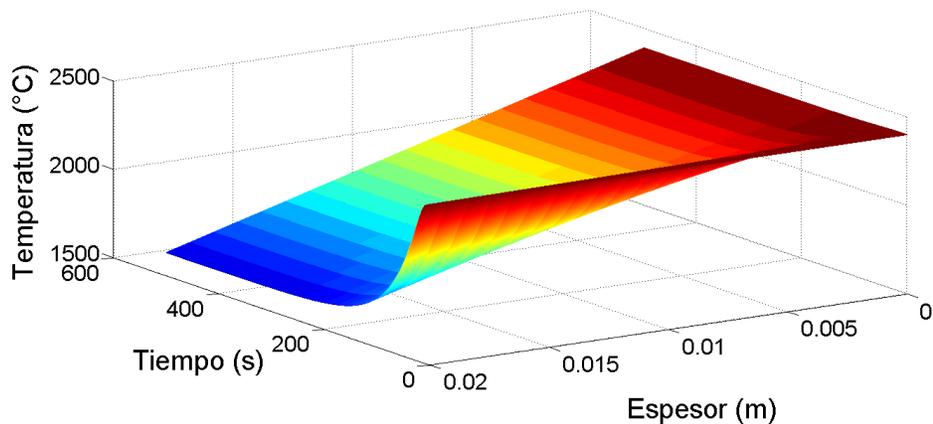


Figura 4.5. Temperatura de la capa de metal durante la obtención del Estado Estacionario.

En la **Figura 4.6**, se observa el comportamiento del perfil de temperatura del debris acumulado en la parte superior de la capa de metal. La temperatura en el frontera en contacto con la capa de metal alcanza el valor de 1630°C , mientras que la temperatura de la frontera en contacto con el agua remanente tiene el valor constante de 150°C . Con la temperatura de esta frontera se obtiene el flujo de calor desde el debris al agua remanente constante de $4.6198 \times 10^5 \text{ W}$, que se muestra en la **Figura 4.7**.

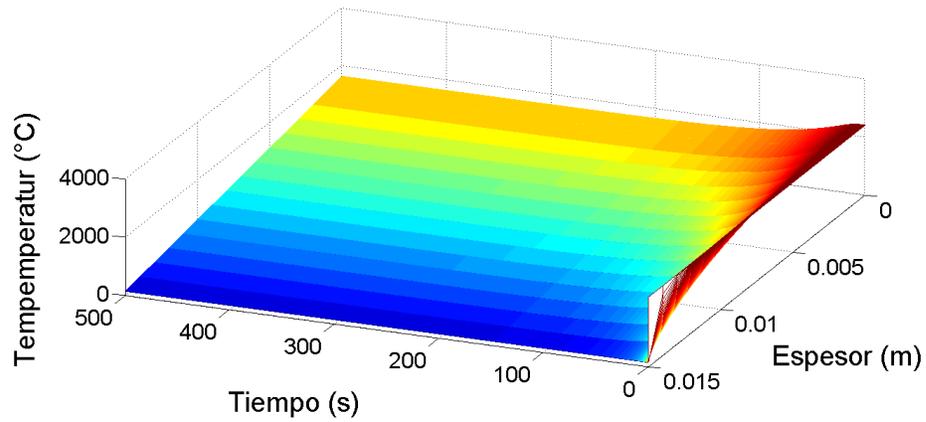


Figura 4.6. Temperatura del debris durante la obtención del Estado Estacionario.

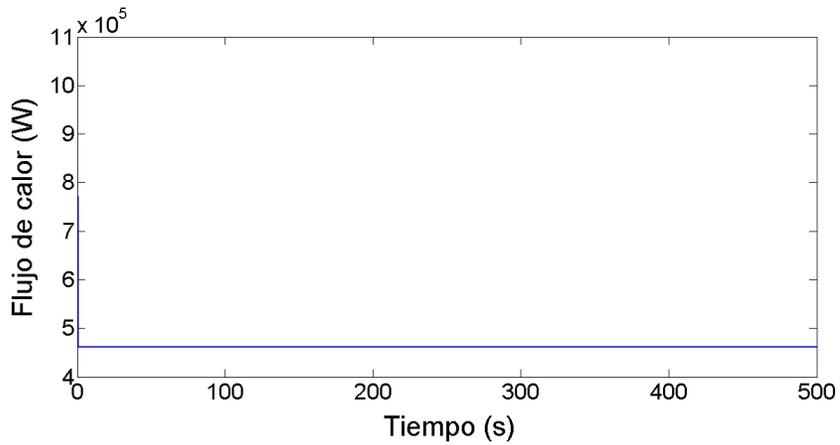


Figura 4.7. Flujo de calor del debris al agua remanente en el fondo de la vasija durante la obtención del Estado Estacionario.

El flujo de calor a través de la corteza inferior hacia la región del gap se mantiene constante, como se muestra en la **Figura 4.8**, esto permite que la temperatura disminuya desde la temperatura de fundición (2400°C) hasta la temperatura de 2400°C y obtener el perfil de temperatura inicial.

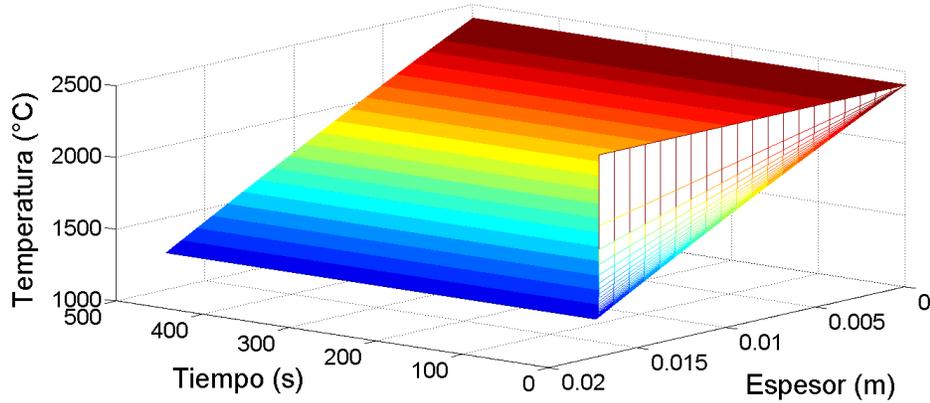


Figura 4.8. Temperatura de la corteza inferior durante la obtención del Estado Estacionario.

En la **Figura 4.9**, se muestra el comportamiento dinámico de la corteza inferior durante la obtención del estado estacionario. Se usa un espesor inicial de $\delta_{ci} = 0.0001 \text{ m}$ y alcanza el valor de 0.017 m .

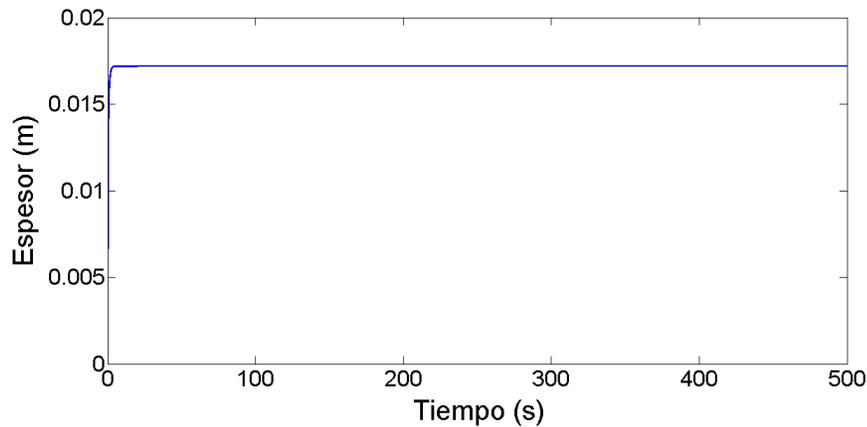


Figura 4.9. Espesor de la corteza inferior durante la obtención del Estado Estacionario.

En la región del gap ingresa agua, que al refrigerar el material fundido genera vapor, de tal manera que ingresa agua al gap en la misma cantidad de vapor que fluye hacia afuera, como se muestra en la **Figura 4.10**. Por otro lado, en la **Figura 4.11** se muestra el líquido ingresa al gap con una velocidad de $J_l = 2.9 \times 10^{-3} \text{ m/s}$, y en la **Figura 4.12** se observa que el vapor sale de la región del gap con la velocidad de $J_v = 0.9 \text{ m/s}$.

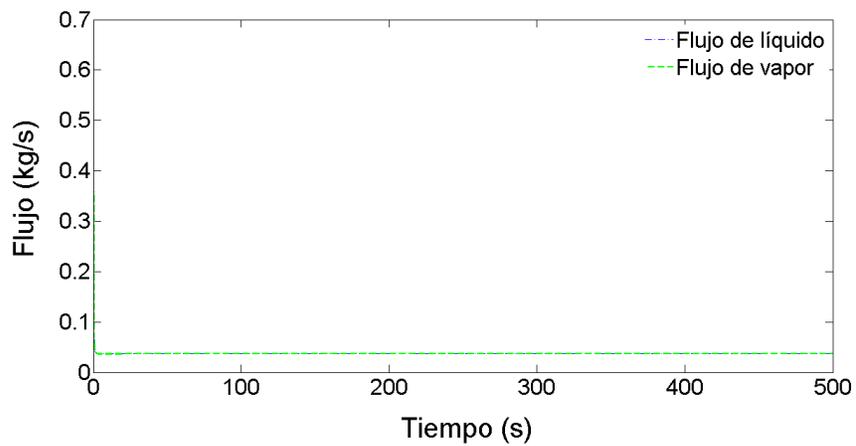


Figura 4.10. Flujo de agua en el gap durante la obtención del Estado Estacionario.

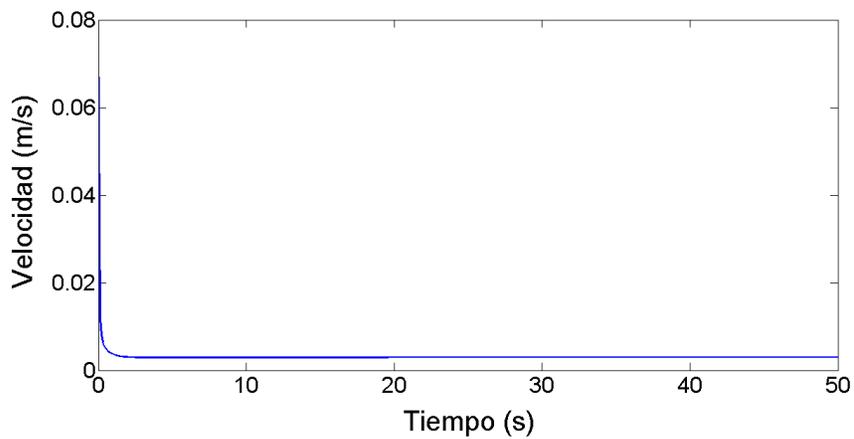


Figura 4.11. Velocidad del líquido que ingresa al gap durante la obtención del Estado Estacionario.

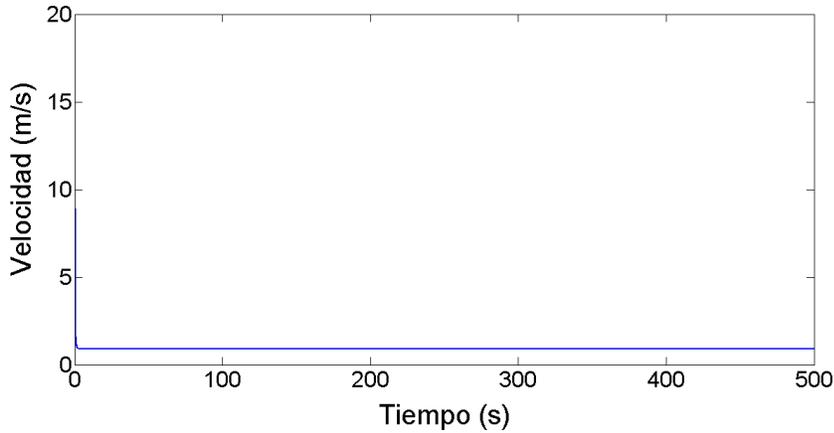


Figura 4.12. Velocidad del vapor generado en el gap durante la obtención del Estado Estacionario.

4.2. Calentamiento del agua remanente

Con las condiciones iniciales del sistema, obtenidas en la sección anterior, se realiza la simulación del transitorio, en el cual se permite el calentamiento y evaporación de agua remanente. Esto ocasionará la disminución del nivel de agua que cubre y refrigera el material fundido.

En la **Figura 4.13**, se presenta el comportamiento de la temperatura durante el transitorio. Se observa que los 1982 *seg* alcanza la temperatura de saturación. Al mismo tiempo comienza a evaporarse el agua remanente.

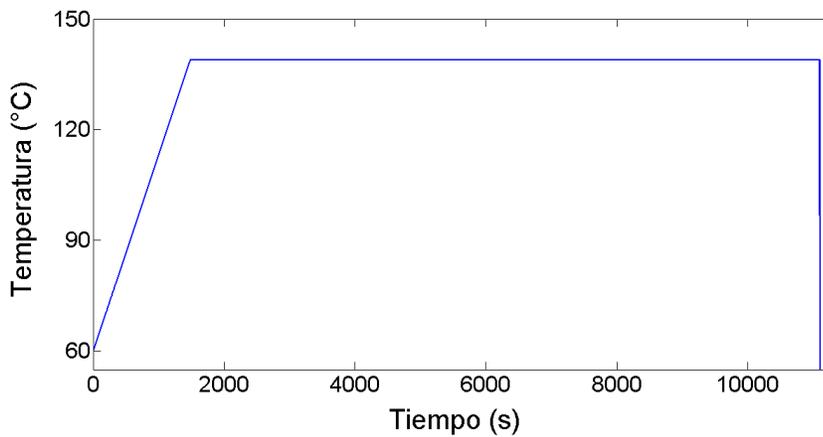


Figura 4.13. Temperatura promedio del agua remanente en el fondo de la vasija durante la refrigeración del material fundido.

En la **Figura 4.14**, se muestra el calor de evaporación que se comienza a perder cuando el agua remanente alcanza la temperatura de saturación a los 1982 *seg* . Dicho calor se transfiere con el vapor de agua que se genera, por lo que el nivel del agua disminuye como se muestra en la **Figura 4.15**. El agua remanente se evapora totalmente a los 11604 *seg* .

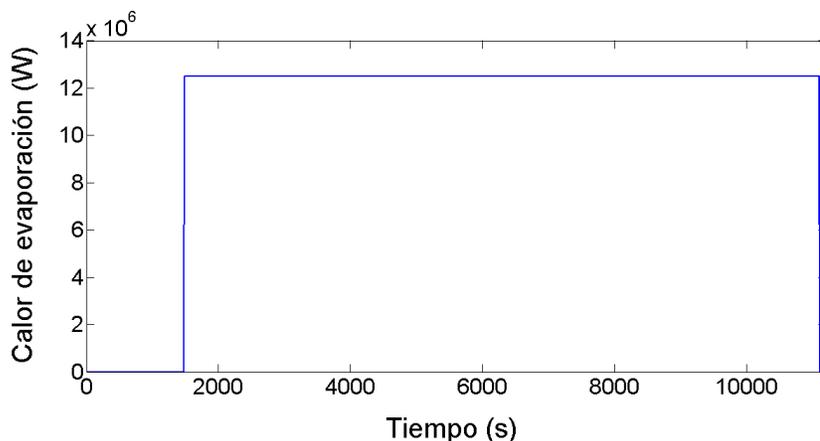


Figura 4.14. Flujo de calor de evaporación durante el calentamiento del agua remanente.

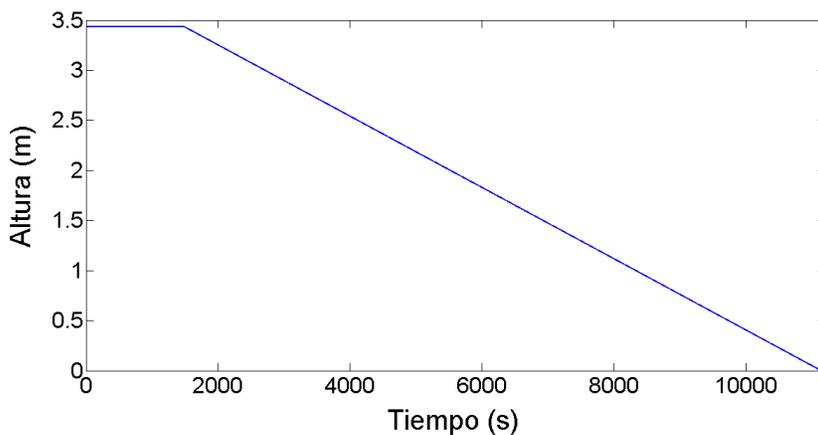


Figura 4.15. Nivel de agua durante el calentamiento del agua remanente.

En la **Figura 4.16**, se presenta el flujo másico de agua y de vapor que entra y sale de la región del gap, respectivamente, el cual es igual a $3.63 \times 10^{-2} \text{ kg/s}$.

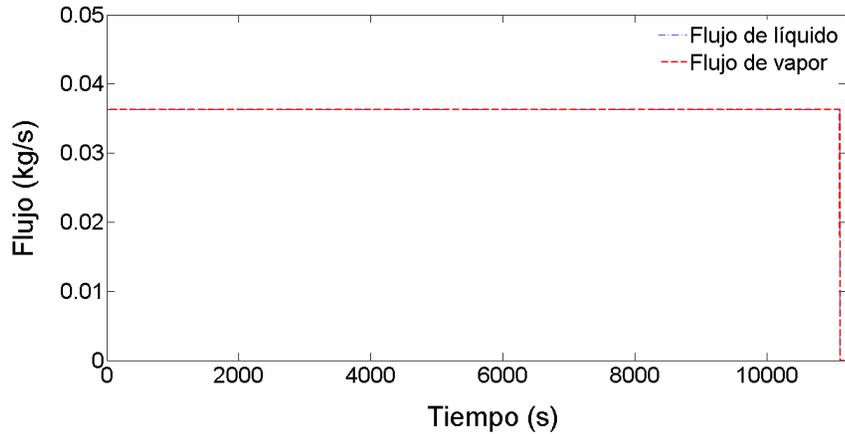


Figura 4.16. Flujo de agua y vapor en el gap durante el calentamiento del agua remanente.

En la **Figura 4.17**, se muestra el comportamiento de la velocidad del líquido y del vapor, se observa que el valor de dichas velocidades no varía durante el transitorio.

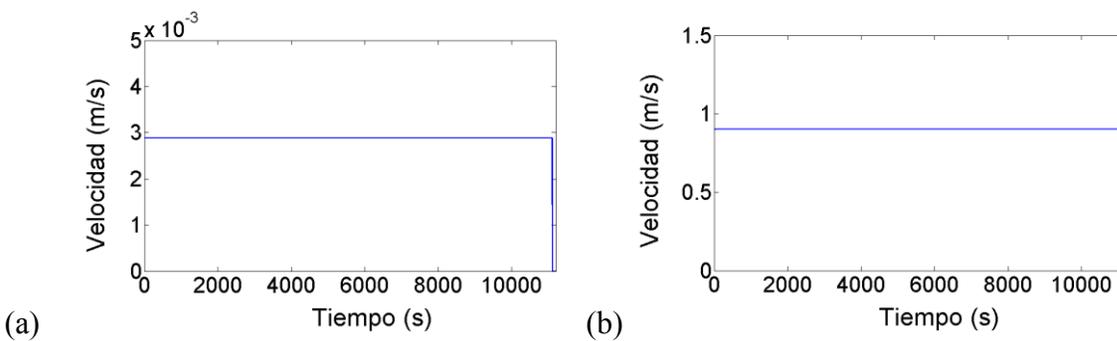


Figura 4.17. Velocidad del líquido y del vapor a través del gap durante el calentamiento del agua remanente.

En la **Figura 4.18**, se presenta el comportamiento del perfil de temperatura de la corteza inferior, se observa que no se modifica.

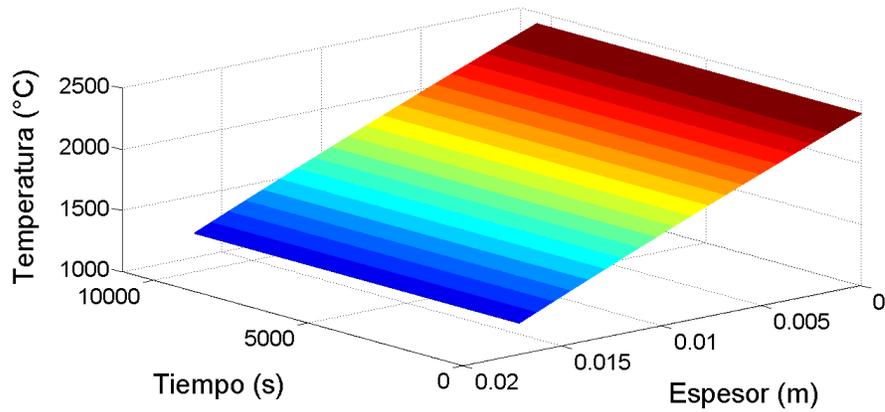


Figura 4.18. Temperatura de la corteza inferior durante el calentamiento del agua remanente.

En la **Figura 4.19**, se presenta el comportamiento del perfil de temperatura de la capa de metal. Se observa que el perfil de temperatura se modifica durante el calentamiento y evaporación del agua remanente hasta que alcanza el estado estacionario. En la **Figura 4.20**, se presenta la diferencia de los perfiles de temperatura del estado estacionario, presentado en la sección anterior, y estado estacionario que se obtiene en esta sección.

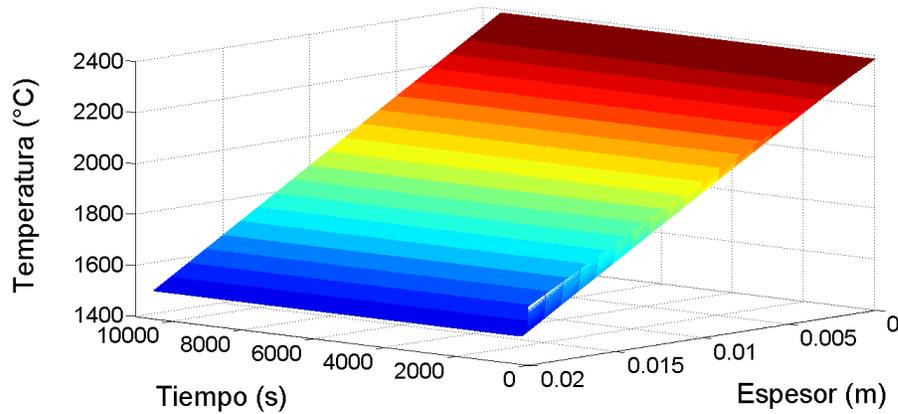


Figura 4.19. Temperatura de la capa de metal durante el calentamiento del agua remanente.

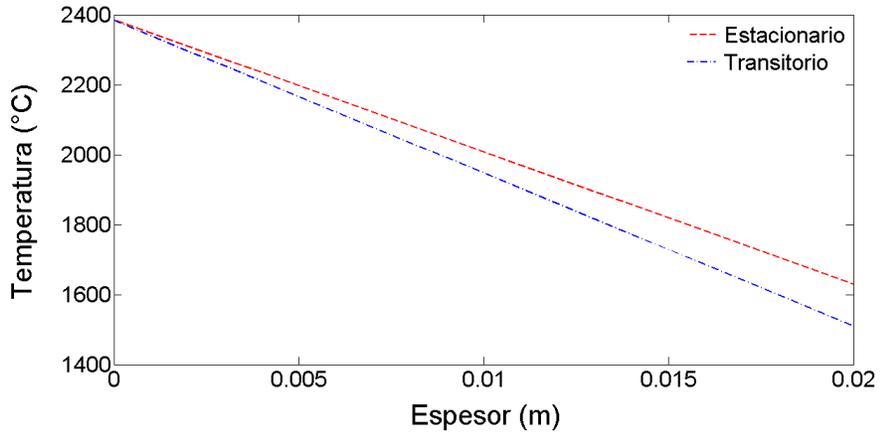


Figura 4.20. Diferencia de temperatura de la capa de metal durante el calentamiento del agua remanente.

En la **Figura 4.21**, se presenta el comportamiento del perfil de temperatura del debris. Se observa que el perfil de temperatura, de la frontera en contacto con la capa de metal, se modifica durante el calentamiento y evaporación del agua remanente hasta alcanzar el estado estacionario. En la **Figura 4.22** se comparan los perfiles de temperatura del estado estacionario, presentado en la sección anterior, y el perfil de temperatura del estado estacionario que se obtiene en esta sección durante el calentamiento y evaporación del agua remanente. La diferencia de temperatura para la capa de metal y el debris es de 120°C , es la misma diferencia para ambos materiales ya que se entran en contacto.

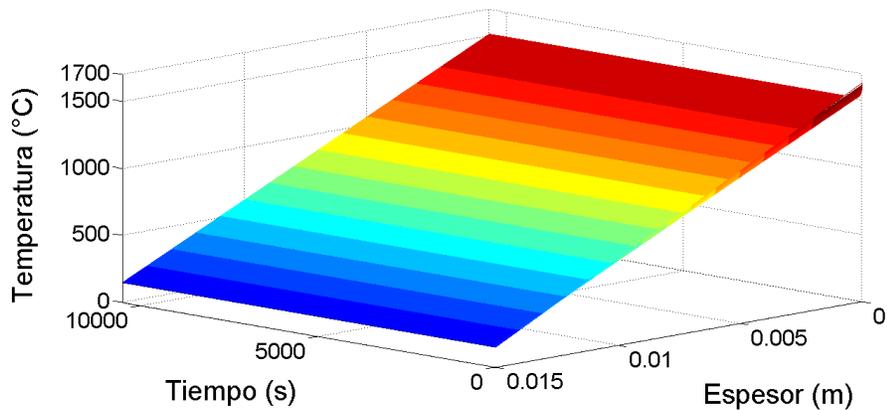


Figura 4.21. Temperatura del debris durante el calentamiento del agua remanente.

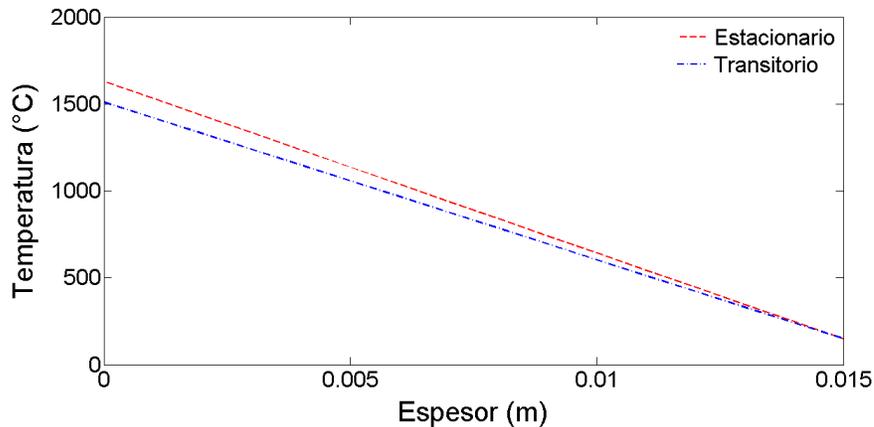


Figura 4.22. Diferencia de temperaturas de la capa de debris durante el calentamiento del agua remanente.

El modelo matemático desarrollado predice que el calentamiento del agua remanente tiene efectos en el perfil de temperatura de la capa de metal y del debris acumulados en la parte superior. Sin embargo, no tiene un efecto considerable en la transferencia de calor en el gap, así como en cantidad de agua que penetra, y por lo tanto no afecta el perfil de temperatura de la corteza inferior.

4.3. Inyección alterna de refrigerante

En esta etapa del accidente severo es importante mantener cubierto de refrigerante el material fundido aculado en el fondo de la vasija. Por esta razón es importante inyectar refrigerante al interior de la vasija de presión mediante algún sistema alterno, como el sistema de protección contra incendios (FPS, por sus siglas en inglés).

En esta sección se realiza la simulación de inyección alterna de agua al material fundido, para observar el efecto sobre la temperatura del agua remanente y su nivel. La inyección alterna se realiza a los 1500 *seg* de haber iniciado el calentamiento del agua remante, después de que el agua alcanzó la temperatura de saturación (139°C), y se realiza durante un periodo de 1000 *seg* con un caudal de 25 *kg/seg*.

Durante el tiempo que dura la inyección alterna, la temperatura disminuye desde la temperatura de saturación hasta 102°C , como se observa en la **Figura 4.23**. Mientras que el nivel que se encontraba de 3.43 *m* incremento a 5.02 *m*, como se observa en la **Figura 4.24**.

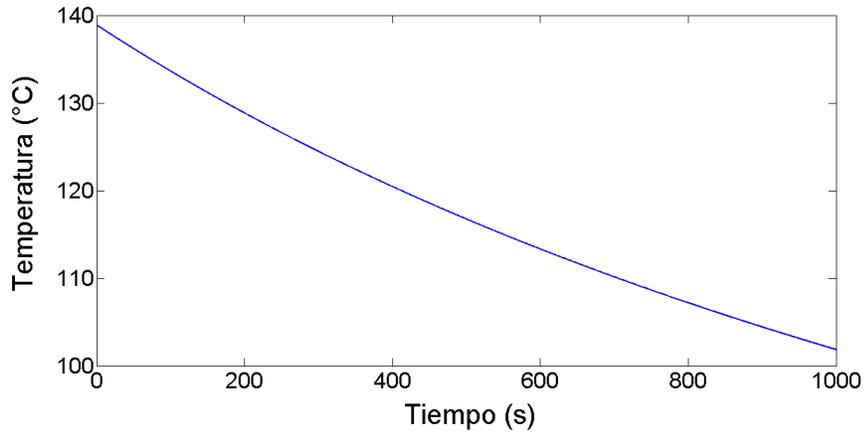


Figura 4.23. Temperatura promedio del agua remanente durante la inyección alterna de agua.

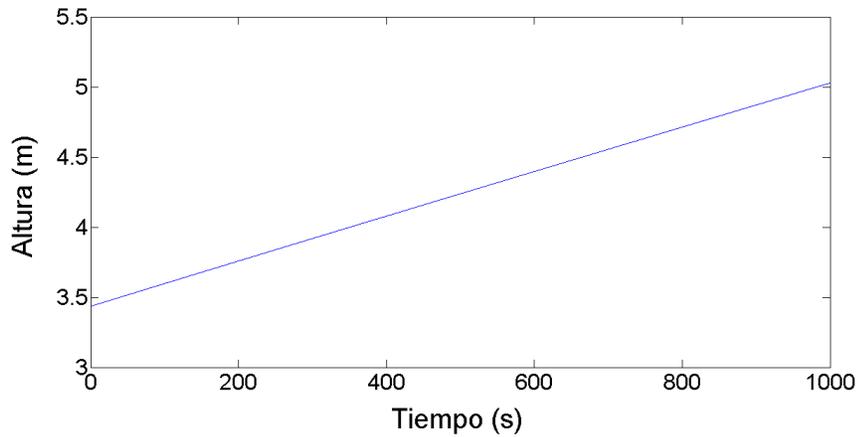


Figura 4.24. Nivel de agua remanente después de iniciar la inyección alterna.

En la **Figura 4.25**, se observa que el impacto de la inyección alterna de agua en el perfil de temperatura de la capa de metal es despreciable. Al igual que en la corteza inferior, como se observa en la **Figura 4.26**.

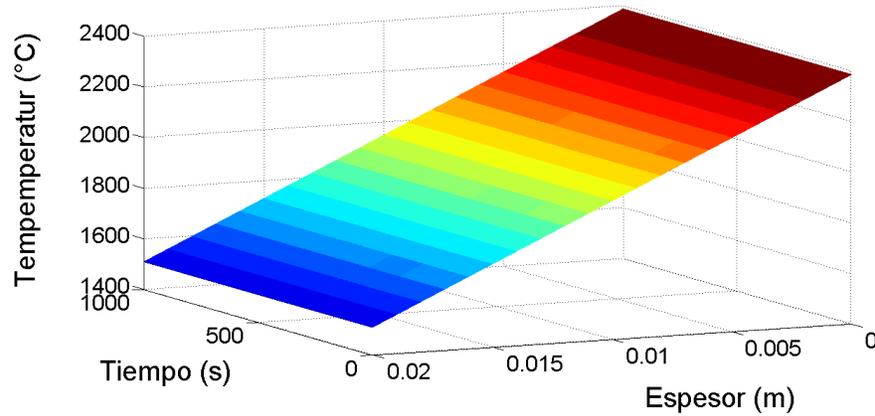


Figura 4.25. Temperatura de la capa de metal durante la inyección alterna de agua.

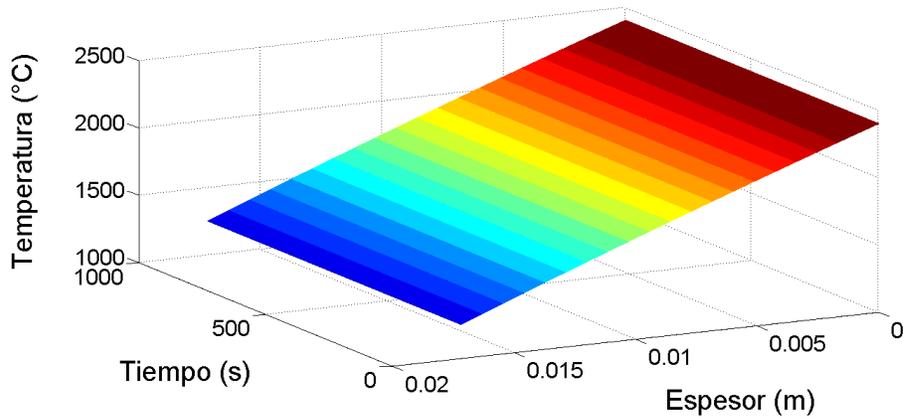


Figura 4.26. Temperatura de la corteza inferior durante la inyección alterna de agua.

4.4. Discusión

Las ecuaciones que conforman el modelo matemático desarrollado en esta tesis tienen como ventaja de contener los efectos más importantes debido a las propiedades de cada material que compone la geometría del material acumulado en el fondo de la vasija en estudio, y que son fácilmente aplicables ya que se trata de un modelo unidimensional.

Se observa que la transferencia de calor en el gap y la cantidad de agua que ingresa no se modifica con la variación de la temperatura del agua remanente, lo cual indica que es necesario usar correlaciones apropiadas para esta región, ya que en el modelo desarrollado se utilizaron correlaciones generales de transferencia de calor que dependen de la temperatura en exceso de la superficie calentada cuya variación es despreciable. La remoción de calor en el gap es limitada por el fenómeno de contracorriente que se presenta en la sección transversal superior

del gap, el cual es mayor que el calor removido de la superficie caliente, es decir, de la corteza inferior, por esta razón se considera que la temperatura de la vasija no incrementa y se mantiene constante en la simulaciones numéricas.

El modelo empleado para describir la transferencia de calor en el debris permite observar la variación del perfil de temperatura, del debris y la capa de metal, cuando inicia la variación de la temperatura del agua remanente. Sin embargo, este perfil no varía posteriormente debido a que se considera una temperatura en la frontera de contacto con el agua constante.

Debido a los materiales que se encuentran en la arriba de la corteza superior su perfil de temperatura no varía, esto significa que no se forma corteza superior. Entonces la transferencia de calor a la capa de metal es por convección del material fundido con fuente de calor interna.

Conclusiones

En esta tesis doctoral se analizaron y estudiaron los mecanismos de refrigeración del material fundido acumulado en el fondo de la vasija del reactor. Se desarrolló de un modelo físico-matemático teórico para entender, describir e interpretar los procesos de transferencia de calor que se presentan en el proceso de refrigeración del material fundido acumulado en el fondo de la vasija al interactuar con el agua remanente. La principal característica de la transferencia de calor en la alberca de material fundido con fuente de generación de energía interna es la convección natural a muy alto número de Rayleigh, la cual es inducida por la generación de calor volumétrica.

Las ecuaciones que conforman el modelo matemático desarrollado en esta tesis, tienen como ventaja que son fácilmente aplicables y contienen los efectos más importantes debido a las propiedades de cada material, y la geometría del material acumulado en el fondo de la vasija en estudio.

La geometría propuesta para analizar la refrigeración del material acumulado en el fondo de la vasija con agua remanente, permite observar que el flujo de calor desde el material fundido hacia el gap no excede la capacidad de remoción de calor a través de la sección transversal superior del *gap*, donde se presentan fenómenos de contracorriente entre el líquido que ingresa y el vapor que sale. Esto permite suponer que la pared de la vasija no se calienta y es posible mantener el material fundido dentro de la vasija.

De acuerdo con los resultados obtenidos, la variación de temperatura del agua remanente que entra al gap no tiene una influencia importante en la cantidad de calor removido a través del gap. Es decir, la temperatura del agua remanente no es factor crucial en la migración de un accidente severo.

Apéndice A

Artículo Publicado - Comparative study of the hydrogen generation during short term station blackout (STSBO) in a BWR



Contents lists available at ScienceDirect

Annals of Nuclear Energy

journal homepage: www.elsevier.com/locate/anucene

Technical note

Comparative study of the hydrogen generation during short term station blackout (STSBO) in a BWR

M.A. Polo-Labarríos^a, G. Espinosa-Paredes^{b,*}^aDepartamento de Sistemas Energéticos, Universidad Nacional Autónoma de México, México, D.F. 04510, Mexico^bÁrea de Ingeniería en Recursos Energéticos, Universidad Autónoma Metropolitana-Iztapalapa, Av. San Rafael Atlixco 186, Col. Vicentina, México, D.F. 09340, Mexico

ARTICLE INFO

Article history:

Received 15 December 2014

Received in revised form 21 April 2015

Accepted 22 April 2015

Keywords:

Several accident NPP

BWR

Short-term SBO

MELCOR

SCDAP/RELAP5

ABSTRACT

The aim of this work is the comparative study of hydrogen generation and the associated parameters in a simulated severe accident of a short-term station blackout (STSBO) in a typical BWR-5 with Mark-II containment. MELCOR (v.1.8.6) and SCDAP/RELAP5 (Mod.3.4) codes were used to understand the main phenomena in the STSBO event through the results comparison obtained from simulations with these codes. Due that the simulation scope of SCDAP/RELAP5 is limited to failure of the vessel pressure boundary, the comparison was focused on in-vessel severe accident phenomena; with a special interest in the vessel pressure, boil of cooling, core temperature, and hydrogen generation. The results show that at the beginning of the scenario, both codes present similar thermal-hydraulic behavior for pressure and boil off of cooling, but during the relocation, the pressure and boil off, present differences in timing and order of magnitude. Both codes predict in similar time the beginning of melting material drop to the lower head. As far as the hydrogen production rate, SCDAP/RELAP5 predicts 15.8% lower production than MELCOR.

© 2015 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

To design a nuclear power plant is very important to make the safety evaluation in order to prove safety features of systems and installed equipment to prevent any accident. Although the analysis of Design Base Accidents (DBA) are considered as reference, DBA have differences with the modeling of severe accident related to the fact that the modeled system itself is not well defined due that molten core material have constant changes of geometrical factors, composition and into its properties.

Typical codes for severe accident analysis in nuclear reactor cores are:

- MELCOR: Methods for Estimation of Leakages and Consequences of Releases (Gauntt et al., 2000),
- MAAP: Modular Accident Analysis Program (MAAP4, 1994), and
- SCDAP/RELAP5: Severe Core Damage Analysis Package (Siefken et al., 2001a,b).

These codes are widely used for the integral analysis of core melt accident progression and the resultant lower head response expected at the reactor lower plenum. However, they have been developed from different approaches and for different purposes.

MELCOR was originally intended to be a probabilistic risk assessment tool. Latter versions of MELCOR contain significant modifications, including the addition of a large number of physics models. The initial objective for the MAAP code was to predict severe accidents, using simple models based on first principles. MAAP has shown to produce credible results for several severe accident scenarios despite relatively coarse spatial mesh and run times two or three orders of magnitude shorter than those of MELCOR and SCDAP/RELAP5. SCDAP/RELAP5 began as a best estimate code with physics-based models. While the primary concern of the MELCOR and MAAP4 codes is to provide valuable information for severe accident management as well as to support probabilistic safety assessment (PSA), the SCDAP/RELAP5 is often used to examine the core and lower head phenomena in detail.

1.1. MELCOR

Several works have been performed on different issues with the MELCOR code, some of these works which are remarkable are listed below:

Carbajo (1994) performed the analysis to assess the effect of a variety of design parameters and operational procedures on a station blackout severe accident at the Peach Bottom Atomic Power Station; he found that the optimum steam cooling of the core is accomplished when the automatic depressurization system is

* Corresponding author. Tel.: +52 55 5804 4600x1260.

E-mail address: gepe@xanum.uam.mx (G. Espinosa-Paredes).

actuated when the core water level is at one-third of the active core height, delaying vessel failure by minutes and containment failure by hours.

Haste et al. (2006) evaluated the MELCOR code independently, using empirical data consistent with the recommendations of the Committee on the Safety of Nuclear Installations of the Organization for Economic Co-operation and Development (OECD/CSNI) validation matrix for core degradation codes. The results were compared with observed and deduced data for the major accident signatures and rough estimates for exposure based on off-site monitoring. These authors found that MELCOR gave adequate treatment of the thermal-hydraulics, core heat up and oxidation while the core was mainly intact.

Ahn et al. (2006) performed a sensitivity analysis on the evolution of severe accidents that can be expected during a Loss of Coolant Accident (LOCA) at an Advanced Power Reactor 1400-MW (APR1400). Their study focused on the impact of a direct vessel injection into the reactor down-comer in mitigation of a severe core degradation; the impact of different break locations and sizes; as well as on the timings of the key thermal-hydraulic responses of the containment spray systems, the severe degradation of the core, and evolution of the core materials.

Martín-Fuertes et al. (2007) analyzed several aspects related to the source term in the Phebus FPT1 experiment, which contemplates circuit thermal-hydraulics, fission product and structural material release, vapors and aerosol retention in the circuit and containment, vertical line aerosol deposition and steam generator aerosol deposition. The detailed calculations concerning aerosol deposition in the steam generator tube were obtained by means of an in-house code application, named COCOA, as well as with CFD. These authors found that total fission product release is coherent with experimental results for volatile species. However, the non-volatiles and structural material release are under predicted.

Stefanova et al. (2009) used MELCOR “input model” for Kozloduy Nuclear Power Plant (NPP) Voda Voda Energo Reactor (WWER-1000) for the research of Passive Autocatalytic Recombiners (PARs) capabilities for hydrogen recombination in case of a station blackout scenario. Two types of WWER-1000 fuel assemblies were considered: the old Modernistic type of fuel assemblies (TVSM) and the recently new installed alternative type of fuel assemblies (TVSA) in Kozloduy NPP. The main conclusion was that for both types of fuel assemblies there were no disturbance of PARs’ capabilities and safety criterion of NPP.

Szabó et al. (2012) compared MELCOR and GASFLOW codes results of the thermal hydraulics in a simplified generic Pressurized Water Reactor (PWR) containment; these authors found integral values such as pressure, mass and energy balances were in good agreement, but more realistic averaged and local distributions of steam and hydrogen could be captured in the GASFLOW results. In a more recent study, Szabó et al. (2014) coupled MELCOR and GASFLOW, they tested the coupling by calculating the TH7 experiment in the THAI facility with the coupled code system and with GASFLOW in stand-alone mode for comparison, the results agreed very well with the experimental data. Additionally, they compared the results obtained using the coupling for a postulated LOCA in a generic PWR, and found significant differences in the containment pressures which caused deviating leak flow rates and differences in the hydrogen distributions, this could also affect the steam and hydrogen flow rates through the leak calculated by MELCOR.

Wang et al. (2014) compared the hydrogen (H_2) generation rates predicted to the CORA test data; the authors found reasonable agreement. Longze et al. (2014) analyzed a severe accident at a Chinese Pressurized Reactor 1000-MW (CPR1000) power plant caused by a station blackout (SBO) with failure of the steam generator (SG) safety relief valve (SRV); these authors found the SG-SRV

stuck in the open position would greatly accelerate the sequence for a severe accident induced by SBO and their results show that an auxiliary feed water supply can mitigate SBO accidents very well and provide more time for human intervention. Kim et al. (2014) compared MELCOR code versions 1.8.5 and 1.8.6 for Large Break LOCA scenarios for the APR1400 developed in Korea, tested the corium relocation models and lower head penetration models. They found the primary differences in the analysis results of hydrogen generation rates and the lower head failure timing, MELCOR 1.8.6 predicted more hydrogen generation and molten pool model, and the hemispherical lower head geometry give more realistic results.

Bonelli et al. (2014) analyzed a SBO for the Atucha 2 Nuclear Power Plant; they found that during transient, the water in the fuel channels evaporates first while the moderator tank is still partially full. The moderator tank inventory acts as a temporary heat sink for the decay heat, which is evacuated through conduction and radiation heat transfer, delaying core degradation. This feature, together with the large volume of the steel filler pieces in the lower plenum and a high primary system volume to thermal power ratio, derives in a very slow transient in which RPV failure time is four to five times larger than that of other German PWRs.

1.2. RELAP5/SCDAPSIM

Immediately after the accident at Fukushima Daiichi several authors presented an assessment of the possible core/vessel damage states of the Fukushima Daiichi Units 1–3 station blackout, LOCA, among other scenarios using RELAP5/SCDAPSIM (Allison et al., 2012; Espinosa-Paredes et al., 2012; Nuñez-Carrera et al., 2012; Trivedi et al., 2014).

Allison et al. (2012) presented an assessment of the possible core/vessel damage states of the Fukushima Daiichi Units 1–3 station blackout scenarios; the main conclusion is that the responses to the accident once the accident is underway can make a significant difference in the consequences of the accident.

Espinosa-Paredes et al. (2012) performed a loss of coolant accident (LOCA) analysis, which leads to severe fuel damage, and it also analyses the impact of flooding using the high pressure core spray (HPCS) system for the above low pressure scenario.

Nuñez-Carrera et al. (2012) analyzed a hypothetical simulation of a LOCA with simultaneous loss of off-site power, and without injection of cooling water in a Boiling Water Reactor (BWR) lower head during a severe accident; they evaluated the temperature distribution and heat up of the reactor core material that slumps in the lower part of the RPV.

Trivedi et al. (2014) analyzed the influence of water addition in a BWR during a core isolation event; they found that injection of water is impacted by time as well as reactor vessel water level, additionally the cladding tends to collapse onto the fuel at much lower temperature for high pressure sequences.

Historically, the SBO accident sequence has been considered to be loss of off-site power and reactor scram combined with failure of the station diesels to start and load. In this (long-term) accident sequence, water is injected into the reactor vessel by the steam turbine-driven HPCI or RCIC systems as necessary to keep the core covered for as long as the direct current (DC) power for the turbine governor control remains available from the unit batteries (Hodge and Ott, 1990). However, the definition of SBO has been expanded to include the Loss of Injection, called short-term station blackout (STSBO) sequences. In these STSBO sequences, the capability for water injection to the reactor vessel is lost at the inception of the accident sequence. The short-term designation derives from the fact that all of the safety systems immediately become inoperable and the core is uncovered relatively quickly in these sequences, then core damage occurs in the “short term”. The early total loss

of injection for the STSBO might be initiated in either of two ways. First, there might be independent failures of both the high pressure core injection (HPCI) and RCIC systems when they are called upon to keep the core covered during the period while the DC power remains available. Second, there might have been a common-mode failure of the DC battery systems that, upon loss of offsite power, had precluded starting of the diesel generators and thereby was the cause of the station blackout; without DC power for the valve operation and the turbine governor control, the steam turbine-driven injection systems also would not be operable.

1.3. Scope: MELCOR (v.1.8.6) and SCDAP/RELAP5 (Mod.3.4)

The aim of this work is the comparative study of hydrogen generation and the associated parameters in a simulated severe accident STSBO in a typical BWR-5 with Mark-II containment. MELCOR (v.1.8.6) and SCDAP/RELAP5 (Mod.3.4) codes were used to understand the main phenomena in the STSBO through the results comparison obtained from simulations with these codes. The simulation scope of SCDAP/RELAP5 is limited to failure of the vessel pressure boundary, then the comparison was focused on in-vessel severe accident phenomena; with a special interest in vessel pressure, boil of cooling, core temperature, and generation. The results show that at the beginning of the scenario, both codes present similar thermal-hydraulic behavior for pressure and boil off of cooling, but during the relocation, the pressure and boil off, present differences in timing and order of magnitude. Both codes predict in similar time the beginning of melting material drop to the lower head. As far as the hydrogen production rate, SCDAP/RELAP5 predicts a lower production rate than MELCOR, 450 kg and 407 kg, respectively

2. Code description

The codes MELCOR and SCDAP/RELAP5 are widely used for the integral analysis of core melt accident progression and the resultant lower head response expected at the reactor lower plenum. However, they have been developed from different approaches and for different purposes.

MELCOR code is a fully integrated, engineering level computer code that models the progression of severe accidents in light water reactor nuclear power plants; it was originally intended to be a probabilistic risk assessment tool. Latter versions of MELCOR contain significant modifications, including the addition of a large number of physics models. SCDAP/RELAP5 code is designed to calculate the severe accident situations of the overall reactor coolant system (RCS) thermal-hydraulic response, core damage progression, reactor vessel heat-up and damage, and fission product release and transport under normal operating conditions or under design basis or severe accident conditions; it began as a best estimate code with physics-based models.

The MELCOR and SCDAP/RELAP5 codes are enormous codes with many subroutines. Like other simulation codes, in addition to core modeling, they have input processing, initializations, data saving, error handling, plotting, etc. But their implementing method and executions are very different. In this section, their main core modeling subroutines are analyzed and compared.

2.1. RELAP-SCDAPSIM

SCDAP/RELAP5 description is given by Allison et al. (2012), which is a combination of the RELAP5 code for thermal hydraulics, SCDAP for the severe accident related phenomena and the COUPLE code for a finite element treatment of the vessel lower head (Siefken et al., 2001a,b). The code was developed by the Idaho National Engineering Laboratory (INEL) for LOCAs and transients

within the primary system, reactor core phenomena and fission product release from the fuel.

The RELAP5 models calculate the overall RCS thermal hydraulic response, control system behavior, reactor kinetics, and the behavior of special reactor system components such as valves and pumps. The SCDAP models calculate the behavior of the core and vessel structures under normal and accident conditions. The SCDAP portion of the code includes user selectable reactor component models for light water reactor fuel rods, Ag–In–Cd and B4C control rods, BWR control blade/channel boxes, electrically heated fuel rod simulators, and general core and vessel structures. Also includes models to treat the later stages of a severe accident including debris and molten pool formation, debris/vessel interactions, and the structural failure (creep rupture) of vessel structures. The latter models are automatically invoked by the code as the damage in the core and vessel progresses.

SCDAP/RELAP5 is characterized by its detailed, mechanistic models of severe accident phenomena, however, the calculations can be rather time consuming. SCDAP/RELAP5 typically uses on the order of hundreds of hydrodynamic components to model the primary system (Vierow et al., 2004). A drawback is that calculations cannot be performed beyond pressure boundary failure of the primary side.

2.2. MELCOR

The MELCOR Accident Code System (MACCS) package (Jow et al., 1993; Chanin and Young, 1998) is widely used and sufficiently trusted by safety authorities for severe accident analysis and to estimate offsite consequences based on calculated or assumed fission product releases, together with geographic, demographic, and meteorological data and assumptions concerning biological uptake.

MELCOR is a fully integrated, engineering level computer code that models the progression of a severe accident in light-water reactors NPP (Gauntt et al., 2000). It was developed by the Sandia National Laboratories for the US Nuclear Regulatory Commission as a second-generation plant risk assessment tool. A broad spectrum of severe accident phenomena and release and transport behaviors for fission products can be simulated using the code. MELCOR is executed in two parts, MELGEN and MELCOR. The relationships among MELGEN, MELCOR, and many other files are shown in Fig. 1. MELCOR is composed of a number of different packages, such as COR, CVH, and FL, each of which models a different portion of the accident phenomenology or program control (Longze et al., 2014).

The MELCOR Core (COR) package calculates the thermal response of the core and lower plenum internal structures, including the portion of the lower head directly below the core. The package also models the relocation of core and lower plenum structural materials during melting, slumping, and formation of molten pool and debris, including the failure of the reactor vessel and ejection of debris into the reactor cavity. Energy transfer to and from the Control Volume Hydrodynamics (CVH) package and Heat Structure (HS) package is calculated. It treats also the lower head failure mechanisms such as the penetration failure and creep rupture models, in the lower head. In new version the models include hemispherical lower head geometry, models for simulating the formation of molten pools both in the lower plenum and the upper core, crust formation, convection in molten pools, stratification of molten pools into metallic and oxide layers, and partitioning of radio nuclides between stratified molten pools. Fuel pellets, cladding, grid spacers, core baffles, formers, molten pools, and particulate debris are modeled separately within individual cells which is the basic nodalization unit in the COR Package (Kim et al., 2014).

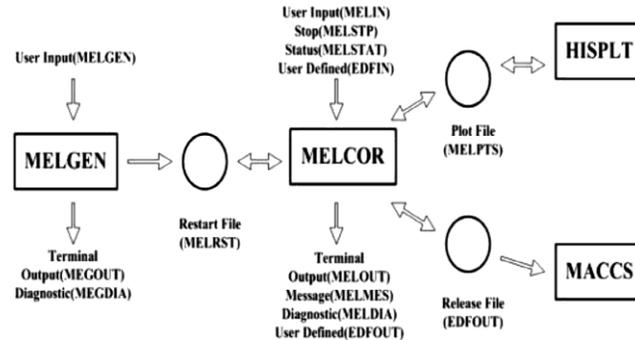


Fig. 1. MELCOR code and file relations.

In early applications, the spatial discretization of a nuclear power plant consisted of roughly 10–30 control volumes and a large number of parametric calculations could be run in a short time. An advantage that MELCOR has over other codes is the great modeling flexibility that the control volume approach and control functions afford. Virtually any reactor geometry may be described in the input. MELCOR is also able to perform integral analysis of reactor systems since it has the capabilities to model the containment response and fission product release and transport out to the source term.

3. Comparison between codes

The comparison of numerical codes is performed to establish in detail the characteristics that allow us to establish the limits of prediction for each of them. The comparison considers three aspects: (1) thermal-hydraulic models, (2) core models, and (3) lower head model.

3.1. Thermal-hydraulic models

The thermal-hydraulic phenomena modeling results strongly affect the severe accident progression. SCDAP/RELAP5 employs the detailed mechanistic models of the RELAP5 code for single and two-phase flow. The models of the conservation equations are solved in a one-dimension and semi-implicit forms. MELCOR employs the conservation of mass, momentum and energy and mechanistic models which depend on the phenomena. MELCOR used the semi-implicit finite difference equations to solve the models (Vierow et al., 2004). The MELCOR and SCDAP/RELAP5 codes have a thermal-hydraulic nodalization for the primary system and model the core as structures within this nodalization. For the thermal-hydraulic nodalization, the reactor vessel is discretized into radial rings and axial levels. Core structures in both codes are placed within the thermal-hydraulic control volumes.

The robust RELAP5 modeling is clearly superior to the thermal-hydraulic models of the MELCOR codes. The axial division of SCDAP/RELAP5 thermal-hydraulic control volumes for the core region is often somewhat finer than in MELCOR. However, MELCOR lies closer to SCDAP/RELAP5 in terms of complexity and accuracy of the two-phase flow modeling.

3.2. Core models

The early phase of a severe accident is dominated by the thermal-hydraulic phenomena. Sophisticated thermal-hydraulic

modeling is important for accurate predictions of the early reactor response and timing of events. On the other hand, the later phases of severe accidents are dominated by additional complicated phenomena in addition to the thermal-hydraulics. Severe accidents models of the codes are more diversified, less validated, and hence have more uncertainties (Vierow et al., 2004).

MELCOR and SCDAP/RELAP5 codes have significant differences to model the core transitions from an intact state to a degraded state; and in the models of core material relocation. The most detailed models for material interactions and relocation have been incorporated into SCDAP/RELAP5, while MELCOR does not treat liquefied core materials in detail, then any liquefied material is assumed to relocate to a lower cell and solidify on a solid component during the current time step, this code estimates where the frozen corium will reside based on heat transfer and other considerations and places the melt at this location within the current time step. About the corium fragmentation modeling, both codes have the capacity of describing the phenomena of direct and degree of fragmentation, size of initial corium jet, and particle distribution. In the description of corium-coolant interaction both codes model the heat transfer to water, but not particle oxidation by steam, this means that neither of the codes have incorporate a model to predict the H_2 generation when the core material is melted (Ahn and Kim, 2003). Modeling of fission product release and transport and containment phenomena are integrated into MELCOR. Additionally the core cells are of similar sizes at both codes.

3.3. Lower head model

The lower head models employed in the codes MELCOR and SCDAP/RELAP5 are characterized by various different modeling assumptions of these phenomena or by the different degree of modeling details.

Regarding the modeling of lower plenum corium behavior, two different packages are available in the MELCOR code. One is a very simplified lower head model employed in the COR package, which simulates the debris bed under wet conditions. The other is a more detailed lower head model of the bottom head (BH) package, only applicable to dry debris beds after complete evaporation of the lower plenum water. That is, the MELCOR/BH package is not allowed to initiate until the lower plenum has become completely dry, and thus such a feature of the BH package limits its use. Then, the operation of the MELCOR/BH package can be initiated just after the two aforementioned conditions are satisfied (Ahn and Kim, 2003). SCDAP/RELAP5 calculates with its own integral modes, describing continuously from core damage to the lower plenum

phenomenology. The lower head phenomena modeling in SCDAP/RELAP5 is based on a two-dimensional, finite element heat conduction COUPLE code, assuming the complete evaporation of the lower plenum water during the initial relocation process of core material and in turn calculating the thermal behavior of core materials in the lower plenum.

The MELCOR and SCDAP/RELAP5 codes are enormous codes with many subroutines. Each code has its merits and limitations on the modeling the thermal-hydraulic and several accident phenomena with their own models, also their implementing method and executions are very different. The models employed by MELCOR and SCDAP/RELAP5 codes are rather simple, parametric, and depend greatly on user specified inputs with a wide range of possibilities, especially for core material relocation. This means that the code prediction may greatly depend on user parameters, rather than the phenomenological models themselves.

In the other hand, some phenomena are not considered in both MELCOR and SCDAP/RELAP5 codes. For example, molten pool and crust dynamics are emphasized in SCDAP/RELAP5, but not in MELCOR. The prediction of lower head response does not take into account the phenomena of water ingress through the RPV debris gap and cracks of the consolidated molten pool and neither consider the collapse of unstable crust, among other phenomena occurred at lower head of the vessel.

As there is a lack of advanced understanding regarding some core material interaction and relocation phenomena, there is a lack of quantitative information. Then, it is tempting to say that simplified or parametric core degradation models can do as well as detailed, mechanistic models, considering that large uncertainties are involved in the models. The uncertainties exist on the amount and composition of relocating core material, relocation path, breakup rate of hot corium jets, size of fragmented particles, and quenching heat transfer rates.

4. Numerical experiment

The model of reactor pressure vessel (RPV) used to simulate the STSBO is a typical BWR-5 with Mark II containment. The operating conditions correspond to 2317 MW of thermal power rate.

The severe accident considered to be simulated with codes, is the occurrence of the postulated unmitigated STSBO. This hypothetical scenario has the objective of a fast degradation of the core in order to observe the slump of molten material in the bottom of the reactor vessel. The sequence of events and event timing for the STSBO accident sequence are presented in Table 1. It is assumed that the reactor had been operating at 100% power at the time of scram and that no injection source is ever recovered. Then the feedwater and recirculation pumps are trip, and the mains steam isolation valves (MSIV) are closed. Once the STSBO scenario started, a SRV actuated at low low set mode (LLS) in order to regulate the vessel pressure. Subsequently, when level 1 (N1, 9.8489 m) of coolant in the vessel is reached, the SRV is opened for the rest of the simulation in order to initiate the vessel depressurization.

The Input preparation for both MELCOR (v.1.8.6) and RELAP/RELAP5 (Mod.3.4) codes was made according to each code

Table 1
STSBO sequence of events.

Simulated STSBO sequence begins from steady state (2317 MWth)
1. SCRAM of the reactor and isolation of MSIVs
2. Trip of all feedwater pumps
3. Trip of recirculation pumps
4. The emergency core cooling systems (RCIC, HPCS, LPCS, and LPCI) are active without injecting

application practices, code model requirements and purposes. These models include the following main elements: feedwater (FW), turbine, suppression pool, Control Rod Drive system (CRD), and Emergency Core Cooling systems (ECCS) such as Low Pressure Core Spray system (LPCS), High Pressure Core Spray system (HPCS), Low Pressure Core Injection system (LPCI) are represented by boundary conditions along with the Reactor Core Isolation Cooling system (RCIC).

The MELCOR (v.1.8.6) input deck is shown in Fig. 2, it has the thermal-hydraulic nodalization of the vessel arrangement represented by 7 control volumes, the core region is represented for 4 radial rings and 13 axial nodes with 6 nodes as active fuel zone, 2 control volumes for core; one for fuel channels and other for bypass element.

The SCDAP/RELAP5 (Mod.3.4) input is shown in Fig. 3, its core has 4 radial rings and 13 axial nodes with 12 nodes as active fuel zone, 2 control volumes for the core; one for the fuel channels and other for the bypass element.

5. Results and discussion

The scope of SCDAP/RELAP5 is limited to failure of the vessel pressure boundary, therefore the results comparison is focused on in-vessel severe accident phenomena. The data used in the analysis to show the main difference between both codes are: vessel pressure, maximum temperature in the core, boil off cooling, and H_2 generation. The simulation time is 8000 s. The events occurring during the in-vessel fuel and core damage period are presented in Table 2. MELCOR and SCDAP/RELAP5 predict similar timings for core uncover and core degradation events.

5.1. Thermal-hydraulic behavior

At the beginning of the simulated STSBO scenario, the results from simulations with both codes present similar thermal-hydraulic response, for pressure and boil-off cooling, (Figs. 4 and 5).

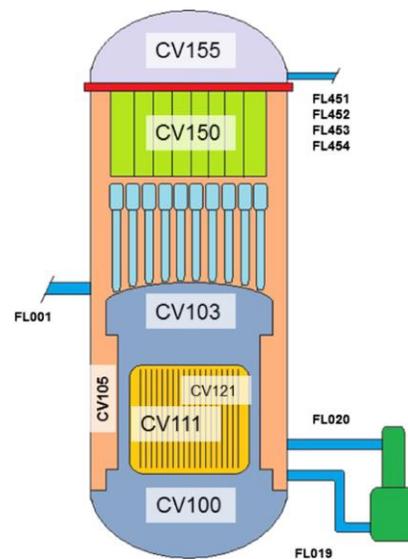


Fig. 2. BWR nodalization in MELCOR v.1.8.6.

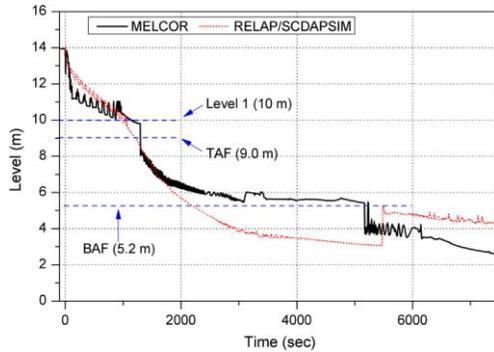


Fig. 5. Boil off cooling behavior during simulation time.

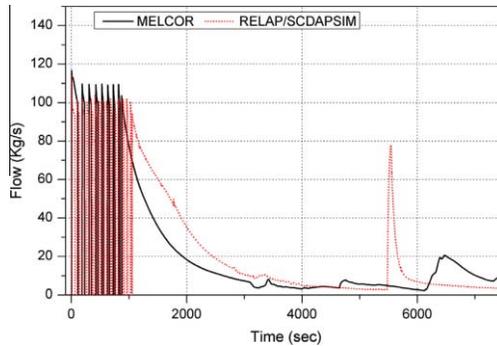


Fig. 6. SRV steam flow behavior.

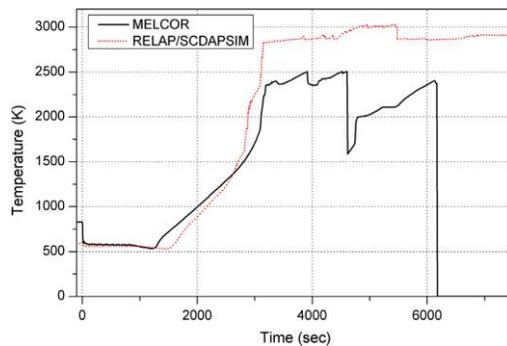


Fig. 7. Hottest fuel node temperature during simulation time.

During the relocation, the level of cooling decrease is very different, in timing and phenomenology. In SCDAP/RELAP5 the BAF is reached at $t = 2210$ s and at $t = 5628$ s there is an increase due that a lot of nuclear molten material is relocated to the lower head vessel. For MELCOR the BAF is reached at $t = 5175$ s, at this time the

nuclear molten material starts to fall from the nuclear region, and subsequently at $t = 6180$ s the nuclear region is void (Fig. 7).

Fig. 6 shows the steam flow through the SRV, which is located in the Main Steam Line. Both codes present similar steam loss rate. However, these codes present different boil off behavior, this is caused due that MELCOR has only one nodalization for the volume to core region and another for the lower head (Fig. 2), and SCDAP/RELAP5 has a broader nodalization (Fig. 3).

5.2. Fuel and core damage

The core damage progression is a good comparison index, due that the prediction of this part of the accident is dependent on several models. i.e. coolant flow patterns which is determined by thermal-hydraulic models, core uncover (loss of coolant), fuel heat up and the metal oxidation model, also fuel degradation (loss of rod geometry) and core material interactions and transport model (Vierow et al., 2004). In another hand, the core material melting is modeled in different form by each code.

SCDAP/RELAP5 appears to model a molten pool at core region, similar to the Three Mile Island Unit 2 accident. The molten pool is enlarged by acquiring molten materials in the neighboring core cells.

MELCOR trace the masses separately for several types of core materials and for different phases of the same kind of material such as intact fuel, particular debris or conglomerate debris. By following the transport of individual core materials among core cells and the change from one physical phase to another, the core degradation progress can be constructed.

The hottest fuel node temperature is shown at Fig. 7, it can be observed that the heat structure temperatures closely overlap while the core is covered, the temperature remains below 600 K. SCDAP/RELAP5 predicts that the core begins to uncover at $t = 1702$ s and MELCOR at $t = 1800$ s. Due to lack of coolant, the fuel overheats. While temperatures are rising, both codes predict the highest temperature in the core very similar. Finally, in similar timing each code reach the point of fuel melting temperature, at $t = 3170$ s approximately. From this moment the average temperature difference is 420 K, and the maximum different is 1450 K at $t = 4626$ s. In SCDAP/RELAP5 the failure of the crust surrounding the molten pool triggers the molten pool slumping to the lower head. Unlike MELCOR, the timing for core slumping to the lower head is determined by the timing of core support structure failure, at $t = 5628$ s its value decrease due to all melting material drops to the lower head, and part of remaining material in the region core has a lower temperature. In MELCOR, after $t = 6180$ s the value of the temperature is zero, because all of the molten core material falls to the lower head.

During the heat up fuel and core damage, the hydrogen production is a very important parameter, because it represents an integrated effect of different models on the core degradation progress, including the metal oxidation model, the availability of coolant for chemical reaction and the fraction of metal surface exposed to coolant (Vierow et al., 2004). Both MELCOR and SCDAP/RELAP5 apply parabolic kinetics for the high temperature oxidation model. MELCOR employed Urbanic–Heidrich correlation and starts calculating the parabolic oxidation at a lower temperature compared with SCDAP/RELAP5, which uses the Cathcart and Pawel correlation. In Fig. 8 the hydrogen production for the two codes is presented. The onset of hydrogen production, at about $t = 2690$ s, is almost identical in timing for the two codes. The H_2 produced by SCDAP/RELAP5 is almost constant from $t = 4280$ s to the end of the simulation. Before $t = 5256$ s the correlation used by SCDAP/RELAP5 predicts a greater hydrogen generation rate that would be predicted at the same time by the correlation employed by MELCOR. The H_2 production predicted by MELCOR is almost

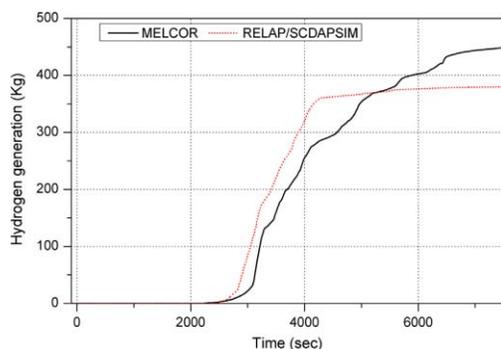


Fig. 8. Total hydrogen generation during simulation time.

constant from $t = 6516$ s to the end of the simulation. This difference may be caused by different core debris geometry when slumping, accumulation at lower head and different code treatments (Leonard et al., 1996), and to a variation in metal oxidation models and correlations used by each code. MELCOR calculates more Hydrogen production than SCDAP/RELAP5, 450 kg and 379 kg, respectively. Most of the total mass of H_2 is produced during the relocation of the core, from $t = 3000$ s to the end of the simulation time, where 94.4% and 77.7% is produced by MELCOR and SCDAP/RELAP5, respectively.

6. Conclusion

In this work, the SCDAP/RELAP5 (Mod.3.4) and MELCOR (v.1.8.6) models were used to simulate the STSBO in a typical BWR-5 with Mark-II containment. Because the simulation scope of SCDAP/RELAP5 is limited to failure of the vessel pressure boundary, the comparison was focused on in-vessel severe accident phenomena in the thermal-hydraulic, core degradation and relocation models. Specifically the analysis was focused on the comparison of the parameters of vessel pressure, boil off cooling, core temperature, and H_2 generation.

The analysis of results show that at the beginning of the STSBO scenario simulated by both codes present similar thermal-hydraulic response, for pressure and boil off cooling, however during the relocation differences in the pressure and boil off are observed, in timing and order of magnitude (Figs. 4 and 5). Both codes present similar steam loss rate.

Regarding core damage progression and relocation of melting core material, it can be observed that the hottest fuel node temperature closely overlaps when the core is covered (Fig. 7), both codes predict the highest temperature in the core similarly. However, when each code reached its own point of fuel melting temperature, at 3170 s approximately, the difference in average temperature is 420 K, with a maximum difference of 1450 K at 4626 s. The temperature value parameter is very important to make decisions to mitigate the accident.

SCDAP/RELAP5 (Mod.3.4) and MELCOR (v.1.8.6) codes predict in similar timing the beginning of the melting material drop to the lower head. As far as the hydrogen production rate, it is shown that the integral effect of diversified core models related with the total hydrogen production into the reactor vessel is consistent for the two codes. SCDAP/RELAP5 predicts 15.8% lower hydrogen production than MELCOR (Fig. 8). These differences are caused due that each code have different treatments of the phenomena, for

example the variation in metal oxidation models and correlations used, additionally each code has different core debris geometry when slumping and accumulation at the lower head.

Acknowledgments

The authors acknowledge the support given by the Mexican Science and Technology National Council (CONACyT) through a scholarship at the UNAM, and CNSNS-SENER for providing the facilities to carry out this work.

References

- Ahn, K.I., Kim, D.H., 2003. A state-of-the-art review of the reactor lower head models employed in three representative U.S. severe accident codes. *Ann. Nucl. Energy* 42, 361–382.
- Ahn, K.I., Park, S.Y., Cho, S.W., 2006. MELCOR 1.8.4 sensitivity analysis of the severe accident evolution during the APR 1400 LOCA. *Ann. Nucl. Energy* 33 (1), 71–83.
- Allison, C.M., Hohorst, J.K., Allison, B.S., Konjarek, D., Bajs, T., Pericas, R., Reventos, F., Lopez, R., 2012. Preliminary assessment of the possible BWR core/vessel damage states for Fukushima Daiichi station blackout scenarios using RELAP/SCDAPSIM. *Sci. Technol. Nucl. Install.*, <http://dxdoi.org/10.1155/2012/646327>.
- Bonelli, A., Mazzantini, O., Sonnenkalb, M., Caputo, M., García, J.M., Zanocco, P., Gimenez, M., 2014. Station black-out analysis with MELCOR 1.8.6 code for Atucha 2 Nuclear Power Plant. *Sci. Technol. Nucl. Install.*, <http://dxdoi.org/10.1155/2012/620298>.
- Carbajo, J.J., 1994. MELCOR sensitivity studies for a low-pressure, short-term station blackout at the Peach Bottom plant. *Nucl. Eng. Des.* 152, 287–317.
- Chanin, D., Young, M.L., 1998. Code Manual for MACCS2, User's Guide, NUREG/CR-6613, Vol. 1, SAND97-0594. Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM.
- Espinosa-Paredes, G., Camargo, R., Nuñez-Carrera, A., 2012. Severe accident simulation of the Laguna Verde nuclear power plant. *Sci. Technol. Nucl. Install.*, <http://dxdoi.org/10.1155/2012/209420>.
- Gauntt, R.O., Cole, R.K., Erickson, C.M., Gido, R-G., Gasser, R.D., Rodriguez, S.B., Young, M.F., 2000. NUREG/CR-6119, Rev. 2, MELCOR Computer Code Manuals Primer and User's Guide, Version 1.8.5, Vol. 1. Prepared by Sandia National Laboratories for the U.S. Nuclear Regulatory Commission, Office of Nuclear Regulatory Research.
- Haste, T., Birchley, J., Cazzoli, E., Vitazkova, J., 2006. MELCOR/MACCS simulation of the TMI-2 severe accident and initial recovery phases, off-site fission product release and consequences. *Nucl. Eng. Des.* 236 (10), 1099–1112.
- Hodge, S.A., Ott, L.J., 1990. BWR/SAR calculations of reactor vessel debris pours for peach bottom short-term station blackout. *Nucl. Eng. Des.* 121 (3), 327–339.
- Jow, H.N., Sprung, J.L., Rollstin, J.A., Ritchie, L.T., Chanin, D.I., 1993. MELCOR Accident Consequence Code System, Vol. 1. User's Guide, NUREG/CR-4691, SAND86-1562. Sandia National Laboratories.
- Kim, T.W., Song, J., Huang, V.T., Kim, D.H., Rhee, B.W., Revankar, S., 2014. Sensitivity study on severe accident core melt progression for advanced PWR using MELCOR code. *Nucl. Eng. Des.* 269, 155–159.
- Leonard, M.T., Ashbaugh, S.G., Cole, R.K., Bergeron, K.D., Nagashima, K., 1996. A direct comparison of MELCOR 1.8.3 and MAAP4 results for several PWR&BWR accident sequences. In: *Proceedings of the International Topical Meeting on PSA'96*.
- Longze, Li, Mingjun, Wang, Wenxi, Tian, Su, Guanghui, Suiheng, Qiu, 2014. Severe accident analysis for a typical PWR using the MELCOR code. *Prog. Nucl. Energy* 71, 30–38.
- MAAP4, 1994. MAAP4: Modular Accident Analysis Program for LWR Plants, Code Manual Vols. 1–4, Prepared by Fauske & Associates Inc, Burr Ridge, IL, USA for the EPRI, Palo Alto, CA, USA.
- Martín-Fuertes, F., Barbero, R., Martín-Valdepeñas, J.M., Jiménez, M.A., 2007. Analysis of source term aspects in the experiment Phebus FPT1 with the MELCOR and CFX codes. *Nucl. Eng. Des.* 237 (5), 509–523.
- Nuñez-Carrera, A., Camargo-Camargo, R., Espinosa-Paredes, G., López-García, A., 2012. Simulation of the lower head boiling water reactor vessel in a severe accident. *Sci. Technol. Nucl. Install.*, <http://dxdoi.org/10.1155/2012/305405>.
- Stefken, L.J., Coryell, E.W., Harvego, E.A., Hohorst, J.K., 2001a. SCDAP/RELAP5/MOD 3.3 Code Manual, Code Architecture and Interface of Thermal-Hydraulic and Core Behavior Models. NUREG/CR-6150, Vol. 1, Rev. 2, INEL-96/0422. Idaho National Engineering and Environmental Laboratory.
- Stefken, L.J., Coryell, E.W., Harvego, E.A., Hohorst, J.K., 2001b. SCDAP/RELAP5/MOD 3.3 Code Manual, Modeling of Reactor Core and Vessel Behavior During Severe Accidents. NUREG/CR-6150, vol. 2, Rev. 2, INEL-96/0422. Idaho National Engineering and Environmental Laboratory.
- Stefanova, A.E., Groudev, P.P., Atanasova, B.P., 2009. Assessment of passive autocatalytic recombiners capabilities in case of Zr oxidation during station blackout scenario for TVSA and TVSM fuel assemblies of WWER 1000. *Prog. Nucl. Energy* 51 (3), 582–588.
- Szabó, T., Benz, S., Kretzschmar, F., Royl, P., Jordan, T., 2012. Prediction of hydrogen distribution under severe accident conditions with CFD and lumped parameter codes ICONE2012-54499. In: *Presented at the 20th International Conference on Nuclear Engineering*, Anaheim, CA, USA.

- Szabó, T., Kretschmar, F., Schulenberg, T., 2014. Obtaining a more realistic hydrogen distribution in the containment by coupling MELCOR with GASFLOW. *Nucl. Eng. Des.* 269, 330–339.
- Trivedi, A.K., Allison, C., Khanna, A., Munshi, P., 2014. RELAP5/SCDAPSIM/MOD3.5 analysis of the influence of water addition during a core isolation event in a BWR. *Nucl. Eng. Des.* 273, 298–303.
- Vierow, K., Liao, Y., Johnson, J., Kenton, M., Gauntt, R., 2004. Severe accident analysis of a PWR station blackout with the MELCOR, MAAP4 and SCDAP/RELAP5 codes. *Nucl. Eng. Des.* 234, 129–145.
- Wang, J., Corradinia, M.L., Wen, F., Troy, H., Wenxi, T., Yapei, Z., Guanghui, S., Suizheng, Q., 2014. Comparison of CORA & MELCOR core degradation simulation and the MELCOR oxidation model. *Nucl. Eng. Des.* 276, 191–201.

Referencias

Ahn K.I., Kim D.H., "A state-of-the-art review of the reactor lower head models employed in three representative U.S. severe accident codes". *Progress in Nuclear Energy* 42 (3), pp. 361-382 (2003).

Baker L., et al., "Post accident heat removal technology", ANL/RAS 77-2, Argonne National Laboratory (1977).

Bandini, G., Status of Degraded Core Issues, NEA/CSNI/R(2001)5. Nuclear Energy Agency, Paris (2000).

Barrachin M., Defoort F., "Thermophysical Properties of In-Vessel Corium: MASCA Programme Related Results," Proceedings of MASCA Seminar 2004, Aix-en-Provence, France (2004)

Berenson P.J., Film Boiling Heat Transfer from a Horizontal Surface. *Journal of Heat Transfer* **83C**, p. 351 (1961).

Broughton J.M., et al., "A scenario of the Three Mile Island Unit 2 accident", *Nuclear Thecnology*, Vol. 87, pp. 34-53 (1989).

Bui V.A., Dinh T.N., Sehgal B.R., Numerical Simulation of Surface Instability Phenomena Associated with Fuel-Coolant Interaction, Proceedings of the Eighth International Topical Meeting on "Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NuReTH-8)", Kyoto, Japan 1997.

Cheung F.B., "Periodic Growth and Decay of a Frozen Crust over a Heat Generating Liquid Layer". *J. of Heat Transfer*, 103, pp. 369-375 (1981).

Cheung F.B., Shiah S.W., Cho D.H., Tan M.J., Modeling of heat transfer in a horizontal heat-generating layer by an effective diffusivity approach. *ASME HTD* **192**, p. 55-62 (1992).

Chi-Thanh T., Truc-Nam D., The effective model for simulation of melt pool heat transfer in a light water reactor pressure vessel lower head. Part I: Physical processes, modeling and model implementation. *Progress in Nuclear Energy* 51(2009), 849-859.

Chung H. M., Thomas G.R., "The Retarding Effect of Hydrogen on Zircaloy Oxidation". *NSAC-29* (1981).

Cronenberg A.W., In-Vessel Zircaloy-Oxidation/Hydrogen Generation Behavior During Severe Accidents. NUREG/CR-5597 R3, R4 (1990).

Dhir V.K., Catton I., "Study of dryout heat fluxes in bed of inductively heated particles", NUREG-0262, University of California (June 1977).

Dinh T.N., Bui V.A., Nourgaliev R.R., Sehgal B.R., Modeling of Heat Transfer Processes in Reactor Vessel Lower Plenum During Late Phase of In-Vessel Core Melt Progression, Proceedings of the International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, NURETH-8, v.1, p.157-164. Kyoto. Japan 1997.

Dinh T.N., Nourgaliev, R.R., Turbulence Modeling for Large Volumetrically Heated Liquid Pools, Nuclear Engineering and Design **169**, p.131-150 (1997).

Dinh T.N., Bui V.A., Nourgaliev R.R., Okkonen T., Sehgal B.R., Modeling of Heat and Mass Transfer Processes During Core Melt Dis charge From A Reactor Pressure Vessel, Proceedings of the Seventh International Topical Meeting on "Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, NURETH-7", Albany, N.Y., USA, NUREG/CP-0142. Vol.3, p. 1809-1829 (1995)

Drath, T., Dapper, M., Kleinhietpaß, I.-D., Unger, H., Koch, M.K., "Calculation of the TMI-2 Accident Using the Code ATHLET-CD (Part 1)". Part 1 of the Seventh Technical Report of the Research Project BMWi 150 1241: External Validation of the Code ATHLET-CD by Means of Selected Experiments, LEE-24. Ruhr-University Bochum (RUB), Energy Systems and Energy Economics (LEE), in German (2004).

Duriez C., Dupont T., Schmet B., Enoch F., "Zircaloy-4 and M5 high temperature oxidation and nitriding in air". *J. Nucl. Mater.* 380, pp. 30–45 (2008).

Espinosa-Paredes G., Camargo-Camargo R., Nuñez-Carrera A., "Severe Accident Simulation of the Laguna Verde Nuclear Power Plant. *Science and Technology of Nuclear Installations* (2012).

Fan T.H., F. B. Cheung, "Modeling of Transient Turbulent Natural Convection in a Melt Layer Solidification" *J. of Heat Transfer*, 119, pp. 544-552 (1997).

Fujita Y., et al., Nucleate boiling heat transfer and critical heat flux in narrow space between rectangular surfaces. *International Journal of Heat and Mass Transfer* **31** (2). p. 229-230 (1988).

Gauntt R.O., et al., MELCOR computer code manual, Core (COR) package reference manuals. NUREG/CR-6119, Vol. 2, Rev.2, Version 1.8.6, September 2005.

Grosse M., Vanden Berg M., Goulet C., Kaestner A., “In situ investigation of hydrogen diffusion in Zircaloy-4 by means of neutron radiography, fifth European Conference on Neutron Scattering”. *J. Phys.: Conference Series* 340 (2012).

Hawkes G.L., O’Brien J.E., ARSAP AP600 In-vessel coolability thermal analysis final report. DOE/ID-10369, December 1991.

Henry R.E., Fauske H.K., 1993. External cooling of a reactor vessel under severe accident conditions. *Nucl. Eng. Des.* **139**, 31-43.

Henry R.E., Burelbach, J.P., Hammersley, R.J., Henry, C.E., 1993. Cooling of core debris within the reactor vessel lower head. *J. Nucl. Technol.* **101**, 385–399.

Henry R.E., Hammersley R.J., Quenching of Mellow Surfaces in a Narrow Annular Gap. 5th Int. Conf. Simulation Methods in Nuclear Engineering, Montreal, Canada, September. 1996.

Henry R.E., Hammersley R.J., Klopp G.T., Merilo K., Experiments on the lower plenum response during a severe accident. Proc. 4th Int. Topical Meet. On Nuclear Thermal Hydraulics, Operations and Safety, Vol. I, April 1994, pp. 27-C-I-6.

Hodge S.A., Identification and assessment of BWR in-vessel accident management strategies. *ANS Trans.* **64**, p. 367 (1991).

Hofmann P., “Current knowledge on core degradation phenomena, a review”. *J. Nucl. Mater.* 270, 194–211 (1999).

Hofmann P., Hagen S., Schanz G., Skokan A., “Chemical Interactions of Reactor Core Material Up to Very High Temperatures”. *Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe KFK—4485 20(12)*, 75 p. (1989).

Kawahara K., Ishiwatari Y., and Liu M., “Development of simple success criteria regarding alternative water injection for emergency response to long-term station blackout of BWR”. *Journal of Nuclear Science and Technology* 50(2), pp. 201–211 (2013).

Kulacki F.A., Nagle M.E., Natural convection in a horizontal fluid layer with volumetric energy sources. *Trans. ASME J. Heat Transfer* **97**, p. 204–211 (1975).

Kutateladze S.S., Heattransfer in Condensation and Boiling. U.S. AEC Rep., AEC-tr-3770 (1952).

Kymalainen. O., Hongisto, O., Antman, J., Tuomisto, H., and Theofanous, T.G.. 1992, COPO: Experiments for Heat Flux Distribution from a Volumetrically Heated Corium Pool, Proceedings of the 20-th Water Reactor Safety Information Meeting, Bethesda, Maryland, October 21-23. 1992.

Kymalainen, O., Tuomisto, H., Hongisto, O., Theofanous, T.G., 1994. Heat flux distribution from a volumetrically heated pool with high Rayleigh number. *J. Nucl. Eng. Design* **149**, 401–408.

Murase M., Kohriyama T., Kawabe Y., Yoshida Y., Okano Y., Heat Transfer Models in Narrow Gap. *Proceedings of ICONE 9, 9th International Conference on Nuclear Engineering*, April 8-12 2001, Nice, France

NEA, Nuclear fuel behavior in Loss-of-coolant accident (LOCA) conditions, State-of-the-art Report. ISBN 978-92-64-99091-3 (2009).

OIEA, “Seguridad de los Reactores de Investigación”, *Requisitos de seguridad, N° NS-R-4*.

Okano Y., et al., ‘Modeling of debris cooling with annular gap in the lower RPV and verification based on ALPHA experiments. *Nucl. Eng. Des.*, **223**, p. 145–158 (2003).

Olander D.R., “Materials chemistry and transport modeling for severe accident analyses in light-water reactors I: external cladding oxidation”. *Nuclear Engineering and Design* **148 (2-3)**, pp. 253–271 (1994).

Park H., Dhir V.K., Steady state thermal analysis of external cooling of a PWR vessel lower head. *AIChE Symp. Ser.* **87**, p. 1 (1991).

Park H., Dhir V., Effect of outside cooling on the thermal behavior of a pressurized water reactor vessel lower head. *J. Nucl. Technol.* **100**, p. 331–346 (1992).

Park R., Kang K., Hong S., Kim S., Song J., “Corium behavior in the lower plenum of the reactor vessel under IVR-ERVC condition: Technical issue” (2012).

Polo-Labarrios M.A., Espinosa-Paredes G., Comparative study of the hydrogen generation during short term station blackout (STSBO) in a BWR. *Annals of Nuclear Energy* 83, pp. 274-282 (2015).

Reinke N, Tilman Drath, Thilo v. Berlepsch, Hermann E. Unger, Marco K. Koch. Formation, characterisation and cooling of debris Scenario discussion with emphasis on TMI-2. *Nuclear Engineering and Design* 236, pp. 1955–1964 (2006).

Rhee S.J., et al., “Natural Convection Heat Transfer in Beds of Inductively Heated Particle”, ASME Paper 77-WA/HT-2, American Society of Mechanical Engineers (Nov. 1977).

Rivard J.B., “Post Accident heat removal: Debris bed experiments D-2 and D-3”, NUREG/CR-0421, SAND 78-1238, Sandia National Laboratories (1978).

Schmidt H., et al., “Experiments on heat removal in a gap between debris crust and RPV wall,” 1st European-Japanese Two-Phase Flow Group Meeting, Portoroz, June 1–5, 1998.

Sehgal B.R., Bui V.A., Dinh T.N., Nourgaliev R.R., Heat Transfer Processes in Reactor Vessel Lower Plenum during Late Phase of In- Vessel Core Melt Progression. *J. Advances in Nuclear Science and Technology*, Plenum Publ. Corp, Vol.26 (1998).

Sehgal B.R., Bui V.A., Dinh T.N., Nourgaliev R.R., Heat transfer processes in reactor vessel lower plenum during late phase of in-vessel core melt progression. *Advances in Nuclear Science and Technology* 26, p. 103-135 (1999).

Seiler J.M., et al., “Consequences of Physico-Chemistry Effects on In-Vessel Retention Issue,” NURETH-11, Avignon, France (2005).

Squarer D., Pieczynski A.T., Hochreiter L.E., *Trans. Am. Nucl. Soc.*, 38, 444 (1981).

Squarer D., Pieczynski A.T., Hochreiter L.E., “Effect of Debris Bed Pressure, Particle Size, and Distribution on Degraded Nuclear Reactor Core Coolability”. *Nuclear Science and Engineering* 80, pp. 2-13 (1982).

Squarer D., Peoples J.A., *Trans. Am. Nucl. Soc.*, 34, 535 (1980)

Steinbrenner U., Reineke H.H., Turbulent buoyancy convection heat transfer with internal heat sources. *Proc. Inter. Heat Transfer Conf*, 6th, Toronto. Vol. 2, p. 305-310 (1978).

Stuckert J., Grosse M., Rössger C., Klimenkov M., Steinbrück M., Walter M., “QUENCH-LOCA program at KIT on secondary hydriding and results of the commissioning bundle test QUENCH-L0”. *Nucl. Eng. Des.* 255, pp. 185–201 (2013).

Suh K.Y., Henry R.E., “Integral analysis of debris material and heat transport in reactor vessel lower plenum”. *Nuclear Engineering and Design* 151, pp. 203-221 (1994).

Tanabe F., “Analyses of core melt and re-melt in the Fukushima Daiichi nuclear reactors”. *Journal of Nuclear Science and Technology* 49 (1), pp. 18-36 (2012).

Theofanous T.G., Angelini S., Natural convection for in-vessel retention at prototypic Rayleigh numbers. Eighth International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics NURETH-8, Kyoto, Japan, September 30–October 04 (1997).

Theofanous T.G., Liu C., Addition S., Angelini S., Kymalainen O., Salmassi T., In-vessel coolability and retention of a core melt. DOE/ID-1046, November 1994..

Turland B.D., In-Vessel Phenomena Relevant to the Achievement of Debris Coolability by Ex-Vessel Flooding of a PWR, Proceedings of the OECD/ CSNI/ NEA Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer, Grenoble, France, March 9-11, 1994.

Van Dorsselaere J.P., Seropian C., Chatelard P., Jacq F., Fleurot J., Giordano P., Reinke N., Schwinges B., Allelein H.J., Luther W., “The ASTEC integral code for severe accident simulation”. *Nuclear Technology* 165, March 2009.

Whitaker S., 1999a. The method of volume averaging. Kluwer Academic Publishers, The Netherlands.

Whitaker S., 1999b. Theory and Applications of Transport Porous Media: The Method of Volume Averaging. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, The Netherlands.

Wolf J.R., Rempe L., TMI-2 Vessel Investigation Project Integration Report. NUREG/CR-6197, TM1 V(93) EGIO EGG-2734 (1994).

Wright, R.W., “Core melt progression: status of current understanding and principal uncertainties. In: Rogers, J.T. (Ed.)”, *Heat and Mass Transfer in Severe Nuclear Reactor Accidents*. Begell House, New York (1996).

Xingwei Shi, Xinrong Cao, Zhengzhi Liu, “Oxidation behavior analysis of cladding during severe accidents with combined codes for Qinshan Phase II Nuclear Power Plant”. *Annals of Nuclear Energy* 58, pp. 246–254 (2013).

Yan Y., Burtseva T.A., Billone M.C., “High-temperature steam-oxidation behavior of Zr-1Nb cladding alloy E110”, *Journal of Nuclear Materials* 393, pp. 433-448 (2009).

Yukimitsu OKANO, Takashi NAGAE and Michio MURASE, Modeling and Validation of In-Vessel Debris Cooling during LWR Severe Accident. *Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY* 42 (4), p. 351–361 (2005).

Yun J.I., Suh K.Y., Kang C.S., Heat and fission product transport in molten core material pool with crust. *Nuclear Engineering and Design* 235, p. 2171–2181 (2005).

Yunus A. Cengel, “Heat Transfer”. 2a Edicion. McGraw-Hill, ISBN 970-10-4484-3 (2003).

Zielinski A., Sobieszczyk S., “Hydrogen-enhanced degradation and oxide effects in zirconium alloys for nuclear applications”. *Int. J. Hydrogen Energy* 36, pp. 8619–8629 (2011).