

# Estudio de la transferencia de calor en un octavo del conjunto combustible del reactor nuclear de alto desempeño refrigerado por agua supercrítica

Landy Y. Castro González, Rogelio Alfonso Barrera, Carlos García Hernández, Jesús Rosales García  
Instituto Superior de Ciencias y tecnologías Aplicadas  
Ave. Salvador Allende y Luaces. La Habana, Cuba  
lcastro@instec.cu

## Resumen

El reactor nuclear de agua ligera de alto desempeño es la versión europea del reactor refrigerado por agua supercrítica, propuesto como uno de los candidatos para la Generación IV de reactores nucleares. En este trabajo se evaluó la capacidad para predecir el comportamiento de la transferencia de calor hacia el agua supercrítica en los subcanales de 1/8 del conjunto combustible del HPLWR, mediante códigos de la Dinámica de Fluidos Computacional utilizando dos modelos de turbulencia: el modelo de esfuerzos de Reynolds, desarrollado por Speziale y el modelo  $k-\omega$  de transporte de esfuerzos cortantes. Se realizó un estudio de sensibilidad de malla que garantizó la independencia de los resultados numéricos respecto del tamaño y distribución de los elementos de la malla. Se calcularon las distribuciones axiales de temperatura en la envoltura y en los elementos combustibles, además de las distribuciones de temperatura del agua en la zona refrigerante y en la zona moderadora. Se compararon los resultados de los dos modelos de turbulencia y se mostró que no se obtuvo ninguna diferencia apreciable en los valores de la temperatura promedio del agua supercrítica calculada con los modelos de turbulencia utilizados. Sin embargo, los resultados numéricos utilizando el modelo de turbulencia SST mostraron mayores valores de temperatura del combustible y de temperatura superficial de la envoltura de los elementos combustibles que los calculados con el modelo SSG.

*Palabras clave:* flujo turbulento, transferencia de calor, reactores refrigerados por agua, simulación computarizada, evaluaciones comparativas

## Heat transfer study in one eighth of the high performance supercritical water-cooled reactor fuel assembly

### Abstract

The high-performance light-water nuclear reactor is the European version of the supercritical water-cooled reactor, proposed as one of the candidates for Generation IV of nuclear reactors. This paper assesses the ability to predict the heat transfer behavior to supercritical water in the sub-channels of the 1/8 HPLWR fuel assembly by codes of Computational Fluid Dynamics using two models of turbulence (the Reynolds stress model developed by Speziale and the  $k-\omega$  shear stress transport model). A mesh sensitivity study was performed to guarantee the independence of the numerical results regardless the size and distribution of the mesh elements. Temperature distributions were calculated in the fuel rods, in the clad, and in water both in the cooling zone and moderator zone. The results of the two turbulence models were compared. No appreciable difference was obtained in the values of the supercritical water average temperature calculated with the turbulence models used. However, the numerical results using the SST turbulence model show higher values regarding the temperature of both fuel rods and clad surface compared to those calculated with the SSG model.

*Key words:* turbulent flow, heat transfer, water cooled reactors, computerized simulation, comparative evaluations

## Introducción

Dentro de los sistemas nucleares avanzados de la llamada Generación IV se le concede especial importancia

por sus innegables ventajas a los reactores nucleares refrigerados por agua supercrítica (SCWR, por sus siglas en inglés) [1]. El reactor de agua supercrítica de diseño europeo o reactor nuclear de agua ligera de alto

desempeño (HPLWR por sus siglas en inglés) es uno de los diseños más estudiados y prometedores entre los distintos diseños típicos de SCWRs [2]. El principal objetivo que persigue este proyecto es incrementar la eficiencia térmica hasta el 45-50 % con respecto a los actuales reactores (33 %) [3]. El agua supercrítica (SCW, por sus siglas en inglés) existe para valores de temperatura y presión mayores del punto crítico (22,1 MPa y 374 °C). En estas condiciones el comportamiento del agua es muy diferente al del agua subcrítica. Los valores de la densidad  $\rho$ , conductividad térmica  $k$  y la viscosidad dinámica  $\mu$  sufren un gran descenso cerca del punto pseudocrítico, mientras que la entalpía  $h$  aumenta abruptamente [4]. Este punto pseudocrítico es aquel que se encuentra a una presión mayor que la crítica y a una temperatura correspondiente al máximo valor del calor específico  $C_p$  para esa presión en particular. Al ascender el agua como refrigerante alcanza este punto y se manifiesta un comportamiento inusual de la transferencia de calor [5]. Bajo estas condiciones es posible la ocurrencia de un deterioro de la transferencia de calor (HTD, por sus siglas en inglés). Este es un fenómeno que se genera gradualmente y puede provocar un sustancial incremento de la temperatura en la envoltura de los elementos combustibles debido a la disminución del coeficiente de transferencia de calor (HTC, por sus siglas en inglés). La evaluación precisa del HTD resulta necesaria debido a que la temperatura máxima de la envoltura de los elementos combustibles es un parámetro de diseño crucial para evaluar su integridad. Los estudios experimentales para determinar la transferencia de calor en condiciones supercríticas están muy limitados a geometrías sencillas como tubos circulares, muy pocos se han realizado en subcanales de arreglos de barras. En la actualidad con el desarrollo de las tecnologías informáticas, el uso de la Dinámica de Fluidos Computacional (CFD, por sus siglas en inglés) ha alcanzado una importancia significativa, especialmente para el estudio de los fluidos en condiciones supercríticas. La principal dificultad en el uso de los códigos CFD, planteada por varios autores está relacionada con la modelación de la turbulencia [6] debido a las grandes variaciones de las propiedades termofísicas cerca del punto pseudocrítico del agua. Esto presenta un desafío único para los modelos de turbulencia existentes para captar la posible ocurrencia del HTD, ya que la aplicabilidad de los modelos de turbulencia convencionales no está completamente verificada [6]. En los últimos años se han estudiado varios modelos de turbulencia para la descripción de la transferencia de calor utilizando agua supercrítica. Los trabajos expuestos en [7-16] son evidencias de los esfuerzos realizados por diversos autores en este sentido. Los modelos de turbulencia utilizados en estos trabajos son diversos, unos modelos utilizan el enfoque de funciones de pared donde se usan fórmulas semiempíricas que no resuelven la capa límite, por lo que ahorran recursos computacionales. El otro enfoque para resolver la transferencia de calor en la cercanía de las paredes es el método de bajo-Re que resuelve los detalles de la capa límite usando tamaños muy pequeños de los

elementos de la malla en la dirección normal a la pared [17]. En adición a esto, las simulaciones mencionadas, con la excepción de la realizada por Rowinski [15] en un tubo circular han sido desarrolladas aplicando un flujo de calor constante en las paredes del tubo o en las barras en geometrías de subcanales, a diferencia de lo que ocurre en el núcleo del HPLWR donde el flujo de calor en las barras combustibles no es uniforme. En este trabajo se estudia la utilización del código CFD, ANSYS-CFX [17] para describir la transferencia de calor en el conjunto combustible típico del HPLWR, considerando una distribución axial no uniforme de flujo de calor en las barras combustibles. Se realiza un estudio de sensibilidad para determinar el tamaño y la distribución de los elementos de la malla para los modelos de turbulencia SSG y  $k-\omega$ -SST que garanticen la independencia de los resultados con la malla. Se calculan las distribuciones de temperatura en las barras combustibles, las de temperatura en la envoltura de los elementos combustibles y las distribuciones de temperatura del agua en la zona refrigerante y en la zona moderadora del conjunto. Se comparan los resultados de los dos modelos de turbulencia y con los resultados numéricos de otros autores.

## Materiales y métodos

### Modelo computacional

El modelo computacional utilizado en este trabajo está basado en el código CFD, ANSYS-CFX 15. Este modelo tiene en cuenta la variación espacial de las propiedades de los fluidos resolviendo las ecuaciones de conservación de la masa, momento y energía [17]. Además, permite la obtención indirecta del HTC. Para esto se utiliza la ecuación (1).

$$HTC = \frac{q'}{(T_{pared} - T_{promedio})} \quad (1)$$

donde:

$q'$ : Flujo de calor establecido entre las paredes de los elementos combustibles y el agua supercrítica

$T_{pared}$ : Temperatura del agua en la superficie de los elementos combustibles

$T_{promedio}$ : Temperatura promedio del agua en los subcanales del conjunto combustible.

El modelo de turbulencia de dos ecuaciones  $k-\omega$ -SST asume la viscosidad de remolino para resolver el tensor de los esfuerzos de Reynolds en la ecuación de conservación de la cantidad de momento y utiliza el método de bajo-Re para modelar la turbulencia en la cercanía de las paredes. El otro modelo de turbulencia utilizado es el SSG. Este modelo no utiliza la hipótesis de la viscosidad de remolino, resuelve las ecuaciones diferenciales de transporte para cada componente de los esfuerzos de Reynolds y utiliza funciones de pared en la cercanía de las paredes. Una descripción detallada del tratamiento matemático desarrollado en estos modelos puede ser encontrada en [17].

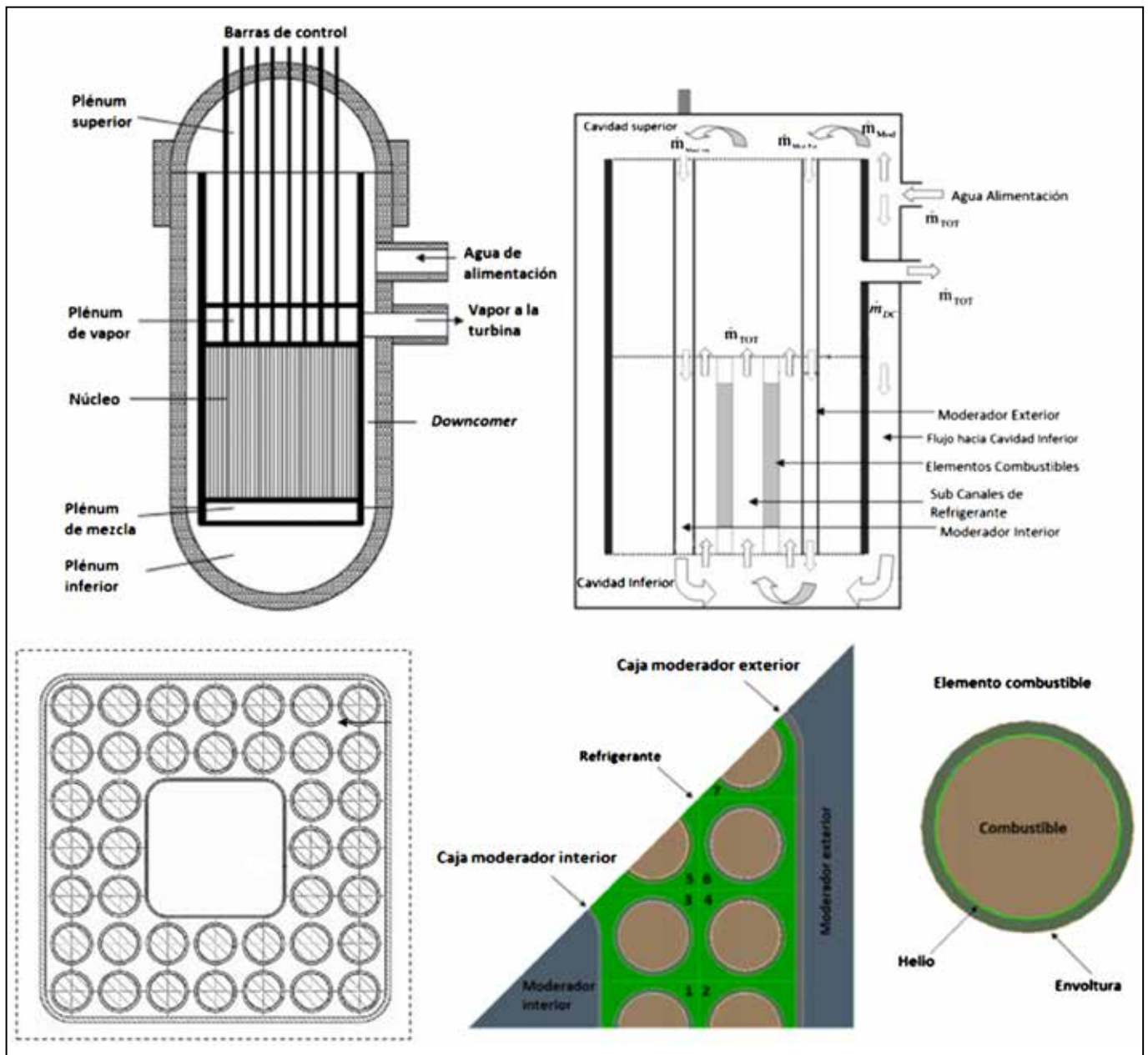
### Modelo físico

En la Figura 1 se muestra un esquema de la vasija del reactor, el diagrama del flujo de agua dentro de la vasija y el esquema de la sección transversal del conjunto combustible, propuesto por Hofmeister en 2007 [18]. Debido a la gran variación de la densidad del agua en el HPLWR existe en el conjunto combustible una cantidad de agua como moderador. El conjunto combustible es de forma cuadrada con 40 elementos, el flujo de agua moderadora desciende por la parte central interior del conjunto combustible, denominada moderador interior y también por el espacio entre las cajas que encierran los elementos combustibles, denominado moderador exterior (Figura 1). Aprovechando la simetría que presenta el conjunto combustible del HPLWR solo se analiza la octava parte de este. El refrigerante se divide en siete subcanales para un mejor procesamiento de los resultados (Figura 1). Las dimensiones del conjunto

combustible y los parámetros físicos se definieron acorde a los valores mostrados en la Tabla 1.

**Tabla 1.** Parámetros geométrico y físicos del octavo del conjunto combustible del HPLWR

Parámetros	Valores [mm]
Diámetro del combustible	6,9
Diámetro interno de la envoltura	7
Diámetro externo de la envoltura	8
Altura del núcleo	4 200
Ancho interno de la caja del conjunto combustible	65,2
Ancho externo de la caja de agua moderadora	26,8
Presión de entrada	25 MPa
Propiedades del agua supercrítica	IAPWS IF97
Flujo másico de refrigerante	0,167 kg/s
Flujo másico de moderador por el interior	0,013 94 kg/s
Flujo másico de moderador por el exterior	0,027 81 kg/s
Potencia total	327,5 kW



**Figura 1.** Diseño del núcleo y del conjunto combustible del HPLWR.

Las propiedades del agua se tomaron de la Asociación Internacional para las Propiedades del Agua (IAPWS, por sus siglas en inglés). De la biblioteca de materiales que brinda el CFX se escogió IAPWS-IF97, que es una formulación preparada para usos industriales de las propiedades del agua y del vapor.

La conductividad térmica del combustible nuclear (UO<sub>2</sub>) del acero de la envoltura de los elementos y del Helio que se encuentra ocupando el volumen entre el combustible nuclear y la envoltura de los elementos depende de la temperatura según las expresiones (2,3 y 4).

$$k_{UO_2} = 1,27 \times 10^{-19} \times T^6 - 1,52 \times 10^{-15} \times T^5 + 7,33 \times 10^{12} \times T^4 - 1,84 \times 10^{-8} \times T^3 + 2,71 \times 10^{-5} \times T^2 - 2,48 \times 10^{-2} \times T + 14,09 \quad [W/m \cdot K] \quad (2)$$

$$k_{acero} = 0,01571 \times T + 9,248 \quad [W/m \cdot K] \quad (3)$$

$$k_{He} = 0,33 \quad [W/m \cdot K] \quad (4)$$

En los elementos combustibles del octavo del conjunto se asumió la distribución axial de flujo de calor volumétrico acorde con la mostrada en la Figura 2. Esta distribución fue obtenida previamente en [9].

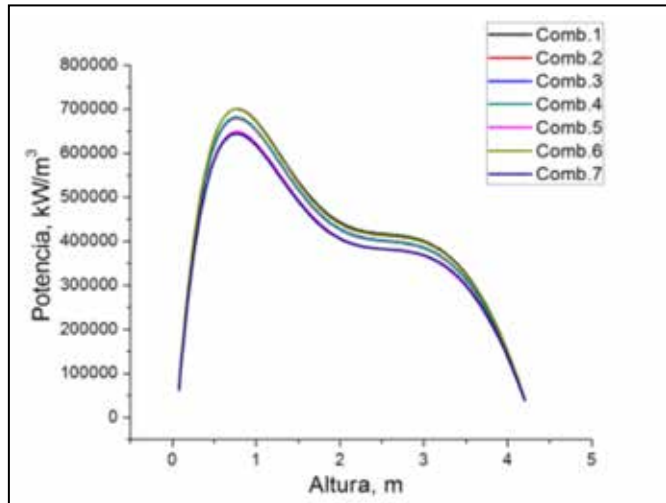


Figura 2. Distribución axial del flujo de calor en los elementos combustibles.

## Resultados

### Estudio de sensibilidad de malla

Con el objetivo de eliminar posibles efectos numéricos causados por el tamaño de las mallas computacionales y sus distribuciones, se realizó un estudio de sensibilidad de malla. Para este estudio se realizó un incremento progresivo, primeramente del número de volúmenes de control en la dirección axial y posteriormente en la dirección radial del conjunto combustible. Además, se tuvo en cuenta el tamaño de los elementos de la malla adyacentes a las paredes mediante el control de la distancia adimensional a la pared, definido por la ecuación (5) que relaciona los parámetros del flujo con la distancia a la que se encuentra el primer nodo adyacente a la pared.

$$y^+ = \frac{\rho u_\tau \Delta y}{\mu} \quad \text{siendo} \quad u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (5)$$

donde:

- $u_\tau$ : Velocidad de corte
- $\Delta y$ : Distancia normal a la pared del primer nodo de la malla adyacente a la pared
- $\mu$ : Viscosidad dinámica
- $\tau_w$ : Esfuerzo cortante en la pared.

Los resultados obtenidos en dos simulaciones consecutivas se comparan utilizando monitores de temperatura que se encuentran distribuidos en diferentes zonas del refrigerante. Se considera una solución independiente de la malla cuando la desviación relativa máxima de los valores de la temperatura en determinadas zonas de interés sea menor o igual al 2 % para dos simulaciones consecutivas. Para este estudio se consideró que las propiedades de interés son separables en las direcciones radial y axial. Se determinó que con el modelo de turbulencia SSG es posible alcanzar un resultado numérico independiente del tamaño y distribución de los elementos para una malla de 2 929 150 elementos, ver Tabla 2.

Tabla 2. Estudio de sensibilidad de malla. Modelo SSG

Malla	Elementos	Axial (mm)	Radial (mm)	$\gamma^+$	Error Relativo
1	441 000	42	1	20	—
2	661 500	28	1	20	6,62
3	882 000	21	1	20	3,54
4	1 102 500	16,8	1	20	2,92
5	1 321 000	14	1	20	2,52
6	1 543 500	12	1	20	2,07
7	1 852 200	10,5	1	20	1,36
8	1 962 800	12	0,8	20	12,93
9	2 373 000	12	0,6	20	8,52
10	2 563 750	12	0,5	20	3,12
11	2 929 150	12	0,4	20	1,99
12	3 323 250	12	0,3	20	1,58

Utilizando el modelo de turbulencia SST se determinó que con una malla de 16 747 200 elementos se garantiza que los resultados numéricos se hagan independientes de la misma, ver Tabla 3.

Tabla 3. Estudio de sensibilidad de malla. Modelo SST

Malla	Elementos	Axial (mm)	Radial (mm)	Circunferencial (mm)	$\gamma^+$	Error Relativo
13	4 424 500	12	0,4	0,4	1	—
14	5 634 800	12	0,4	0,3	1	7,81
15	8 193 200	12	0,4	0,2	1	3,54
16	15 708 750	12	0,4	0,1	1	2,02
17	30 667 400	12	0,4	0,05	1	1,57
18*	16 024 100	12	0,4	0,1	0,9	5,73
19	16 747 200	12	0,4	0,1	0,8	2,45
20	17 140 800	12	0,4	0,1	0,7	1,23

### Cálculo de las distribuciones axiales de la temperatura

Las distribuciones axiales de temperatura del agua en el conjunto combustible se muestran en la Figura 3. Para ambos modelos de turbulencia la temperatura promedio del refrigerante en los subcanales alcanza el

valor pseudocrítico a aproximadamente 1,3 m de altura. La temperatura promedio a la salida del conjunto es de 772,5 K utilizando el modelo SSG y 775,7 K utilizando el modelo SST. Los resultados obtenidos por ambos modelos de las propiedades promedio del agua en el conjunto combustible no presentan diferencias significativas.

La Figura 4 muestra la distribución de temperatura en la línea central de los elementos combustibles a lo largo del conjunto. Se alcanza un máximo en la zona inferior del conjunto en el elemento 6 para el modelo SSG a 0,68 m y para el SST a 0,85 m en dirección axial ascendente. El segundo máximo se obtuvo en el elemento 7 para el modelo SSG a los 3,1 m y para el SST se alcanzó a los 3 m.

Las distribuciones axiales de la temperatura de las barras combustibles obtenidas utilizando los dos modelos de turbulencia se comparan con la distribución de la temperatura de las barras combustibles obtenida por

Waata [19] donde se realizó un cálculo termohidráulico del mismo conjunto combustible, utilizando una variante del código COBRA. Los resultados calculados por Waata han sido utilizados por otros autores como Reiss en [20], Xi en [21] y Chaudri en [22] para la verificación de los resultados numéricos. Como puede verse en la Figura 5, los dos modelos utilizados predicen aproximadamente la misma distribución de la temperatura de las barras combustibles por encima de los dos metros de altura. Los resultados calculados usando el modelo de turbulencia SST coinciden con los valores de referencia en la zona inferior del núcleo del reactor donde la temperatura del agua está en la proximidad del punto pseudocrítico, mientras que utilizando el modelo de turbulencia SSG se describen valores de temperatura más bajos. Las diferencias entre los valores calculados y los valores de referencia a partir de los 3 m de altura se deben, principalmente, a que la distribución axial del flujo de calor asumida en cada caso es diferente. En el

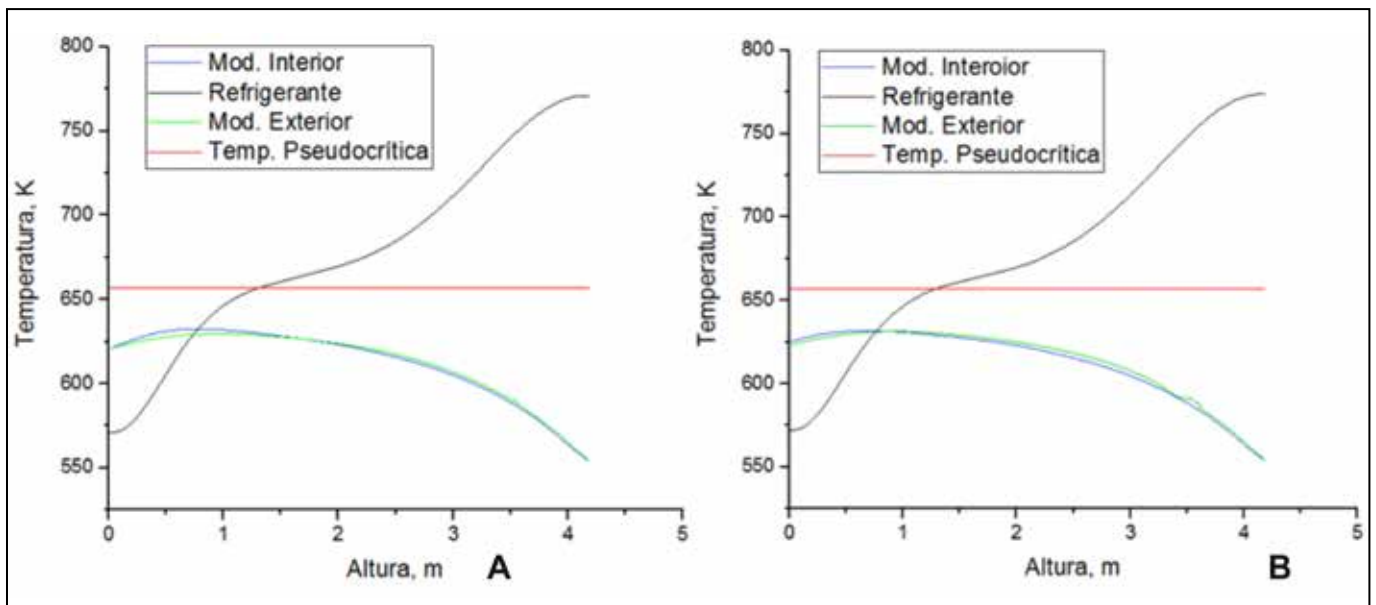


Figura 3. Distribución de la temperatura promedio del agua en el conjunto combustible. A) Modelo SSG; B) Modelo SST

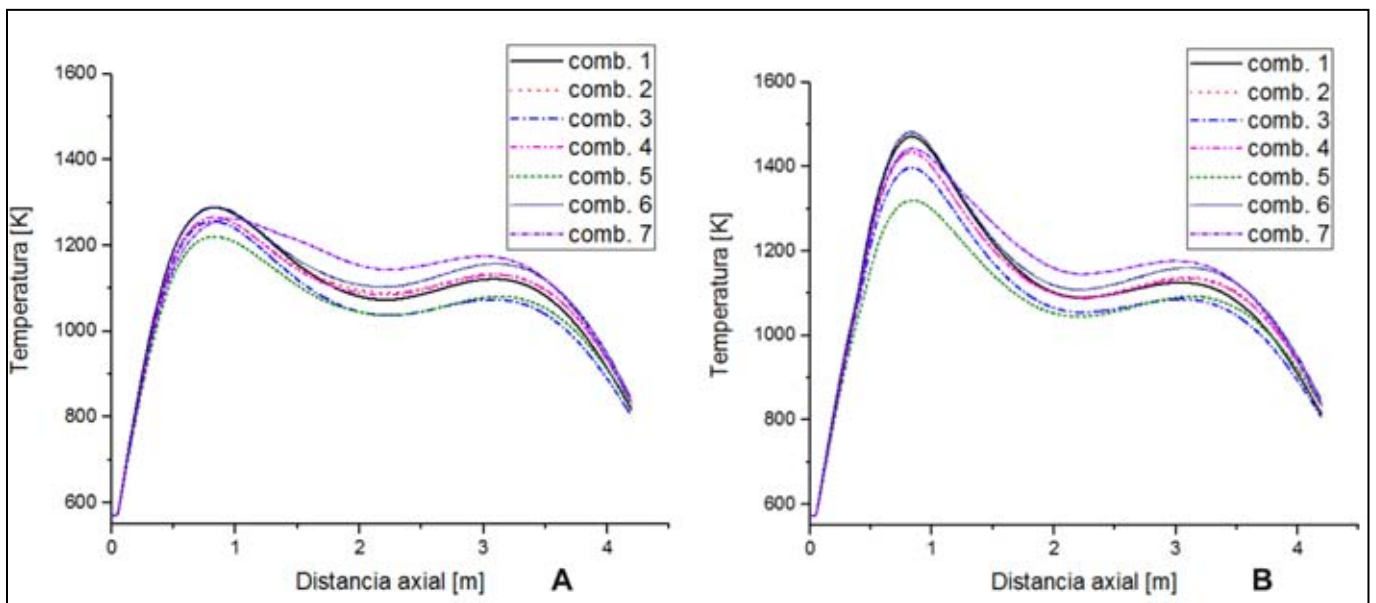


Figura 4. Distribución axial de la temperatura en los elementos combustible. A) Modelo SSG; B) Modelo SST.

caso del cálculo realizado por Waata, se consideró para su obtención un volumen de agua como reflector en los

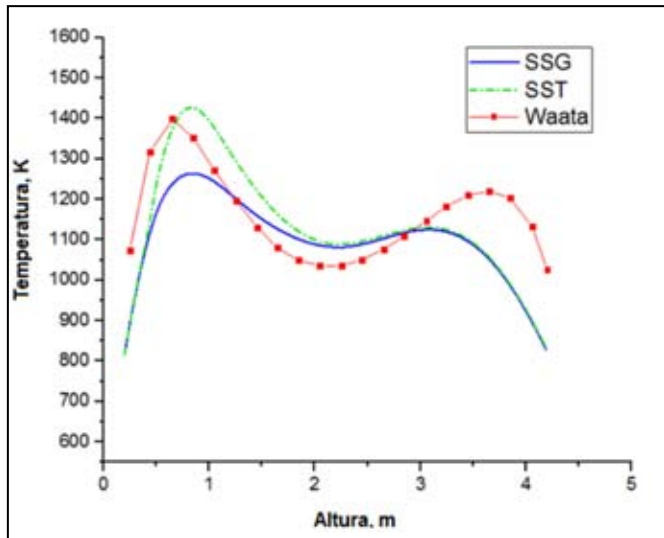


Figura 5. Comparación de las distribuciones axiales de temperatura en los elementos combustibles.

extremos inferior y superior del conjunto combustible, lo que incrementó la moderación de los neutrones en esa zona y consecuentemente, se acrecentó la energía liberada en los elementos combustibles.

La Figura 6 muestra las distribuciones axiales de la temperatura máxima en la envoltura. Utilizando el modelo de turbulencia SSG, la temperatura aumenta suavemente y no se evidencia un aumento en la temperatura de la pared respecto a la temperatura promedio de los subcanales, lo que caracteriza un régimen de transferencia de calor normal. Con el modelo de turbulencia SST se observa un aumento abrupto de la temperatura en la pared cuando alcanza el valor pseudocrítico y se evidencia la ocurrencia del HTD.

En la Figura 7 se observa que con el modelo SSG el HTC aumenta con posterioridad al punto pseudocrítico hasta alcanzar un máximo a 1 m de altura. Realizando la modelación con el modelo SST en la zona inferior del núcleo del reactor, los valores del HTC son menores en comparación con los calculados con el SSG. Además, ocurre una disminución en el HTC con posterioridad al

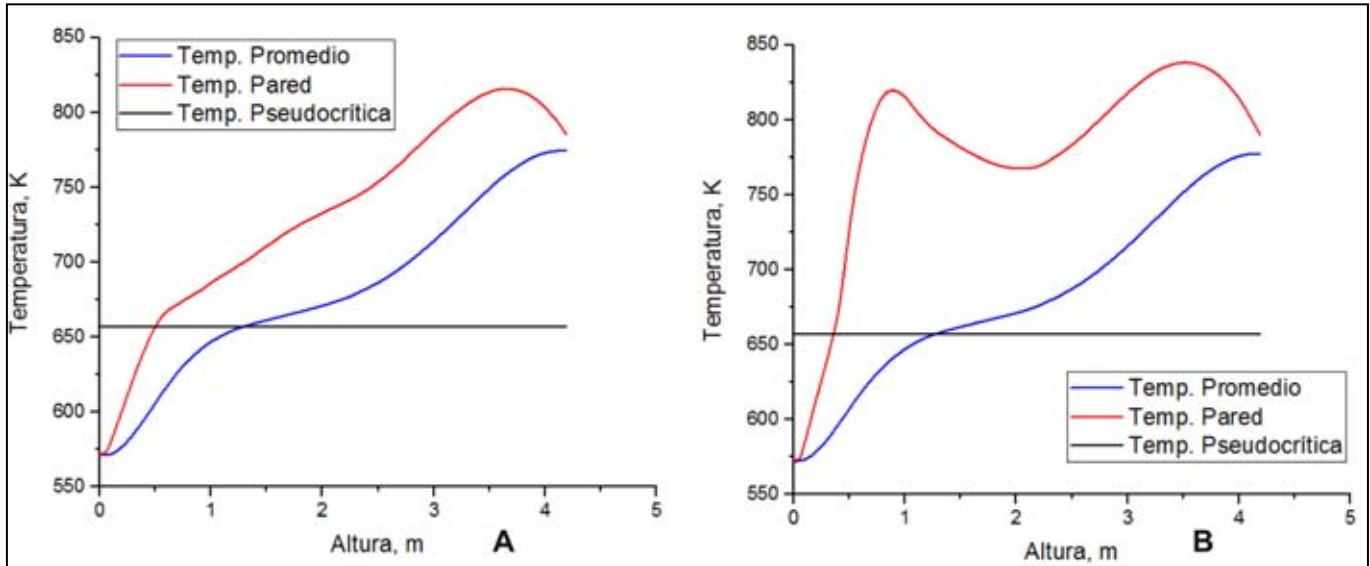


Figura 6. Modelo SST Distribución axial de la temperatura del SCW promedio y en la pared de los elementos combustibles. A) SSG; B) SST.

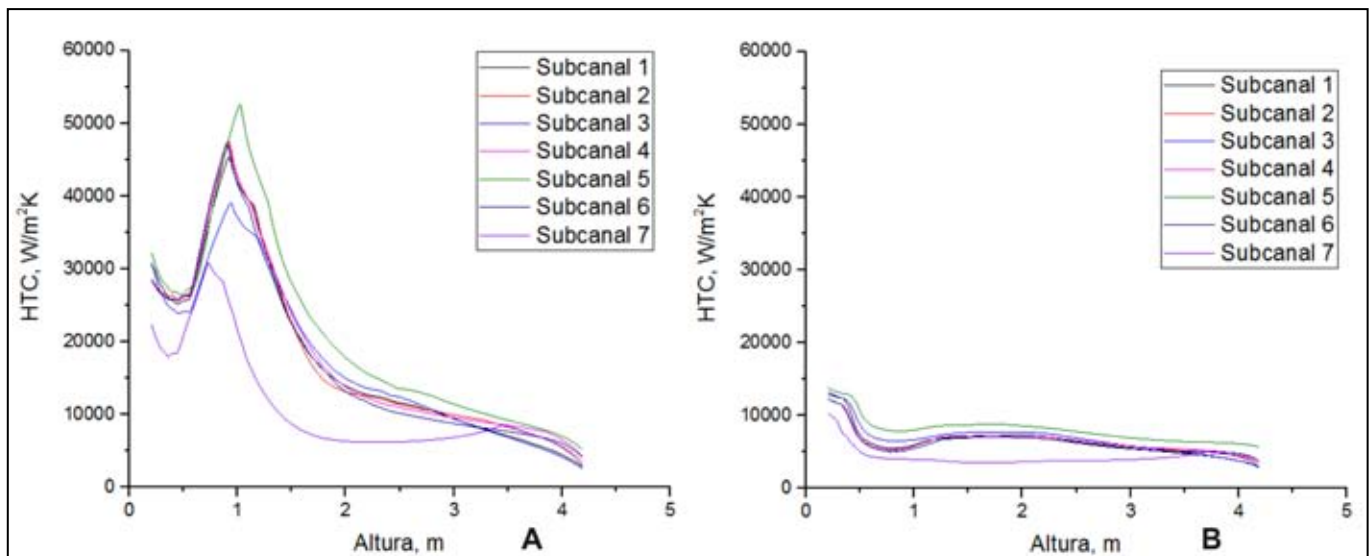


Figura 7. Distribución axial del HTC. A) Modelo SSG; B) Modelo SST.

punto pseudocrítico, disminuye la capacidad del agua de extraer calor de la superficie de la envoltura de los elementos combustibles y consecuentemente, aumenta su temperatura.

## Conclusiones

En el trabajo se realizó un estudio de la transferencia de calor en agua supercrítica basado en CFD de 1/8 del conjunto combustible del HPLWR, teniendo en cuenta una distribución axial no uniforme en los elementos combustibles. Los resultados numéricos obtenidos utilizando el modelo de turbulencia SSG alcanzaron la independencia de la malla para un orden de magnitud inferior a los resultados utilizando el modelo de turbulencia SST. Las simulaciones revelaron que para el cálculo de las propiedades termofísicas promedio del agua no existen diferencias significativas en la utilización de uno u otro modelo. Sin embargo, cuando interesa conocer los valores de la temperatura de la envoltura y en el combustible, se recomienda el uso del modelo de turbulencia SST, ya que considera mejor la física del problema y sus resultados son consistentes con los cálculos de referencia.

## Referencias

- [1] Nuclear Energy Agency (NEA) and Organisation for Economic Co-operation and Development (OECD). Technology roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems. Nuclear Energy Agency (NEA) and Organisation for Economic Co-operation and Development (OECD), 2014.
- [2] SCHULENBERG T, STARFLINGER J, MARSAULT P, et. al. European supercritical water cooled reactor. Nucl. Eng. Des. 2011; 241(9): 3505-3513.
- [3] NAIDIN M, MOKRY S, BAIG F, et. al. Thermal-design options for pressure-channel SCWRs with co-generation of hydrogen. J. Eng. Gas Turbines Power. 2009; 131(1).
- [4] FARAH A. Assessment of FLUENT CFD code as an analysis tool for SCW applications [master of Applied Science in Nuclear Engineering]. Canada: University of Ontario Institute of Technology; 2012.
- [5] AMMIRABILE L. Studies on supercritical water reactor fuel assemblies using the sub-channel code COBRA-EN. Nucl. Eng. Des. 2010; 240(10): 3087-3094.
- [6] CHENG X, SCHULENBERG T. Heat transfer at supercritical pressures - literature review and application to an HPLWR. FZKA 6609. Karlsruhe: Forschungszentrum Karlsruhe, 2001. <http://bibliothek.fzk.de/zb/berichte/FZKA6609.pdf>.
- [7] ROELOFS F. CFD Analyses of heat transfer to supercritical water flowing vertically upward in a tube. 2004.
- [8] CHENG X, KUANG B, YANG YH. Numerical analysis of heat transfer in supercritical water cooled flow channels. Nucl. Eng. Des. 2007; 237(3): 240-252.
- [9] GU HY, CHENG X, YANG YH. CFD analysis of thermal-hydraulic behavior of supercritical water in sub-channels. Nucl. Eng. Des. 2010; 240(2): 364-374.
- [10] WEN QL, GU HY. Numerical simulation of heat transfer deterioration phenomenon in supercritical water through vertical tube. Ann. Nucl. Energy. 2010; 37(10): 1272-1280.
- [11] JAROMIN M, ANGLART H. A numerical study of heat transfer to supercritical water flowing upward in vertical tubes under normal and deteriorated conditions. Nucl. Eng. Des. 2013; 264: 61-70.
- [12] PODILA K, RAO YF. Assessment of CFD for the Canadian SCWR bundle with wire wraps. Prog. Nucl. Energy. 2014; 77: 373-380. doi:10.1016/j.pnucene.2014.02.009.
- [13] XIONG J, CHENG X, YANG Y. Numerical analysis on supercritical water heat transfer in a 2x2 rod bundle. Ann. Nucl. Energy. 2015; 80: 123-134. doi:10.1016/j.anucene.2015.02.005.
- [14] PODILA K, RAO Y. CFD modelling of supercritical water flow and heat transfer in a 2x2 fuel rod bundle. Nucl. Eng. Des. 2016; 301: 279-289. doi:10.1016/j.nucengdes.2016.03.019.
- [15] ROWINSKI MK, ZHAO J, WHITE TJ, et. al. Numerical investigation of supercritical water flow in a vertical pipe under axially non-uniform heat flux. Prog. Nucl. Energy. 2017; 97: 11-25. doi:10.1016/j.pnucene.2016.12.009.
- [16] ZHAO CR, ZHANG Z., JIANG PX, BO HL. Influence of various aspects of low Reynolds number k- $\epsilon$  turbulence models on predicting in-tube buoyancy affected heat transfer to supercritical pressure fluids. Nucl. Eng. Des. 2017; 313: 401-413. doi:10.1016/j.nucengdes.2016.12.033.
- [17] ANSYS CFX Solver Theory Guide. Canonsburg, PA: ANSYS Inc, 2010.
- [18] HOFMEISTER J, WAATA C, STARFLINGER J, et. al. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nucl. Eng. Des. 2007; 237(14): 1513-1521.
- [19] WAATA CL. Coupled Neutronics thermal hydraulics analysis of a high-performance light-water Reactor Fuel Assembly [doctoral thesis]. Karlsruhe: Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, 2006.
- [20] REISS T, FEHÉR S, CZIFRUS S. Coupled neutronics and thermohydraulics calculations with burn-up for HPLWRs. Prog. Nucl. Energy. 2008; 50(1): 52-61.
- [21] XI X, XIAO Z, YAN X, et. al. The axial power distribution validation of the SCWR fuel assembly with coupled neutronics-thermal hydraulics method. Nucl. Eng. Des. 2013; 258: 157-163.
- [22] CHAUDRI KS, SU Y, CHEN R, et. al. Development of sub-channel code SACoS and its application in coupled neutronics/thermal hydraulics system for SCWR. Ann. Nucl. Energy. 2012; 45: 37-45.

**Recibido:** 13 de diciembre de 2016

**Aceptado:** 30 de marzo de 2017