

SIMULACIÓN COMPUTACIONAL TERMO-HIDRÁULICA DEL REACTOR NUCLEAR TRIGA MARK I - IPR-R1

THERMAL HYDRAULICS SIMULATION OF TRIGA MARK I - IPR-R1 NUCLEAR REACTOR

**Dario M. Godino^a, Santiago F. Corzo^a, Patricia A.L. Reis^{b,c}, Antonella L. Costa^{b,c},
Claudia Pereira^{b,c}, Norberto M. Nigro^a y Damián E. Ramajo^a**

^a*CIMEC Centro de Investigación de Métodos Computacionales, UNL, CONICET, FICH, Col. Ruta 168
s/n, Predio Conicet "Dr Alberto Cassano", 3000 Santa Fe, Argentina, dmgodino@gmail.com,
<http://www.cimec.org.ar>*

^b*Departamento de Engenharia Nuclear Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG) Av. Antônio
Carlos No. 6627, Campus Pampulha, CEP 31270-901, Belo Horizonte, MG, Brazil*

^c*Instituto Nacional de Ciências e Tecnologia de Reatores Nucleares Inovadores/CNPq, Brazil*

Palabras clave: Reactor TRIGA MARK I, convección natural, transferencia de energía, CFD

Resumen. Se simuló mediante Mecánica de Fluidos Computacional (CFD) el reactor experimental TRIGA modelo Mark I - IPR-R1 ante una condición de funcionamiento anormal provocada por una falla en el sistema de refrigeración. El objetivo es evaluar la capacidad del reactor de disipar mediante convección natural el calor generado en el núcleo. Para ello se construyó un modelo detallado del núcleo y la pileta asumiendo la distribución real de potencia sobre los combustibles. El modelo permitió determinar la tasa de incremento de temperatura promedio de la pileta y el patrón de temperatura en el núcleo. Los resultados se compararon con datos obtenidos experimentalmente y con simulaciones realizadas con RELAP. Adicionalmente, se analizaron los patrones de flujo en la pileta y alrededor de los combustibles, observando los perfiles de velocidad para determinar la aparición de zonas de baja velocidad y la presencia de puntos calientes sobre la superficie del material combustible.

Keywords: Reactor TRIGA MARK I, Natural Convection, Heat Transfer, CFD.

Abstract. The nuclear training reactor TRIGA Mark I - IPR-R1 was simulated by Computational Fluid Dynamics (CFD) in order to study an abnormal operation condition caused by the shutdown of the external cooling system. The objective was to evaluate the capability of the reactor to dissipate the core fission heat by natural convection. To this end, a detailed model of the core and the pool reactor was built, considering the real power distribution. The model allowed the determination of the temperature increment rate in the overall pool as well as the temperature pattern in the core. The results were compared with data obtained experimentally, and with simulations performed with RELAP. Additionally, the flow patterns in the pool and around the fuels were analyzed, focusing to identify low velocity zones and hot spots on the surface of the fuel elements.

1. INTRODUCCIÓN

Los reactores experimentales TRIGA (Training Research Isotopes General Atomic) proyectados y construidos por General Atomic, son uno de los modelos más difundidos en el mundo. Son de tipo piletta abierta, que pueden ser instalados sin edificios de contención y son empleados por instituciones científicas y universitarias con propósitos académicos, de investigación, ensayos de materiales y producción de isotopos (Figura 1).

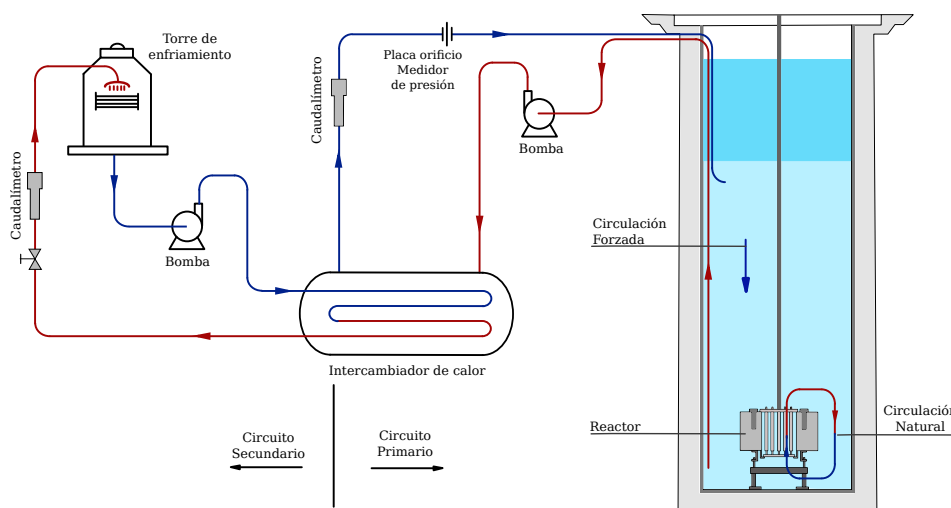


Figura 1: Esquema general del reactor IPR-R1 (Mesquita et al., 2005)

Poseen un sistema de refrigeración forzada, donde circula agua desmineralizada para extraer la potencia térmica del interior del reactor. El agua también es utilizada como moderador. Como material combustible utilizan una mezcla homogénea de hidruro de zirconio y Uranio. La configuración denominada Mark I tiene el núcleo colocado en el fondo de la piletta. La razón de que los reactores TRIGA sean intrínsecamente seguros deriva de la utilización de hidruro de zirconio y uranio como combustible nuclear, ya que el hidruro actúa como moderador de neutrones, produciendo un coeficiente de reactividad negativo al aumentar la temperatura (Veloso et al., 2004).

Estos reactores al ser de piletta abierta no se encuentran presurizados, y en condiciones normales de funcionamiento su potencia térmica (del orden de 100 kW) es removida del núcleo por el sistema de refrigeración. Sin embargo, ante una falla prolongada del suministro eléctrico, rotura de la bomba, o la rotura del circuito externo de refrigeración, el núcleo del reactor debe ser capaz de remover la potencia de decaimiento en régimen de circulación natural, intercambiando calor con el ambiente, principalmente a través de la superficie de la piletta.

La Figura 2 muestra esquemáticamente las diferentes partes de la piletta del reactor y el núcleo. Este último está formado por una estructura capaz de alojar 91 barras, donde se instalan 63 elementos combustibles (59 con revestimiento de aluminio y 4 con revestimiento de acero inoxidable), 23 elementos falsos de grafito, una fuente de neutrones, un tubo central de irradiación y tres barras de control. Estos componentes están dispuestos formando anillos concéntricos y se mantienen en posición vertical soportados por dos placas-tubos circulares. El núcleo está circundado por un reflector de grafito y una columna de agua de aproximadamente 5 m de altura que proporciona blindaje radiológico entre el núcleo y la superficie libre de la piletta.

La placa superior del núcleo se apoya en el revestimiento del reflector y posee orificios circulares que permiten el paso de los elementos combustibles. La placa inferior se apoya en la

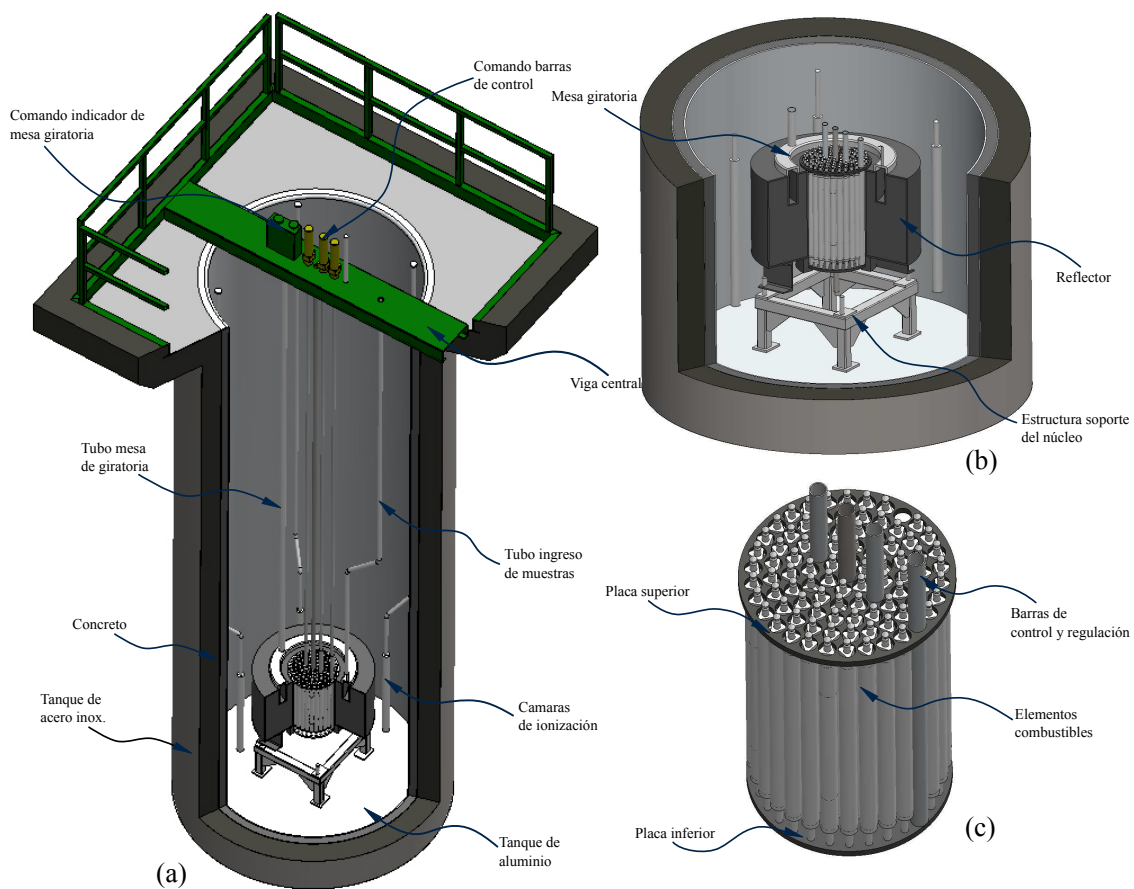


Figura 2: Reactor TRIGA IPR-R1 - (a) Conjunto - (b) Detalle del núcleo - (c) Haz elementos combustibles

parte inferior del revestimiento del reflector y sostiene el peso del núcleo. Posee orificios para el apoyo de los componentes del núcleo y agujeros para la entrada del agua de refrigeración.

La circulación natural en el núcleo del reactor se genera por la diferencia de densidad entre el agua calentada en el núcleo y el resto de la pileta. Por otro lado, en funcionamiento normal el agua de la pileta es enfriada por medio de un circuito de refrigeración (circuito primario) externo con un intercambiador de calor. El agua caliente se extrae del fondo de la pileta, se enfría y se ingresa nuevamente por encima del núcleo (a 3.45 m del fondo de la pileta). En el intercambiador de calor el agua del circuito primario es enfriado, transfiriendo su calor al circuito secundario, el cual cede calor a la atmósfera en una torre externa de refrigeración.

La elevada complejidad en el comportamiento térmico y fluido dinámico de los sistemas nucleares exige una continua verificación y evaluación para garantizar que los límites de seguridad, principalmente los relacionados con la temperatura, no sean superados. Esto está básicamente relacionado con la capacidad de los sistemas para remover calor del núcleo mediante el sistema de refrigeración, o por convección natural cuando no se dispone de circulación forzada. Las mediciones experimentales y las simulaciones con códigos de sistema proporcionan importante información, pero con bajo nivel de detalle, especialmente para situaciones transitorias donde existe elevada interacción entre fenómenos fluido-dinámicos y térmicos (Reis, 2013). La comprensión de estos fenómenos es de gran importancia para el diseño, y particularmente para garantizar la operación segura de las centrales. Históricamente, las herramientas computacionales utilizadas para esto han sido los códigos de sistema como RELAP (Dimenna et al., 1988), CATHENA (Hanna, 1998) y ATHLET (Lerchl, 2006), entre otros. Estos permiten resolver el comportamiento termo-hidráulico de una central completa, junto con el flujo neutrónico en el

núcleo, e incluso la lógica de control y seguridad. Estos códigos siguen siendo la única opción factible para simular transitorios largos que involucran a toda la planta. Sin embargo, a pesar de su utilidad, los códigos de sistema no son capaces de simular flujos tridimensionales en geometrías complejas y deben asumir simplificaciones geométricas u operativas. En este escenario, la utilización de la mecánica de fluidos computacional (CFD) a ganado lentamente terreno, y las simulaciones CFD 3D se han vuelto de gran utilidad (Krepper et al., 2007).

Mediante CFD se ha podido abordar el problema con un nuevo enfoque, logrando una mayor comprensión del comportamiento de los fluidos y del transporte de energía. Pese a las limitaciones que aún presenta, esta herramienta es de gran importancia para el diseño de equipos más eficientes, como así también, para su empleo como un laboratorio virtual para la simulación de experimentos que permitan definir nuevas correlaciones o ampliar el rango de aplicabilidad de las ya conocidas.

Existen múltiples trabajos abordando la simulación del Reactor TRIGA IPR-R1 en RELAP5 MOD 3.3 en estado estacionario y transitorio (Costa et al., 2010). Los resultados obtenidos han sido comparados con simulaciones realizadas con el código STHIRP-1 (Veloso et al., 2004) (simulación termo-hidráulica de reactores de investigación) y con datos experimentales. También se ha estudiado la sensibilidad de la nodalización empleada en los códigos de sistema sobre la evolución del problema (Reis et al., 2010).

Recientemente se han publicado trabajos que abordan la simulación de reactores TRIGA MARK II mediante CFD. Una de estas contribuciones fue realizada por Henry et al. (2017), donde compararon mediciones experimental y mediante CFD de temperatura en diferentes posiciones del núcleo y la pileta para régimen estacionario. También se resaltan los aportes de Introini et al. (2017), que presentan un modelo termo-hidráulico 3D destinado a evaluar la capacidad de circulación natural del reactor. Finalmente, Cammi et al. (2016) abordaron la simulación del problema, acoplado un modelo Monte Carlo (MC) para estimar el flujo neutrónico con un modelo termo-hidráulico. El objetivo de este último fue estudiar los efectos de la temperatura sobre la reactividad del núcleo.

En el presente trabajo se estudió el transitorio de refrigeración del núcleo del TRIGA IPR-R1 considerando la totalidad del dominio y asumiendo algunas simplificaciones sobre las placas porta tubos inferior y superior. Se evaluó el caso a plena potencia, considerando una distribución real en los combustibles, asumiendo la no disponibilidad de la circulación forzada y de los sistemas de apagado del reactor.

2. ECUACIONES DE GOBIERNO

Las simulaciones se realizaron utilizando la plataforma OpenFOAM[®] 4.x (Open Field Operation and Manipulation) (Jasak et al., 2007), que es un paquete de software CFD libre y de código abierto, publicado bajo Licencia Pública General GNU. Para este estudio se utilizó un *solver* compresible bajo la hipótesis de Boussinesq (*buoyantPimpleFoam*) para considerar las variaciones de densidad que impulsan la flotación del fluido. Si bien la hipótesis es aplicable para pequeñas variaciones de temperatura, en problemas de escala industrial el error introducido por la hipótesis de Boussinesq (Corzo et al., 2017) puede despreciarse respecto a otras incertezas de modelado. Excepto la densidad, las restantes propiedades termodinámicas del fluido se consideraron constantes.

2.1. Formulaci3n compresible

Las ecuaciones que rigen un flujo compresible y newtoniano son la ecuaci3n de continuidad 1, la de momento 2 y la de energa 4. La primera puede escribirse como:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (1)$$

En tanto que la ecuaci3n de momento se puede escribir de la siguiente forma:

$$\frac{\partial(\rho u_j)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j u_i)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\tau_{ij} + \tau_{t,ij}) + \rho g_i \quad (2)$$

donde g_i es la aceleraci3n de la gravedad, $\tau_{t,ij}$ es el tensor de tensiones turbulentas, y τ_{ij} es el tensor de tensiones laminar debido a la viscosidad molecular, dado por la siguiente expresi3n:

$$\tau_{ij} = \mu \left[\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \right] \quad (3)$$

Finalmente, la ecuaci3n de energa, escrita en t3rminos de la entalp3a es:

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho h u_j) - \frac{\partial p}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\kappa_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_k} \right) \quad (4)$$

siendo $\kappa_{eff} = \alpha_{eff} \rho C_p$ la conductividad efectiva, α_{eff} la difusividad t3rmica efectiva y C_p el calor espec3fico. α_{eff} toma la siguiente forma:

$$\alpha_{eff} = \frac{\nu_0}{Pr} + \frac{\nu_t}{Pr_t} \quad (5)$$

En la ecuaci3n 5, Pr es el n3mero de Prandtl ($Pr = Cp\mu_0/\kappa$) y Pr_t es el n3mero de Prandtl turbulento ($Pr_t = Cp\mu_t/\kappa_t$), que se asume constante e igual a 0.7.

2.2. Modelo de turbulencia

Para modelar la turbulencia, se utiliz3 un modelo RANS tipo $k-\epsilon$ (Launder y Spalding, 1974), el cual agrega dos ecuaciones de transporte adicionales para cerrar el sistema de ecuaciones, una para la energa cin3tica turbulenta (k) (Eq:6), y la otra para la tasa de disipaci3n de energa cin3tica turbulenta (ϵ) (Eq: 7).

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\tau_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + 2\mu_t S_{ij} S_{ij} - \rho \epsilon \quad (6)$$

$$\frac{\partial(\rho \epsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \epsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\tau_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) + C_{1\epsilon} 2 \frac{\epsilon}{\kappa} \mu_t S_{ij} S_{ij} - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} \quad (7)$$

siendo S_{ij} las componentes del tensor de deformaci3n, y μ_t la viscosidad din3mica turbulenta, que se define mediante la siguiente ecuaci3n:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (8)$$

Las constantes del modelo fueron tomadas por defecto (Ferziger y Peric, 2002):

$$C_\mu = 0,09 \quad C_{1\epsilon} = 1,44 \quad C_{2\epsilon} = 1,92 \quad \tau_k = 1,00 \quad \tau_\epsilon = 1,3$$

3. MODELO COMPUTACIONAL

Por la complejidad geométrica, se optó por realizar algunas simplificaciones, como eliminar la placa porta tubos inferior, la cual se compone de una serie de muchos orificios pequeños por donde pasa el fluido. Cabe mencionar que el fluido ingresa al núcleo desde la parte inferior a través de esta placa y por el bastidor que soporta al núcleo, el cual es siego en dos de sus cuatro lados. Por otro lado, la placa superior se respetó fielmente. A su vez, se eliminaron los canales de medición de neutrones y el sistema giratorio para alojar muestras, dejando solo el tubo donde ingresa la muestra y el tubo de comando. Por otra parte se mantuvieron los cuatros tubos centrales, correspondientes al sistema de control, regulación y al tubo central de muestras. Esto permitió construir mallas estructuradas y mejorar el refinamiento en puntos críticos de la simulación, obteniendo resultados con un elevado nivel de detalle. Cabe mencionar, que las tuberías de entrada y salida del refrigerante no fueron consideradas. En la Figura 3 se muestra una sección la geometría simulada.

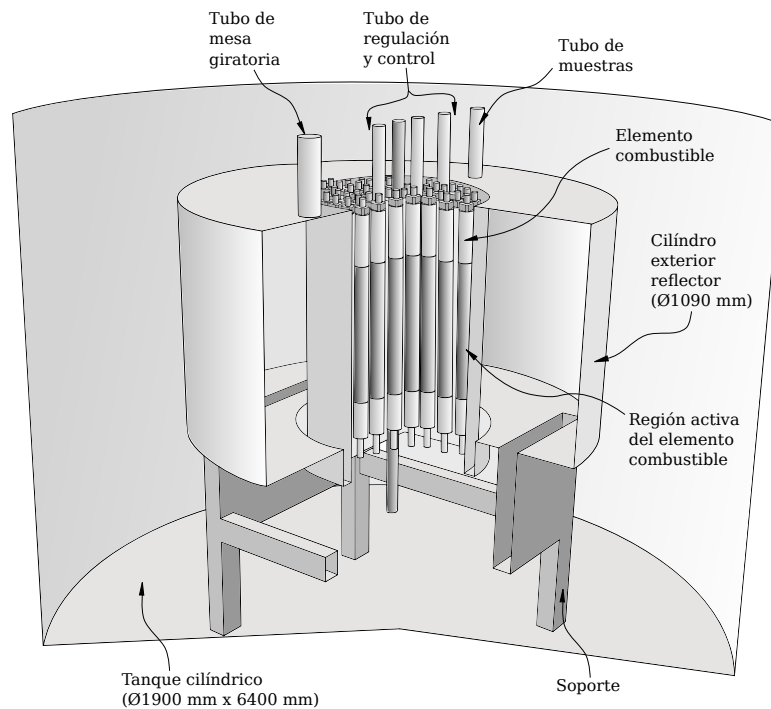


Figura 3: Modelo geométrico - Vista Isométrica parcial

Para las condiciones de contorno, se fijó velocidad nula sobre las paredes y gradiente nulo para la presión y la temperatura (adiabático). En la Tabla 1 se presentan los datos geométricos y termofísicos del problema simulado.

Parámetros termofísicos		Parámetros geométricos	
Calor específico C_{p_a}	4183 (J/kg.K)	Potencia del núcleo P_t	100 (kW)
Presión sup. tanque P_a	1 (atm)	Número de combustibles N_c	63
Viscosidad dinámica μ	797.7×10^{-10} (N.s/m ²)	Número elementos grafito/otros N_g	28
Numero de Prandtl Pr	5.42	Diámetro del tanque D_t	1900 (mm)
Densidad de ref. $\rho_{ho_{ref}}$	995 (kg/m ³)	Altura total cilindro L_t	6400 (mm)
Temperatura ref. T_{ref}	302 (K)	Diámetro núcleo D_n	441 (mm)
Expansión térmica β	0.305×10^{-3} (1/K)	Diámetro reflector D_r	1090 (mm)

Tabla 1: Parámetros Geométricos y de proceso.

En la superficie libre de la piletta, el flujo de calor hacia el ambiente fue modelado mediante un coeficiente de transferencia pelicular utilizando la expresión Churchill y Chu (1975):

$$Nu = 0,68 + 0,67(Ra\Psi)^{1/4}(1 + 1,6 \times 10^{-8}Ra\Psi)^{1/12} \tag{9}$$

donde Ra es el número de Rayleigh, y Ψ es función del número de Prandtl (Pr) definido como:

$$\Psi = \left(\left(1 + \frac{0,4902}{Pr} \right)^{9/16} - 1 \right)^{-16/9} \tag{10}$$

De esta forma el coeficiente de transferencia de calor promedio h puede expresarse en términos de número de Nusselt, la conductividad del fluido κ y el diámetro D de la piletta.

$$h = \frac{\kappa Nu}{D} \tag{11}$$

Luego, para números de Rayleigh del orden 10^{12} (esperables para recintos esbeltos) se obtiene un h de $115 \text{ W/m}^2\text{K}$.

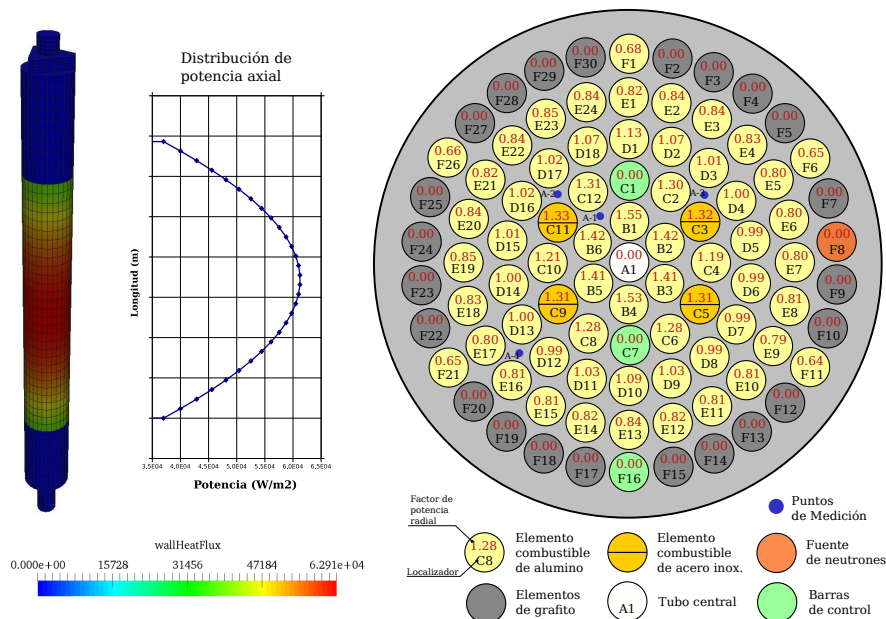


Figura 4: Distribución de potencia radial y axial - Reactor TRIGA IPR-R1

Respecto a la potencia del núcleo, se implementó una distribución radial, obtenida de la literatura a partir de simulaciones (Dalle et al. (2002), Dalle (2003)) y mediciones experimentales (Veloso et al., 2004).

En la Figura 4 a la derecha es posible ver seis anillos concéntricos en el núcleo con diferentes factores radiales (A, B, C, D, E, F). Finalmente, para la distribución axial de potencia, se impuso un perfil senoidal (ver 4 a la izquierda). La potencia total impuesta fue de 100 kW y la distribución en el núcleo es mostrada en la Figura 5.

La geometría fue discretizada utilizando elementos estructurados. Se emplearon un total 8,872,766 elementos triangulares y cuadriláteros para la malla de superficie. Luego, la malla de volumen se construyó por extrusión de elementos pentaédricos y hexaédricos, llegando a un total de 3,493,304 de elementos.

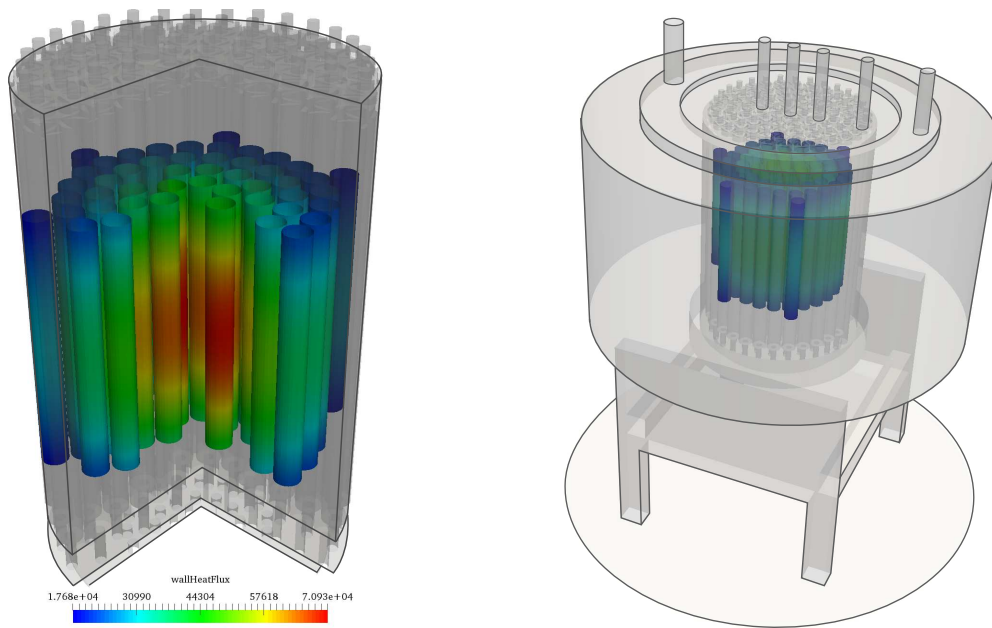


Figura 5: Potencia sobre el núcleo - 100 kW

En la figura 6 se muestran detalles de la discretización geométrica. Se puede observar el elevado refinamiento alcanzado alrededor de los combustibles y las placas porta tubos.

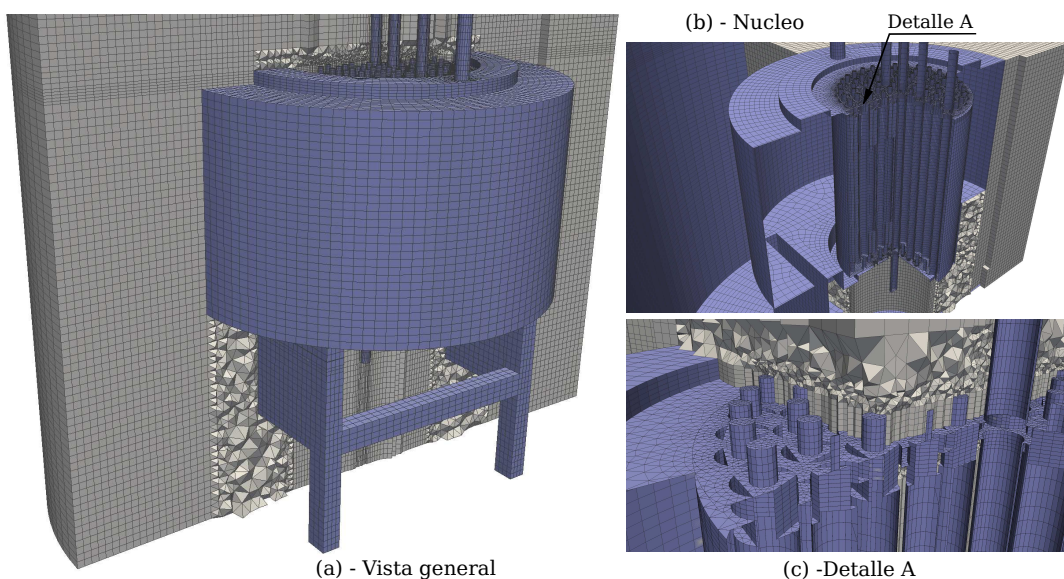


Figura 6: Dominio computacional mallado

El solver utilizado utiliza el método PIMPLE para el acoplamiento presión-velocidad. La presión se discretiza con métodos estándar para resolver el acoplamiento Rhie y Chow (1983). Para lograr una convergencia aceptable, se realizaron dos correcciones internas y dos externas en el SIMPLE, y se utilizó el predictor de momento. A su vez se utilizaron tres correcciones por ortogonalidad. Con respecto a los métodos de resolución de los sistemas lineales, se seleccionó "Multi-Grid"(GAMG) para resolver la ecuación de presión y se eligió el Gradiente de Bi-Conjugado Precondicionado (PBICG) para el resto de las ecuaciones. Se adoptó como criterio de convergencia para el solver lineal un residuo absoluto de 10^{-6} , o un residuo relativo de

10^{-3} . Para los términos de divergencia y para la integración temporal se utilizaron esquemas de primer orden, y para los términos laplacianos y de gradiente se emplearon esquemas lineales. Algunas variables como la presión y la temperatura se utilizaron para monitorear la convergencia de las solución.

Las simulaciones se realizaron en paralelo, con una arquitectura de memoria distribuida utilizando 40 procesadores (E5-1660-v3, 26 GB-RAM DDR3, 160GBHD, Infiniband QDR4 Gbps) en el cluster [Seshat \(2018\)](#) perteneciente al CIMEC (UNL/CONICET). Cada simulación demoró aproximadamente 6 días.

4. RESULTADOS Y ANÁLISIS

A continuación se presentan los resultados obtenidos y se los compara con los datos experimentales disponibles y los obtenidos con el código RELAP. La simulación CFD abarcó un periodo de funcionamiento de 1.4 horas.

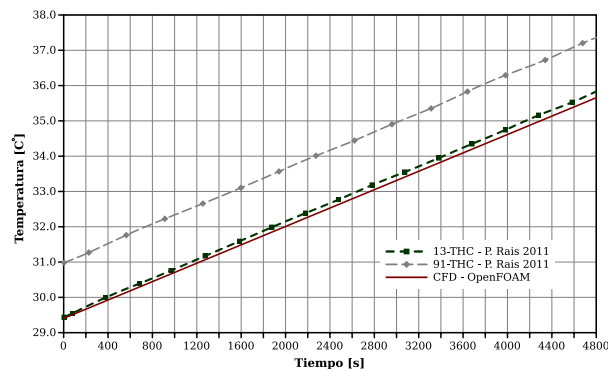


Figura 7: Tasa aumento temperatura de la pileta

En la Figura 7 se muestra el incremento de temperatura en función del tiempo, comparando la simulación con los resultados obtenidos por [Reis et al. \(2012\)](#) con dos modelos de RELAP considerando 13 y 91 barras. El modelo CFD fue inicializado con la misma temperatura que el modelo de 13 barras, mostrando buen acuerdo con este. La tasa de calentamiento de la pileta obtenida con CFD fue de $4,68\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{h}$, frente los $4,75$ y $4,74\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{h}$ obtenidos con los modelos de 13 y 91 canales. Estos resultados también se corresponden muy bien con las mediciones experimentales realizadas por [Mesquita et al. \(2009\)](#), quienes obtuvieron una tasa promedio de $4,8 \pm 0,2\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{h}$. Este calentamiento progresivo se debe a que la potencia transferida a través de la superficie libre es aproximadamente un orden menor que la potencia generada en el núcleo.

De acuerdo con lo esperado, el flujo asciende a través del núcleo y retorna por la periferia del mismo (Ver 8). Debido a que el fluido no transfiere suficiente energía en la superficie libre, la pileta se calienta progresivamente y se producen constantes inestabilidades en el flujo. La Figura 8 muestra como la pluma de agua caliente asciende dentro de la pileta hasta llegar a la zona superior, donde encuentra una menor temperatura, incrementando su densidad y descendiendo por efecto de la gravedad. Los resultados muestran que la pluma central prácticamente no se difunde (mantiene su estructura) a medida que asciende. Sin embargo, la temperatura sí muestra un perfil difusivo desde la pluma hacia el líquido que la rodea. A pesar de la gran simetría del problema, el patrón de velocidad no permanece completamente simétrico a lo largo de toda la simulación. De hecho, luego de un cierto tiempo, este se inestabiliza, cambiando constantemente.

La Figura 9 permite evaluar la evolución del calentamiento de la pileta a lo largo de 960s. Los valores de temperatura están saturados entre 302°C y 305°C para mayor comprensión. El

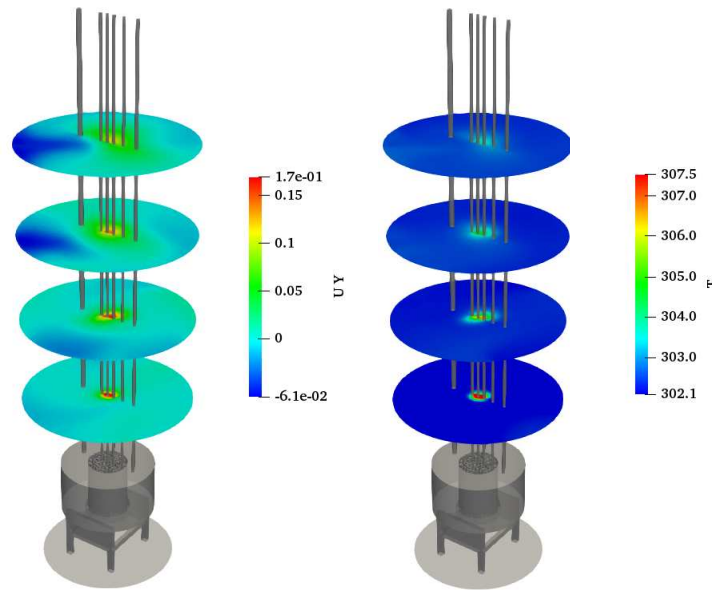


Figura 8: Distribución de velocidad vertical y temperatura en cuatro planos horizontales.

refrigerante abandona el núcleo y asciende por flotación de forma estable hasta la zona superior, pero al no transferir todo el calor del núcleo a través de la superficie libre, la temperatura se incrementa progresivamente, y luego de 960s (16 min) el refrigerante a incrementado su temperatura alrededor de 1°C en la parte superior de la piletta. Por otro lado, la zona cercana al núcleo mantiene una temperatura próxima a la nominal.

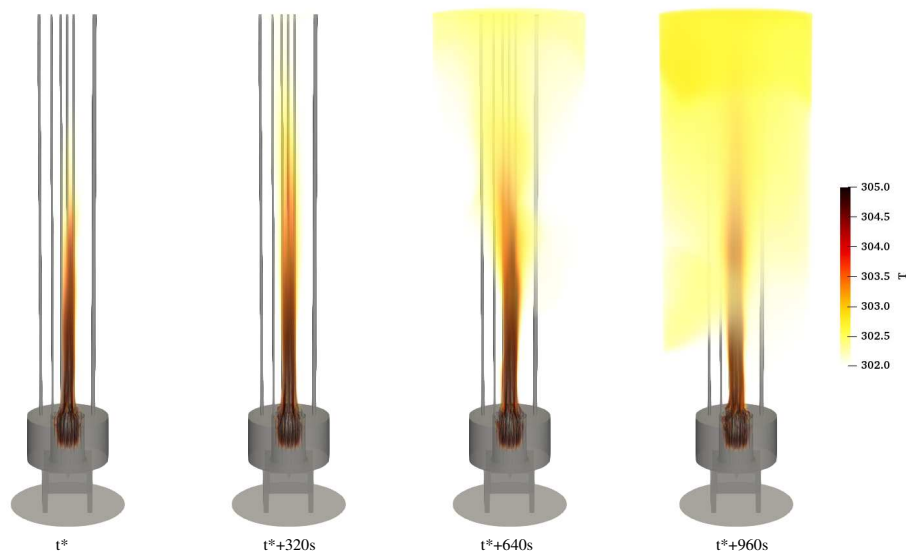


Figura 9: Distribución de temperatura en la piletta.

La Figura 10 muestra líneas de corriente coloreadas con la velocidad y para los mismos tiempos visualizados en la Figura 9. A diferencia de la pluma ascendente, el flujo hacia abajo tiene un comportamiento inestable y una distribución no-uniforme. Las velocidades del fluido luego de alcanzar la superficie libre se reducen rápidamente. También se observa que el flujo rota en torno a la pluma central, cambiando incluso el sentido de rotación. En la zona inferior las velocidades son menores. Por otro lado, el flujo a través del núcleo se muestra estable, sin inversiones o cambios de sentido.

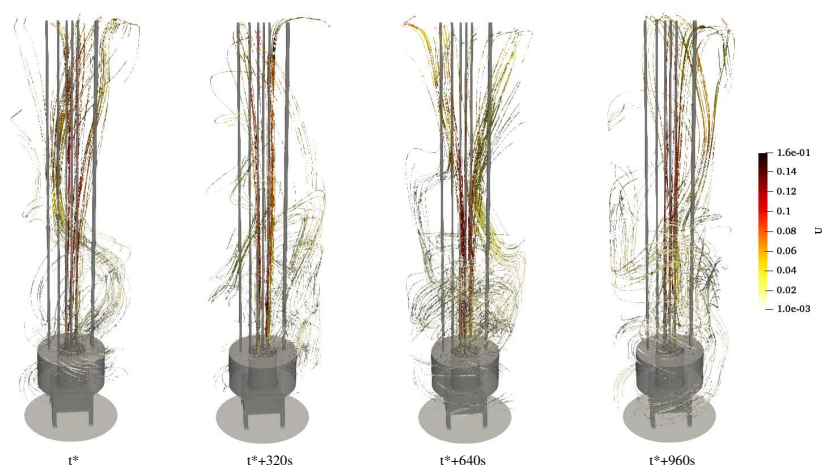


Figura 10: Líneas de corriente.

La 11 muestra la temperatura en cuatro planos horizontales seccionando el núcleo. La posición $y = 0$ corresponde a la posición inferior de los elementos combustibles. Los puntos de mayor temperatura se encuentran en las zonas donde los elementos combustibles están más próximos entre ellos. Se observa una zona o anillo central, donde el flujo se encuentra más frío. Esto se debe a la distribución geométrica de los elementos combustibles. En la misma Figura se muestra la distribución axial de temperatura obtenida como el promedio pesado en el área en nueve planos horizontales. Es llamativa la disminución de temperatura en el plano superior, pero esto es causado por la forma de promediar en el área y promediar en el flujo, considerando la velocidad local del fluido. Si se verificó que la entalpía aumentó progresivamente con la altura.

Se observó que, hasta los primeros 15 min de simulación las máximas temperaturas alcanzadas dentro del núcleo no sobrepasaron la saturación, es decir que no ocurrirá evaporación local del refrigerante en dicho periodo de tiempo. Cabe mencionar que los patrones de flujo locales dentro del núcleo pueden estar influenciados por la ausencia de la placa porta tubos inferior, la cual será incorporada en un modelo posterior.

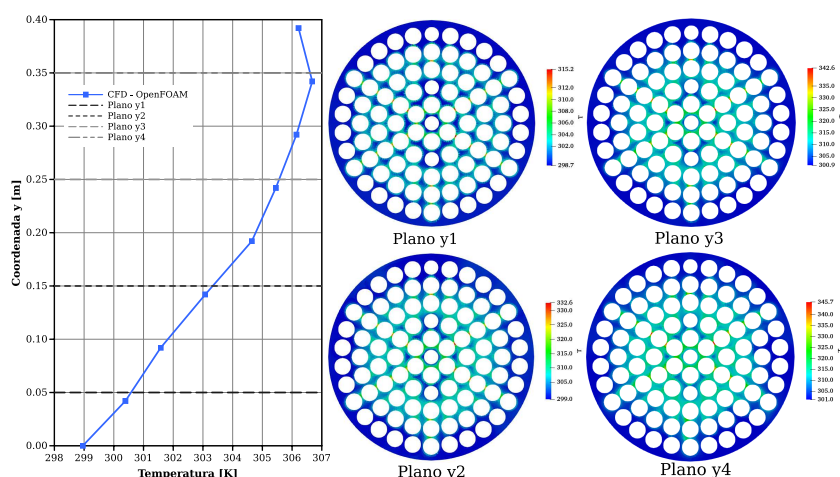


Figura 11: Distribución de temperatura en cuatro planos horizontales seccionando el núcleo.

5. CONCLUSIONES

En el presente trabajo se simuló mediante CFD la capacidad de refrigeración del reactor TRIGA-I-IPR-R1 frente una condición de pérdida de circulación forzada. El modelo permitió

analizar el transitorio durante un intervalo de tiempo suficiente para verificar la remoción de calor y el comportamiento del fluido.

La tasa de incremento de temperatura en la pileta fue comparada con resultados de simulaciones en RELAP y con datos experimentales obteniendo un muy buen acuerdo.

Para el reactor funcionando a plena potencia, luego de 1000s de simulación, este no mostró zonas comprometidas ni sobrecalentamientos locales que pongan al fluido en condiciones de saturación.

Se observó un flujo estable y ordenado dentro del núcleo, garantizando una buena remoción del calor durante un tiempo prolongado de varios minutos. Pero, el calentamiento progresivo de la pileta indica que el reactor no puede auto refrigerarse por convección natural en forma permanente si el reactor se mantiene a plena potencia, ya que el incremento de temperatura media de la pileta no alcanza para aumentar la tasa de transferencia hacia el medio.

En base a los resultados, se propone modelar ambas placas porta tubos mediante medios porosos con permeabilidades equivalentes. Esto reducirá fuertemente la complejidad geométrica del núcleo. Otro aspecto a evaluar es la transición desde circulación forzada a circulación natural que ocurre durante los primeros instantes luego del apagado de las bombas.

REFERENCIAS

- Cammi A., Zanetti M., Chiesa D., Clemenza M., Pozzi S., Previtali E., Sisti M., Magrotti G., Prata M., y Salvini A. Characterization of the triga mark ii reactor full-power steady state. *Nuclear Engineering and Design*, 300:308–321, 2016.
- Churchill S.W. y Chu H.H. Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate. *International journal of heat and mass transfer*, 18(11):1323–1329, 1975.
- Corzo S.F., Ramajo D.E., y Nigro N.M. High-rayleigh heat transfer flow: Thermal stratification analysis and assessment of boussinesq approach. *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, 27(9):1928–1954, 2017.
- Costa A.L., Reis P.A.L., Pereira C., Veloso M.A.F., Mesquita A.Z., y Soares H.V. Thermal hydraulic analysis of the ipr-r1 triga research reactor using a relap5 model. *Nuclear Engineering and Design*, 240(6):1487–1494, 2010.
- Dalle H. Avaliação neutrônica do reator triga ipr-r1–r1 com configuração de 63 elementos combustíveis e barra de regulação em f16. *Restrict Document, CDTN/CNEN (NI-EC3-01/03), Belo Horizonte, Brazil*, 2003.
- Dalle H.M., Pereira C., y Souza R.G. Neutronic calculation to the triga ipr-r1 reactor using the wimsd4 and citation codes. *Annals of Nuclear Energy*, 29(8):901–912, 2002.
- Dimenna R., Larson J., Johnson R., Larson T., Miller C., Streit J., Hanson R., y Kiser D. *RELAP5/MOD2 models and correlations*. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC (USA), 1988.
- Ferziger J.H. y Perić M. *Computational methods for fluid dynamics*, volumen 3. Springer Berlin, 2002.
- Hanna B. Cathena: A thermalhydraulic code for candu analysis. *Nuclear Engineering and Design*, 180(2):113–131, 1998.
- Henry R., Tiselj I., y Matkovič M. Natural and mixed convection in the cylindrical pool of triga reactor. *Heat and Mass Transfer*, 53(2):537–551, 2017.
- Introini C., Cammi A., Lorenzi S., Davide B., Bernhard P., Davide C., Massimiliano N., Ezio P., et al. A 3d cfd model for the study of natural circulation in the pavia triga mark ii research

- reactor. En *International Conference Nuclear Energy for New Europe (NENE 2017)*, páginas 1–9. Nuclear Society of Slovenia, 2017.
- Jasak H., Jemcov A., Tukovic Z., et al. Openfoam: A c++ library for complex physics simulations. En *International workshop on coupled methods in numerical dynamics*, volumen 1000, páginas 1–20. IUC Dubrovnik, Croatia, 2007.
- Krepper E., Končar B., y Egorov Y. Cfd modelling of subcooled boiling—concept, validation and application to fuel assembly design. *Nuclear Engineering and Design*, 237(7):716–731, 2007.
- Launder B.E. y Spalding D.B. The numerical computation of turbulent flows. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 3(2):269–289, 1974.
- Lerchl G. Austregesilo H. Athlet mod 2.1 cycle a users manual. *Gesellschaft für Anlagen-und Reaktorsicherheit (GRS) mbH*, 2006.
- Mesquita A.Z., Rezende H.C., y Souza R. Thermal power calibrations of the ipr-r1 triga nuclear reactor. En *Proceedings of the 20th International Congress of Mechanical Engineering, COBEM*, páginas 15–20. 2009.
- Mesquita A.Z. et al. Investigação experimental da distribuição de temperaturas no reator nuclear de pesquisa triga ipr-r1. 2005.
- Reis P. Estudos neutrônicos e termo-hidráulicos para o desenvolvimento de uma metodologia de acoplamento entre códigos aplicada ao reator de pesquisa triga iprr1. *Doctor Thesis, Nuclear Engineering Department, Universidade Federal de Minas Gerais*, 2013.
- Reis P.A., Costa A.L., Pereira C., Silva C.A., Veloso M.A.F., y Mesquita A.Z. Sensitivity analysis to a relap5 nodalization developed for a typical triga research reactor. *Nuclear Engineering and Design*, 242:300–306, 2012.
- Reis P.A., Costa A.L., Pereira C., Veloso M.A., Mesquita A.Z., Soares H.V., y Barros G.d.P. Assessment of a relap5 model for the ipr-r1 triga research reactor. *Annals of Nuclear Energy*, 37(10):1341–1350, 2010.
- Rhie C. y Chow W.L. Numerical study of the turbulent flow past an airfoil with trailing edge separation. *AIAA journal*, 21(11):1525–1532, 1983.
- Seshat. Especificaciones técnicas. <http://www.cimec.org.ar/c3/seshat/equipos.php>, 2018.
- Veloso M.A.F. et al. Analise termofluidodinamica de reatores nucleares de pesquisa refrigerados a agua em regime de convecção natural. 2004.