Modelado CFD del flujo aire-agua en un desagüe de fondo de presa

Arnau Bayón^a, Juan Francisco Macián-Pérez^a, Felipe Río^b, Francisco José Conesa^b, Daniel García-Iorenzana^b

^aInstituto de Ingeniería del Agua y Medio Ambiente - Universitat Politècnica de València. Email: arbabar@iiama.upv.es ^bEndesa Generación S.A.

Línea temática D | Estructuras Hidráulicas

RESUMEN

En el presente trabajo se plantea un modelo numérico tridimensional basado en técnicas de dinámica de fluidos computacional (CFD) para reproducir el flujo en desagües profundos de presas. El modelo, implementado en la plataforma de libre acceso OpenFOAM, se apoya en el método del volumen de fluido (VOF) para reproducir la interacción aire-agua y en el enfoque RANS RNG k-epsilon para el modelado de la turbulencia. El caso de estudio analizado corresponde al desagüe de fondo de la Presa de Mequinenza (Zaragoza), para el que se contemplan 30 escenarios de operación fruto de la combinatoria de 6 posiciones de compuerta y 5 de válvula. Las variables analizadas para cada escenario son el caudal desaguado, la demanda de aire por los conductos de aireación y las fuerzas y momentos actuantes sobre la válvula y la compuerta resultantes de la acción hidrodinámica.

Palabras clave | CFD; RANS; RNG k-epsilon; desagüe profundo; VOF; aireación.

INTRODUCCIÓN

Uno de tantos efectos conocidos del cambio climático es la modificación de los regímenes de precipitación, deviniendo más impredecibles y extremos. Por esta razón, la normativa en seguridad y protección frente a inundaciones es cada vez más exigente en los requisitos para el diseño de estructuras de seguridad y protección, obligando a considerar escenarios que, a menudo, pueden superar la capacidad de desagüe de la infraestructura hidráulica existente. Sirvan de ejemplo las Normas Técnicas de Seguridad (NTS) de Presas y Embalses, que pueden obligar a adaptar más del 80% del parque de presas en el Estado español, pues su construcción es anterior a 1990 y, por tanto, fueron diseñadas según la Instrucción de 1967.

En situaciones extremas, naturalmente, el correcto funcionamiento de los órganos de desagüe de las presas constituye un aspecto crítico en su diseño, mantenimiento y operación, en particular, si se tienen encuentra las dramáticas consecuencias que pueden derivarse de su fallo. Para ello, es fundamental un diseño riguroso, tanto desde el punto de vista estructural e hidráulico, como del de los elementos mecánicos que regulan su funcionamiento.

Para el diseño de estructuras de alivio por sobrevertido y sus correspondientes cuencos de disipación, existe documentación desde hace décadas, como la guía del U.S. Bureau of Reclamation (Peterka, 1984). Además, la literatura que analiza las diferentes partes de dichas estructuras es prolífica, tanto en el estudio del flujo en aliviaderos (Matos, 1999; Sánchez-Juny, 2001; Boes y Hager, 2003; André y Schleiss, 2004; Meireles, 2004; Bombardelli et al., 2011; Bayón et al., 2015, 2017; Toro et al., 2016), como en el del funcionamiento de los cuencos de disipación (Murzyn et al., 2007; Chanson, 2007; Carvalho et al., 2008; Chanson y Gualtieri, 2008; Romagnoli et al., 2009; Ma et al., 2011; Zhang et al., 2014; Bayón y López-Jiménez, 2015; Witt et al., 2015; Bayón et al., 2016).

No obstante, caracterizar y cuantificar las solicitaciones a las que pueden llegar a ser sometidos los elementos mecánicos que permiten la regulación de los desagües profundos constituye una tarea altamente difícil de abordar. Ello es debido a la complejidad del flujo que se desarrolla en el interior de este tipo de estructuras, altamente turbulento, a menudo, aireado y confinado en geometrías tan irregulares que imposibilitan un enfoque estrictamente analítico para su estudio.

V Jornadas de Ingeniería del Agua. 24-26 de Octubre. A Coruña

Es en este contexto en que el modelado numérico tridimensional está llamado a aportar soluciones cuyo análisis desde el punto de vista experimental supondría costes muy elevados. Cierto es que, históricamente, la mayor parte de los estudios del flujo en estructuras hidráulicas se ha realizado bajo un enfoque experimental (Matos, 1999; Sánchez-Juny, 2001; Boes y Hager, 2003; André y Schleiss, 2004; Meireles, 2004; Murzyn et al., 2007; Chanson, 2007; Chanson y Gualtieri, 2008; Zhang et al., 2014). Sin embargo, con la mejora y la reducción de costes de los medios computacionales, cada vez son más los trabajos que se centran en el modelado numérico para el análisis del funcionamiento de estructuras hidráulicas (Carvalho *et al.*, 2008; Romagnoli et al., 2009; Bombardelli et al., 2011; Ma *et al.*, 2011; Bayón y López-Jiménez, 2015; Witt et al., 2015; Toro et al., 2016; Bayón et al., 2016, 2017).

En el presente trabajo, se expone un caso de aplicación práctica del modelo numérico para el análisis del flujo en estructuras hidráulicas desarrollado por el Laboratorio de Hidráulica de la Universitat Politècnica de València (Bayón y López-Jiménez, 2015; Bayón et al., 2016, 2017). El caso de estudio al que se aplica el modelo es el desagüe de fondo de la Presa de Mequinenza (Zaragoza), inserta en el cauce del Río Ebro, con el Embalse de Mequinenza aguas arriba y el de Ribarroja inmediatamente aguas abajo (en condiciones normales de operación, la descarga se produce sumergida en éste último). Dicho desagüe está formado por dos conducciones idénticas en paralelo de longitud 55.75 m, cuya sección circular varía en diámetro entre 2 m y 3 m a lo largo de éstas, con capacidad hidráulica para verter caudales de hasta 160 m^3/s . Estas estructuras son reguladas mediante una compuerta vertical, ubicada en la embocadura del desagüe, y una válvula de mariposa de eje horizontal y 3 m de diámetro, situada aproximadamente a mitad de la conducción. Ambos dispositivos cuentan con sus respectivos conductos de aireación inmediatamente aguas abajo para facilitar la entrada de aire si las condiciones de operación lo requieren.

Aparte de la compleja geometría del desagüe, la entrada de aire por los conductos de aireación aguas abajo de la compuerta y la válvula hace el caso de estudio más complejo de lo que a priori pueda parecer. Por un lado, la descripción completa de la aireación del flujo constituye aún hoy uno de los aspectos por resolver en modelado numérico de fluidos (Bombardelli et al., 2001, 2011; Toro et al., 2016; Bayón et al., 2016, 2017). Por otro lado, las pérdidas de carga causadas por los elementos de maniobra en determinadas circunstancias pueden ser tales que la entrada de aire llegue al punto de despresurizar el flujo, por lo que los enfoques de modelado uni y bidimensional quedan automáticamente descartados, teniéndose que recurrir a un modelo tridimensional de flujo bifásico aire-agua.

El modelo numérico empleado se basa en el uso de técnicas de dinámica de fluidos computacional (CFD), que permiten una caracterización tridimensional y exhaustiva del flujo, obteniéndose gran cantidad de variables acerca de éste sin la necesidad de emplear costosas técnicas de monitorización intrusivas y a menudo inviables, pues supondrían perturbar el normal funcionamiento de la presa. Además, gracias a la optimización de los costes computacionales del modelo, en la que se hace particular incidencia, es posible barrer de forma sistemática una gran cantidad de escenarios de operación. No obstante, el modelo, pese a haber sido minuciosamente validado durante su desarrollo e implementación (Bayón y López-Jiménez, 2015; Bayón et al., 2016, 2017), no dispone de medidas experimentales ni de campo para su validación, por lo que los resultados obtenidos, a pesar de tener sentido físico y estar en el orden de magnitud esperable, deben ser tomados con la cautela propia de la especificidad de la precisión para cada caso particular de los modelos CFD.

MATERIALES Y MÉTODOS

A continuación, se desarrollan los aspectos más relevantes del modelo CFD aplicado al caso de estudio, implementado en OpenFOAM, una plataforma de librerías y aplicaciones de código abierto en C++ basadas en el método de los volúmenes finitos (FVM) para la resolución de problemas de medios continuos (OpenFOAM, 2011). Detalles más precisos sobre cada uno de los aspectos más relevantes de la implementación del modelo pueden encontrarse en Bayón y López-Jiménez (2015) y Bayón et al. (2016, 2017).

Geometría

La Figura 1 muestra una sección transversal de la geometría del desagüe, de 55.75 *m* de largo, aguas arriba del cual se ubica un filtro de reja. La solera en la embocadura es plana, mientras que el acuerdo de los cajeros y la parte superior con el paramento de la presa es curvo. En dicha parte superior se haya inserta la compuerta de guarda, com se aprecia en la Figura 1, precediendo una transición de sección rectangular a circular formada por la combinación de cuatro triángulos planos y cuatro curvos. En la parte superior de la transición nace el conducto de aireación aguas abajo de la compuerta.

El primer tramo de desagüe propiamente dicho tiene un diámetro de 3.00 m, incluyendo la sección donde se halla la válvula de mariposa de eje horizontal y apertura en sentido antihorario, según la perspectiva de la Figura 1. Inmediatamente aguas abajo de ésta, en la mitad inferior del conducto, se ubican las dos conexiones del conducto de aireación de la válvula, seguidas de una reducción del diámetro de la sección del desagüe hasta los 2.60 m. Por último, justo aguas arriba de la sección de salida del desagüe, la sección de éste vuelve a estrecharse, como se aprecia en la Figura 1, hasta quedar reducido su diámetro a 2.00 m.



Figura 1 | Sección de la geometría del desagüe y detalle del la malla correspondiente a un grado de apertura de compuerta del 60% y un grado de apertura de la válvula del 100%.

Malla

Como se adelanta en la sección anterior, uno de los aspectos más complejos del caso de estudio modelado es su geometría. No sólo hay detalles, prominencias y cavidades en el interior desagüe que obligan a un refinado selectivo de la malla para una correcta reproducción del flujo, sino que, además, la geometría es variable según la posición de la compuerta y de la válvula, lo que hace que la automatización del mallado para cada escenario de operación devenga necesaria.

La discretización del dominio a analizar se realiza a partir de una malla estructurada de elementos cúbicos, a la que se aplica un refinado selectivo en las zonas de mayor interés o donde se espera que ocurran mayores gradientes, es decir, en todas las singularidades comentadas en el apartado anterior (filtro de reja, transición de sección rectangular a circular, etc.) y en los elementos cuyo funcionamiento se pretende caracterizar (compuerta, válvula, aireadores y entrada y salida del desagüe). Posteriormente, dicha malla se adapta a la geometría del escenario analizado mediante la aplicación snappyHexMesh de OpenFOAM, capaz de recortar mallas a partir de un diseño CAD del dominio a simular en el formato interplataforma STL, colapsar los elementos en contacto con los contornos sólidos para adaptarse a la forma de éstos y aplicar un refinamiento selectivo en la vecindad de los contornos sólidos de los elementos de interés. La relación final entre la celda menor y el mayor de la malla es de 1/16.

Pese a haberse planteado el empleo de una malla desestructurada, por su mayor capacidad de adaptarse a geometrías complejas y aplicar un refinamiento selectivo (Biswas y Strawn, 1998; Kim y Boysan, 1999), finalmente, la mejor opción parece ser una malla estructurada de celdas cúbicas y ejes ortogonales paralelos a los del sistema de referencia Cartesiano empleado. Ello es debido a dos razones: por un lado, las mallas estructuradas, generalmente, permiten a los algoritmos de resolución un acceso más rápido a la información, lo que reduce los tiempos de latencia y redunda en un menor coste computacional (Keyes et al., 2000), obteniéndose, generalmente, una mayor precisión de resultados (Hirsch, 2007). Por otro lado, dado que, en ciertos escenarios, el desagüe no funciona en carga sino en flujo en lámina libre, las mallas desestructuradas pueden motivar problemas de difusividad numérica en la definición de la interfaz entre fluidos (Ubbink, 1999).

Tras llevar a cabo un análisis de convergencia de malla según la metodología de Celik et al. (2008), cuyas características se resumen en la Tabla 1, se opta por una malla de tamaños de celda menor y mayor de $\Delta x_{max} = 0.375 m$ y $\Delta x_{min} = 0.0234 m$, respectivamente.

	Número de celdas (·10 ⁶)	Tamaño de celda		Ratio de refinamiento
		Δx_{min}	Δx_{max}	$(\Delta x_{\min} / \Delta x_{\max})$
Malla 1	2.75	0.3750	0.0234	1/16
Malla 2	1.73	0.4375	0.0273	1/16
Malla 3	1.25	0.4875	0.0305	1/16

Tabla 1 | Mallas empleadas para el análisis de convergencia de malla.

Ecuaciones de flujo

Las fluctuaciones turbulentas características de este tipo de flujo podrían ser resueltas hasta las escalas espaciotemporales menores, siempre que la malla fuese lo suficientemente fina. Sin embargo, este enfoque, conocido como Direct Numerical Simulation (DNS), implica el uso de mallas tan finas que los costes computacionales hacen que no pueda ser empleado más que en casos de muy bajo número de Reynolds (Pope, 2000), que suelen carecer de interés ingenieril. El filtrado de estructuras turbulentas por debajo de una determinada escala para evitar un excesivo refinamiento de la malla, enfoque conocido como Large Eddy Simulation (LES), consitutye una opción atractiva para aplicaciones ingenieriles, pese a que el coste computacional sigue siendo alto (Spalart, 2000), especialmente, de plantearse en casos como el que aquí se analiza.

Habida cuenta de que el dominio a modelar es grande, los números de Reynolds serán altos en la mayoría de casos y la cantidad de escenarios a simular es considerable, deviene obligatorio recurrir al promediado de la turbulencia mediante el enfoque conocido como Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS), que logra reducir considerablemente los tiempos de cálculo a costa de no reproducir ciertos fenómenos del flujo turbulento que ocurren a escalas reducidas.

Por tanto, para el acoplamiento de presiones y velocidades, se aproximan las Ecuaciones de Navier-Stokes según se muestra en las Ecuaciones 1 y 2, para lo que se emplea el algoritmo PIMPLE, que combina las principales ventajas del ampliamente empleado SIMPLE (Patankar y Spalding, 1972) y el también extendido PISO (Issa, 1985):

$$\nabla \cdot \overline{\mathbf{u}} = \mathbf{0} \tag{1}$$

$$\frac{\partial \overline{\underline{u}}}{\partial t} + \overline{\underline{u}} \cdot \nabla \overline{\underline{u}} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \frac{1}{\rho} \nabla \cdot \left(\underline{\overline{\underline{\tau}}} + \underline{\underline{\tau}}^{R} \right) + \overline{f_{b}}$$
⁽²⁾

siendo $\underline{\overline{u}}$ el vector velocidad promediado temporalmente, p, la presión, ρ , la densidad (considerada 1,000 kg/m^3 para el agua y 1.25 kg/m^3 para el aire), t, el tiempo, $\underline{\underline{\tau}}$, el tensor de esfuerzos de deformación, $\underline{\underline{\tau}}^R$, el tensor de esfuerzos de Reynolds y $\overline{f_b}$, el término que agrupa las fuerzas de volumen (la ocasionada por la aceleracion de la gravedad, en este caso). La viscosidad cinemática (ν) impuestas al agua y al aire son $10^{-6} m/s^2$ y $1.5 \cdot 10^{-5} m/s^2$, respectivamente. La tensión superficial se supone de 0.07 N/m, a pesar de ser los números de Weber muy superiores al umbral de 110, a partir del cual ésta podría considerarse despreciable (Boes y Hager, 2003).

Turbulencia

Como se justifica anteriormente, las fluctuaciones turbulentas son modeladas mediante la técnica RANS. En particular, se emplea el modelo RNG k- ε (Yakhot et al., 1992), al ser el que, según la experiencia de este equipo, generalmente, consigue una mayor precisión en los resultados (Bayón et al., 2017). Este modelo basa basa su teoría en el concepto de viscosidad turbulenta (v_t), que se define como sigue:

$$\nu_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{3}$$

donde $C_{\mu} = 0.0845$ y k y ϵ son la energía cinética turbulenta (TKE) y la tasa de disipación de ésta, respectivamente. Estas dos últimas variables, que dan nombre al modelo de turbulencia, son incorporadas a la implementación del modelo numérico añadiendo a las ecuaciones a resolver las siguientes dos ecuaciones de advección-difusión-reacción:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \nabla \cdot \left(\rho k \overline{\underline{u}}\right) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right) \nabla k\right] + P_k - \rho \epsilon$$
(4)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \nabla \cdot \left(\rho\varepsilon \underline{\overline{u}}\right) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\varepsilon}}\right)\nabla\varepsilon\right] + (C_{1\varepsilon} - R)\frac{\varepsilon}{k}P_k - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k}$$
(5)

donde los términos R n y S agrupan la formulación siguiente:

$$R = \eta(-\eta/\eta_0 + 1)/(\beta\eta^3 + 1); \ \eta = Sk/\epsilon; \ S = \left(2\bar{S}_{ij}\bar{S}_{ij}\right)^{1/2}$$
(6)

siendo P_k la producción de TKE y \bar{S}_{ij} , el tensor de velocidad de deformación. Las constantes del modelo son $\sigma_k=0.7194, \sigma_\epsilon=0.7194, c_{1\epsilon}=1.42, c_{2\epsilon}=1.68, \eta_0=4.38$ y $\beta=0.012.$

Aireación

La naturaleza bifásica del flujo que se genera en los escenarios donde se espera la entrada de aire y consiguiente formación de burbujas, se trata mediante el volumen del fluido (VOF), cuya aplicación en modelos de estructuras hidráulicas ha dado buenos frutos en el pasado (Bombardelli et al., 2001, 2011; Rodríguez et al., 2004, Bayón y López-Jiménez, 2015, Bayón et al., 2016, 2017).

A grandes rasgos, el método VOF, originalmente planteado por Hirt y Nichols (1981), consiste en resolver la siguiente ecuación advectiva para reproducir el transporte de α , variable que representa la fracción de fluido que ocupa cada celda de la malla, correspondiéndole $\alpha = 0$ a un volumen ocupado por aire y $\alpha = 1$ a uno ocupado por agua:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\underline{\overline{u}}\alpha\right) = 0 \tag{7}$$

En el modelo Partial VOF, implementado en OpenFOAM, a diferencia de la otras variantes del VOF, la propiedades mecánicas del fluido contenido en cada celda de la malla son calculadas ponderando las propiedades de ambos fluidos en función de la fracción ocupada por cada uno de ellos según la ecuación siguiente, expresada para una propiedad genérica ξ :

$$\xi = \xi_{\text{agua}} \alpha + \xi_{\text{aire}} (1 - \alpha) \tag{8}$$

Como es natural, el desarrollo de las simulaciones, acompañado de fenómenos como la difusión numérica, harán que muchas celdas de la malla tengan valores de α entre 0 y 1, con lo que habrá zonas en las que la interfaz aire-agua no quede nítidamente definida. Para solventar este problema, OpenFOAM añade el término $\nabla \cdot (\underline{u_c} \alpha[1 - \alpha])$ al lado izquierdo de la Ecuación 7, donde $\underline{u_c}$ es la denominada velocidad de compresión, de dirección perpendicular a la interfaz entre fluidos y que, al ser multiplicada por $\alpha[1 - \alpha]$ sólo actúa en las zonas donde $\alpha \sim 0.5$ (Rusche, 2002), donde se estima que se encuentra la interfaz aire-agua. Esta variable se calcula a la teoría de flujo bifásico disponible en Berberovic et al. (2009):

$$\underline{\mathbf{u}}_{\underline{\mathbf{c}}} = |\underline{\mathbf{u}}| \frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|} \tag{9}$$

Condiciones de contorno

A la entrada y salida del desagüe, se impone una condición de contorno de presión hidrostática correspondiente a los niveles de los embalses de aguas arriba y aguas abajo y que permite, tanto la entrada de agua, como la salida de aire y/o agua a través de ellas. A los aireadores, se les impone una condición de contorno de presión atmosférica, pero que, en este caso, permite la entrada de aire, en lugar de agua, y la salida de aire y/o agua.

Sobre los contornos sólidos se aplica una condición de contorno de no-deslizamiento, que impone una condición de Dirichlet nula para la velocidad y una de von Neumann nula para la presión. Además, se aplica una función de pared de alto número de Reynolds, evitándose así tener que resolver las regiones de la capa límite más próximas a los contornos sólidos, con la consiguiente reducción de tiempos de cálculo. Para que dicha función de pared opere como es debido, la coordenada y^+ de los elementos en contacto con contornos sólidos debe corresponder a la subcapa de transición o región inferior de la logarítmica, es decir: $y^+ \in [15, 100]$ (Ferziger y Peric, 2012; Schlichting y Gersten, 2000), tal como se desarrolla más extensamente en Bayón et al. (2017). Con la misma finalidad y dado que el desagüe es simétrico longitudinalmente, se aplica una condición de contorno de simetría a lo largo del plano de simetría del dominio, reduciéndose también notablemente la potencia de cálculo necesaria, al disminuir el número de elementos de la malla a aproximadamente la mitad.

CASOS DE ESTUDIO

Los casos de estudio estudiados y documentados corresponden a los niveles de la lámina de los embalses de Mequinenza (aguas arriba) y Ribarroja (aguas abajo) de 80 m y 67 m sobre el nivel del mar (s.n.m.), respectivamente. Esto corresponde a una altura de lámina libre, tomando como plano de referencia la solera del desagüe, de 40 m a la entrada y 7 m a la salida de éste.

Para esta situación, son analizadas las solicitaciones sobre la compuerta y la válvula debido a la acción hidrodinámica (fuerzas y momentos), así como los caudales desaguados y la demanda de aire a través de los aireadores, si ésta se produjese, considerando 30 escenarios de operación, correspondientes a 6 grados de apertura de la compuerta (10%, 20%, 40%, 60%, 80% y 100%) y 5 de válvula (20%, 40%, 60%, 80% y 100%).

El conjunto de las simulaciones con OpenFOAM se lleva a cabo en el centro de cálculo de la Universitat Politècnica de València mediante la herramienta de paralelización computacional Message Passing Interface (MPI). Dada la complejidad del modelo, el tamaño de sus mallas y que se estima necesario simular al menos 25 s para alcanzar el estado cuasi-estacionario, en un ordenador convencional Intel i7 con disco sólido y 16GB de RAM, cada caso simulado tarda aproximadamente una semana en ser ejecutado, por lo que el empleo de un supercomputador para casos así es más que recomendable.

RESULTADOS

De los resultados generados por el modelo, de entrada, hubo que descartar 2 de los 30 escenarios analizados, pues sus resultados mostraban que no se estaba reproduciendo correctamente la física de los fenómenos estudiados. Esto ocurre, particularmente, a bajos grados de apertura de compuerta y válvula, ya que, pese al refinado selectivo efectuado en estas zonas, en algunos casos, pueden darse situaciones en las que la sección de paso del flujo sea tan estrecha y, por tanto, las velocidades tan altas, que las pocas celdas de malla que abarcan la zona den pie a problemas de divergencia. Es por eso que, aparte de chequear que los resultados son independientes de la malla, la coordenada y^+ está dentro del rango aceptable en todos los contornos sólidos y demás, hay que estudiar caso por caso si el flujo reproducido por el modelo se corresponde con el esperable en cada escenario de operación.

Campo de velocidades

La Figura 2 muestra el campo de velocidades en una sección longitudinal a lo largo del plano de simetría del desagüe. Dadas las condiciones de operación, se observa la entrada de aire sólo a traves del primer conducto de aireación (en el segundo, no hay entrada de aire ya que la válvula se encuentra totalmente abierta). Además de la formación y transporte de grandes bolsas de aire y de los incrementos de la velocidad ocurridos en las sucesivas reducciones de diámetro del desagüe, puede observarse el desarrollo de una calle de vórtices de Von Kármán aguas abajo de la válvula, cuya ocurrencia está siendo estudiada actualmente, como se detalla más adelante, en el apartado destinado a trabajo futuro.



Figura 2 | Campo de velocidades en sección longitudinal de caso simulado con nivel 80 *m.s.n.m.* en Embalse de Mequinenza y 67 *m.s.n.m.* en el de Ribarroja, correspondiente a un grado de apertura de compuerta del 60% y de válvula, del 100%.

Solicitaciones sobre la compuerta y la válvula

La Figura 3 muestra las fuerzas y momentos resultantes que actúan sobre la compuerta y la válvula, respectivamente, para cada uno de los escenarios considerados. Los momentos sobre la compuerta y la válvula son calculados con respecto al eje central de la compuerta en su intersección con la inserción de ésta en el cuerpo del desagüe y con respecto al centro de gravedad de la válvula, respectivamente. El criterio de signos es positivo para momentos actuantes en sentido antihorario, según la perspectiva de la Figura 2.

Se observa claramente, como cabría esperar, que las mayores fuerzas y momentos resultantes actuando sobre la compuerta correspondan a los mayores grados de apertura de la válvula y menores de compuerta, pues la primera condición aumenta el caudal, mientras que la segunda, pese a reducirlo, incrementa la superficie de exposición de la compuerta y, por tanto, las solicitaciones sobre ésta. Nótese que, indistintamente del grado de apertura de válvula, a grandes aperturas de compuerta, las fuerzas y momentos actuantes sobre ésta convergen a cero en la apertura 100%, cuando se encuentra completamente resguardada en el cuerpo de la presa. Por el contrario, a bajas aperturas de compuerta, las solicitaciones convergen asintóticamente siguiendo un ajuste logarítmico con un $R^2 = 0.98$ hasta las correspondientes a la fuerza causada exclusivamente por la presión hidrostática para un grado de apertura de compuerta del 0% (caso de compuerta completamente cerrada, cuya fuerza resultante hidrostática es de 2.833 $\cdot 10^6 N$).



+ Apertura de valvula 20% • Apertura de valvula 40% * Apertura de valvula 60% × Apertura de valvula 80% • Apertura de valvula 100%
Figura 3 | Fuerzas y momentos actuantes sobre la compuerta y la válvula según el grado de apertura de éstas correspondientes al escenario nivel de Mequinenza 80 m.s. n. m. y Ribarroja 67 m.s. n. m.

Respecto a la acción hidrodinámica sobre la válvula, nótese que, para una posición determinada de ésta, las fuerzas muestran una clara tendencia al alza conforme va abriéndose la compuerta, evidentemente, pues ello hace aumentar el caudal trasegado y, con éste, las solicitaciones hidrodinámicas. Conviene destacar que en el caso de apertura mínima de válvula (20%), la fuerza actuante sobre ésta es casi independiente de la posición de la compuerta. Nótese, sin embargo, que, para el resto de casos, a mayor grado de apertura de la válvula, menores las solicitaciones sobre ésta, alcanzándose su mínimo para la apertura máxima (100%), cuando su posición es completamente horizontal, luego hidrodinámicamente óptima. Por el contrario, como ocurre en el caso de las solicitaciones sobre la compuerta, observando la fuerza resultante sobre la válvula para las aperturas mínimas de ésta, se observa una convergencia hacia el valor correspondiente a la fuerza resultante hidrostática (en este caso, $1.283 \cdot 10^6 N$) siguiendo un ajuste parabólico con un $R^2 = 0.99$.

En el caso de los momentos actuantes sobre la válvula, la situación cambia ligeramente, pese a que, como es natural, los mayores momentos se producen a mayores aperturas de compuerta. No obstante, en este caso, no hay una correlación clara entre el grado de apertura de la válvula y el momento actuante sobre ésta. La causa más probable de este fenómeno es una superposición de dos procesos antagónicos: por un lado, mayores grados de apertura de válvula causan un aumento de caudal y,

V Jornadas de Ingeniería del Agua. 24-26 de Octubre. A Coruña

10

por tanto, del momento actuante sobre ésta. Sin embargo, por otro lado, menores grados de apertura de la válvula causan que la superficie de ataque al flujo sea mayor, a la par que el brazo de palanca que ejerce la fuerza hidrodinámica resultante, haciendo el momento torsor mayor. Por razones similares, las aperturas de válvula del 40% llegan a superar ligeramente en fuerza resultante sobre la válvula a las del 20% a grandes aperturas de compuerta. En el caso de la compuerta, también se produce este efecto antagónico, aunque, conforme ésta se va abriendo, la notable disminución de la superficie expuesta al flujo domina claramente al aumento de las solicitaciones causado por el incremento de caudal, lo que resulta en una clara tendencia a la reducción de las solicitaciones sobre la compuerta.

Caudal de desagüe y demanda de aire

La Figura 4 muestra la evolución de los caudales desaguados y la demanda de aire a través de los aireadores situados aguas abajo de la compuerta y de la válvula. En el caso de los caudales líquidos, se observa un patrón que encaja perfectamente con las curvas de descarga que cabría esperar: el caudal desaguado aumenta de forma asintótica conforme va abriéndose la compuerta para todos los grados de apertura de válvula, siendo el valor al que tienden dichas curvas mayor cuanto mayor es el grado de apertura de la válvula. Puede observarse también en la misma figura cómo dicho valor asintótico es alcanzado a menores aperturas de compuerta cuanto menor es el grado de apertura de la válvula. Esta menor sensibilidad a la apertura de compuerta de las bajas aperturas de válvula es también perfectamente consistente con la hidráulica del proceso: observando el desagüe como una conducción con un coeficiente de pérdidas de carga en función de la apertura de la válvula, a mayor cierre de ésta, mayor será dicho coeficiente y, por tanto, mayor será la pendiente de la curva resistente de la conducción. Por tanto, una fluctuación en la presión del flujo de cabecera, impuesta por la variación de la apertura de la compuerta, supone una variación menor del caudal del punto de funcionamiento. En el caso extremo de apertura mínima de válvula, de hecho, el caudal aparenta ser completamente insensible al grado de apertura de la compuerta.



+ Apertura de valvula 20% • Apertura de valvula 40% * Apertura de valvula 60% × Apertura de valvula 80% • Apertura de valvula 100%

Figura 4 | Caudal de desagüe y demanda de aire según el grado de apertura de la compuerta y la válvula correspondientes al escenario nivel del Embalse de Mequinenza 80 m.s. n.m. y Ribarroja, 67 m.s. n.m.

Respecto a la demanda de aire, se observa a primera vista que ésta muestra un patrón de comportamiento mucho más complejo que el del caudal de desaguado, pudiendo encontrarse una tendencia clara sólo en el caso de apertura mínima de válvula (20%), donde la entrada de aire aumenta de forma casi lineal con la apertura de compuerta. En el resto de casos, es difícil observar tendencias, para empezar, porque la Figura 4 agrega la demanda de aire a través de ambos aireadores y porque, una vez más, ocurre una superposición de fenómenos cuyos efectos resultan antagónicos. Por un lado, un mayor grado de

apertura de válvula supone una reducción de las pérdidas de carga a lo largo de la conducción, lo que, para un caudal dado, aumenta la presión aguas abajo de los elementos de regulación, reduciendo (o anulando) así la entrada de aire. Sin embargo, por otro lado, esta reducción de las pérdidas de carga hace que aumente el caudal trasegado por la instalación, lo que redunda en una mayor caída de presión en ésta (el aumento del término cinético en la Ecuación de Bernoulli hace disminuir la presión estática), aumentando así la succión ejercida por el flujo sobre los aireadores. A resultas de ello, las mayores demandas ocurren en posiciones intermedias, tanto de la compuerta (entre 40% y 80%), como de la válvula (40%), pese a que en el caso de la segunda, como se observa en la Figura 4, hay un cierto sesgo en el aumento de la demanda de aire a aperturas de válvula bajas.

CONCLUSIONES

En el presente trabajo, se plantea un modelo CFD tridimensional de flujo aire-agua para reproducir el comportamiento hidrodinámico de desagües profundos de presas. Dicho modelo, emplea el método Partial VOF para tratar la naturaleza bifásica del flujo, el modelo RANS k- ε para el modelado de la turbulencia y una malla estructurada de elementos cúbicos convenientemente refinada en las zonas de mayor interés para la discretización del dominio a modelar. Se emplea el código CFD de libre acceso OpenFOAM para la implementación del modelo y el caso de estudio al que se aplica y cuyos resultados se exponen en este texto es el desagüe de fondo de la Presa de Mequinenza, construida en la década de los 1960 en la localidad zaragozana homónima.

En particular, se lleva a cabo el análisis de 30 escenarios de operación diferentes, fruto de la combinatoria de 6 grados de apertura de la compuerta de guarda del desagüe y 5 de la válvula de mariposa inserta en éste, dados unos niveles de embalse fijos, tanto para Mequinenza (80 m.s.n.m), contenido por la presa, como para Ribarroja 67 m.s.n.m, en el que desagua sumergida la estructura bajo análisis.

Las variables estudiadas se agrupan en dos categorías, a saber: hidráulicas: caudales desaguados y demandas de aire a través de sendos conductos de aireación con los que cuenta el desagüe, y dinámicas: fuerzas y momentos actuantes sobre los elementos de maniobra (compuerta y válvula) a resultas de la acción hidrodinámica. A excepción de 2 casos, cuyos resultados no conseguían reproducir la física del modelo, por lo que han sido descartados, el resto de escenarios analizados arrojan resultados dentro del rango esperable. No obstante, a falta de validación experimental o a partir de medidas de campo, de las que no se dispone, dichos resultados deben tomarse con cautela.

Trabajo futuro

Las líneas de trabajo futuro en la presente investigación son esencialmente tres: en primer lugar, se está trabajando en la reconfiguración de los casos que han dado resultados que no se ajustan a la física del fenómeno estudiado, prestando especial atención al diagnóstico de las causas del fallo y proponiendo ajustes para paliarlas. En segundo lugar, se está extendiendo la casuística analizada a un volumen mayor de escenarios contemplados, entre los que se incluirá el estudio del funcionamiento de la estructura con diferentes niveles de embalse, tanto aguas arriba, como aguas abajo. Por último, se está trabajando en la obtención de más variables de interés a partir del posprocesado de los resultados que arroja el modelo. Por un lado, se está desarrollando un método de posprocesado para detectar las regiones de menor presión en el desagüe, en particular, pensando en detectar escenarios en los que podría llegar a rebasarse la presión de vapor del agua, con la consiguiente aparición de cavitación. Además, durante el posprocesado de resultados, se ha observado la aparición de ciertas fluctuaciones turbulentas a gran escala, como el ya comentado despegue de vórtices de Von Kármán que se observa en la Figura 2, aguas abajo de la válvula. Dicho fenómeno, cuya frecuencia y magnitud dependen del caudal trasegado y de la apertura de la válvula, está siendo analizado mediante la aplicación de la Transformada Rápida de Fourier (FFT) a los resultados obtenidos y es objeto de interés, pues las fluctuaciones de determinada frecuencia podrían hacer entrar en resonancia a los diferentes elementos de la estructura.

AGRADECIMIENTOS

La investigación que ha dado lugar a este trabajo ha sido financiada en el marco del proyecto "Análisis fluidodinámico del desagüe de fondo de la Presa de Mequinenza", fruto de la colaboración entre la Universitat Politècnica de València y Endesa Generación S.A.

REFERENCIAS

André, S., Schleiss, A., 2004. High velocity aerated flows on stepped chutes with macro-roughness elements. EPFL-LCH, Lausanne, Suiza.

Bayón, A., López-Jiménez, P.A., 2015. Numerical analysis of hydraulic jumps using OpenFOAM. J. Hydroinformatics 17, 662–678.

Bayón, A., Valero, D., García-Bartual, R., López-Jiménez, P.A., Valles-Moran, F.J., 2016. Performance assessment of OpenFOAM and FLOW-3D in the numerical modeling of a low Reynolds number hydraulic jump. Environ. Model. Softw. 80, 322–335.

Bayón, A., Toro, J.P., Bombardelli, F.A., Matos, J., López-Jiménez, P.A., 2017. Influence of VOF technique, turbulence model and discretization scheme on the numerical simulation of the non-aerated, skimming flow in stepped spillways, Journal of Hydro-environment Research (aceptado).

Berberović, E., van Hinsberg, N.P., Jakirlić, S., Roisman, I.V. and Tropea, C., 2009. Drop impact onto a liquid layer of finite thickness: Dynamics of the cavity evolution. Physical Review E, 79(3), 036306.

Biswas, R., Strawn, R.C., 1998. Tetrahedral and hexahedral mesh adaptation for CFD problems. Appl. Numer. Math. 26, 135–151.

Boes, R.M., Hager, W.H., 2003. Two-phase flow characteristics of stepped spillways. J. Hydraul. Eng. 129, 661–670.

Bombardelli, F.A., Hirt, C.W., García, M.H., Matthews, B.W., Fletcher, C.A.J., Partridge, A.C., Vasquez, S., 2001. Computations of curved free surface water flow on spiral concentrators. J. Hydraul. Eng. 127, 629–631.

Bombardelli, F.A., Meireles, I., Matos, J., 2011. Laboratory measurements and multi-block numerical simulations of the mean flow and turbulence in the non-aerated skimming flow region of steep stepped spillways. Environ. Fluid Mech. 11, 263–288.

Carvalho, R.F., Lemos, C.M., Ramos, C.M., 2008. Numerical computation of the flow in hydraulic jump stilling basins. J. Hydraul. Res. 46, 739–752.

Chanson, H., 2007. Bubbly flow structure in hydraulic jump. European Journal of Mechanics-B/Fluids 26(3): 367-384.

Chanson, H., Gualtieri, C., 2008. Similitude and scale effects of air entrainment in hydraulic jumps. J. of Hydraul. Res. 46(1), 35–44.

Ferziger, J.H., Peric, M., 2012. Computational methods for fluid dynamics. Springer Science and Business Media.

Hirsch, C., 2007. Numerical computation of internal and external flows: the fundamentals of computational fluid dynamics, Butterworth-Heinemann.

Hirt, C.W., Nichols, B.D., 1981. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. J. Comput. Phys. 39, 201–225.

Issa, R.I., 1985. Solution of the Implicitly Discretized Fluid Flow Equations by Operator-Splitting. J. Comput. Phys. 62, 40-65.

Keyes, D., Ecer, A., Satofuka, N., Fox, P., Periaux, J., 2000. Parallel Computational Fluid Dynamics 99. Towards Teraflops, Optimization and Novel Formulations. Elsevier.

Kim, S.-E., Boysan, F., 1999. Application of CFD to environmental flows. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn. 81, 145–158.

Ma, J., Oberai, A. A., Lahey Jr, R. T., Drew, D. A., 2011. Modeling air entrainment and transport in a hydraulic jump using two-fluid RANS and DES turbulence models, Heat and Mass Transfer 47 (8), 911-919.

Matos, J., 1999. Emulsionamento de ar e dissipação de energia do escoamento em descarregadores em degraus, IST, Lisbon, Portugal.

Meireles, I., 2004. Caracterização do Escoamento Deslizante sobre Turbilhões e Energia Específica Residual em Descarregadores de Cheias em Degraus, IST, Lisbon, Portugal.

Murzyn, F., D. Mouaze, and J. R. Chaplin, 2007. Air-water interface dynamic and free surface features in hydraulic jumps. Journal of Hydraul. Res. 45(5): 679–685.

OpenFOAM, 2011. OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox User Guide. The Free Software Foundation Inc.

Patankar, S.V., Spalding, D.B., 1972. A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three-dimensional parabolic flows. J Heat Mass Transf. 15, 1787–1806.

Peterka, A.J., 1984. Hydraulic design of spillways and energy dissipators. A Water Resources Technical Publication, Engineering Monograph (25).

Romagnoli, M., Portapila, M., Morvan, H., 2009. Simulacion computacional del resalto hidraulico. Mec. Comput. XXVIII, 1661–1672.

Rusche, H., 2002. Computational fluid dynamics of dispersed two-phase flows at high phase fractions. Imperial College of Science, Technology and Medicine (UK).

Sánchez-Juny, M., 2001. Comportamiento Hidráulico de los Aliviaderos Escalonados en Presas de Hormigón Compactado. Análisis del Campo de Presiones, UPC, Barcelona, Spain.

Schlichting, H., Gersten, K., 2000. Boundary-Layer Theory, 8th Edition. Springer.

Toro, J.P., Bombardelli, F.A., Paik, J., Meireles, I., Amador, A., 2016. Characterization of turbulence statistics on the non-aerated skimming flow over stepped spillways: A numerical study. Environ. Fluid Mech. 1–27.

Ubbink, O., 1997. Numerical prediction of two fluid systems with sharp interfaces, Imperial College of Science, Technology and Medicine, London (UK).

Witt, A., Gulliver, J., Shen, L., 2015. Simulating air entrainment and vortex dynamics in a hydraulic jump. Int. J. Multiph. Flow 72, 165–180.

Yakhot, V., Orszag, S., Thangam, S., Gatski, T., Speziale, C., 1992. Development of turbulence models for shear flows by a double expansion technique. Phys. Fluids Fluid Dyn. 4, 1510–1520.

Zhang, W., Liu, M., Zhu, D. Z., Rajaratnam, N., 2014. Mean and Turbulent Bubble Velocities in Free Hydraulic Jumps for Small to Intermediate Froude Numbers. Journal of Hydraulic Engineering 140(11), 04014055.