

**XXV CONGRESO LATINOAMERICANO DE HIDRÁULICA  
SAN JOSÉ, COSTA RICA, 9 AL 12 DE SETIEMBRE DE 2012**

**CARACTERIZACIÓN DEL FENÓMENO DE VERTIDO LIBRE FRENTE A  
VARIACIÓN DEL ÍNDICE DE TURBULENCIA INICIAL CON  
METODOLOGÍA CFD**

*Luis G. Castillo Elsitdié, José María Carrillo Sánchez*  
*Universidad Politécnica de Cartagena. Grupo de I+D+i Hdr@m. España*  
*luis.castillo@upct.es, jose.carrillo@upct.es*

**RESUMEN:**

La turbulencia constituye uno de los principales mecanismos de disipación de energía en los cuencos de vertido libre. En la caída de los chorros y en los cuencos surgen fenómenos de alta turbulencia y aireación que no pueden ser estudiados de modo adecuado con las metodologías tradicionales.

El Laboratorio de Hidráulica de la Universidad Politécnica de Cartagena (España) cuenta con una infraestructura diseñada específicamente para el estudio de chorros turbulentos y su difusión en el cuenco de disipación de energía. Para avanzar en el conocimiento de este tipo de estructuras, se están realizando mediciones de tasas de aireación, velocidades y presiones en distintas secciones del cuenco.

La metodología de Dinámica de Fluidos Computacional (*CFD*) simula la interacción entre diferentes fluidos, como el fenómeno bifásico aire-agua, pero debe ser verificada y calibrada.

Este artículo compara la Metodología Paramétrica propuesta por Castillo (2006, 2007) para la evaluación de acciones hidrodinámicas en cuencos de disipación, revisada por Castillo y Carrillo (2011), con nuevas mediciones de laboratorio y los resultados de simulaciones obtenidos con programas *CFD*.

**ABSTRACT:**

Turbulence constitutes one of the principal mechanisms of energy dissipation in plunge pools. In fall jets and in dissipation basins appear high turbulence and aeration phenomena that cannot be correctly studied by the classical methodologies.

The Hydraulics Laboratory of the Universidad Politécnica de Cartagena (Spain) has an infrastructure designed specifically for the study of turbulent jets and their diffusion in the energy dissipation basin. To improve the knowledge of the phenomenon of this structures type, aeration rates, velocities and pressures in different sections of the stilling basin are being measured.

The methodology of Computational Fluid Dynamics (*CFD*) simulates the interaction between different fluids, such as the air-water two-phase flows but it must be tested and calibrated.

This paper compares the Parametric Methodology proposed by Castillo (2006, 2007) for the evaluation of hydrodynamic action in plunge pools, revised by Castillo and Carrillo (2011), with more and new laboratory measurements and the simulation results obtained with *CFD* programs.

**PALABRAS CLAVES:** cuenco de disipación; chorro turbulento; *CFD*

## INTRODUCCIÓN

El vertido por coronación es una de las formas de disipación de energía empleado en las presas arco. La elección del tipo de cuenco de amortiguación suele ser una decisión técnico-económica entre un cuenco de gran profundidad y sin revestimiento y un cuenco con poca profundidad y con revestimiento.

Para la adecuada elección de la profundidad del cuenco, es necesario conocer la magnitud y frecuencia de la presión dinámica en la solera en función de las características del chorro incidente.

Existen diferentes formulaciones empíricas que caracterizan las presiones en los cuencos de disipación. Todas ellas se basan en estudios de modelos a escala en laboratorio dada la complejidad de instalar instrumentación en prototipos. Destacan los estudios de Moore (1943), Lencastre (1961), Cola (1965), Aki (1969), Hartung and Häusler (1973), Beltaos (1976), Xu-Do-Ming et al. (1983), Lemos et al. (1984), Cui Guang Tao et al. (1985), Ervine and Falvey (1987), Withers (1991), Ervine et al. (1997), Bollaert (2002), Bollaert and Schleiss (2003), Manso et al. (2005) y Federspiel (2011).

En España, esta línea de investigación se ha desarrollado en la Universidad Politécnica de Cataluña por Castillo (1989, 1998), Armengou (1991), Castillo et al. (1991, 1999, 2007), Puertas (1994), y en la Universidad Politécnica de Cartagena por Castillo (2002, 2006, 2007) y Castillo et al. (2007, 2009, 2010, 2011).

La disipación de energía del chorro se puede dividir en cuatro fases: disgregación del chorro en el vuelo (aireación más atomización), arrastre de aire cuando el chorro entra en el cuenco, difusión en el cuenco y finalmente impacto con la solera del cuenco.

Se definen dos condiciones a tener en cuenta de cara al diseño de vertidos por coronación:

- Condiciones de vertido. Se localizan a la salida del aliviadero, en la sección del chorro cuya cota corresponde a  $z = -h$ , siendo  $z$  la componente vertical con origen en el labio del aliviadero y sentido ascendente, y  $h$  la carga sobre vertedero medida a partir del umbral de vertido.
- Condiciones incidentes. Se obtienen en la sección transversal del chorro justo antes del impacto con el colchón de agua.

En la condición inicial se considera la velocidad media del flujo  $V_i = (2g/h_0)^{1/2}$ , siendo  $h_0$  aproximadamente el doble de la altura de la carga sobre el vertedero. En la sección inmediatamente anterior al impacto del chorro con el colchón de agua se definen velocidad media  $V_j$  y el ancho del chorro  $B_j = B_g + 2\zeta$ , donde  $B_g$  es el espesor del chorro por condiciones gravitatorias, que disminuye debido a la gravedad, y  $\zeta$  es la expansión lateral del chorro por efectos de aireación y turbulencia, variando con la raíz cuadrada de la distancia de caída (Davies, 1972).

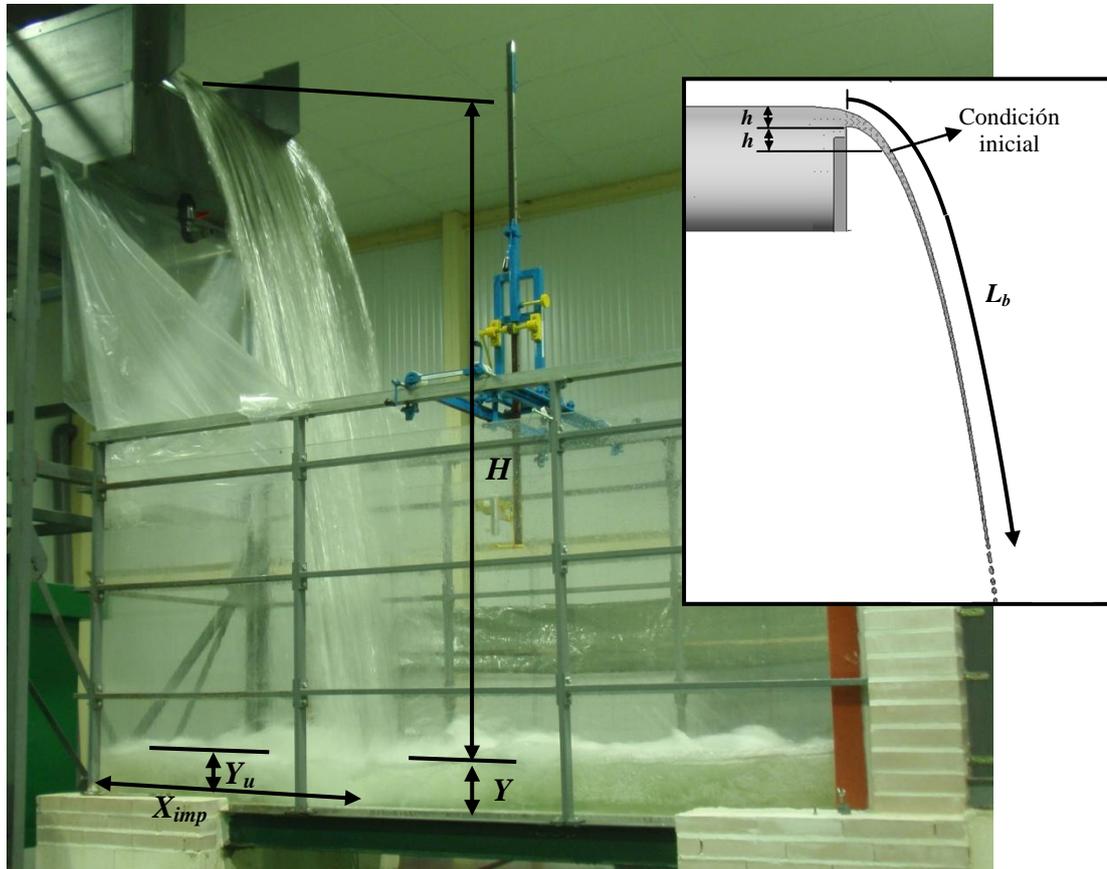
La longitud de rotura del chorro,  $L_b$ , es la distancia a partir de la cual el chorro se encuentra totalmente disgregado, estando formado por grandes gotas de agua que se van descomponiendo en gotas más pequeñas debido al rozamiento con el aire. Para caudales de hasta  $0,25 \text{ m}^2/\text{s}$  (caudales de laboratorio), la fórmula de Horeni  $L_b \approx 6 q^{0.32}$  (citada por Ervine et al., 1997) parece ser correcta (Castillo, 2006).

A partir del estudio de registros de presiones instantáneas en la solera de cuencos de disipación, Castillo (2006, 2007) propuso una Metodología Paramétrica para el cálculo del coeficiente de presión dinámica  $C_p$  en el punto de estancamiento. Para su obtención se tiene en cuenta la diferencia entre la cota de la lámina libre aguas arriba del aliviadero y la superficie libre en el cuenco  $H$ , la carga de presión media registrada en el punto de estancamiento  $H_m$ , el ancho del chorro en la condición incidente  $B_j$ , la longitud de rotura del chorro y el calado en el cuenco  $Y$ .

Para el cálculo de la longitud de rotura y del ancho del chorro en la condición incidente se requiere conocer la intensidad de turbulencia en la condición inicial, obtenida como  $T_u = \overline{V'_i}/V_i$ , donde  $\overline{V'_i}$  y  $V_i$  son la raíz cuadrática media y la velocidad media del chorro en la dirección principal. Por otro lado, se requiere conocer el coeficiente del parámetro de turbulencia  $K_\phi = \overline{V'_i}/w'$ , siendo  $w'$  la componente turbulenta vertical de la velocidad.

## DISPOSITIVO DE CALIBRACIÓN

El Laboratorio de Hidráulica de la Universidad Politécnica de Cartagena cuenta con una infraestructura diseñada específicamente para el estudio de chorros turbulentos y disipación de energía en aliviaderos de vertido libre. En la Figura 1 puede observarse la forma de la napa y la elevada entrada de aire que produce como consecuencia del impacto del chorro con el cuenco de amortiguación, así como la zona de condiciones iniciales y la longitud de desintegración del chorro.



**Figura 1.-** Dispositivo de chorros turbulentos y detalle de la zona del vertedero

El dispositivo, que permite analizar caudales entre 10 y 150 l/s, consiste en un cajón móvil que permite variar la altura de vertido entre 1.70 y 4.00 metros, junto a un cuenco fijo de disipación de energía de 1.05 m de ancho y 1.60 m de altura construido en metacrilato donde se pueden disponer diferentes profundidades de colchón de agua.

Para avanzar en el conocimiento del fenómeno bifásico aire-agua analizado, actualmente se están realizando mediciones de presiones instantáneas con sensores piezorresistivos ubicados en la solera del cuenco, junto al estudio de velocidades instantáneas en diferentes secciones del cuenco mediante equipos Doppler y tasas de aireación con la metodología de fibra óptica. Además, se cuenta con una cámara de video de alta velocidad para el estudio del fenómeno turbulento.

## MODELO NUMÉRICO

La principal ventaja de la metodología *CFD* es que permite resolver los problemas de mecánica de fluidos, proporcionando gran cantidad de resultados con mayor flexibilidad y velocidad que con los procedimientos experimentales. Sin embargo, para su correcto uso es necesario realizar una comparación y calibración previa con resultados obtenidos en modelos físicos y/o prototipos.

En este trabajo se presenta la modelación numérica realizada con los programas comerciales de Dinámica de Fluidos Computacional *ANSYS CFX* (versión 12.1) y *FLOW 3D* (versión 10.0) y su

contrastación con los datos obtenidos en laboratorio en el estudio de chorros altamente turbulentos y aireados.

Al ser programas de volúmenes finitos, el dominio fluido del área de estudio queda dividido en volúmenes de control, en cada uno de los cuales se calculan los parámetros del flujo (velocidad, presiones, etc.) en tiempos discretos, cumpliendo el equilibrio de las ecuaciones de Navier-Stokes que rigen el fenómeno en las tres direcciones.

En principio, las ecuaciones de Navier-Stokes describen los flujos laminar y turbulento sin necesidad de información adicional. Sin embargo, los flujos turbulentos con números de Reynolds reales abarcan un amplio rango de longitud de turbulencia y tiempos de escala. Su resolución directa implica tamaños de volúmenes finitos de mallado muy reducidos, dificultando en la práctica su solución numérica, al exigir enormes capacidades de cálculo.

Para obtener la solución en tiempos adecuados se emplean los modelos de turbulencia, diseñados para predecir los efectos de la turbulencia sin necesidad de resolver todas las escalas de turbulencia. De este modo el problema de clausura puede ser resuelto de forma eficiente.

Se han desarrollado numerosos modelos que aproximan la turbulencia basándose en el promediado de Reynolds de las ecuaciones de Navier-Stokes (*RANS*). Algunos de ellos tienen aplicaciones específicas mientras que otros pueden ser aplicados a una gran cantidad de flujos con un grado razonable de fiabilidad. Los modelos de turbulencia tienen distintos grados de complejidad que van desde los modelos isotrópicos de dos ecuaciones como el clásico  $k-\varepsilon$ , hasta los modelos de cierre de segundo orden como el denominado modelo de tensiones de Reynolds (*SMC*).

Los modelos de cierre de segundo orden resuelven de modo independiente cada componente de las tensiones de Reynolds, combinando las ecuaciones de transporte con las ecuaciones  $k-\varepsilon$  o  $k-\omega$ , y obteniendo las componentes de la velocidad turbulenta. Sin embargo, las experiencias con estos modelos muestran que el incremento del número de ecuaciones de transporte en los modelos *SMC* provoca una reducción de la robustez de la solución, requiriendo un mayor esfuerzo computacional. Por este motivo raramente son empleados en la industria, optándose por los modelos de dos ecuaciones dada su gran estabilidad y mayor eficiencia en la resolución.

Los modelos de turbulencia de dos ecuaciones han sido empleados para obtener la solución de muchos flujos de interés ingenieril. El modelo  $k-\varepsilon$  ha sido implementado en la mayoría de los códigos *CFD* y se le considera el modelo estándar en la industria, pero no resulta adecuado para resolver flujos con separación de la capa límite. Sin embargo, los modelos basados en  $k-\omega$  se orientan a obtener una mejor caracterización en los fenómenos de separación de flujos.

En este estudio se han considerado dos tipos de modelo:

- Modelos de cierre de primer orden:  
Estudio del conjunto chorro + cuenco de disipación.
- Modelos de cierre de segundo orden:  
Estudio de las componentes turbulentas del chorro.

En *ANSYS CFX* se empleó el modelo de turbulencia *Shear-Stress-Transport* basado en  $k-\omega$ . Este modelo ha sido diseñado para obtener una mayor precisión en la zona de inicio de separación del flujo bajo gradientes de presión adversos (simulación de la capa límite), mediante la inclusión de los efectos del transporte en la formulación de la viscosidad de remolino. El mejor rendimiento de este modelo de turbulencia ha sido demostrado en numerosos estudios de validación (Bardina et al., 1997).

En *FLOW 3D* se aplicó el modelo  $k-\varepsilon$ . Aunque el modelo de turbulencia basado en la renormalización de las ecuaciones del modelo  $k-\varepsilon$  (*RNG  $k-\varepsilon$* ) es teóricamente más preciso que el modelo estándar, Wilcox (2006) afirma que en el estudio de chorros planos el modelo estándar parece ser más preciso que el *RNG  $k-\varepsilon$* .

En *ANSYS CFX* también se empleó un modelo de Tensiones de Reynolds basado en la ecuación  $\omega$  para resolver las componentes turbulentas de la velocidad ( $u'$ ,  $v'$ ,  $w'$ ) en el chorro plano.

Para la resolución del fenómeno bifásico aire-agua presente en los chorros turbulentos, en *ANSYS CFX* se escogió el modelo homogéneo. Este modelo se puede considerar como un caso límite del modelo inhomogéneo, donde la tasa de transferencia en la interfaz de ambos fluidos es

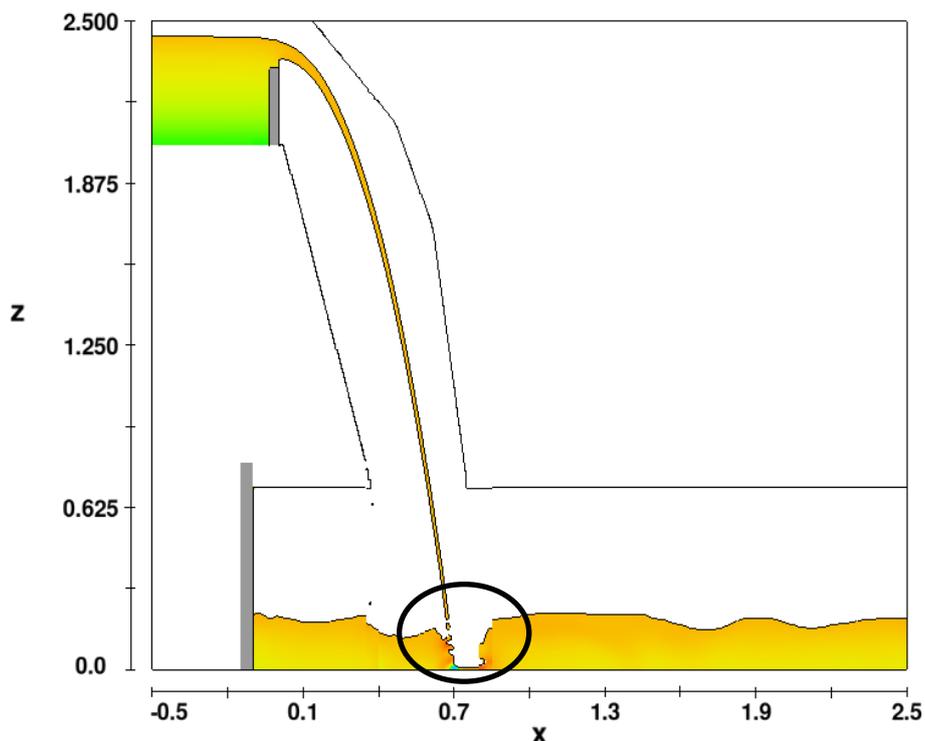
muy grande. De este modo, resuelve la interfaz considerando que en la zona de interacción ambos fluidos comparten un mismo campo de velocidades.

En *FLOW 3D* se escogió la opción de un fluido, junto a los modelos físicos asociados a la entrada de aire.

En el estudio de los chorros turbulentos aparecen fenómenos de despegue del flujo y alta turbulencia que requieren elementos de mallado de gran calidad para su correcta resolución. Las características principales que diferencia a los distintos elementos son el número de nodos con el que resuelven las ecuaciones dentro de su volumen de control y su distribución espacial. De este modo, a mayor número de nodos por elemento y con distribución espacial más regular, más precisa será su resolución interna.

De las cuatro tipologías de elementos que permite el módulo de resolución de *ANSYS CFX*, se optó por un mallado basado en elementos hexaédricos, puesto que la alta turbulencia que se genera en el fenómeno estudiado, junto al despegue del flujo, requieren una mayor precisión de cálculo. Además, se ha comprobado que dichos elemento mejoran la convergencia de la solución. El total de elementos empleados fue de 750 544, con un tamaño de 0,01 m en la zona de vuelo del chorro y alrededor del punto de estancamiento.

En *FLOW 3D* también se empleó una malla regular de elementos hexaédricos. Inicialmente, se modeló el vuelo del chorro y la zona alrededor del punto de estancamiento con elementos de 0,005 m, pero se observó que la presión media calculada en el punto de estancamiento era casi el doble que la presión obtenida en las campañas de laboratorio. Esto posiblemente surge como consecuencia de que en la simulación numérica el colchón de agua se desplaza hacia aguas abajo del punto de impacto, a pesar de existir un colchón eficaz (Figura 2). Esta anomalía parece estar relacionado con los modelos de turbulencia y la forma en que *FLOW 3D* resuelve el flujo en contacto con las paredes y las zonas de parada.

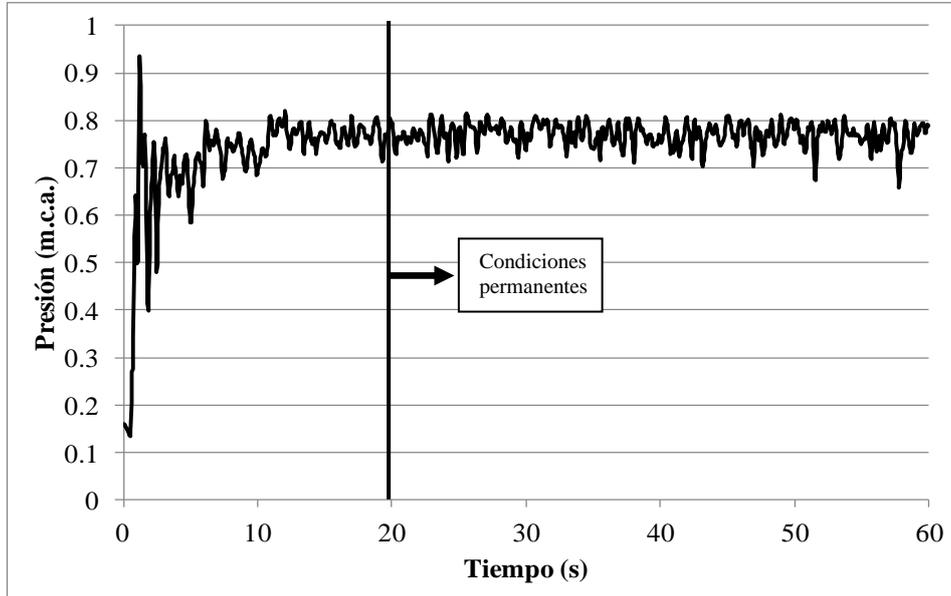


**Figura 2.-** Barrido del colchón de agua en la sección aguas abajo del impacto del chorro en *FLOW 3D*

Con el fin de evitar esta situación irreal, se aumentó el tamaño de los elementos en la zona del colchón. El mallado final empleado en *FLOW 3D* consistió en elementos de 0,005 m en la zona de vuelo del chorro y 0,01 m en la zona del colchón de agua, empleándose así un total de 1 978 756 elementos.

Las condiciones de contorno empleadas en las simulaciones corresponden a los calados en las secciones de entrada y salida del flujo y sus distribuciones de presiones hidrostáticas.

En todos los escenarios, se ha realizado un cálculo transitorio de 60 s, obteniendo los datos con una frecuencia de 20 Hz, que corresponde a la frecuencia de muestreo empleada en las mediciones de presiones en laboratorio. En la Figura 3 se puede observar que a partir de los 20 s de la simulación ya se alcanzan condiciones permanentes.

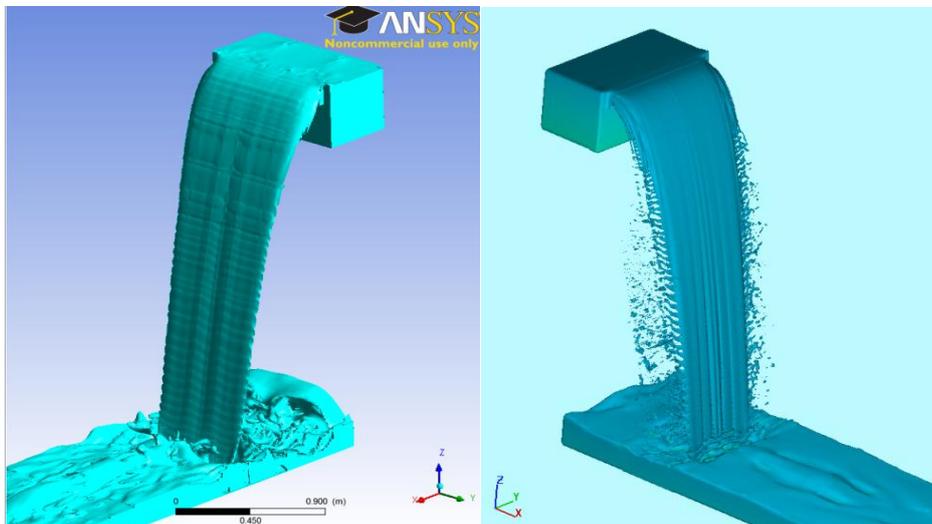


**Figura 3.-** Simulación de la presión total en el punto de estancamiento del cuenco de disipación

En *ANSYS CFX* se ha utilizado un intervalo de paso de 0,05 s, mientras que en *FLOW 3D* se ha considerado un intervalo fijo de 0,0001 s con el fin de evitar que el programa emplee intervalos de paso inferiores cuando se alcanzan las condiciones permanentes.

El tiempo medio de cálculo en un ordenador de 8 núcleos en *ANSYS CFX* fue de  $4,099e+05$  s ( $\approx 5$  días), mientras que en *FLOW 3D* se requieren  $1,073e+06$  s ( $\approx 12$  días).

Para la obtención de la lámina libre tanto en el chorro rectangular como en el cuenco de disipación se ha considerado un valor de fracción volumétrica de agua de 0,50. La Figura 4 muestra las superficies libres obtenidas con los programas *CFD* una vez se han alcanzado las condiciones permanentes. Se puede ver que el perfil del chorro es muy similar al observado en la infraestructura de laboratorio, descrita en la sección anterior.

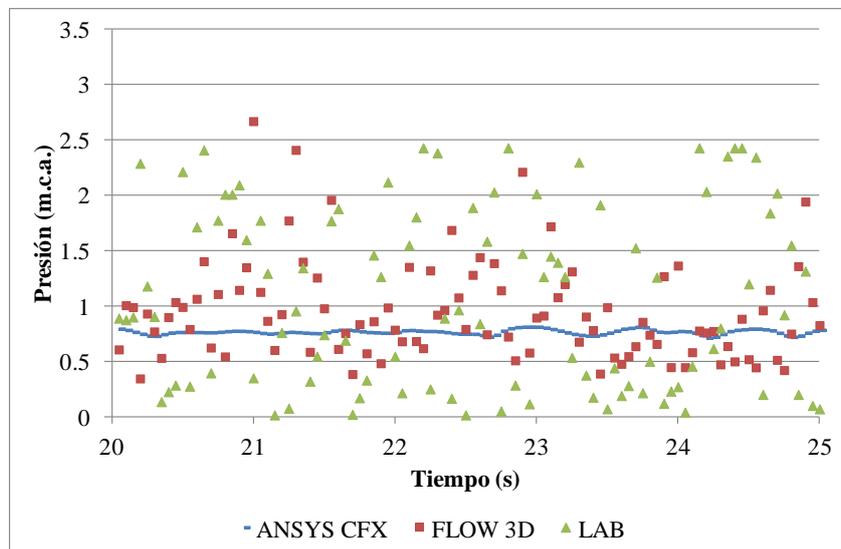


**Figura 4.-** Lámina libre del chorro obtenida con *ANSYS CFX* y *FLOW 3D*  
( $q = 0,058 \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $H = 2,27 \text{ m}$ ,  $h = 0,087 \text{ m}$ ,  $Y = 0,17 \text{ m}$ )

## RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Con el fin de reproducir adecuadamente las condiciones de laboratorio, se determinó la turbulencia en la condición de contorno situada aguas arriba del vertedero por medio con un equipo *ADV* (Acoustic Doppler Velocimeter). Esta condición de contorno se localiza 0,50 m aguas arriba del punto de vertido ( $h_{m\acute{a}x} = 0,087$  m), suficientemente alejada del mismo para evitar las distorsiones debidas a la contracción y aceleración que el flujo sufre en las inmediaciones del aliviadero. Las velocidades turbulentas obtenidas se emplearon como dato de entrada en las simulaciones numéricas realizadas.

La Figura 5 muestra las diferencias entre los registros de presiones de las simulaciones numéricas y las mediciones realizadas en laboratorio, obtenidas en el punto de estancamiento del cuenco cuando ya se han alcanzado las condiciones de régimen permanente. Se observa que *FLOW 3D* muestra una distribución similar a la observada en laboratorio. Sin embargo, los resultados de *ANSYS CFX* están más acotados y próximos al valor medio  $H_m$  de los otros registros de presiones, debido posiblemente al tipo de promediado temporal del modelo de turbulencia *RANS* que utiliza el programa.



**Figura 5.-** Distribución de presiones en el punto de estancamiento ( $q = 0,058$  m<sup>2</sup>/s,  $H = 2,27$  m,  $h = 0,087$  m,  $Y = 0,17$  m)

La Tabla 1 muestra una comparativa de los parámetros más importantes obtenidos en las simulaciones numéricas, las mediciones realizadas en el laboratorio y la Metodología Paramétrica (Castillo (2006) y Castillo y Carrillo (2011)), donde  $C_p$  ha sido obtenido en las simulaciones numéricas y en laboratorio con la expresión:

$$C_p = \frac{H_m - Y}{v_j^2 / 2g} \quad [1]$$

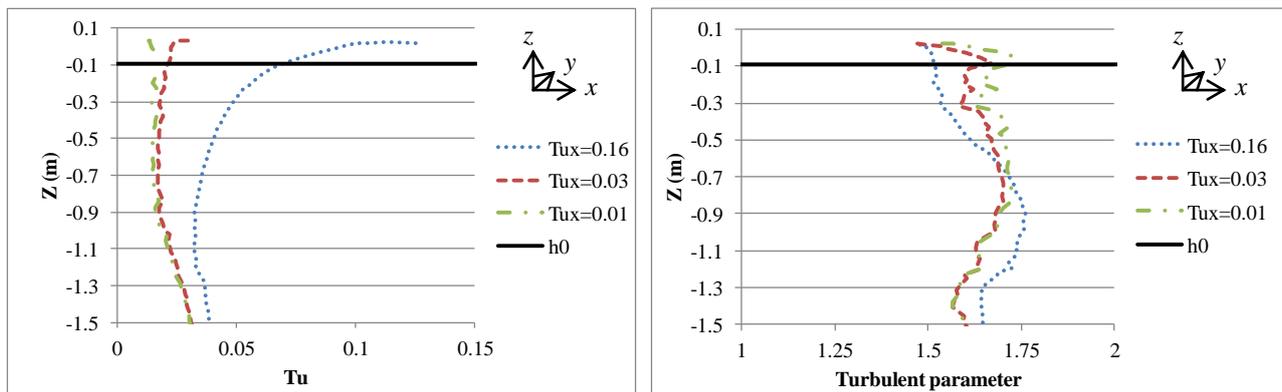
**Tabla 1.-** Comparación de las principales variables medidas y calculadas ( $q = 0,058$  m<sup>2</sup>/s,  $H = 2,27$  m,  $h = 0,087$  m,  $Y = 0,17$  m)

	$y_b$ [m]	$V_0$ [m/s]	$V_i$ [m/s]	$B_i$ [m]	$V_j$ [m/s]	$B_j$ [m]	$L_b$ [m]	$X_{imp}$ [m]	$H_m$ [m.c.a.]	$Y_u$ [m]	$Y$ [m]	$C_p$
ANSYS [ $T_{u,x}=0,16$ ]	0,078	0,77	1,78	0,048	6,32	0,022	> $H$	0,75	0,92	0,12	0,16	0,37
FLOW 3D [ $T_{u,x}=0,16$ ]	0,072	0,83	1,87	0,034	6,76	0,012	> $H$	0,70	0,86	0,18	0,17	0,30
Lab	0,082	-	-	-	-	-	-	0,74	0,85	0,16	0,17	0,34
Param.	0,083	0,76	1,54	0,053	6,59	0,025	3,12	0,73	1,10	0,17	0,17	0,41

En la tabla anterior se puede ver que en general con los 4 métodos se obtienen resultados muy similares. En todos los casos el chorro todavía mantiene un núcleo de agua compacto en la zona de incidencia ya que no existe distancia suficiente de caída para que se produzca la disgregación total del chorro ( $H < L_b$ ) y además, también en todos los casos, se dispone de un colchón efectivo ( $Y > 4B_j$ ). Las principales diferencias corresponden a los espesores del chorro obtenidos con *FLOW 3D* que son ligeramente inferiores que los obtenidos con los otros métodos. Por otro lado, los resultados del colchón aguas arriba del impacto del chorro  $Y_u$  con *ANSYS CFX* no son muy acertados, debido a que la alta tasa de aireación en esta zona, dificulta la determinación de la frontera líquida. Finalmente, el coeficiente de presión dinámica media obtenido con el Método Paramétrico es mayor que los otros debido a que esta formulación fue obtenida a partir de las envolventes de presiones medidas en laboratorio, quedando del lado de la seguridad, y siendo recomendado su uso hasta una turbulencia del 5% en la zona de vertido.

Debido a la alta turbulencia medida en la condición de contorno en la entrada ( $T_{u,x} = 0,16$ ), se consideró necesario conocer cómo afecta la variación de la turbulencia inicial a las soluciones numéricas. Así, para conocer la variación del parámetro turbulento  $K_\phi$  del Método Paramétrico, se simuló en *ANSYS CFX* la caída del chorro con un modelo de turbulencia de segundo orden basado en la ecuación  $\omega$  y, considerando tres turbulencias distintas en la citada condición de contorno ( $T_{u,x} = 0,016; 0,05; 0,01$ ).

Siguiendo una línea de corriente que parte del vertedero, en la Figura 6 se puede ver la evolución de  $T_u$  para cada una de las turbulencias iniciales  $T_{u,x}$  consideradas. Se observa que, aunque las turbulencias en la condición inicial son diferentes,  $T_u$  tiende a un valor próximo a 0,03 cuando existe una suficiente distancia de caída. De forma similar, se grafica la evolución del parámetro turbulento  $K_\phi$ , donde se observa que para este caudal específico,  $K_\phi$  se encuentra entre 1,50 y 1,75.



**Figura 6.-** Evolución de la turbulencia  $T_u$  y del parámetro turbulento  $K_\phi$  durante la caída del chorro ( $q = 0,058 \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $h = 0,087 \text{ m}$ )

La Tabla 2 muestra los resultados obtenidos en la condición inicial, tal como se especifica en el Método Paramétrico ( $Z = -h$ ).

**Tabla 2.-** Velocidades turbulentas ( $u'$ ,  $v'$ ,  $w'$ ) en la condición inicial ( $Z = -h$ ), obtenidas con *ANSYS CFX* ( $q = 0,058 \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $h = 0,087 \text{ m}$ )

	$V_i$ [m/s]	$u'$ [m/s]	$v'$ [m/s]	$w'$ [m/s]	$\bar{V}_i$ [m/s]	$T_u$	$\bar{V}_i = f(w')$ [m/s]
ANSYS [ $T_{u,x}=0,16$ ]	1,78	5,765e-02	7,260e-02	8,484e-02	1,257e-01	7,062e-02	1,48w'
ANSYS [ $T_{u,x}=0,05$ ]	1,67	1,969e-02	2,096e-02	2,204e-02	3,623e-02	2,170e-02	1,64w'
ANSYS [ $T_{u,x}=0,01$ ]	1,65	1,543e-02	1,545e-02	1,546e-02	2,675e-02	1,612e-02	1,73w'

En estudios anteriores, se obtuvo que el parámetro turbulento de un chorro rectangular es aproximadamente 1,50 cuando la turbulencia en la sección de entrada es aproximadamente del 16%. Los resultados de la tabla anterior muestran que si la turbulencia en la condición de entrada decrece, la velocidad turbulenta vertical  $w'$  en la condición inicial decrece, y por tanto el parámetro turbulento se aproxima a  $K_\phi \approx 1,73$ . Sin embargo, para confirmar estos resultados se deben realizar más simulaciones numéricas y mediciones en laboratorio.

Finalmente, las Tablas 3 y 4 recogen los resultados obtenidos con los programas *ANSYS CFX* y *FLOW 3D*, respectivamente, en función de la variación de la turbulencia en la condición de contorno inicial.

**Tabla 3.-** Comparación de las principales variables obtenidas con *ANSYS CFX* en función de la turbulencia en la condición de contorno inicial ( $q = 0,058 \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $H = 2,27 \text{ m}$ ,  $h = 0,087 \text{ m}$ ,  $Y = 0,17 \text{ m}$ )

	$y_b$ [m]	$V_0$ [m/s]	$V_i$ [m/s]	$B_i$ [m]	$V_j$ [m/s]	$B_j$ [m]	$L_b$ [m]	$X_{imp}$ [m]	$H_m$ [m.c.a.]	$Y_u$ [m]	$Y$ [m]	$C_p$
ANSYS [ $T_{u,x}=0,16$ ]	0,078	0,77	1,78	0,048	6,32	0,022	> H	0,75	0,92	0,12	0,16	0,37
ANSYS [ $T_{u,x}=0,05$ ]	0,077	0,79	1,75	0,048	6,30	0,023	> H	0,75	0,84	0,10	0,16	0,34
ANSYS [ $T_{u,x}=0,01$ ]	0,078	0,79	1,75	0,047	6,32	0,022	> H	0,74	0,86	0,12	0,16	0,34

**Tabla 4.-** Comparación de las principales variables obtenidas con *FLOW 3D* en función de la turbulencia en la condición de contorno inicial ( $q = 0,058 \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $H = 2,27 \text{ m}$ ,  $h = 0,087 \text{ m}$ ,  $Y = 0,17 \text{ m}$ )

	$y_b$ [m]	$V_0$ [m/s]	$V_i$ [m/s]	$B_i$ [m]	$V_j$ [m/s]	$B_j$ [m]	$L_b$ [m]	$X_{imp}$ [m]	$H_m$ [m.c.a.]	$Y_u$ [m]	$Y$ [m]	$C_p$
FLOW 3D [ $T_{u,x}=0,16$ ]	0,072	0,83	1,87	0,034	6,76	0,012	> H	0,70	0,86	0,18	0,17	0,30
FLOW 3D [ $T_{u,x}=0,05$ ]	0,071	0,81	1,84	0,034	6,80	0,014	> H	0,71	0,88	0,18	0,18	0,30
FLOW 3D [ $T_{u,x}=0,01$ ]	0,071	0,81	1,84	0,034	6,74	0,011	> H	0,71	0,89	0,18	0,18	0,31

En las Tablas 3 y 4 se observa que la variación de la turbulencia en la condición inicial de los modelos apenas afectan al coeficiente de presión dinámica media  $C_p$  en el punto de estancamiento, siendo en todos los casos superiores los valores obtenidos con *ANSYS CFX*.

Los resultados de velocidades con *FLOW 3D* son superiores a los obtenidos con *ANSYS CFX* (y por tanto menores los espesores del chorro). En *FLOW 3D* se observa que  $V_j$  es similar a la velocidad de caída sin tener en cuenta las pérdidas por rozamiento. Sin embargo, *FLOW 3D* obtiene una distancia al impacto  $X_{imp}$  inferior a *ANSYS CFX* y a la observada en laboratorio.

## CONCLUSIONES

Con el fin de mejorar el diseño de las estructuras de disipación y avanzar en el conocimiento de los chorros turbulentos, es necesario realizar más estudios experimentales, tanto en modelos como en prototipos, caracterizando simultáneamente el fenómeno de aireación del chorro junto a medidas de presión, velocidades y tasas de aireación. De este modo, los resultados de laboratorio nos permiten calibrar y validar los códigos de *CFD*.

La Metodología Paramétrica aplicada está basada exclusivamente en los resultados de medidas de presiones instantáneas en la solera de cuencos.

Tras comparar los dos programas *CFD*, se puede decir que:

- *FLOW 3D* no es muy preciso en las inmediaciones de los puntos de estancamiento, habiéndonos visto forzados a incrementar el tamaño de los elementos del mallado para

obtener una solución acorde a los resultados observados en laboratorio, en contra de la teoría de mallado. Por otro lado, cada simulación necesita un tiempo de resolución mayor al requerido en *ANSYS CFX* y una capacidad de disco duro de aproximadamente 100 GB.

- *ANSYS CFX* obtiene un registro de presión promediado que contrasta con la variabilidad natural del fenómeno. Por otro lado, cuando la entrada de aire es muy elevada, la obtención de la lámina libre resulta bastante complicada.

## AGRADECIMIENTOS

Esta investigación se financia con los fondos del Ministerio de Ciencia e Innovación de España y los fondos Europeos de Desarrollo Regional (FEDER), Proyecto BIA2011-28756-C03-02.

## REFERENCIAS

**ANSYS CFX** (2010). *ANSYS CFX. Reference Guide. Release 13.0.*

**Armengou, J.** (1991). *Vertido libre por coronación presas bóveda. Análisis del campo de presiones en cuenco amortiguador.* PhD Thesis. Universidad Politécnica de Cataluña, España.

**Bardina, J.E., Huang, P.G. and Coakley, T.J.** (1997). "Turbulence Modeling Validation Testing and Development". *NASA Technical Mem. 110446.*

**Bollaert, E. and Schleiss, A.** (2003). "Scour of rock due to the impact of plunging high velocity jets Part I: A state-of-the-art review". *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 41, No.5, pp. 451-464.

**Castillo, L.** (1989). *Metodología experimental y numérica para la caracterización del campo de presiones en los disipadores de energía hidráulica. Aplicación al vertido libre en presas bóveda.* PhD Thesis. Universidad Politécnica de Cataluña, España.

**Castillo, L., Puertas, J. and Dolz, J.** (1999). "Discussion about pressure fluctuations on plunge pool floors". *Journal of Hydraulic Research*, Vol.37, No.2, pp. 272-788.

**Castillo, L.** (2002). "Parametrical analysis of the ultimate scour and mean dynamic pressures at plunge pools". *Proc. École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Switzerland.* Schleiss & Bollaert (eds). A.A. Balkema. ISBN 90 5809 518 5.

**Castillo, L.** (2006). "Areated jets and pressure fluctuation in plunge pools". *The 7th International Conference on Hydrosience and Engineering (ICHE-2006)*, IAHR, ASCE, Drexel University. College of Engineering. DSpace Digital Lybrary. DU Haggerty Library. Philadelphia, USA.

**Castillo, L.** (2007). "Pressure characterization of undeveloped and developed jets in shallow and deep pool". *32nd Congress of IAHR, the International Association of Hydraulic Engineering & Research*, Vol.2, pp. 645-655, Venice, Italy.

**Castillo, L., Puertas, J. and Dolz, J.** (2007). "Discussion about Scour of Rock due to the impact of plunging high velocity jets". *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 45, No. 6, pp. 715-723.

**Castillo, L. and Carrillo, J.M.** (2011). "Numerical simulation and validation of hydrodynamics actions in energy dissipation devices". *34th IAHR World Congress. International Association of Hydro-Environment Engineering and Research.* Brisbane, Australia.

**Davies, J.T.** (1972). *Turbulence phenomena.* Academic Press, New York and London.

**Ervine, D.A. and Falvey, H.R.** (1987). "Behaviour of turbulent jets in the atmosphere and plunge pools". *Proceedings of the Institutions of Civil Engineers*, Part. 2, Vol. 83, pp. 295-314.

**Ervine, D.A., Falvey, H.T. and Withers, W.A.** (1997). "Pressure fluctuations on plunge pool floors". *Journal of Hydraulic Research.* Vol. 35, No. 2, pp. 257-279.

**Federspiel, M.P.** (2011). *Response of an Embedded Block Impacted by High-Velocity Jets.* PhD Thesis. École Politechnique Fédérale de Lausanne, Suisse.

**FLOW 3D** (2011). FLOW Science, Inc. *FLOW 3D. Theory v10.0.*

**Manso, P.A., Bollaert, E.F.R. and Schleiss, A.J.** (2005). "Dynamic pressures generated by plunging jets in confined pools under extreme flood discharges". *XXXI IAHR Congress*, Seoul, CD\_Rom, pp: 2848-2860.

**Puertas, J.** (1994). *Criterios hidráulicos para el diseño de cuencos de disipación de energía en presas bóveda con vertido libre por coronación.* PhD Thesis. Universidad Politécnica de Cataluña, España.

**Wilcox D.C.** (2006). *Turbulence modeling for CFD.* DCW Industries, Inc.

**Withers, W.** (1991). *Pressure fluctuation in plunge pool of an impinging jet spillway.* PhD Thesis, University of Glasgow, United Kingdom.