

Sumergencia en aforadores de pared gruesa mediante las ecuaciones unidimensionales de la Hidráulica clásica

Submergence in broad-crested weirs using 1D classical Hydraulics equations

Raúl Sánchez^{a1*}  y Luis Juana^{a2} 

^aEscuela Técnica Superior de Ingeniería Agronómica, Alimentaria y de Biosistemas, Universidad Politécnica de Madrid, Avda. Puerta de Hierro 2, Edificio Agrónomos, Madrid, España.

E-mail: ^{a1}raul.sanchez@upm.es, ^{a2}luis.juana@upm.es

*Autor para correspondencia

Recibido: 30/11/2021

Aceptado: 21/01/2022

Publicado: 31/01/2022

Citar como: Sánchez, R., Juana, L. 2022. Submergence in broad-crested weirs using 1D classical Hydraulics equations. *Ingeniería del agua*, 26(1), 63-75. <https://doi.org/10.4995/la.2022.16788>

RESUMEN

Se propone un procedimiento analítico para estudiar la sumergencia de aforadores de pared gruesa mediante la ecuación del equilibrio dinámico. Se determina numéricamente tanto el límite de sumergencia del aforador como la curva de gasto en situación de no sumergencia. En el cálculo de esta se consideran pérdidas de carga por rozamiento sobre el aforador. Los resultados del cálculo se han contrastado experimentalmente en un aforador de realce de solera con rampa de aproximación y salida completamente truncada. La condición de sumergencia que se obtiene, al igual que ocurre con la Ecuación de Gasto del aforador, puede ajustarse mediante una función potencial con objeto de facilitar su uso. La determinación de la sumergencia de un aforador de pared gruesa queda ahora fundamentada en la aplicación de los principios de la Hidráulica. Se mejora así el proyecto de aforadores y el límite de aplicación de la curva de gasto.

Palabras clave | aforador, vertedero, régimen crítico, límite modular, sumergencia, impulsión.

ABSTRACT

An analytical procedure is proposed to study the submergence of broad-crested weirs by means of the Momentum Equation. Both the modular limit of the weir and the flow-rate discharge curve in non-submerged condition are calculated numerically. Head losses due to friction on the weir are considered. The results of the calculation have been experimentally contrasted in the laboratory on a truncated weir. The submerged condition obtained by the procedure, as well as Discharge Equation, can be adjusted by an exponential equation for ease of use. The determination of the submergence condition of a broad-crested weir is now based on the application of the principles of Hydraulics. Thus, weir project and the limit of application of the Discharge Equation are improved.

Key words | flume, weir, critical flow, modular limit, submerged flow, impulse force.

INTRODUCCIÓN

Los aforadores de pared gruesa pueden estar formados por un realce de solera, un estrechamiento de quijeros o ambos, y con tramos suave o brusco tanto en la aproximación como en la salida. Sobre el realce o en el estrechamiento se produce el régimen crítico. Las líneas de corriente son prácticamente paralelas tanto en la sección con régimen crítico como en las secciones de aproximación al vertedero. Esto permite aplicar las ecuaciones del método unidimensional de la Hidráulica clásica entre las secciones mencionadas, con la ventaja de que pueden estudiarse analíticamente mediante ecuaciones, resueltas mediante programas de ordenador como winFLUME, sin necesidad de ser calibrados en laboratorio (Wahl et al., 2002).

Bos et al. (1984) recogen los procedimientos y ecuaciones de la Hidráulica clásica para obtener la Ecuación de gasto en régimen crítico, relación entre el caudal y la altura de vertido sobre el aforador. Proponen la aplicación de la Ecuación de la Energía, sin pérdidas de carga, entre la sección anterior al aforador y la del aforador con calado crítico. Además, proponen el uso del Coeficiente de Desagüe, función de relaciones adimensionales entre parámetros geométricos y del Número de Reynolds, a obtener experimentalmente y que permite el cálculo de caudal teniendo en cuenta los efectos del rozamiento sobre el aforador, es decir, a las pérdidas de carga. Con carácter general, en Bos (1989) se recopilan procedimientos, normas y resultados experimentales para el proyecto, o selección, y para el uso de elementos y estructuras de medida de caudales y control de calados en corrientes libres. En el ámbito profesional es frecuente usar el programa de ordenador *FLUME: Design and Calibration of Long Measuring Flumes*, que modela mediante el método unidimensional el flujo sobre aforadores de pared gruesa y resuelve la curva de gasto del aforador y la ajusta a curvas de tipo potencial (Clemmens et al., 1993). Vatankhah y Mahdavi (2012) proponen, con fines de proyecto de aforadores de pared gruesa, una ecuación explícita para la determinación de la relación de las áreas de las secciones situadas inmediatamente aguas arriba del aforador y la situada sobre este con régimen crítico. Dicha ecuación es expresada en función de los calados en ambas secciones, el número de Froude en la primera de estas y el Coeficiente de Desagüe. Wahl (2002) compara el caudal descargado en un aforador de estrechamiento de quijeros con el obtenido para el mismo calado en la aproximación mediante el programa WinFLUME, para aforadores de diferente anchura, con la intención de explorar el límite del concepto de aforador de pared gruesa. Castro-Orgaz (2008) estudia la ecuación de gasto en aforadores rectangulares de estrechamiento de quijeros curvilíneos teniendo en cuenta que la sección con régimen crítico puede no ser plana, sino alabeada, y lo aplica al diseño de aforadores tipo Khafagi. Bahman et al. (2020) calculan los coeficientes de desagüe de un aforador de realce de solera en canal rectangular con perfil tipo Joukowski incorporando aproximaciones basadas en el flujo potencial.

Se entiende por sumergencia cuando el nivel aguas abajo del aforador es lo suficientemente alto como para impedir la sección con régimen crítico, situación en la que el calado aguas arriba se ve afectado por el de aguas abajo, de manera que el de aguas arriba se ve incrementado porque el de aguas abajo también lo ha hecho. En este caso, el aforador como sección de control, es decir, como sección en la que el calado depende únicamente del caudal, deja de ser efectivo. El límite modular se define como la relación entre las energías, respecto de la rasante del realce de la solera en el aforador, en la sección inmediatamente aguas abajo del aforador y la inmediatamente aguas arriba, justo en la situación en la que se produce la sumergencia. En ocasiones no se usa la relación mencionada, sino la relación de los niveles del agua respecto de la solera, también en las secciones mencionadas. Ackers et al. (1978) recopilan una revisión de trabajos sobre valores del límite modular en vertederos en régimen crítico, tanto de realce de solera en canales rectangulares tanto con borde de ataque abrupto, como con borde redondeado. Los resultados, dependiendo de la metodología empleada y del número de Reynolds, daban valores del L entre 0.73 y 0.85 para los de borde abrupto y, para los de borde redondeado, más próximos a la unidad. Bos et al. (1984) proponen el cálculo del límite modular a partir de la estimación de las pérdidas de carga por rozamiento sobre el vertedero y las que se producen aguas abajo en la expansión brusca del flujo. La sumergencia hasta ahora ha sido estudiada de manera experimental y caracterizada mediante valores del límite modular que pueden calificarse de extremadamente generales. Además, la condición de sumergencia debe obtenerse bien de una manera costosa, determinando experimentalmente la situación en la que el caudal se reduce, o bien de manera subjetiva mediante la observación visual del eje hidráulico aguas abajo del aforador.

Los métodos CFD (*Computational Fluid Dynamics*) constituyen, desde hace relativamente poco, otra herramienta de análisis del funcionamiento de este tipo de estructuras, que complementan los resultados a los que puede llegarse mediante las ecuaciones que la Hidráulica clásica proporciona con el método unidimensional. Sarker y Rhodes (2004) calculan el eje hidráulico sobre un vertedero de pared gruesa en canal rectangular mediante la simplificación RANS (*Reynolds Averaged Navier-Stokes*) y lo

comparan con observaciones de laboratorio para un único valor del caudal. En los resultados muestran la distribución transversal del calado sobre el vertedero y el tramo en régimen rápido aguas abajo del aforador, donde puede verse una distribución simétrica no uniforme del mismo, con diferencia de unos pocos milímetros en la sección. Afshar y Hoseini (2013) también calculan mediante CFD, también con la simplificación RANS, un vertedero de pared gruesa en canal rectangular con varios modelos de turbulencia. Concluyen que todos los modelos proporcionan resultados acordes con las observaciones del eje hidráulico, pero que el modelo RNG $k-\varepsilon$ (grupo de métodos de renormalización de las ecuaciones de la viscosidad turbulenta para el estudio de la energía cinética y su disipación) es el que presenta menor desviación respecto de las observaciones experimentales. Jiang et al. (2018) estudian mediante las mismas técnicas CFD de los trabajos anteriores el Coeficiente de desagüe del flujo sobre un vertedero de realce de solera completamente truncado en canal trapecial, para varios ángulos de la rampa de aproximación, concluyendo que dicho coeficiente es mayor, es decir, mayor caudal con igual calado, cuanto más suave es la rama de aproximación a la meseta del realce. Al-Hashimi et al. (2017) estudian mediante CFD el flujo sobre un aforador de pared gruesa completamente truncado con borde de ataque redondeado en canal rectangular, comparando los resultados de la modelación bidimensional y tridimensional con las medidas del eje hidráulico en el eje del canal. Ambos modelos dan resultados acordes con la experimentación, sin diferencias importantes entre ellos en el eje del canal. En ninguno de estos trabajos sobre CFD se ha estudiado la sumergencia de los aforadores.

El objetivo del presente trabajo es la elaboración de un procedimiento para estudiar el comienzo de la sumergencia de un aforador de pared gruesa mediante las ecuaciones del método unidimensional de la Hidráulica clásica. Estudiada la sumergencia analíticamente se podrá definir dicha condición inequívocamente. Es un objetivo secundario el proporcionar soluciones que faciliten el uso del procedimiento a elaborar. La utilidad del objetivo es su aplicación para el proyecto de estos aforadores, pues es preferible que trabajen sin sumergencia, por su mayor precisión y facilidad de uso.

MATERIALES Y MÉTODOS

Mediante los principios del análisis unidimensional de corrientes de la Hidráulica: Ecuaciones de Continuidad, de la Energía y del Equilibrio Dinámico, puesta en términos de Impulsión, (concepto que en una sección transversal incluye la fuerza de empuje de las presiones y la de la cantidad de movimiento del gasto másico de la sección), se estudia analíticamente el flujo sobre un aforador de pared gruesa en un canal de sección trapecial con las características mostradas en la Tabla 1 y en la Figura 1. Dicho aforador se ha ensayado en el Laboratorio de Hidráulica situado en el Edificio Agrónomos de la Universidad Politécnica de Madrid.

Tabla 1 | Parámetros geométricos del canal y del aforador.

Parámetro	Símbolo	Valor
Ancho de solera del canal	b_1, b_3	250 mm
Talud inclinación ambos quijeros	z	0.538
Altura del realce la solera	p	200 mm
Ancho de solera sobre el aforador	b_2	465 mm
Longitud proyección horizontal tramo rampa aproximación aforador	L_{21}	410 mm
Longitud tramo horizontal aforador	L_{22}	300 mm
Longitud proyección horizontal tramo rampa salida aforador	L_{23}	0 mm
Coefficiente de la Ecuación de Manning considerado	n	0.010 (SI)
Pendiente topográfica del canal	I_0	$3.45 \cdot 10^{-3}$
Longitud entre “sección crítica” y el limnómetro de aguas arriba	L_{1-2}	1700 mm
Longitud entre “sección crítica” y el limnómetro de aguas abajo	L_{2-3}	1200 mm

En la Figura 2 se representan posibles ejes hidráulicos en un aforador de pared gruesa para un determinado caudal. La modificación del eje hidráulico se debe a la modificación de la resistencia, o retención, aguas abajo del aforador.

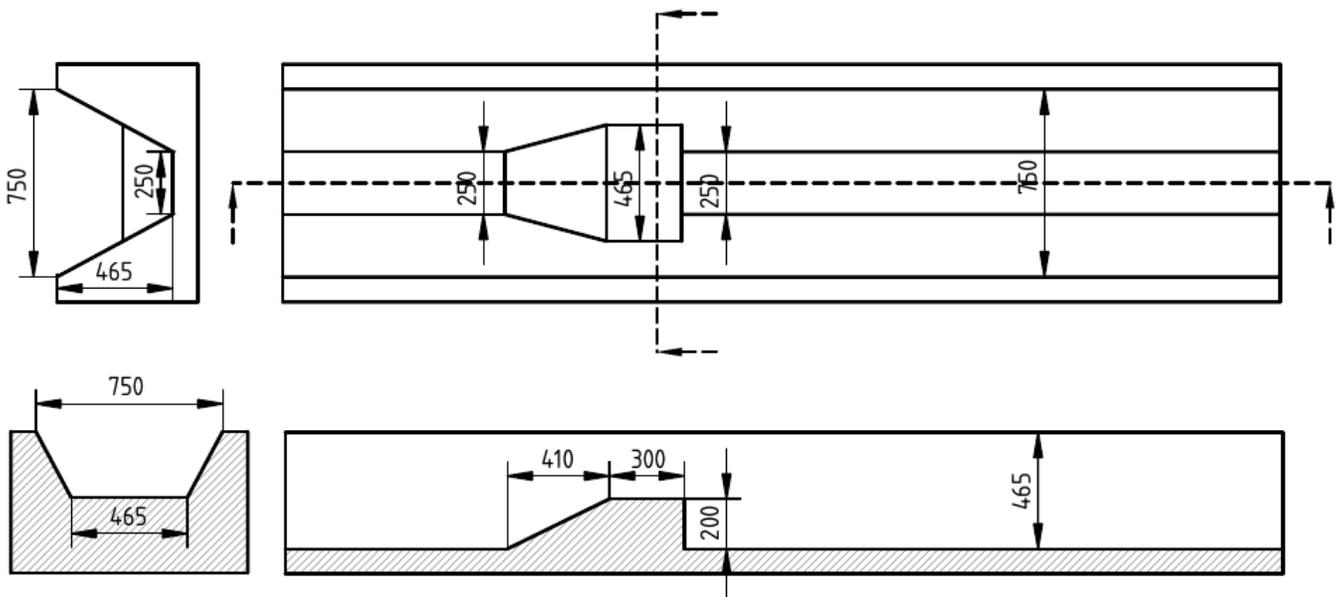


Figura 1 | Plano del aforador ensayado en laboratorio (cotas en mm): vista lateral (arriba-izquierda), planta (arriba-derecha), sección transversal (abajo-izquierda), sección longitudinal (abajo-derecha).

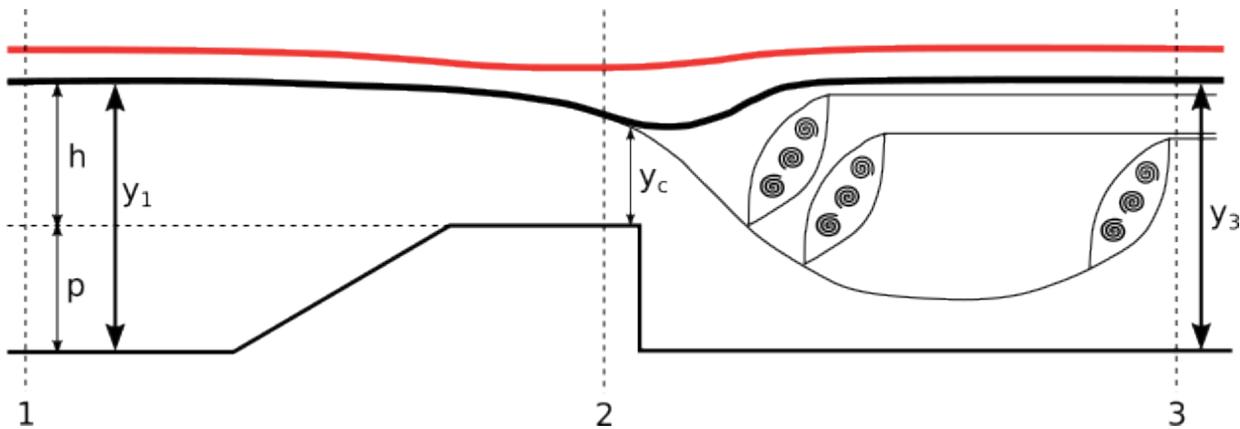


Figura 2 | Posibles situaciones del eje hidráulico en un aforador de pared gruesa: aforador no sumergido (en negro), aforador sumergido (en rojo).

El hecho de que se produzca régimen uniforme en las secciones **1**, **2** y **3** (ver Figura 2), permite aplicar las Ecuaciones de la Energía y de la Impulsión entre dichas secciones. Además, sobre el aforador se produce el régimen crítico, hecho que permite relacionar el calado crítico con el caudal. El calado crítico es el que, para un determinado valor del caudal, da lugar a la energía específica mínima y también a la fuerza de impulsión mínima.

Tiene interés analizar la curva de gasto sobre el aforador en régimen crítico, y el valor del calado y_3 aguas abajo a partir del cual se produce la sumergencia del aforador y, en consecuencia, dicha curva de gasto deja de ser válida. La curva de gasto es la relación $Q(h)$, o $Q(y_1)$, mientras que el calado y_3 para el que se sumerge debe ser función también del caudal Q .

Condición de sumergencia del aforador

La situación límite puede analizarse a partir de la Ecuación de la Impulsión, o de equilibrio dinámico de una porción finita de una corriente fluida entre secciones con movimiento uniforme, aplicada según el esquema de la Figura 3.

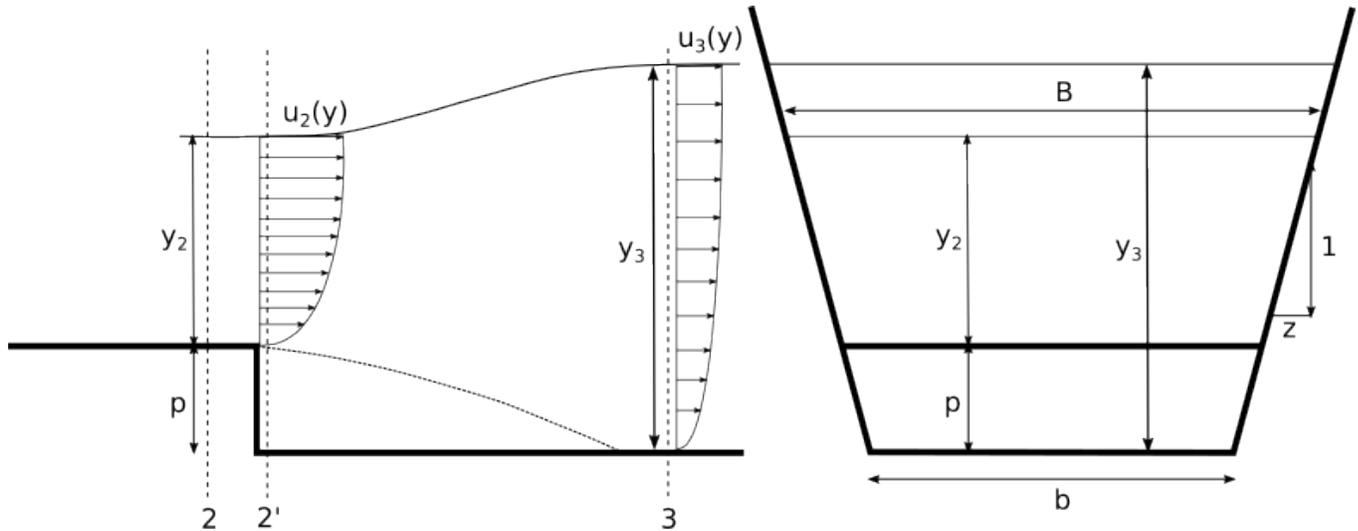


Figura 3 | Sección longitudinal ocupada por el flujo en una expansión brusca del canal (izquierda) y sección transversal correspondiente (derecha).

Los tramos de conducto uniformes ejercen sobre el flujo, en la dirección tangencial al movimiento, únicamente la acción correspondiente a la tensión tangencial sobre el contorno. La distancia desde la sección 2' hasta la 3, sección en la que el flujo uniforme se establece, es pequeña y , en consecuencia, la componente horizontal de dicha acción puede considerarse despreciable. En consecuencia, los módulos de la fuerza de impulsión N entre dos secciones cualesquiera en un conducto de sección uniforme, separadas una distancia relativamente pequeña, son aproximadamente iguales.

$$N_{2'} \approx N_3 \quad (1)$$

Este análisis que aquí se propone es análogo al que se presenta en los libros de texto para justificar el Teorema de Belanger para estudiar las pérdidas de carga en una expansión brusca o para obtener la relación entre los calados conjugados de un resalto hidráulico. Su aplicación a otros aforadores, tanto truncados como no truncados, puede considerarse válida siempre que la expansión no sea demasiado suave. Es adecuada para los casos en los que la configuración del flujo queda determinada por la separación del contorno en el cambio de rasante inmediatamente aguas abajo del aforador, hecho que se produce si el ángulo de la expansión no es menor de 10° (Rouse, 1960).

El módulo de la fuerza de impulsión en una sección con movimiento uniforme, como el que se produce tanto en la sección 2', inmediatamente próxima a la sección 2, como en la sección 3, tiene dos elementos, el empuje de la presión $p_G \cdot \omega$, donde ω es la magnitud de la sección, y la impulsión hidrodinámica $\beta \cdot \rho \cdot Q \cdot U$. La impulsión hidrodinámica es la variación instantánea de la cantidad de movimiento, que se produce a través de una sección, en el volumen de fluido analizado. Bajo la consideración del coeficiente β de Boussinesq igual a la unidad, el módulo de la fuerza de impulsión se expresa según

$$N = \gamma(y - y_G)\omega + \rho \frac{Q^2}{\omega} \quad (2)$$

La componente vertical del centro de gravedad y_G de la sección trapezoidal puede expresarse en función de los parámetros b y z que la definen y el calado y .

$$y_G = \frac{1}{\omega} \int_{\omega} y \cdot d\omega = \frac{1}{by + zy^2} \int_0^y y(b + 2zy) dy = y \left(\frac{3b + 4zy}{6(b + zy)} \right) \quad (3)$$

Puede observarse que el centro de gravedad de la sección trapecial se sitúa entre $y/2$, correspondiente al caso $z = 0$ (sección rectangular), y $2y/3$, correspondiente al caso $b = 0$ (sección triangular).

La sección **2'** está situada inmediatamente aguas abajo del realce del aforador, donde la sección se corresponde con la del canal y la distribución de velocidad es aún la misma que en la sección **2**. Los módulos de la fuerza de impulsión N en las secciones **2'** y **3** pueden expresarse, respectivamente, según

$$\left(\frac{N}{\gamma} \right)_{2'} = (p + y_2)^2 \frac{3b + 2z(p + y_2)}{6} + \frac{Q^2}{g((b + 2zp)y_2 + zy_2^2)} \quad (4)$$

$$\left(\frac{N}{\gamma} \right)_3 = y_3^2 \frac{3b + 2zy_3}{6} + \frac{Q^2}{g(by_3 + zy_3^2)} \quad (5)$$

Si el aforador de pared gruesa no se encuentra sumergido, el calado y_2 sobre el aforador es el calado crítico y_c . A partir de la igualdad de los módulos de las fuerzas de impulsión [Ecuación (1)], con los valores para la sección **2'** y **3** expresados con las Ecuaciones (4) y (5), respectivamente, puede determinarse mediante aproximaciones numéricas el valor del calado y_3 que se corresponde con la situación límite y_{3L} , es decir la situación frontera entre la sumergencia y la no sumergencia.

Según se encuentre el calado aguas abajo del aforador y_3 situado por encima o por debajo de y_{3L} , este operará sumergido o con descarga libre, respectivamente. Igualmente, con el propósito de proyectar la altura de realce del aforador para un caudal máximo que pudiese circular por el canal, para el que habría un determinado valor de y_3 , puede calcularse mediante aproximaciones numéricas el valor mínimo de p que deberá tener el realce para no sumergirse.

Ecuación de gasto del aforador

Mientras que el eje hidráulico en el aforador se encuentre en situación de no sumergencia, el caudal puede relacionarse con la altura de vertido $h = y_1 - p$ (ver Figura 2), sin necesidad de medidas adicionales. Esta relación se obtiene a partir de la ecuación de la energía entre la sección **1** y la sección **2**, con la particularidad de que, si el aforador no está sumergido, el calado en esta última es el calado crítico, que toma valor único para cada caudal.

La energía específica H_0 está definida como la suma del calado y y el sumando cinético $U^2/2g$. Bajo la consideración del coeficiente α de Coriolis igual a la unidad, la energía específica se escribe

$$H_0(y, Q) = y + \frac{Q^2}{2g\omega^2} \quad (6)$$

El valor mínimo de la energía específica para un caudal Q dado, que se corresponde con el régimen crítico, queda definido por

$$\frac{dH_0}{dy} = 0 = 1 - \frac{Q^2}{g\omega_c^3} \frac{d\omega}{dy} = 1 - \frac{Q^2}{g\omega_c^3} B_c \quad (7)$$

El calado para el que la energía específica es mínima recibe la denominación de calado crítico y_c , y la sección correspondiente a ese calado es también crítica ω_c , así como el ancho superficial B_c . Para una sección con forma geométrica definida $\omega(y)$ y $B(y)$, el calado crítico y_c , para cada caudal Q , puede ser calculado. Para el caso de una sección trapecial con ancho de solera b y talud de quijeros z puede calcularse a partir de

$$0 = 1 - \frac{Q^2}{g(b \cdot y_c + zy_c^2)^3} (b + 2zy_c) \quad (8)$$

El cálculo del caudal Q a partir de valores de y_c puede realizarse despejando Q y tomando los valores positivos de la raíz cuadrada. Sin embargo, la obtención de y_c para un caudal Q dado debe hacerse, en general, numéricamente.

La energía específica mínima H_{0min} correspondiente a un determinado calado crítico y_c puede calcularse con la Ecuación (6).

La ecuación de la energía entre la sección en la aproximación **1** y la sección **2** sobre el vertedero, con régimen crítico, se expresa

$$H_{01} - p = H_{0min} + h_f \quad (9)$$

Donde H_{01} es la energía específica en la aproximación y h_f las pérdidas de carga entre las secciones **1** y **2**, esta última con calado crítico. La configuración del flujo en la aproximación al vertedero y sobre el mismo (ver Figura 2), con líneas de corriente convergentes, da lugar a que las pérdidas de carga pasen a un plano secundario. La convergencia de líneas de corriente, junto con un cambio de contorno gradual, dificulta o reduce la separación del flujo del propio contorno, por lo que las pérdidas de carga por el efecto de separación serán poco significativas. Sin embargo, las pérdidas de carga por rozamiento entre la sección de aguas arriba del aforador y la crítica sobre el aforador, con objeto de incrementar la precisión, pueden ser consideradas. No obstante, debido a la pequeña distancia a la que se encuentran estas dos secciones, las pérdidas de carga por rozamiento tampoco han de ser especialmente relevantes, aunque su consideración ha de mejorar la precisión cálculo de la curva de gasto.

Por tanto, a partir de H_{0min} y bien con h_f o bien sin h_f puede calcularse la energía H_{01} . Una vez calculada esta última puede determinarse el calado y_1 en la sección **1**. Dicho calado y_1 es igual a la altura de vertido h sobre el realce más el valor p del propio realce.

Cálculo de las pérdidas de carga

Las pérdidas por rozamiento en el aforador se producen tanto en el tramo horizontal del aforador, como en el tramo convergente. En ambos tramos, en ausencia del fenómeno de separación del contorno, el flujo puede considerarse gradualmente variado. Debido a que las velocidades en el tramo horizontal son considerablemente mayores que en el convergente, es frecuente no considerar las que se producen en la aproximación, debido a que, al tener mayor sección hay menor velocidad, suelen ser muy pequeñas al compararlas con las del tramo horizontal.

En el Régimen Gradualmente Variado, el calado y se va modificando con el avance. Este se caracteriza con su distancia x al origen, de manera gradual. La ecuación diferencial que rige dicho fenómeno es

$$\frac{dy}{dx} = \frac{I_0 - I}{\frac{dH_0}{dy}} \quad (10)$$

Dicha ecuación, en un tramo uniforme de canal, como el horizontal sobre el aforador, para su integración numérica, se puede aproximar por

$$\Delta H_0 = \Delta x \cdot (I_0 - \bar{I}) \quad (11)$$

Esta ecuación permite relacionar la distancia Δx que debe recorrer el agua para que el calado cambie Δy , donde \bar{I} es el valor promedio de la pendiente motriz en el tramo del longitud Δx .

La Ecuación (8) permite, a partir del calado crítico y_c que se produce en las proximidades del extremo de aguas abajo del tramo horizontal, calcular el calado y_1 (ver Figura 2). Con este calado puede calcularse la energía H_{01} , y relacionarla con H_{01} en la sección de inicio del tramo horizontal, con una variación de la Ecuación (9), según

$$H_{01} - p = H_{01}' \quad (12)$$

Las pérdidas de carga h_f en el tramo horizontal del aforador, para su inclusión en la Ecuación (9), se corresponden con la diferencia de la energía entre los extremos de dicho tramo.

RESULTADOS

Se ha hecho circular en el canal de laboratorio representado el plano de la Figura 1, en cuyo tramo central se encuentra el aforador de pared gruesa ensayado, varios caudales Q , todos ellos menores de $0.08 \text{ m}^3/\text{s}$, que es la capacidad máxima del sistema. Los caudales se han seleccionado a través de la maniobra realizada con una llave interpuesta en la tubería de elevación a la cabeza del canal. Para cada caudal, se ha modificado el calado aguas abajo del aforador y_3 , incrementando el nivel de retención en el extremo de aguas abajo del canal, de manera que se han provocado situaciones en las que el flujo se ha producido en régimen crítico y situaciones en las que se ha producido en sumergencia.

Se ha medido el caudal Q mediante un caudalímetro de ultrasonidos de tiempo de tránsito, cuya precisión según especificaciones técnicas es de 2 L/s , situado en la tubería de elevación a la cabeza del canal, antes de la llave con la que se ha controlado el caudal.

Los valores de caudal se han contrastado con vertedero triangular de 90° , situado en la descarga al canal de ensayo. También se han medido los calados aguas arriba y_1 y aguas abajo del aforador y_3 , mediante limnómetros cuya precisión es de una décima de mm, situados en pocillos de observación del canal localizados en las posiciones especificadas en la Tabla 1. Dadas las características del instrumento de lectura de la medida, cabe esperar que el error de lectura sea menor que la precisión del instrumento. Sin embargo, el error de enrasamiento del extremo de la aguja del limnómetro con la superficie del agua interviene también en el error de la observación. En el uso de la Ecuación de la Energía, se ha considerado el desnivel debido a la pendiente de la rasante de la solera del canal, con objeto de referir los calados afectados a un plano horizontal común. Para el cálculo de la curva de gasto en régimen crítico a partir de y_1 , para determinar la energía, este último se ha incrementado en la cantidad constante $I_0 \cdot L_1 = 5.86 \text{ mm}$.

Por último, en cada situación, los autores calificaron el flujo según “sumergido” o “no sumergido”, según la apreciación a simple vista de descenso o no del eje hidráulico inmediatamente aguas abajo del aforador. Cuando las opiniones eran discrepantes, se calificó de “dudoso”. Asimismo, se han tomado fotografías de la mayoría de las situaciones, identificadas con los números naturales consecutivos entre el 1 y el 28, y que pueden verse en el documento disponible en https://oa.upm.es/69129/1/coleccion_fotografias_aforador_ETSIAAB_UPM.pdf.

Condición de sumergencia del aforador

La igualdad de las Ecuaciones (4) y (5), junto con el valor del calado crítico y_c calculado mediante la Ecuación (8), permite obtener el valor del calado aguas abajo y_{3L} límite entre la condición de sumergencia y de vertido en régimen crítico. Los valores calculados junto con los observados en las situaciones del ensayo se representan en la Figura 4.

Puede verse que el uso la Ecuación de la Impulsión para determinar si una situación está o no sumergida es conforme, en general, con las observaciones visuales de los autores, con la única excepción de la observación identificada con el número 15, en la que los autores consideraron que el flujo estaba sumergido. Las medidas de la situación 15 se superponen prácticamente con las de la 16, que se consideró dudosa. En relación a la otra observación calificada como dudosa, la situación 5, también está situada en la proximidad de la curva $y_{3L}(Q)$. Según la metodología, esta situación estaría en situación de no sumergencia. No obstante, conviene tener presente que ninguna medida está exenta de errores aleatorios debidos a causas fortuitas.

Ecuación de gasto del aforador

En la Figura 5 se han representado la curva de gasto $Q(y_1)$ determinada con la Ecuación de la Energía y las medidas de caudal Q y calado y_1 de las situaciones observadas. Los valores de y_1 en las situaciones con sumergencia se sitúan claramente por encima de la curva de gasto, lo que confirma que la sumergencia del aforador influye sobre el calado de aguas arriba.

En la Figura 6, se han representado los valores del caudal Q que se corresponden con el calado aguas arriba y_1 en cada situación observada, y, con objeto de apreciar el error que se cometería si no se advirtiese la sumergencia del aforador, se han representado frente a los medidos con el caudalímetro de ultrasonidos de tiempo de tránsito. Con objeto de facilitar la interpretación de los resultados, se ha representado la bisectriz del primer cuadrante. En el cálculo del caudal Q correspondiente al calado y_1 se ha

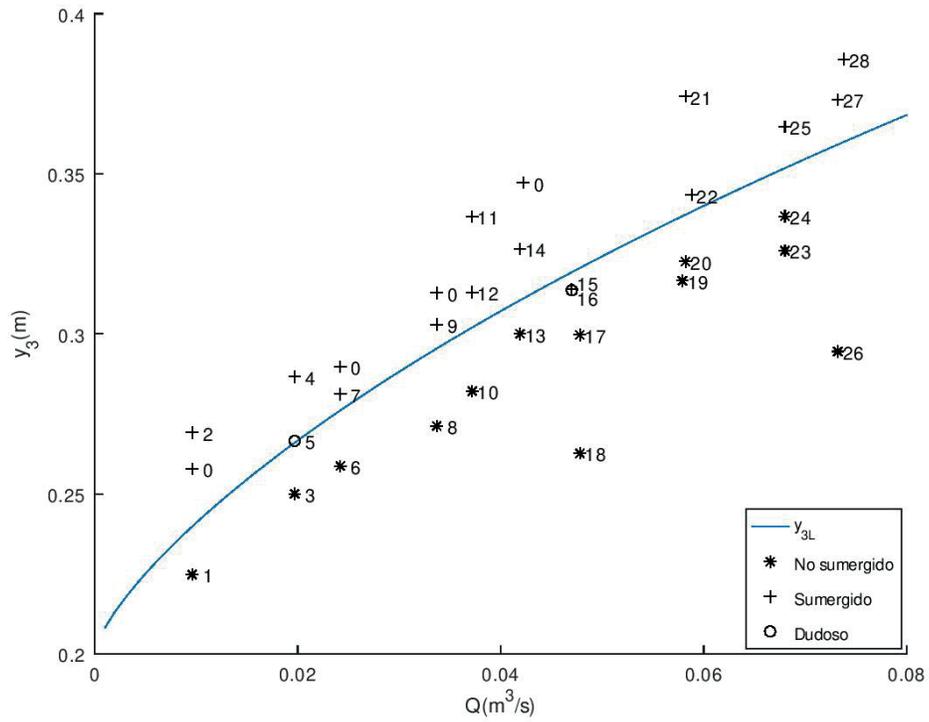


Figura 4 | Calado y_{3L} en función del caudal Q y valores medidos experimentalmente, junto a la apreciación a simple vista de los autores. El número identifica la fotografía de la situación (0 indica que no hay fotografía).

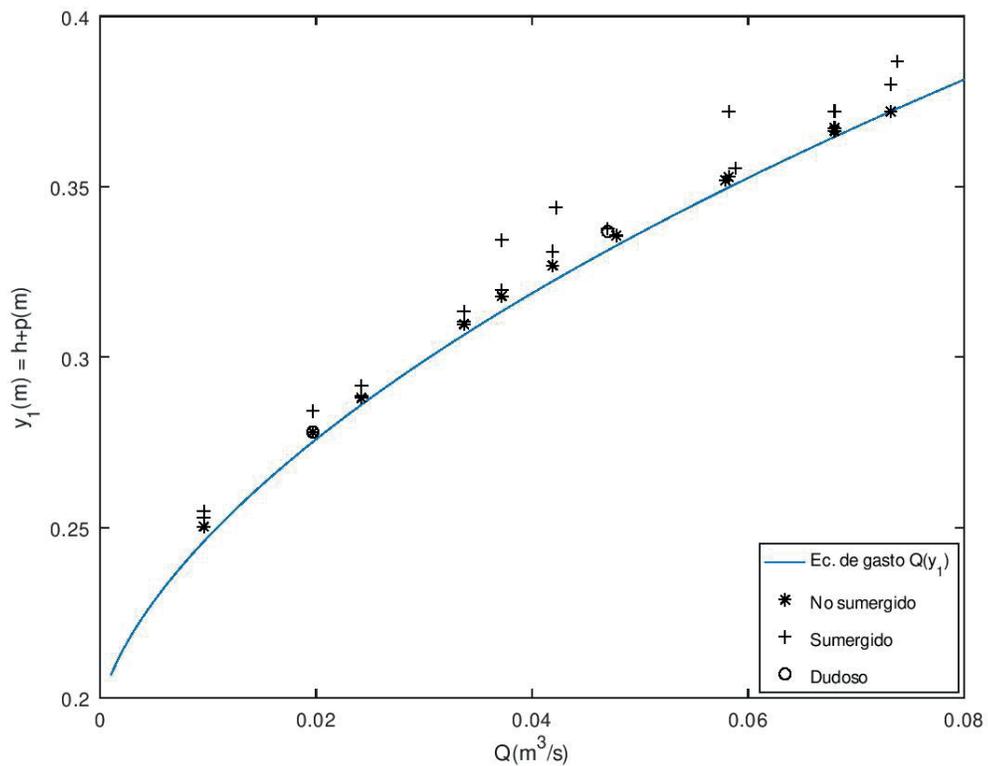


Figura 5 | Ecuación de gasto del aforador y valores observados Q e y_1 .

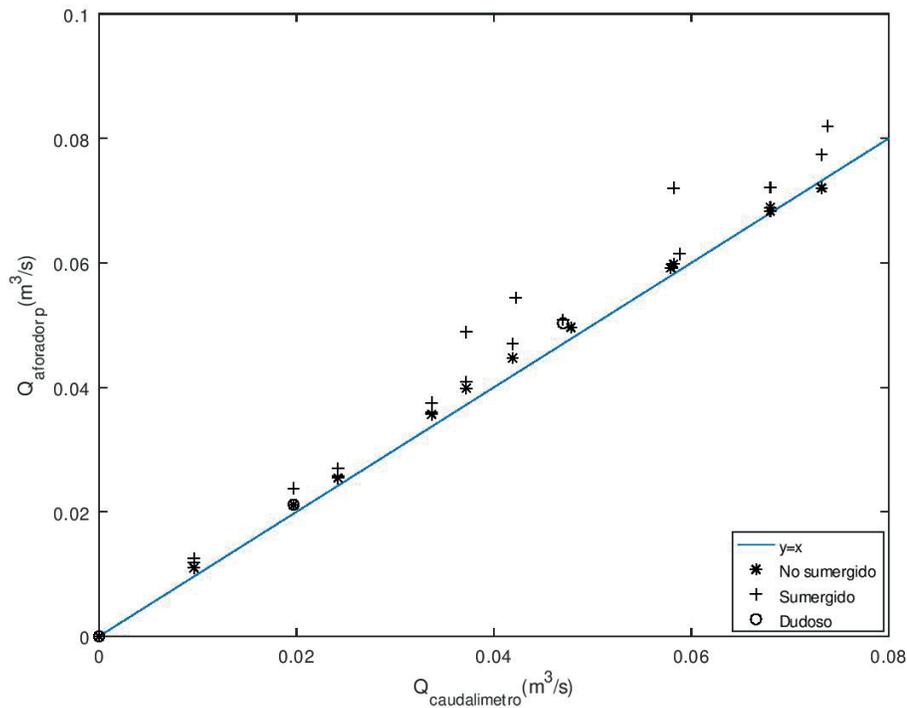


Figura 6 | Valores de Q sobre el aforador calculados a partir de y_1 frente a valores de Q medidos con el caudalímetro de ultrasonidos, según la apreciación a simple vista de los autores.

tenido en cuenta pérdidas de carga, en particular, las correspondientes al régimen gradualmente variado sobre la meseta del aforador considerando el valor de 0.010 (unidad en el S.I.) para el coeficiente n de la Ecuación de Manning. No se han tenido en cuenta las pérdidas de carga en el tramo de flujo convergente de aproximación a la meseta.

Las medidas y determinaciones del caudal mostradas en la Figura 6 confirman lo esperado, que las situaciones en las que el aforador se encuentra sumergido, la suposición de régimen crítico sobre el aforador no es válida, puesto que como era de esperar da lugar a valores de caudal mayores que el correspondiente al vertido en régimen crítico. La causa está en que la sumergencia del aforador se transmite hacia aguas arriba, y, como consecuencia, el calado y_1 se incrementa respecto a la situación de vertido en régimen crítico. Asimismo, se observa que las medidas de las situaciones calificadas como dudosas están entre las que menos se alejan de la bisectriz.

Por otra parte, una vez determinado el caudal Q correspondiente al calado y_1 , puede obtenerse el coeficiente del límite modular L , que se expresa según

$$L = \frac{H_3}{H_1} = \frac{H_{03} - p}{H_{01} - p} \quad (13)$$

En la Figura 7 se representa el límite modular en función del caudal Q , coeficiente usado hasta ahora en la bibliografía para el proyecto de los aforadores de pared gruesa. A cada caudal Q le corresponde, por un lado, un calado y_{3L} de la situación límite en lo que a la sumergencia se refiere y, por el otro, el calado y_1 que se corresponde con el caudal según la ecuación de gasto o de desagüe. También se representa el coeficiente de sumergencia de cada una de las situaciones observadas. El coeficiente de sumergencia se determina también con la Ecuación (13), pero usando los valores correspondientes a los calados medidos y_1 y y_3 para determinar H_1 y H_3 , respectivamente.

Puede observarse que el límite modular incrementa su valor con el caudal. Este hecho no concuerda con el criterio habitual de proyectar este tipo de aforadores asumiendo un valor de L entre 0.7 y 0.8.

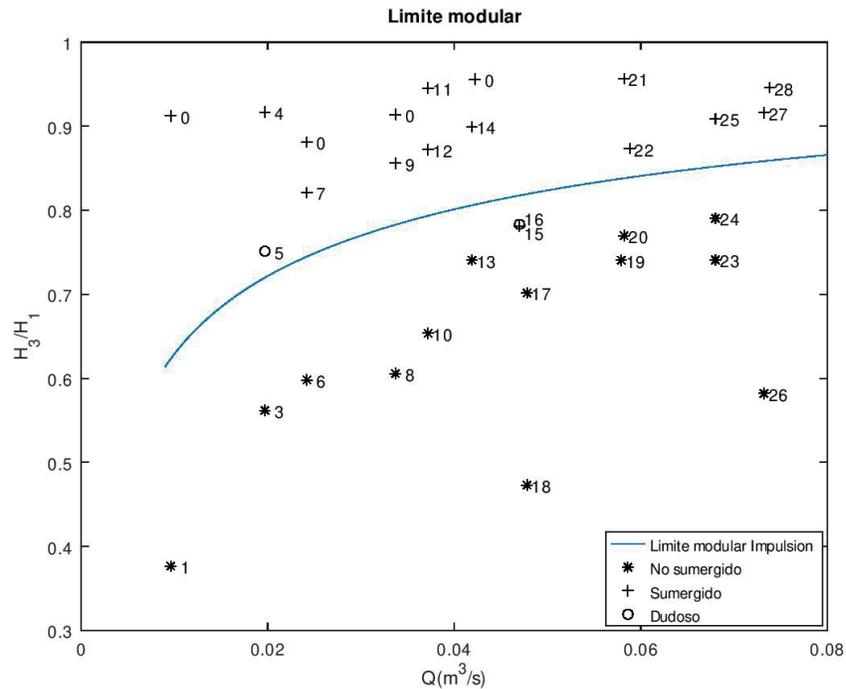


Figura 7 | Límite modular calculado a partir de la conservación de la impulsión en función del caudal y valores observados del coeficiente de sumergencia.

DISCUSIÓN

La metodología se ha aplicado a un canal de sección trapecial. Sin embargo, puede aplicarse a corrientes libres con cualquier tipo de sección. Para ello sólo sería necesario obtener la expresión de la curva $\omega(y)$, de la sección en función del calado. Igualmente puede aplicarse a aforadores de estrechamiento de quijeros o de estrechamiento de quijeros y realce de solera.

El cálculo del valor límite del calado aguas abajo y_{3L} , a través de la Ecuación de la Impulsión, permite determinar de una manera precisa si un aforador se encuentra en situación de sumergencia o no. Asimismo, junto con la determinación de la curva de gasto, permite determinar igualmente el valor del límite modular con igual propósito. Por otra parte, con la misma ecuación puede calcularse la altura p del realce de solera mínimo que, para un determinado caudal, no se sumerja.

Las Figuras 4 y 7 representan la sumergencia del aforador a través del valor límite del calado aguas abajo y_{3L} o del coeficiente del límite modular L . Sin embargo, mientras que y_{3L} sólo tiene en cuenta los fenómenos que ocurren inmediatamente aguas abajo del aforador, que son en efecto los que determinan si el aforador se sumergirá o no, el límite modular L incluye también las pérdidas de carga sobre el aforador y en la aproximación a éste, que no intervienen en la sumergencia del aforador. Por tanto, diferentes valores de pérdidas de carga sobre el aforador y en la aproximación dan lugar a diferentes valores del límite modular, cuando, sin embargo, la sumergencia no depende de dichas pérdidas de carga. A este respecto sería más adecuado redefinir el límite modular según

$$L' = \frac{H_3}{H_2} = \frac{H_{03} - p}{H_c} \quad (14)$$

Por otra parte, en la bibliografía se propone el uso de un valor del coeficiente de límite modular L alrededor de 0.75. Este valor relativamente conservador puede responder a lo comentado arriba sobre las pérdidas de carga. Sin embargo, el límite modular es dependiente del caudal, de manera que el valor del límite modular se incrementa con el caudal, motivo por el que usar un valor de 0.7 o 0.8 puede dar lugar a errores, que pueden ser fácilmente evitados. Es más adecuado usar un valor del límite modular

calculado a partir del procedimiento propuesto. Lógicamente los valores que pueda adoptar el régimen modular definido según la Ecuación (14) estarán más próximos a la unidad que con la tradicional de la Ecuación (13).

En caso de pretender calcular la altura p de un realce de solera, es conveniente mantener un margen de seguridad. Parece preferible aplicar este margen sobre y_{3L} que sobre L , puesto que el primero se corresponde con una magnitud que se puede relacionar con otras variables, mientras que el segundo es bastante más complejo, por tratarse de una relación entre energías.

Por otra parte, calculados varios puntos de las curvas $Q(h)$ y $Q(y_{3L}-p)$, con objeto de facilitar el uso de los resultados sin necesidad de recurrir al cálculo mediante aproximaciones numéricas, es frecuente realizar el ajuste de dichas curvas mediante las ecuaciones potenciales siguientes

$$Q = c_0 \cdot h^{c_1} = c_0 \cdot (y_1 - p)^{c_1} \quad (15)$$

$$Q = d_0 \cdot (y_{3L} - p)^{d_1} \quad (16)$$

El error en la determinación de los dos coeficientes de ajuste de la Ecuaciones (15) y (16), c_0 , c_1 , d_0 y d_1 , se reduce al incrementar el número de puntos calculados mediante el procedimiento descrito.

CONCLUSIONES

Se ha propuesto un procedimiento, fundamentado en la Ecuación de la Impulsión, que permite estudiar la sumergencia en aforadores de pared gruesa. Dicho procedimiento ha sido comprobado en un aforador con salida completamente truncada. El procedimiento requiere aproximaciones mediante cálculo numérico para determinar la relación entre el calado aguas abajo del aforador, en el límite entre la sumergencia y la no sumergencia, y el caudal en el canal, pero no presentan gran dificultad. No obstante, para facilitar su uso posterior, al igual que ocurre con la Ecuación de Gasto del aforador, los resultados pueden ajustarse mediante una función potencial.

Este procedimiento también permite precisar el valor exacto del parámetro denominado Límite Modular para el que se produce la sumergencia. No obstante, con propósito de proyecto de la altura del realce de la solera, es preferible calcular dicho valor también mediante la Ecuación de la Impulsión o con la nueva definición que se propone para la sumergencia con el valor del calado de aguas abajo correspondiente. Se propone, para este fin, revisar la definición del Límite Modular, puesto que, según la definición actual, intervienen las pérdidas de carga aguas arriba del aforador, mientras que en el valor límite para la sumergencia del calado aguas abajo del aforador no.

AGRADECIMIENTOS

Los autores desean agradecer a las personas de la Escuela Técnica Superior de Ingeniería Agronómica, Alimentaria y de Biosistemas de la Universidad Politécnica de Madrid que posibilitan que el Laboratorio de Hidráulica situado en el Edificio Agrónomos se mantenga operativo.

REFERENCIAS

- Ackers, P., White, W. R., Perkins, J. A., Harrison, J. M. 1978. *Weirs and flumes for flow measurement*. Wiley, New York (USA).
- Al-Hashimi, S. A. M., Madhloom, H. M., Khalaf, R. M., Nahi, T. N., Al-Ansari, N. A. 2017. Flow over broad crested weirs: Comparison of 2D and 3D models. *Journal of Civil Engineering and Architecture* 11, 769-779, <https://doi.org/10.17265/1934-7359/2017.08.005>.

- Afshar, H., Hoseini, S. H. 2013. Experimental and 3-D numerical simulation of flow over a rectangular broad-crested weir. *International journal of Engineering and advanced technology*, 2(6). Disponible en <https://www.ijeat.org/portfolio-item/f2036082613>.
- Bahman, E., Kabiri-Samani, A., Moghim, M. N. 2020. Discharge coefficient of hydrofoil weirs based on potential flow theory around a symmetric Joukowski hydrofoil, *Journal of Hydraulic Research*, 58(6), 899-909. <https://doi.org/10.1080/00221686.2019.1671519>
- Bos, M. G., Replogle, J. A., Clemmens, A. J. 1984. *Flow measuring flumes for open channel systems*. Wiley, New York (USA).
- Bos, M. G. 1989. 3rd revised edition. *Discharge measurement structures*. International Institute for land reclamation and improvement (ILRI), Wageningen (The Netherlands).
- Castro-Orgaz, O. (2008) Hydraulic design of Khafagi flumes, *Journal of Hydraulic Research*, 46(5), 691-698. <https://doi.org/10.3826/jhr.2008.3315>
- Clemmens, A. J., Bos, M. G., Replogle, J. A. 1993. *FLUME Design an calibration of Long-Throated measuring flumes. Version 3.0*. International Institute for land reclamation and improvement (ILRI), Wageningen (The Netherlands).
- Jiang, L., Diao, M., Sun, H., Ren, Y. 2018. Numerical modelling of flow over a rectangular broad-crested weir with a sloped upstream face. *Water*, 10, 1663. <https://doi.org/10.3390/w10111663>
- Rouse, H. 1960. *Elementary Mechanics of Fluids*. John Wiley, New York (Traducción al castellano: 1960. Hidráulica. Editorial Dossat, Madrid).
- Sarker, M. A., Rhodes, D. G. 2004. Calculation of free-surface profile over a rectangular broad-crested weir. *Flow Measurement and instrumentation*, 15, 215-219. <https://doi.org/10.1016/j.flowmeasinst.2004.02.003>
- Vatankhah, A. R., Mahdavi, A. 2012. Simplified procedure for design of long-throated flumes and weirs. *Flow Measurement and instrumentation*, 26, 79-84. <https://doi.org/10.1016/j.flowmeasinst.2012.04.007>.
- Wahl, T. L., Clemmens, A. J., Bos, M. G., Replogle, J. A. 2002. Tools for Design, Calibration, Construction and Use of Long-Throated Flumes and Broad-Crested Weirs. Prepared for *poster presentation at: USCID/EWRI Conference on Energy, Climate, Environment and Water San Luis Obispo, California* — July 10-13, 2002.