

**UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERÍA**  
**FACULTAD DE INGENIERÍA CIVIL**



**“MODELO NUMÉRICO DE TURBULENCIA PARA EVALUAR EL  
DESEMPEÑO DE LAS POZAS DISIPADORAS”**  
**PARA OBTENER EL TÍTULO PROFESIONAL DE INGENIERO  
CIVIL**

**ELABORADO POR**  
**LEONARDO JESÚS MIRANDA MIYAZAKI**  
**ASESOR**  
**Dr. JULIO MARTÍN KUROIWA ZEVALLOS**

**LIMA – PERÚ**

**2022**

**© 2022, Universidad Nacional de Ingeniería. Todos los derechos reservados**

“El autor autoriza a la UNI a reproducir la Tesis, en su totalidad o en parte, con fines estrictamente académicos.”

Miranda Miyazaki, Leonardo Jesús  
lmirandam@uni.pe  
997689107

## AGRADECIMIENTOS

La presente tesis no solo representa el esfuerzo de dos años de investigación aplicada, sino la culminación de un largo proceso de formación de la carrera de ingeniería civil. En todo este proceso, fue crucial el apoyo de mis padres Jesús Miranda Matos y Alicia Miyazaki Palacios, así como de mis hermanos David, Nicolás y Antonio; a quienes les debo un especial agradecimiento.

Deseo expresar mi agradecimiento al Dr. Julio Kuroiwa Zevallos por guiarme, en calidad de asesor, desde los planes iniciales, hasta la redacción de la presente tesis, y apoyarme con una meticulosa revisión de la misma.

Debo agradecer también al Laboratorio Nacional de Hidráulica por brindarme el apoyo para ejecutar la presente investigación; al Dr. Miguel Zubiaur Alejos, quien, como responsable del área didáctica, brindó las facilidades para el uso de las instalaciones e instrumentos para la fase experimental, y al Ing. Luis Castro Inga, quien, como responsable del área de modelos numéricos, brindó el soporte para el desarrollo del modelo numérico en el Clúster de Alto Rendimiento Tipón-UNI.

La ejecución de la presente tesis no hubiese sido posible sin el apoyo de Redy Sánchez Valencia y Rebeca Mallqui Astocaza, junto a los cuales se realizó el estudio del modelo físico que sirvió de base para la fase experimental de esta investigación.

Deseo también agradecer a José Miyazawa Chirinos, quien me apoyó cuando me encontraba iniciando en el campo de la Dinámica de Fluidos Computacional, y en el mundo de OpenFOAM.

Por último, debo agradecer todo el apoyo recibido en los laboratorios de la UNI, tales como el Laboratorio de Mecánica de Suelos y el Laboratorio de Ensayo de Materiales, así como a su personal; y a mis amigos y colegas que de alguna forma me apoyaron para esta investigación.

Muchas gracias

## ÍNDICE

<b>ÍNDICE</b> .....	<b>1</b>
<b>LISTA DE FIGURAS</b> .....	<b>3</b>
<b>LISTA DE TABLAS</b> .....	<b>5</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS</b> .....	<b>6</b>
<b>LISTA DE SIGLAS</b> .....	<b>7</b>
<b>RESUMEN</b> .....	<b>8</b>
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>9</b>
<b>PRÓLOGO</b> .....	<b>10</b>
<b>CAPÍTULO I. INTRODUCCIÓN</b> .....	<b>11</b>
1.1. GENERALIDADES .....	11
1.2. PROBLEMÁTICA .....	12
1.3. REVISIÓN DE LA LITERATURA.....	14
1.4. OBJETIVOS .....	15
1.5. ORGANIZACIÓN DE LA TESIS .....	16
<b>CAPÍTULO II. FUNDAMENTO TEÓRICO</b> .....	<b>17</b>
2.1. CLASIFICACIÓN DE FLUJOS .....	17
2.2. EL FENÓMENO DE LA TURBULENCIA .....	18
2.3. POZAS DISIPADORAS .....	19
2.4. ECUACIONES QUE GOBIERNAN EL FENÓMENO FÍSICO .....	20
2.5. MODELACIÓN NUMÉRICA .....	21
<b>CAPÍTULO III. EXPERIMENTACIÓN</b> .....	<b>24</b>
3.1. DESCRIPCIÓN DEL MODELO FÍSICO .....	24
3.2. INSTALACIONES.....	26
3.3. INSTRUMENTACIÓN.....	28
3.4. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL .....	31
3.5. PROCESAMIENTO DE LA INFORMACIÓN.....	32



3.6. RESUMEN DE LA INFORMACIÓN EXPERIMENTAL.....	35
<b>CAPÍTULO IV. MODELO NUMÉRICO .....</b>	<b>40</b>
4.1. METODOLOGÍA.....	40
4.2. SELECCIÓN DEL MODELO DE TURBULENCIA.....	41
4.3. CONSTRUCCIÓN DE LA MALLA .....	44
4.4. PREPROCESO .....	54
4.5. PROCESO .....	64
4.6. POSTPROCESO.....	70
<b>CAPÍTULO V. ANÁLISIS COMPARATIVO DE LOS RESULTADOS.....</b>	<b>77</b>
5.1. COMPUERTA .....	77
5.2. CARACTERIZACIÓN DEL SALTO.....	79
5.3. NIVEL DE AGUA EN EL SALTO HIDRÁULICO .....	82
5.4. COTA DE PRESIÓN EN EL SALTO HIDRÁULICO.....	85
5.5. CAMPO DE VELOCIDADES .....	86
5.6. FLUCTUACIONES DE PRESIÓN .....	97
5.7. DECAIMIENTO DE LA TURBULENCIA .....	99
5.8. DESEMPEÑO DEL MODELO .....	101
<b>CONCLUSIONES.....</b>	<b>103</b>
<b>RECOMENDACIONES.....</b>	<b>105</b>
<b>REFERENCIAS .....</b>	<b>107</b>
<b>ANEXOS .....</b>	<b>113</b>
<b>ANEXO A. PLANOS DEL MODELO FÍSICO .....</b>	<b>114</b>
<b>ANEXO B. MÉTODOS DE PROCESAMIENTO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>116</b>
<b>ANEXO C. ANÁLISIS DEL ESFUERZO CORTANTE .....</b>	<b>135</b>

## LISTA DE FIGURAS

<b>N° Figura</b>		<b>Página</b>
1	Esquema metodológico de la tesis	16
2	Salto hidráulico contenido en una poza disipadora tipo USBR II.	19
3	Esquema del modelo físico.	25
4	Vista del modelo físico en el Laboratorio Nacional de Hidráulica.	26
5	Esquema de las instalaciones del LNH para el modelo físico.	27
6	Sistema de desplazamiento (A) y ADV en funcionamiento (B).	29
7	Localización vertical las mediciones con velocímetro acústico.	30
8	Esquema de distribución de piezómetros en corte (A) y planta (B).	30
9	Detección de nivel de agua en distintos instantes aguas abajo.	32
10	Nube de puntos del lecho de erosión para el ensayo N°2.	34
11	Dimensiones características del modelo en perfil (A) y planta (B).	35
12	Muestra de prueba de Vectrino en $x = 4.25$ m.	36
13	Error de muestreo de la velocidad U.	38
14	Error de muestreo de la energía cinética turbulenta TKE.	38
15	Error de muestreo de los esfuerzos de Reynolds.	39
16	Diagrama general de procesos del mallado.	40
17	Diagrama de procesos de la simulación.	41
18	Estructura de archivos para el mallado con OpenFOAM.	45
19	Dominio espacial del modelo numérico.	45
20	Malla base (a) y resultado final (b) con snappyHexMesh.	46
21	Esquema de malla base con blockMesh (OpenFOAM).	47
22	Superficies especiales en formato STL.	49
23	Niveles de refinamiento en la malla N° 2.	50
24	Malla con capa (A) y sin capa (B) a partir de snappyHexMesh.	52
25	Malla final de snappyHexMesh para el ensayo N° 2.	52
26	Variables para determinar los indicadores de calidad de malla.	53
27	Estructura de archivos para la simulación numérica.	54
28	Esquema de las condiciones iniciales para $\alpha$ y U.	58
29	Esquema general de las condiciones de borde del modelo.	61
30	Convergencia de caudales en la salida.	66
31	Convergencia de niveles de agua en la salida $x = 7.10$ m.	66

<b>32</b>	Número de Courant en modelo k- $\epsilon$ (A) y k- $\omega$ (B) del ensayo N° 2.	67
<b>33</b>	Residuales k, $\epsilon$ y $\omega$ de la simulación para caudal $Q_c = 49.2$ l/s.	67
<b>34</b>	Residuales finales medios para los tres caudales simulados.	68
<b>35</b>	Variación de la demanda computacional con el número de Courant.	69
<b>36</b>	$y^+$ en la poza disipadora para los escenarios simulados.	73
<b>37</b>	$y^+$ en el lecho de erosión para los caudales simulados.	74
<b>38</b>	Comparación del efecto del número de Courant en el cálculo.	76
<b>39</b>	Perfil de velocidad u y w a través de la compuerta.	77
<b>40</b>	Perfil de velocidad a través de la compuerta.	77
<b>41</b>	Ingreso por compuerta y salto hidráulico.	78
<b>42</b>	Vista del salto hidráulico desde aguas abajo para $Q_c = 35.2$ l/s.	79
<b>43</b>	Vista frontal del salto hidráulico para $Q_c = 49.2$ l/s.	80
<b>44</b>	Velocidad principal en la superficie libre del salto hidráulico.	81
<b>45</b>	Perfil instantáneo del salto hidráulico experimental (A) y numérico k- $\epsilon$ (B) y k- $\omega$ (C).	82
<b>46</b>	Tirante de agua en $x = 1.35$ m en la poza disipadora.	83
<b>47</b>	Niveles de agua del salto hidráulico para el caudal $Q_c = 35.2$ l/s.	84
<b>48</b>	Niveles de agua del salto hidráulico para el caudal $Q_c = 49.2$ l/s.	84
<b>49</b>	Niveles de agua del salto hidráulico para el caudal $Q_c = 63.1$ l/s.	85
<b>50</b>	Cota piezométrica del salto hidráulico.	86
<b>51</b>	Perfiles de velocidad (u,w), energía cinética (k) y esfuerzos de Reynolds (-u'w') para $Q_{c1} = 35.2$ l/s en la zona de ingreso.	87
<b>52</b>	Perfiles de velocidad (u,w), energía cinética (k) y esfuerzos de Reynolds (-u'w') para $Q_{c2} = 49.2$ l/s en la zona de ingreso.	88
<b>53</b>	Perfiles de velocidad (u,w), energía cinética (k) y esfuerzos de Reynolds (-u'w') para $Q_{c3} = 63.1$ l/s en la zona de ingreso.	89
<b>54</b>	Perfiles de velocidad (u,w), energía cinética (k) y esfuerzos de Reynolds (-u'w') para $Q_{c1} = 35.2$ l/s en la poza disipadora.	90
<b>55</b>	Perfiles de velocidad (u,w), energía cinética (k) y esfuerzos de Reynolds (-u'w') para $Q_{c2} = 49.2$ l/s en la poza disipadora.	91
<b>56</b>	Perfiles de velocidad (u,w), energía cinética (k) y esfuerzos de Reynolds (-u'w') para $Q_{c3} = 63.1$ l/s en la poza disipadora.	92

57	Perfiles de velocidad (u,w), energía cinética (k) y esfuerzos de Reynolds (-u'w') para $Qc1 = 35.2$ l/s en el lecho de erosión.	94
58	Perfiles de velocidad (u,w), energía cinética (k) y esfuerzos de Reynolds (-u'w') para $Qc2 = 49.2$ l/s en el lecho de erosión.	95
59	Perfiles de velocidad (u,w), energía cinética (k) y esfuerzos de Reynolds (-u'w') para $Qc3 = 63.1$ l/s en el lecho de erosión.	96
60	Coefficiente de fluctuaciones de presión del modelo numérico.	97
61	Decaimiento de la energía cinética turbulenta para $Qc1 = 35.2$ l/s.	99
62	Decaimiento de la energía cinética turbulenta para $Qc2 = 49.2$ l/s.	99
63	Decaimiento de la energía cinética turbulenta para $Qc3 = 63.1$ l/s	100

## LISTA DE TABLAS

N° Tabla		Página
1	Caudales y niveles de agua en prototipo y modelo.	26
2	Parámetros configurados en el Velocímetro Acústico Doppler.	29
3	Parámetros característicos de los ensayos.	35
4	Simulaciones numéricas.	41
5	Pasos para la construcción de la malla en OpenFOAM.	44
6	Selección de tamaño de celda en la zona del salto hidráulico.	51
7	Resultados de la discretización de malla.	53
8	Resultados de calidad de malla.	54
9	Convergencia en modelos numéricos de flujo transitorio.	55
10	Valores iniciales para las variables del modelo numérico.	59
11	Condiciones de borde para la condición de salida.	62
12	Condiciones de borde en ingreso de agua y aire.	63
13	Condiciones de borde de salida y atmósfera.	63
14	Condiciones de borde en las paredes (walls).	64
15	Parámetros de rendimiento computacional.	69
16	Error máximo por alto número de Courant.	75
17	Nivel de ingreso previo a compuerta en el modelo numérico y0.	78
18	Análisis de riesgo de cavitación en modelo k- $\epsilon$ con $Qc=35.2$ l/s.	98
19	Eficiencia de la disipación de energía cinética.	100
20	Indicador de eficiencia de Nash Sutcliffe (NSE).	102

## LISTA DE SÍMBOLOS

$B$ .	Ancho total del canal de experimentación
$Co$ .	Número de Courant
$C'_p$ .	Coefficiente de fluctuación de presión
$D$ .	Ancho de compuerta
$F_b$ .	Fuerzas relativas a los cuerpos
$Fr, Fr^*$ .	Número de Froude, $Fr$ en la sección de la abertura de compuerta
$g$ .	Gravedad
$H_0$ .	Altura del nivel de ingreso de agua sobre la cresta del barraje
$I_k$ .	Intensidad de energía cinética turbulenta
$k$ .	Energía cinética turbulenta
$L_r$ .	Longitud del salto hidráulico
$p$ .	Presión
$p_{rgh}$ .	Presión artificial de flujo multifase.
$Q$ .	Caudal
$Q_f, Q_c$ .	Caudal total del modelo físico, Caudal de compuerta
$Re$ .	Número de Reynolds
$S_{ij}$ .	Deformación de corte
$U, u$ .	Velocidad
$\langle u_i \rangle$ .	Velocidad en dirección $i$ promediada en el tiempo
$U_0$ .	Velocidad de ingreso al modelo
$U_f$ .	Velocidad de salida del modelo
$u^*$ .	Velocidad de corte
$u^+$ .	Velocidad adimensionalizada sobre la velocidad de corte
$y_0, y_f$ .	Tirantes de ingreso y salida
$y^+$ .	Tamaño de celda de pared adimensionalizado
$\alpha$ .	Fracción de fluido acuoso
$\varepsilon$ .	Disipación de la energía turbulenta
$\ell$ .	Escala de longitud turbulenta
$\mu_T$ .	Viscosidad turbulenta
$\nu, \nu_t$ .	Viscosidad cinemática, viscosidad cinemática turbulenta

$\rho$ .	Densidad
$\langle -\rho u'v' \rangle$ .	Esfuerzos de Reynolds en el plano $xy$ .
$\sigma$ .	Eficiencia de disipación en la poza disipadora.
$\tau^R$ .	Tensor de esfuerzos de Reynolds
$\omega$ .	Razón específica de disipación de energía
$\Delta x, \Delta y$ .	Tamaño de celda en la dirección $x, y$
$\Delta t$ .	Intervalo de tiempo
L	Carpeta o directorio
►	Comando o aplicación ejecutable
□	Archivo o subdirectorio dentro del archivo

## LISTA DE SIGLAS

ADV.	Velocímetro Acústico Doppler
CFD.	Dinámica de Fluidos Computacional
DNS.	Simulación Numérica Directa
DES.	Simulación de remolinos separados
FVM.	Método de Volúmenes Finitos
HPC.	Clúster de Alto Rendimiento
LES.	Simulación de Grandes Remolinos
LNH.	Laboratorio Nacional de Hidráulica
NSE.	Eficiencia de Nash-Sutcliffe
RANS.	Ecuaciones de Navier-Stokes con promedios de Reynolds
USBR.	Bureau of Reclamation de los Estados Unidos
VOF.	Método de Volumen de Fluido

## RESUMEN

La turbulencia es un fenómeno complejo que está presente en la mayoría de situaciones reales en fluidos de baja viscosidad como el agua. Reproducir este fenómeno es una tarea difícil, en especial en flujos de alta turbulencia como los que ocurren en una poza disipadora. La presente investigación tiene como objetivo implementar un modelo numérico de turbulencia para la evaluación del desempeño de una poza disipadora y validar el modelo mediante información experimental. El procedimiento se realizó en dos fases, primero la ejecución de ensayos experimentales sobre un modelo físico de una poza disipadora con un barraje móvil con compuertas. La segunda parte consistió en elaborar un modelo numérico tridimensional en la plataforma OpenFOAM para comparar sus resultados con respecto a la primera fase.

Se simularon tres niveles de descarga, que corresponden a los caudales unitarios por cada compuerta de 35.18, 49.22 y 63.08 l/s. Para la simulación numérica se ha tomado como referencia el trabajo de Bayón (2017), y se han empleado los modelos K-Épsilon Estándar y K-Omega SST, implementados en OpenFOAM. Se construyó la malla con snappyHexMesh, alcanzando más de 6 millones de celdas, en un dominio que comprendía desde la zona previa a la compuerta, hasta la zona aguas abajo de la poza disipadora.

El análisis comparativo se realizó teniendo en cuenta el campo de velocidades, altura de presión, nivel de agua y la energía cinética turbulenta. Ambos modelos reprodujeron la altura de presión y el nivel de agua de manera similar, ya que son condiciones altamente dependientes del nivel de agua impuesto en el ingreso y en la salida. Por el contrario, los modelos presentaron marcadas diferencias al reproducir el campo de velocidades, siendo el modelo K-Épsilon Estándar el que mejor reprodujo el estado del flujo. El modelo K-Omega SST, por el contrario, produjo una zona de recirculación más larga dentro del salto hidráulico, que generó mayores errores en la zona del lecho de erosión. Esta estimación errónea de las velocidades causa ligeras discrepancias en la estimación de la energía cinética, especialmente en el lecho de erosión.

**Palabras clave:** poza disipadora, salto hidráulico, OpenFOAM, modelo numérico.

## ABSTRACT

Turbulence is a complex phenomenon that is present in most real situations in low viscosity fluids, such as water. Reproducing this phenomenon is a difficult task, especially in highly turbulent flows such as those that occur in a stilling basin. The objective of this research is to implement a numerical model of turbulence for the evaluation of the performance of a stilling basin and to validate the model through experimental information. The procedure was carried out in two phases, first the execution of experimental tests on a physical model of a stilling basin with a barrage with gates. The second part consisted of developing a three-dimensional numerical model in the OpenFOAM platform to compare its results with experimentation from the previous phase.

Three discharge levels were simulated, corresponding to unit flows for each gate of 35.18, 49.22 and 63.08 l/s. For the numerical simulation, the thesis of Bayón (2017) was taken as a reference, and the K-Epsilon Standard and K-Omega SST models have been used, implemented in OpenFOAM. The mesh was built with snappyHexMesh, reaching more than 6 million cells, in a domain that included from the zone before the gate, to the zone downstream of the stilling basin.

The comparative analysis was carried out taking into account the velocity field, pressure height, water level and turbulent kinetic energy. Both models reproduced the pressure height and the water level in a similar way, since these are conditions highly dependent on the water level imposed at the entrance and at the exit. On the contrary, the models presented marked differences when reproducing the velocity field, being the K-Epsilon Standard model the one that best reproduced the state of the flow. The K-Omega SST model, in contrast, produced a larger recirculation zone within the hydraulic jump, which generated greater errors in the erosion bed zone. This erroneous estimation of the velocities causes slight discrepancies in the estimation of the kinetic energy, especially in the erosion bed.

**Keywords:** stilling basin, hydraulic jump, OpenFOAM, numerical model.



## PRÓLOGO

Me es grato presentar la tesis del Sr. Bachiller Leonardo Miranda Miyazaki, el cual ha desarrollado un trabajo de investigación para evaluar la capacidad de predicción de las variables hidráulicas aguas arriba y aguas abajo de un barraje móvil, en el que se genera salto hidráulico, empleando varios métodos numéricos. Se ha comparado los resultados de un programa experimental con las simulaciones realizadas en el programa de código abierto OpenFOAM empleando dos métodos:  $\kappa$ - $\epsilon$  estándar y  $\kappa$ - $\omega$  SST.

En la fase experimental se empleó un módulo construido en la División Didáctica del Laboratorio Nacional de Hidráulica. El flujo fue controlado por compuertas circulares, se emplearon tres caudales diferentes y el lecho, aguas abajo de las compuertas, estaba compuesto por arena fina.

La importancia de este estudio, con respecto a otras investigaciones realizadas previamente, es que se estudia un flujo rápidamente variado que se genera sobre un lecho erosionable por lo que los patrones de flujo son más difíciles de predecir dada la alta disipación de energía.

Otro aspecto importante de la presente tesis es que el autor ha incluido los códigos que modifican los datos de entrada o los parámetros que controlan el flujo. Esto puede servir de guía para los investigadores o ingenieros prácticos que deseen emplear el código OpenFOAM para predecir el comportamiento de un flujo tridimensional.

Se espera que este trabajo sirva para contribuir al entendimiento de flujos turbulentos aguas debajo de compuertas y a la predicción de las variables hidráulicas asociadas con este fenómeno.

Dr. Julio Martín Kuroiwa Zevallos  
Docente Principal DAHH- TC  
Asesor

## CAPÍTULO I. INTRODUCCIÓN

### 1.1. GENERALIDADES

El aspecto más crítico en cuanto a seguridad de una presa es el retorno del flujo al cauce del río, pues la alta energía cinética en la salida puede generar erosión del cauce y daño en estructuras cercanas (Bayón, 2017).

Casi cientos de pozas disipadoras y otras estructuras de disipación de energía se han diseñado junto con aliviaderos, salidas de agua, y canales. Para asegurar que el funcionamiento será como el previsto, es frecuentemente necesario realizar estudios de las estructuras en modelos físicos (Peterka, 1984).

No obstante, los modelos físicos suelen ser costosos y demandan de tiempo. Mediante el desarrollo de la Dinámica de Fluidos Computacional (CFD) se presenta una alternativa que toma en cuenta las leyes que gobiernan estos fenómenos para estimar el comportamiento de los flujos de agua.

Ante la importancia que viene adquiriendo la Dinámica de Fluidos Computacional en el estudio de los fenómenos hidráulicos, el Laboratorio Nacional de Hidráulica – UNI ejecutó un proyecto para la adquisición de una Computadora de Alto Rendimiento, la que corresponde al principal recurso del presente estudio.

El LNH cuenta además entre sus instalaciones con diversos modelos físicos. En 2019 un grupo conformado por los tesisistas Redy Sánchez Valencia, Rebeca Mallqui Astocaza y el autor del presente documento, con el apoyo del ingeniero Luis Castro Inga desarrolló un conjunto de experimentos relacionados a distintos fenómenos en el modelo seccional modificado del proyecto de Central Hidroeléctrica Napo-Mazán (Loreto). En la presente investigación se emplearon los datos del estudio relacionados al modelo físico de la poza disipadora.

Esta tesis abarca una investigación acerca de la implementación de un modelo numérico de turbulencia empleando una plataforma de código abierto, con la finalidad de que esta metodología sirva de base para la incorporación de la CFD en la evaluación y mejora del diseño de los proyectos hidráulicos.

En el presente capítulo se discute la problemática relacionada al fenómeno de la disipación de energía hidráulica y los modelos hidráulicos computacionales, los alcances, objetivos y limitaciones de esta investigación.

En el capítulo 2 describe el fundamento teórico abarcando cuatro puntos importantes: una clasificación general de los flujos, el fenómeno de la turbulencia, las pozas disipadoras, y por último, las ecuaciones que gobiernan el comportamiento del fluido, que se implementan en la mayoría de programas de modelamiento computacional.

En el capítulo 3 se describe enteramente el modelo físico empleado para la calibración de los datos de la simulación numérica, así como las instalaciones y equipos empleados para recolectar la información.

En el capítulo 4 se detalla la formulación del modelo numérico dentro del entorno de OpenFOAM así como las variables del estudio. Se explica el tratamiento de la malla, los procedimientos de discretización numérica, las condiciones de borde, el manejo de solución para diferenciar las fases agua-aire.

En el capítulo 5 se realiza una comparación entre los resultados obtenidos del estudio del modelo físico y numérico, así como también el papel del primero en el proceso de calibración del segundo.

Finalmente se presentan las conclusiones, recomendaciones que servirán para futuras investigaciones, y las referencias bibliográficas que han sido fundamentales para el presente estudio.

## 1.2. PROBLEMÁTICA

Las presas de agua cuentan con obras de excedencias que pueden ser vertederos de diversas formas con compuertas o de descarga libre. En funcionamiento, las altas velocidades en la salida pueden socavar el lecho y poner en peligro la integridad de toda la presa (Alvarez, 2013). Por este motivo se construyen estructuras de disipación de energía, que tienen como objetivo evitar el riesgo de socavación de la estructura de la presa, minimizar la erosión del cauce e impedir el daño de las obras que se ubican hacia aguas abajo de la misma (Agustín & Narváez, 2012).

El salto hidráulico es el método más usado para disipar energía. Este fenómeno ocurre cuando hay un cambio rápido de un flujo supercrítico hacia uno subcrítico y se caracteriza por grandes fluctuaciones en las velocidades y presiones (Bayón & López, 2015).

Las pozas disipadoras se encuentran entre las estructuras más comunes que emplean el salto hidráulico para disipar el exceso de energía cinética de energía aguas abajo de las grandes caídas de agua en presas (Hassonizadeh & Shafai, 2001).

No obstante, en palabras de Álvarez (2013), pocos investigadores han enfocado esfuerzos para determinar la hidrodinámica interior de una poza disipadora; y según Urban et al (2005), pocas investigaciones han examinado el decaimiento de la turbulencia aguas abajo de la misma.

El flujo interior de un salto hidráulico es esencialmente un flujo inestable sujeto a fluctuaciones aleatorias (Lopardo & Romagnoli, 2009). Las operaciones en las estructuras pueden incluso incrementar la intensidad de turbulencia y modificar fenómenos como el ingreso de aire y mezcla de agua y sedimento (Urban et al. 2005). Estos fenómenos turbulentos afectan directamente a las estructuras. En este sentido, Hassonizadeh & Shafai (2001) sostienen que el diseño de la losa de una poza disipadora requiere el entendimiento de las fluctuaciones de las fuerzas que actúan sobre ella. La turbulencia también condiciona la magnitud del esfuerzo cortante en el lecho, el cual es una medida de la fuerza ejercida sobre el suelo, y es importante para la predicción de los procesos de erosión y sedimentación (Balén, Blanckaert, & Uijttewaal, 2010).

Los flujos turbulentos se han estudiado durante más de un siglo y a pesar del progreso que se ha realizado en su comprensión, aún no existe una teoría general satisfactoria para los mismos (del Álamo, 2005). En la misma línea, los fenómenos que se presentan en la disipación de energía son efectos tridimensionales, los cuales deben ser investigados y medidos con precisión mediante la modelación física. Los modelos hidráulicos físicos son; sin embargo, de un ciclo largo y alto costo (Chen, 2005).

A causa de la complejidad de la medición de la turbulencia en los flujos, se han desarrollado investigaciones numéricas promediando las inestabilidades de la turbulencia, lo cual genera términos no lineales en las ecuaciones de Navier-Stokes que necesitan ser modelados (Langhi et al. 2018). A partir del mencionado método se han desarrollado distintos modelos de turbulencia y se han realizado investigaciones a través de simulaciones numéricas que, como resaltan Wang et al (2015), pueden proveer un buen suplemento a los modelos físicos y ser usados

para obtener información detallada de las características hidráulicas y el campo de velocidades.

Villamizar (2014) considera útil aplicar el enfoque de CFD para estimar la solución de un flujo de agua mediante técnicas numéricas que consideran el fenómeno de la turbulencia. No obstante, aunque las técnicas de CFD mejoran la comprensión de fenómenos como el salto hidráulico, Bayón (2015) identifica algunos aspectos por mejorar, tales como: mezcla de fluidos, formación de burbujas, interacciones de la superficie turbulenta y formación de ondas.

Como se ha dejado establecido, el fenómeno de disipación en una poza disipadora es de naturaleza compleja. El problema que aborda esta tesis es la estimación de la disipación de energía en las pozas disipadoras y la evaluación de modelos numéricos que permitan determinar adecuadamente el desempeño de la estructura. Por tanto, la pregunta de investigación es: ¿cómo elegir un modelo numérico para estimar la energía en pozas de disipación?

### 1.3. REVISIÓN DE LA LITERATURA

La modelación hidráulica ha ayudado a los investigadores a plantear soluciones proponiendo nuevas estructuras hidráulicas en el diseño de la poza disipadora. Por ejemplo, Shafai & Neisi (2009) y Paredes (2014) evaluaron distintos diseños de dados disipadores y su efecto en el desempeño hidráulico. Ríos (2014) evaluó, mediante un modelo hidráulico de una presa ubicada en el Alto Piura (Perú), las velocidades a través del barraje móvil de la presa y sus efectos erosivos, y analizó alternativas para mejorar la disipación de energía, tales como modificaciones al enrocado y la incorporación de un muro entre los barrajes fijo y móvil.

Urban et al. (2005) analizaron el decaimiento de la turbulencia aguas abajo de una presa en un modelo físico a escala de la presa McNary (Washington U.S.A.), y propusieron un modelo analítico con el objetivo de predecir el comportamiento de la energía cinética sobre la región aguas abajo del río. Pagliara et al. (2009) estudiaron de manera experimental pozas de disipación con lecho móvil analizando los efectos erosivos del salto.

En cuanto a la modelación numérica, diversas investigaciones se han llevado a cabo en los últimos años. Álvarez (2013) y Villamizar (2014) hicieron uso del modelo de turbulencia “k-epsilon” adoptando la técnica de Volumen de Fluido (VOF, por sus siglas en inglés) para modelar flujos de fase agua-aire. Mientras el

primero aplicó el modelo para estudiar el flujo de un aliviadero y una poza disipadora empleando el software FLOW-3D, el segundo estudió distintos estados de flujo en un canal horizontal con la plataforma de código abierto OpenFOAM.

Babaali et al. (2015) estudiaron el salto hidráulico en una poza disipadora con paredes convergentes usando el software FLOW-3D y validaron sus resultados con un experimento físico en laboratorio. Los autores concluyeron que el modelo numérico permite predecir el comportamiento de la poza de disipación, demostrando mediante la experimentación que las paredes convergentes mejoran el desempeño de la poza disipadora.

Bayón (2017) ha desarrollado un modelo numérico tridimensional que aplica las técnicas de la dinámica de fluidos computacional para caracterizar flujos aireados. En la tesis doctoral compara los resultados de la plataforma de código abierto OpenFOAM con los del software comercial FLOW 3D, y muestra las ventajas entre los modelos de turbulencia  $k-\epsilon$  y  $k-\omega$ . El autor concluye que el modelo empleado se puede extender al estudio de aliviaderos escalonados, cuencos amortiguadores, etc., incluso evalúa el modelo físico de un caso práctico. Bayón (2015) también ha presentado un análisis extensivo del fenómeno del salto hidráulico para distintos casos, empleando la plataforma de código abierto OpenFOAM.

De acuerdo con las fuentes consultadas, la Dinámica de Fluidos Computacional es una herramienta de apoyo para la evaluación de los fenómenos hidráulicos en las pozas de disipación. El aporte de esta tesis es la aplicación de un modelo numérico de turbulencia en una plataforma de código abierto, que permitirá cuantificar los efectos de la disipación de la turbulencia en una poza de disipación, estudiando el campo de velocidades y presiones, tanto al nivel interior de la poza, como los efectos generados aguas abajo.

## 1.4. OBJETIVOS

### 1.4.1. Objetivo general

Establecer una metodología de modelación numérica implementando los parámetros en los modelos de turbulencia que permitan estimar la disipación de energía en las pozas de disipadoras empleando una plataforma de código abierto.

### 1.4.2. Objetivos específicos

- Revisar y analizar la literatura existente de los modelos numéricos de pozas disipadoras para escoger las mejores prácticas y comparar los resultados de obtenidos por los investigadores.
- Estudiar el fenómeno de la disipación de energía en un modelo numérico analizando las variables de importancia para su determinación.
- Validar la modelación numérica y compararla con una simulación física, tanto a nivel cualitativo como cuantitativo.

### 1.5. ORGANIZACIÓN DE LA TESIS

Para responder a la pregunta de investigación planteada, el estudio comprende tanto las fases experimental y numérica. Ambos casos se han evaluado para tres situaciones de caudal, generando un flujo semi-permanente. La Figura 1 muestra las principales características de ambas partes, que tiene como variables principales la velocidad, nivel de agua, la energía cinética turbulenta; y concluye con un análisis comparativo en función del indicador Nash-Sutcliffe (1970).

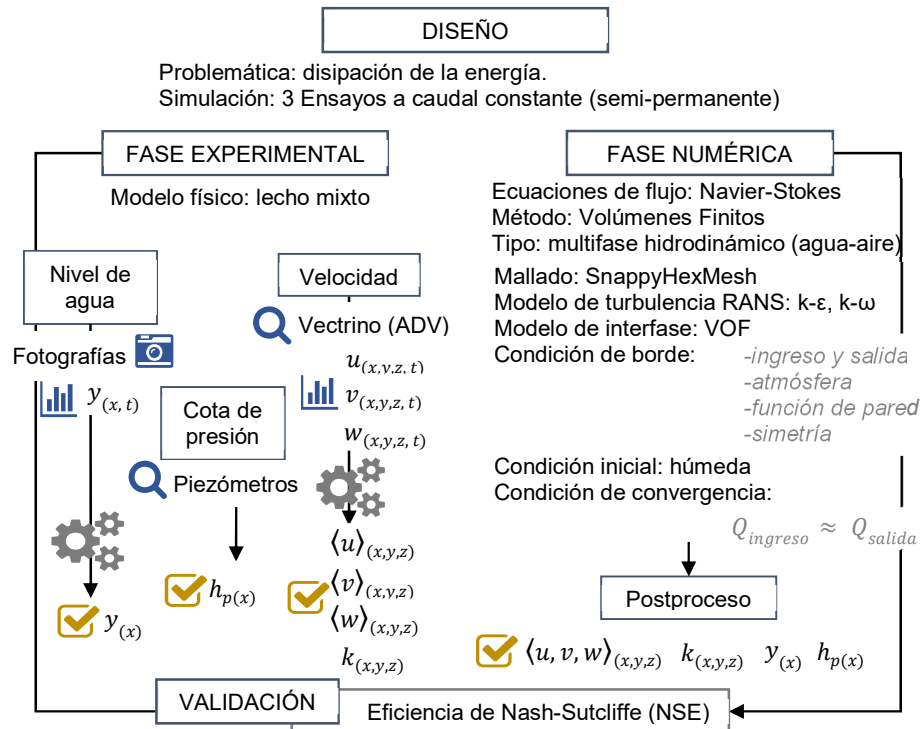


Figura 1. Esquema metodológico de la tesis

## CAPÍTULO II. FUNDAMENTO TEÓRICO

### 2.1. CLASIFICACIÓN DE FLUJOS

Entre los distintos criterios de clasificación de los flujos, se encuentran:

#### 2.1.1. Variación temporal

Cuando las características hidráulicas (velocidad, tirante, caudal) permanecen constantes con relación al tiempo se considera un flujo permanente. En caso contrario, cuando alguna de las variables mencionadas muestra variación en el tiempo, será un flujo no permanente.

#### 2.1.2. Variación espacial

Cuando las características hidráulicas de un punto del espacio (velocidad, tirante) se repiten en toda la geometría, se considera un flujo uniforme. Si hay variación de estas propiedades se considera no uniforme. Este criterio puede emplearse en cada dirección espacial, y puede ser posible que en dos dimensiones espaciales el flujo sea uniforme, pero sea no uniforme en la tercera dimensión, por ejemplo.

#### 2.1.3. Efecto de la viscosidad

El efecto de la viscosidad ( $\nu$ ) se cuantifica mediante el número de Reynolds ( $Re$ ), el cual es un número adimensional que representa la relación entre las fuerzas de inercia y las fuerzas viscosas.

$$Re = \frac{L \cdot U}{\nu} \quad (2.1)$$

L: Longitud característica

U: Velocidad media

$\nu$ : Viscosidad cinemática

- **Flujo laminar:** Si  $Re < 500-600$ , en este estado, las fuerzas viscosas son relativamente más grandes que las fuerzas de inercia.
- **Flujo de transición:** Si  $500 < Re < 2000$ , estado mixto entre laminar y turbulento.
- **Flujo turbulento:** Si  $Re > 2000$ , en este estado, las fuerzas viscosas son más débiles comparadas con las fuerzas de inercia.



#### 2.1.4. Efecto de la gravedad

El efecto de la gravedad ( $g$ ) se cuantifica mediante el número adimensional de Froude ( $Fr$ ), el cual expresa la relación entre las fuerzas de inercia y las fuerzas gravitatorias.

$$Fr = \frac{U}{\sqrt{g \cdot d}} \quad (2.2)$$

$d$ : tirante hidráulico

$g$ : gravedad

$U$ : velocidad

- **Subcrítico:** Si  $Fr < 1$ , en este estado, las fuerzas de gravedad se hacen dominantes, por lo que el flujo tiene baja velocidad, siendo tranquilo y lento. En este tipo de flujo, toda singularidad tiene influencia hacia aguas arriba.
- **Crítico:** Si  $Fr = 1$ , en este estado, las fuerzas de inercia y gravedad están en equilibrio.
- **Supercrítico:** Si  $Fr > 1$ , en este estado, las fuerzas de inercia son más profundas, por lo que el flujo tiene una gran velocidad, siendo rápido o torrencioso. En este tipo de flujo, toda singularidad tiene influencia hacia aguas abajo.

## 2.2. EL FENÓMENO DE LA TURBULENCIA

Los flujos turbulentos se presentan de manera cotidiana y frecuente en nuestra vida diaria, ya sea en el humo de una chimenea, el agua del río o catarata, o una ráfaga de viento. En estos casos se puede observar un flujo irregular, casi aleatorio y caótico. Una característica esencial de un flujo turbulento es que el campo de velocidades varía de forma significativa e irregular tanto en posición como en tiempo (Pope, 2000). Para expresar matemáticamente estas variaciones, se define la fluctuación de velocidad como:

$$u' = U - \langle U \rangle \quad (II.3)$$

donde  $U$  es la velocidad (variable en el tiempo) y  $\langle U \rangle$  es el promedio de la velocidad en el tiempo.

El principal parámetro hidráulico que se usa para cuantificar el fenómeno de turbulencia es la energía cinética turbulenta (“ $k$ ”), definida por la expresión:

$$k = \frac{1}{2} (\langle u'^2_x \rangle + \langle u'^2_y \rangle + \langle u'^2_z \rangle) \quad (2.4)$$

donde  $u'_x$  es la fluctuación de la velocidad en la componente  $x$ .

Un concepto bastante aceptado para entender el comportamiento de la energía cinética turbulenta es la de “cascada de energía”. En resumen, sostiene que la energía turbulenta se produce en las grandes escalas de turbulencia, y es transferida mediante procesos inviscidos hacia las escalas más pequeñas, hasta que la energía es disipada por los efectos viscosos (Pope, 2000). Con base a lo anterior, Urban et al (2005), citando a Pope (2000), establecen:

$$\langle U \rangle \frac{\partial k}{\partial x} = P - \varepsilon \quad (2.5)$$

donde  $P$  es la producción de energía turbulenta y  $\varepsilon$ , la disipación de la energía.

### 2.3. POZAS DISIPADORAS

Hay varios tipos de disipadores de energía, en todos ellos se contempla el comportamiento hidrodinámico del flujo de descarga y el uso de la turbulencia como disipador natural. Entre los métodos más comunes se encuentran: el chorro libre, impacto de un chorro contra otro y el salto hidráulico. La característica básica es la de convertir la energía cinética en turbulencia (Alvarez, 2013).

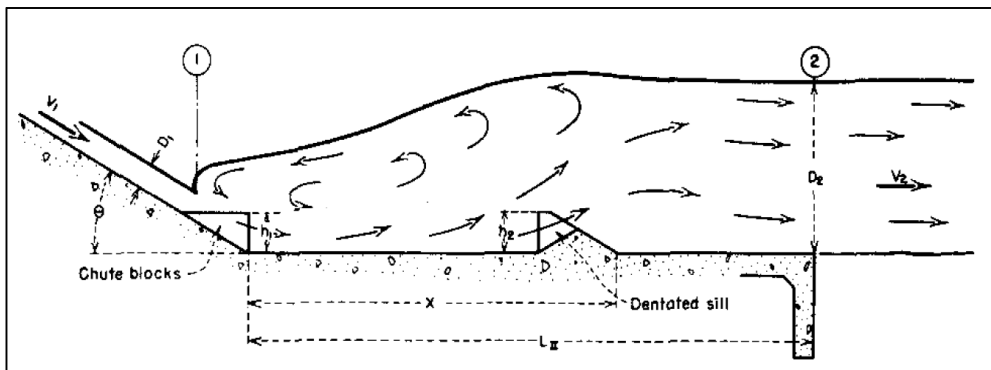


Figura 2. Salto hidráulico contenido en una poza disipadora tipo USBR II.

Fuente: Peterka (1984)

El salto hidráulico es el método más usado para disipar energía en estructuras hidráulicas. El salto ocurre cuando un flujo de agua cambia bruscamente desde

un régimen supercrítico a uno subcrítico. Este fenómeno virulento se caracteriza por grandes fluctuaciones de presión y velocidad (Bayón & López, 2015).

El diseño de una poza disipadora es necesario cuando no es posible lograr la disipación de energía deseada de manera natural, es decir, cuando el tirante conjugado necesario es mayor al tirante existente aguas abajo (Alvarez, 2013). Sin embargo, el diseño no solo se limita a contener el salto, sino que, por razones económicas, tiene por objetivo modificar las características del salto natural para obtener un desempeño igual o mejor en longitudes más cortas (Peterka, 1984).

En relación con los tipos de pozas disipadoras US Bureau of Reclamation (Peterka, 1984) presenta una clasificación extensiva de las diversas estructuras incluyendo como sustento vasta información experimental.

### 2.3.1. Variables de análisis

De acuerdo a Lopardo & Romagnoli (2009), la cuantificación de los fenómenos en un salto hidráulico corresponde a dos tipos de análisis.

- a) **Análisis del patrón general del flujo:** bajo este análisis se encuentran las variables como los niveles de agua, zonas de recirculación, el tipo y la longitud del salto hidráulico,
- b) **Análisis del flujo interno:** bajo este análisis se encuentran las variables como el campo de velocidades y presiones, la energía cinética de turbulencia, esfuerzos de Reynolds, entre otros.

Una de las variables más importantes en el estudio del salto hidráulico es la longitud del salto  $L_j$ , no obstante, tanto en el modelo físico y numérico, tal como sostiene Bayón (2016), es una variable difícil de determinar y su valor está sujeto a un grado significativo de incertidumbre.

## 2.4. ECUACIONES QUE GOBIERNAN EL FENÓMENO FÍSICO

El principio de conservación establece que en un sistema aislado ciertas cantidades físicas se conservan en una región local. Leyes de este tipo gobiernan las cantidades como la masa, el momento y la energía, y en conjunto forman las ecuaciones de Navier-Stokes (Moukalled, Mangani, & Darwish, 2016).

### 2.4.1. Conservación de masa

La ecuación de conservación de masa es:

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho \nabla \cdot \vec{U} = 0 \quad (2.6)$$

No obstante, si se considera un flujo incompresible, la densidad es constante e independiente del tiempo, por lo que la ecuación se reduce a la forma incompresible:

$$\nabla \cdot \vec{U} = 0 \quad (2.7)$$

#### 2.4.2. Conservación de momento

En su forma vectorial, la ecuación de conservación de momento para flujo incompresible se escribe de la siguiente manera (Bayón & López, 2015):

$$\frac{\partial \vec{U}}{\partial t} + \vec{U} \nabla \cdot \vec{U} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \vec{U} + \vec{F}_b \quad (2.8)$$

$U$ : velocidad instantánea

$p$ : presión

$\nu$ : viscosidad cinemática

$\rho$ : densidad

$F_b$ : Fuerzas del cuerpo (efectos cortantes o gravitatorios)

### 2.5. MODELACIÓN NUMÉRICA

La Dinámica de Fluidos Computacional (CFD), es la rama de la Mecánica de Fluidos que utiliza métodos numéricos para aproximar las soluciones de las ecuaciones de Navier-Stokes (Almaráz Gómez, 2007).

Es apropiado en este punto establecer algunas definiciones.

#### 2.5.1. Modelo matemático

Es el conjunto de las ecuaciones y parámetros que describen las ecuaciones constitutivas del fenómeno físico.

#### 2.5.2. Modelo numérico

Es la implementación de un modelo matemático a través de métodos numéricos que permitan resolver el fenómeno mediante herramientas computacionales. Como explican Moukalled et al. (2016), para resolver las ecuaciones que gobiernan un medio continuo (como es un flujo de agua) el primer paso es la discretización del dominio geométrico. Las ecuaciones diferenciales parciales son transformadas en producto interno, y se emplean distintas formulaciones

para resolverlas dependiendo del método a emplear, dentro de los que se encuentran: elementos finitos, diferencias finitas o volúmenes finitos.

### 2.5.3. Método de Volúmenes Finitos

El Método de Volúmenes Finitos (FVM) emplea como elementos discretos celdas cuyo volumen no se superpone entre sí. Luego, al integrar las ecuaciones diferenciales sobre el volumen finito con dimensiones y posición fijas, se puede aplicar el teorema de Gauss y transformar los términos en integrales de superficie, tal como se muestra en (2.9) para la ecuación de continuidad (Holzmann, 2017).

$$\frac{\partial}{\partial t} \int dV = 0 \rightarrow \oint U \cdot \hat{n} dS = 0 \quad (2.9)$$

La integral sobre las caras del volumen finito se puede aproximar mediante un conjunto de ecuaciones algebraicas donde las variables de cada celda (o volumen) se vinculan con los valores de las celdas vecinas. Luego, las ecuaciones se ensamblan en matrices y vectores globales. Moukalled et al. (2016) tratan con detalle este método con ejemplos aplicativos.

### 2.5.4. Modelo de turbulencia

Es un modelo matemático que aproxima la solución de las ecuaciones diferenciales parciales que describen los fenómenos relacionados al flujo de fluidos (Almaráz Gómez, 2007). Versteeg & Malalasekera (2007) agrupan los modelos de turbulencia en tres categorías:

- 1) Simulación Numérica Directa (DNS): Estas simulaciones resuelven el flujo medio y todas las fluctuaciones. Son de alto costo en términos de recursos computacionales.
- 2) Simulación de Grandes Remolinos (LES): Este método implica un filtrado espacial de las ecuaciones de Navier-Stokes que resuelve las grandes escalas de turbulencia y aproxima las más pequeñas. El costo computacional es relativamente alto.
- 3) Ecuaciones promediadas de Reynolds (RANS): La atención está centrada en el flujo medio y los efectos de la turbulencia en las propiedades del mismo. Por tanto, las ecuaciones de Navier-Stokes son promediadas en el tiempo y aparecen términos extras que son modelados mediante distintas aproximaciones.

Algunos investigadores han logrado implementar modelos que fusionan las características de algunas de las categorías mencionadas. Frölich & Terzi (2008) brindan un panorama de varios métodos derivados.

### 2.5.5. Ecuaciones promediadas de Navier-Stokes

El enfoque de solución RANS considera como incógnitas los valores promediados en el tiempo de las variables físicas como velocidad, presión (incluyendo la temperatura si se trata de un modelo de transferencia de calor). Para este efecto se descomponen las variables como:

$$\begin{aligned}\vec{U} &= \langle \vec{U} \rangle + u' \\ p &= \langle p \rangle + p'\end{aligned}\tag{2.10}$$

Las fluctuaciones  $u'$  y  $p'$  son términos lineales, pues desaparecen al promediar dichas cantidades. Sin embargo, cuando se reemplazan las expresiones anteriores en las ecuaciones de Navier Stokes, y se promedian ambos lados de las ecuaciones aparece un término no lineal en la ecuación de momento (Holzmann, 2017).

$$\frac{\partial \langle \vec{U} \rangle}{\partial t} + \langle \vec{U} \rangle \nabla \cdot \langle \vec{U} \rangle = \frac{-1}{\rho} \nabla \langle p \rangle + \nu \nabla^2 \langle \vec{U} \rangle + \frac{1}{\rho} \nabla \langle -\rho u' u' \rangle + \vec{F}_b\tag{2.11}$$

El término no lineal  $\langle -\rho u' u' \rangle$  se denomina “tensor de esfuerzos de Reynolds”  $\tau^R$ . Debido a que no se puede resolver directamente este término, se recurre a la hipótesis de Boussinesq, bajo la cual se considera que los esfuerzos de Reynolds son proporcionales a la gradiente de la velocidad media (semejante a la ley de viscosidad de Newton).

$$\tau^R = \langle -\rho u' u' \rangle = \mu_T \left\{ \nabla \langle \vec{U} \rangle + (\nabla \langle \vec{U} \rangle)^T \right\} - \frac{2}{3} \rho k I\tag{2.12}$$

En esta última equivalencia, solo falta determinar el valor de la “viscosidad turbulenta”  $\mu_T$ , la cual es evaluada usando una variedad de modelos de turbulencia, entre los cuales se encuentran:

- a) Modelo de longitud de mezcla
- b) Modelo  $\kappa$ - $\epsilon$
- c) Modelo  $\kappa$ - $\omega$

## CAPÍTULO III. EXPERIMENTACIÓN

### 3.1. DESCRIPCIÓN DEL MODELO FÍSICO

Con el objetivo de realizar una validación del modelo numérico, se empleó la información experimental de los ensayos de un modelo que se desarrollaron durante el transcurso de esta investigación en el Laboratorio Nacional de Hidráulica (LNH): el Modelo Seccional Modificado del proyecto de la Central Hidroeléctrica Napo-Mazán.

El prototipo del proyecto considera un barrage móvil de 24 compuertas cuyo objetivo es elevar el nivel de agua para permitir la toma del caudal de diseño aguas arriba del barrage, seguido de una poza disipadora que sirve para disipar la energía en la salida de las compuertas.

Los ensayos se realizaron en un canal de 1.90 m de ancho y 11 m de largo, el cual representa una región longitudinal de solo 4 compuertas (2 de las cuales tienen la mitad del ancho típico) en una escala de 1/30 (ver Figura 3). Las compuertas entregan a la poza disipadora un flujo con  $Fr \approx 4$ . Un lecho horizontal de arena se ubica inmediatamente después de la salida de la poza disipadora, es decir, se trata de un modelo de lecho móvil; sin embargo, el ingreso de sedimentos al modelo es mínimo.

Durante los ensayos, se estudió la relación entre el caudal y la abertura de las compuertas, considerando que el nivel de agua debía permanecer constante. En relación con la poza disipadora, se estudió el comportamiento del salto para cada caudal. Las mediciones de velocidad, presiones, tirantes de agua, longitud de salto, se realizaron tanto en el estado inicial como en la parte final de la simulación.

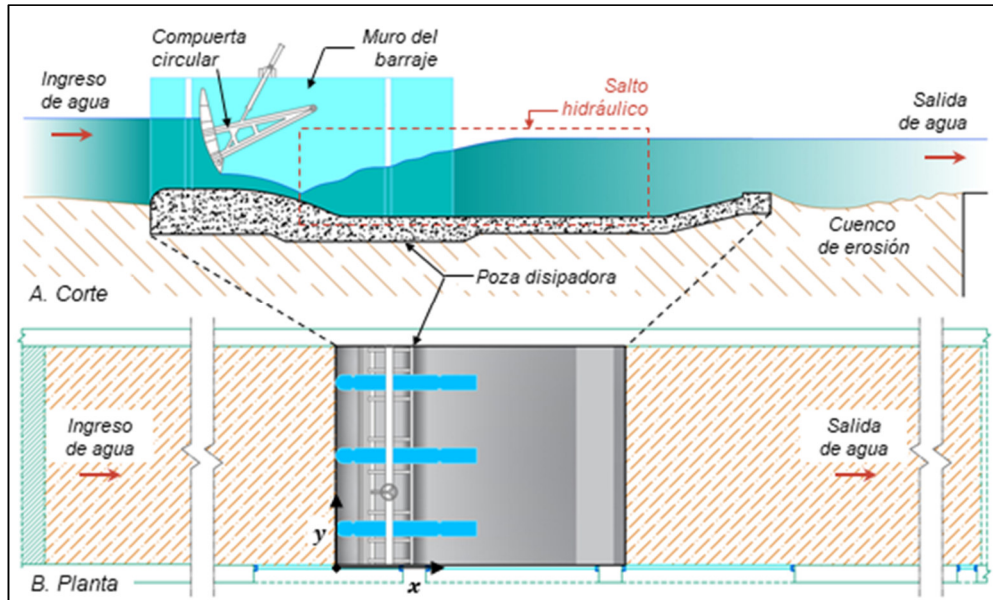


Figura 3. Esquema del modelo físico.

"Modelo Seccional Modificado de la C.H. Napo-Mazán".

### 3.1.1. Diseño de la estructura

El diseño de la poza disipadora es del tipo BASIN II según la clasificación de Bureau of Reclamation, presentada por Peterka (1984). Este tipo de poza disipadora se caracteriza porque el ingreso del agua en régimen crítico tiene una pendiente inicial distinta de cero.

### 3.1.2. Materiales.

La poza disipadora del modelo es de concreto. Los muros del barraje móvil son de madera con una pintura epóxica mientras que las compuertas circulares son estructuras de plexiglass, sostenidas por un esqueleto metálico que permite su maniobra. Por uno de los lados del modelo se encuentran ventanas de plexiglass que permiten visualizar los niveles de agua. Por último, tanto el lecho previo aguas arriba como el lecho erosionable aguas abajo está formado por arena fina de diámetro medio  $d_{50} = 0.24$  mm (ver detalle en ANEXO B.4). En la Figura 4 se muestra una fotografía del modelo experimental tomada desde aguas abajo.





Figura 4. Vista del modelo físico en el Laboratorio Nacional de Hidráulica.  
Fotografía tomada desde aguas abajo.

### 3.1.3. Condiciones de frontera

a) Tirante aguas arriba. Por razones de captación de agua, el nivel se debe mantener en una cota de prototipo de 91.6 m, lo que resulta en un tirante de 0.32 cm en el modelo. Entonces el régimen de ingreso es turbulento subcrítico con  $5.6 \cdot 10^4 < Re < 1.2 \cdot 10^5$  y  $0.03 < Fr < 0.25$ .

b) Tirante aguas abajo. El flujo aguas abajo es de régimen turbulento subcrítico con  $1.5 \cdot 10^4 < Re < 1.2 \cdot 10^5$  y  $Fr \approx 0.42$ . Los niveles aguas abajo del prototipo se determinaron mediante una simulación HEC-RAS en la zona aguas abajo de la estructura, según la Tabla 1.

Tabla 1. Caudales y niveles de agua en prototipo y modelo.

Cota del pelo de agua aguas abajo		Caudal	
Cota aguas abajo en prototipo (m.s.n.m.)	Cota aguas abajo en modelo físico (m)	prototipo (m <sup>3</sup> /s)	modelo físico (l/s)
86	2.867	3,995	101.3
87	2.900	5,658	143.5
88	2.933	7,488	189.9

## 3.2. INSTALACIONES

### 3.2.1. Esquema de las instalaciones.

Los estudios experimentales se llevaron a cabo en la División Didáctica del Laboratorio Nacional de Hidráulica, en la Universidad Nacional de Ingeniería.

Las instalaciones del LNH cuentan con un sistema de recirculación de agua compuesto por una cisterna subterránea de 120 m<sup>3</sup>, una línea de alimentación compuesta por tuberías de impulsión y tanques elevados, un canal de experimentación y la línea de devolución, que incluye un sedimentador (ver Figura 5). Bautista (2018) describe con detalle los componentes de este sistema que se ubica en el LNH.

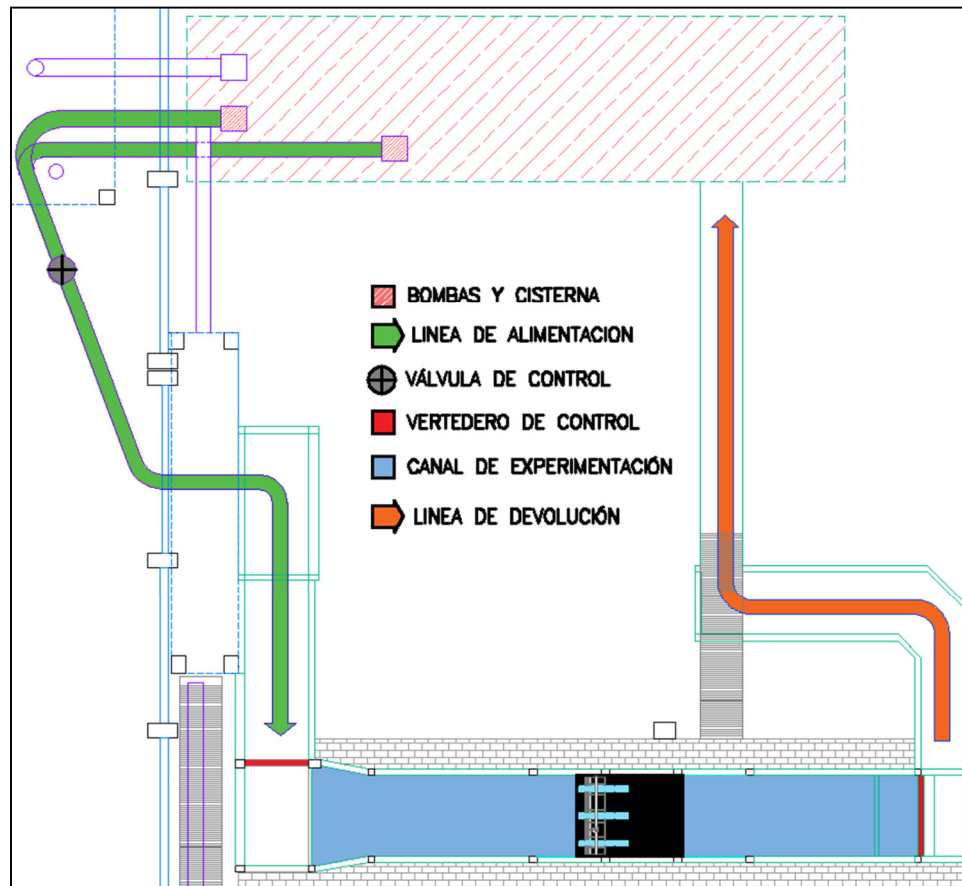


Figura 5. Esquema de las instalaciones del LNH para el modelo físico.

### 3.2.2. Línea de alimentación de agua

La línea de alimentación inicia con dos bombas de 50 HP y 30 HP que, en conjunto, permiten la circulación de un caudal de hasta 240 l/s. El agua llega a un reservorio elevado y a través de una tubería alcanza un canal de aproximación hacia el vertedero rectangular de 1.90 m de longitud. En dicho canal está instalado un limnómetro que permite medir el caudal. Por último, el agua cae en una poza disipadora que reduce la turbulencia producida por la caída y entrega las aguas al canal de experimentación.

### 3.2.3. Canal de experimentación

El canal experimental fue construido en el año 2013 para realizar una investigación en el modelo físico de la central hidroeléctrica Napo-Mazán. En este canal de 1.90 m de ancho efectivo y de 11 metros de largo se construyó, para efectos de esta tesis, el modelo del barraje móvil y la poza disipadora.

### 3.2.4. Línea de retorno

Inicia con un vertedero móvil que controla el nivel de agua en la salida del canal y entrega las aguas hacia un canal sedimentador. Finalmente, el agua ingresa a un canal subterráneo que entrega las aguas nuevamente a la cisterna.

## 3.3. INSTRUMENTACIÓN

### 3.3.1. Velocímetro Acústico de Efecto Doppler

Las velocidades durante la etapa experimental se registraron usando un Velocímetro Acústico Doppler (ADV), Vectrino Profiler. Este es un equipo de alta resolución que usa cuatro transductores para medir las velocidades instantáneas en las tres direcciones dentro de un pequeño volumen de control a través del efecto Doppler. Bautista (2018) indica lo siguiente:

“El efecto Doppler consiste en enviar un pulso acústico corto desde un transductor activo (central). Cuando dicho pulso atraviesa un punto a donde se orientan los transductores pasivos (laterales), el eco es registrado por cada uno de los haces. Las señales son procesadas para determinar sus desviaciones para luego ajustar la escala en base a la velocidad de propagación del sonido en el agua, dando como resultado la velocidad en las tres direcciones. Dichas velocidades se almacenan en un computador para luego ser analizadas y procesadas”. (pág. 70)

El ADV permite medir velocidades con gran precisión, no obstante, hay algunas condiciones que deben ser controladas como el nivel de ruido. El estudio de parámetros de turbulencia puede estar sujeto a errores que dependen de distintos factores como la ubicación del instrumento, frecuencia de muestreo, entre otros (García, Jackson, & García, 2006). El ADV ofrece también indicadores de nivel de ruido y correlación que pueden dar alguna información de la precisión de la información recogida. Además, al calcular las velocidades en dos planos distintos, se genera una duplicidad en la información de la tercera

velocidad que puede dar indicios de fallas en la toma. La Tabla 2 presenta los parámetros que se configuraron en el instrumento para los ensayos.

Tabla 2. Parámetros configurados en el Velocímetro Acústico Doppler.

Parámetro	Descripción	Valor
Tamaño de muestra	Altura de muestra en eje vertical	30 mm
Número de Celdas	Número de puntos de medición dentro de la muestra	30
Tamaño de celda	Altura de cada celda dentro de la muestra	1 mm
Frecuencia de muestreo	Frecuencia para promediar datos temporales de alta frecuencia	50 Hz
Frecuencia de sonda de profundidad	Frecuencia de medición de la altura del instrumento sobre el lecho	7 Hz
Tiempo de medición	Tiempo que demoró cada medición con el instrumento para cada muestra.	10-15 s

Para el manejo del Vectrino, las instalaciones contaban con un carrito móvil que permitía desplazar el Vectrino en dirección longitudinal, transversal y vertical (ejes x, y y z respectivamente), cuyo uso se muestra en la Figura 6.

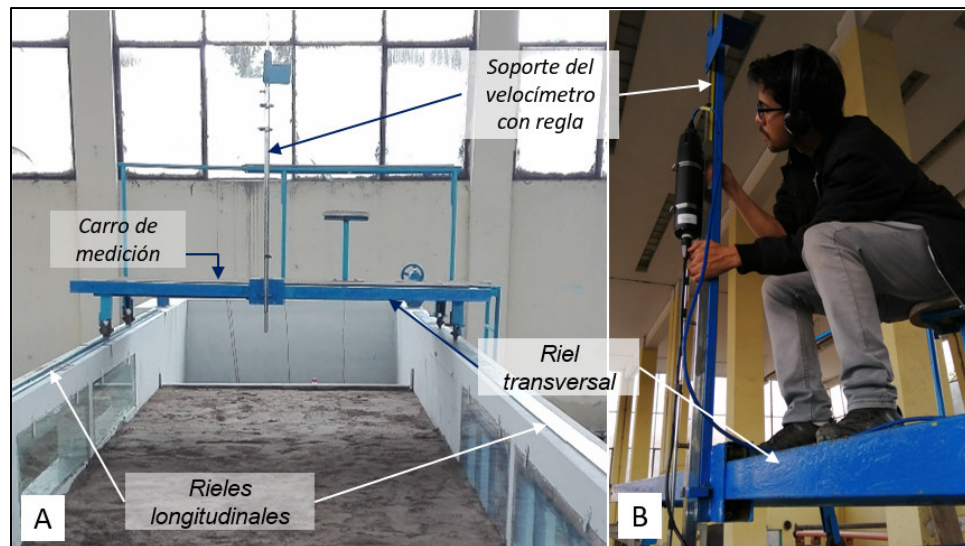


Figura 6. Sistema de desplazamiento (A) y ADV en funcionamiento (B).

La localización vertical de los puntos de medición se realizó mediante el sensor de profundidad  $h_b$  del propio Vectrino (ver Figura 7). En el caso de la zona de lecho fijo, dicho parámetro fue suficiente para determinar la altura total del punto medido. Por otro lado, en lecho móvil se empleó una regla instalada en el carrito desplazable (ver Figura 6) para determinar la altura de sumergimiento

del instrumento  $h_t$ . Al restar esta altura de la cota del nivel de agua (medida a través de las ventanas laterales con precisión  $\pm 1mm$ ) se determinó la ubicación vertical de los puntos de medición. Finalmente, con ayuda del parámetro  $h_b$  medido con el sensor del vectrino, se pudo determinar la profundidad en lecho erosionado al instante de la medición.

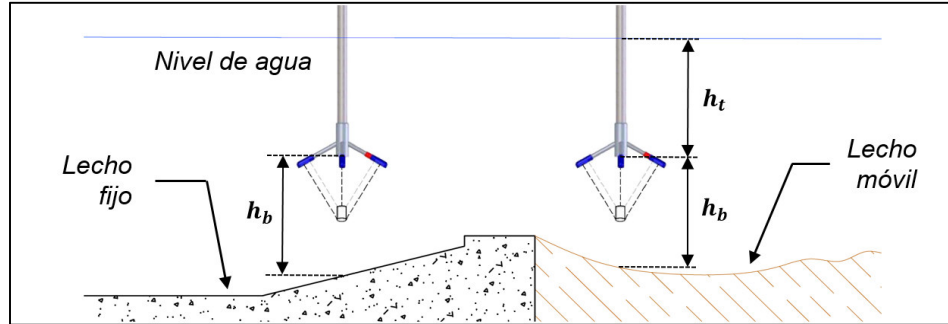


Figura 7. Localización vertical las mediciones con velocímetro acústico.

### 3.3.2. Piezómetros

Las presiones fueron registradas por 28 piezómetros distribuidos en la sección longitudinal de una compuerta central a lo largo de todo el perfil de la poza disipadora (ver Figura 8, a continuación).

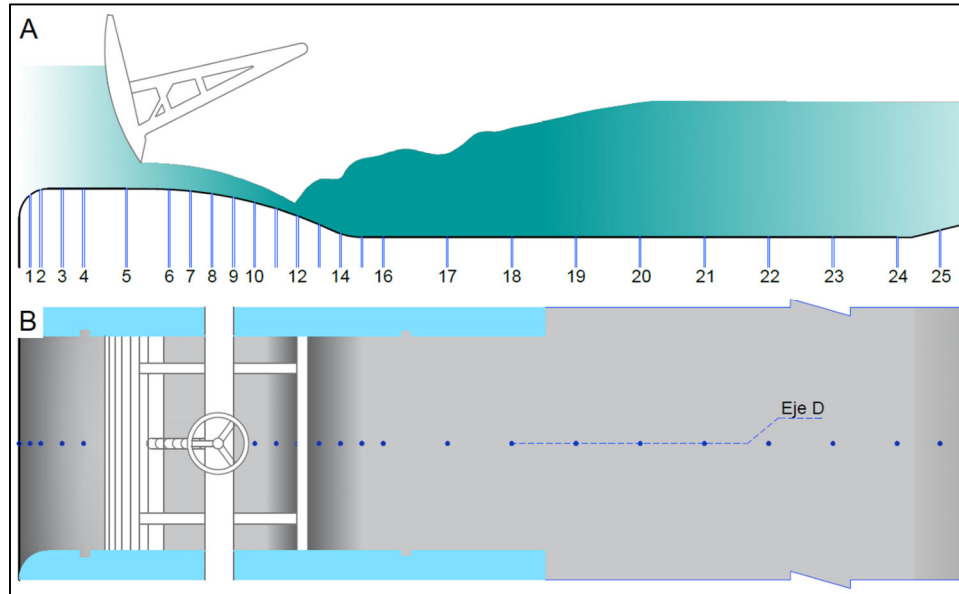


Figura 8. Esquema de distribución de piezómetros en corte (A) y planta (B).

### 3.3.3. Ventanas, reglas y cámara de video

Los niveles del agua fueron controlados con ayuda de reglas de escala milimétrica ubicadas en distintos puntos del modelo. Una cámara de video grabó las ventanas durante un periodo de 30 segundos para determinar el nivel medio del agua y la amplitud y frecuencia de las fluctuaciones del nivel.

## 3.4. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

### 3.4.1. Preparación del ensayo

Previo a los ensayos se realizó la compactación del lecho de arena aguas arriba y aguas abajo, con un control de compactación en el rango de 90-95% del PROCTOR ESTÁNDAR. Luego de realizar la compactación se humedeció el lecho con el objetivo de saturarlo. Esto se logró dejando pasar un pequeño caudal y reteniendo el agua con el vertedero ubicado aguas abajo. Las compuertas se establecieron con una abertura fija en cada ensayo, aproximando el valor de la abertura requerida para alcanzar el caudal de ensayo, razón por la cual los valores de caudal de experimentación resultaron similares (pero no iguales) a los mostrados en la Tabla 1.

También se elaboró un listado de los puntos de medición con el ADV en una hoja de cálculo, identificando la sección y eje a los que correspondían dichos puntos para un rápido manejo durante la toma de datos.

### 3.4.2. Simulación física

La simulación se diseñó para obtener un cuenco erosionado aguas abajo de la poza disipadora. La información que más tiempo demoró en obtener fue la del campo de velocidades a través del ADV.

- a) Se encendió el sistema dejando pasar un caudal pequeño de agua y en un tiempo aproximado de 15 minutos se va aumentando el caudal hasta llegar a conseguir un nivel de agua. Los caudales se controlaron por un vertedero rectangular, junto al cual se encuentra un limnómetro con una regla. La relación entre la regla y el caudal se calibró en el LNH.
- b) Se controlaron las velocidades en la entrada del modelo, lo cual permitió contrastar las velocidades con la información del caudal obtenida mediante el limnómetro de control.
- c) Después de desarrollarse el lecho de erosión se tomaron las velocidades y presiones en un estado erosionado, registrándose la hora



y sección longitudinal y axial correspondientes, así como la altura o profundidad en un registro de ensayo.

- d) Finalmente se dejó secar el lecho durante dos días y después se realizaba un levantamiento del cuenco erosionado con métodos fotogramétricos.

Durante el ensayo se toma con cierta frecuencia la temperatura del agua para determinar el valor de la viscosidad.

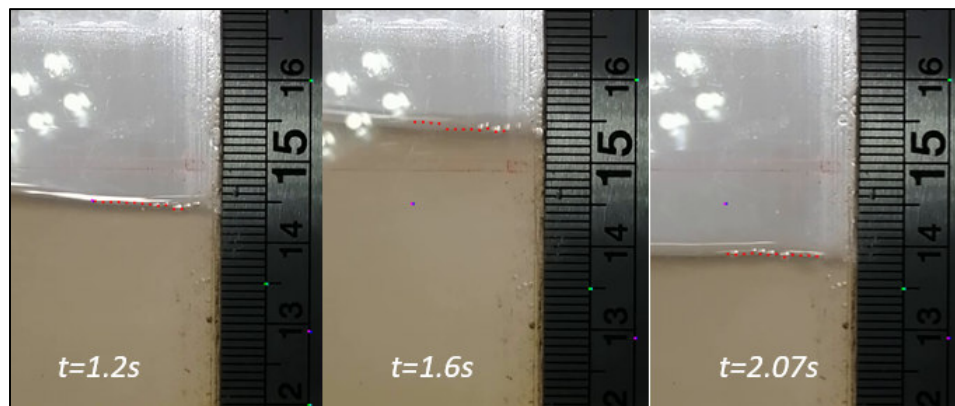
### 3.5. PROCESAMIENTO DE LA INFORMACIÓN

Producto de la toma de datos durante los ensayos se tiene distintos tipos de información, que se procesa con fines de comparación, visualización, etc.

#### 3.5.1. Procesamiento de video e imágenes

Los videos grabados en la ventana se convirtieron en imágenes y con herramientas del código R, se procesaron bajo un enfoque similar al propuesto por Canny (1986), que comprende:

- a) Filtro gaussiano de eliminación de ruido.
- b) Detección de las gradientes máximas con convolución gaussiana.



*Figura 9. Detección de nivel de agua en distintos instantes aguas abajo.  
Vista de la ventana de visualización.*

A partir de los videos tomados en distintas ventanas de visualización se calcularon los datos temporales, las fluctuaciones y el nivel medio de agua.

#### 3.5.2. Información del ADV

Mediante el programa de computadora Vectrino Profiler se exporta la información en formato ASCII, que consiste en archivos de texto. Luego,

mediante un programa desarrollado por el autor en conjunto con otros investigadores basado en lenguaje C++, para cada sección de toma se obtuvo:

- a) Perfiles de velocidad: la velocidad se extrajo de la data bruta del ADV, la cual consistía en información instantánea de velocidad ( $u, v, w_1, w_2$ ) para 30 puntos por cada toma. Se descartaron los valores donde el índice de correlación fue menor a 20 % y el nivel de SNR fue menor a 10 dB.

Se añadió un filtro negativo de 0.3 m/s debajo del cual se descartaban los valores. Los falsos negativos se originaban debido a que en algunos puntos dentro de la poza disipadora las velocidades superaban el límite de 1 m/s especificado para el instrumento, la frecuencia máxima ya no es suficiente, y el Vectrino interpretaba el desfase como un valor negativo.

- b) Perfil de la energía cinética turbulenta: la TKE se calculó adaptando la Ecuación 2.4 según:

$$k = \frac{1}{2} \left( \langle u'^2 \rangle + \langle v'^2 \rangle + \frac{1}{2} (\langle w_1'^2 \rangle + \langle w_2'^2 \rangle) \right) \quad (3.1)$$

- c) Esfuerzos de Reynolds: se determinaron mediante la siguiente expresión:

$$\langle -u'w' \rangle = \frac{\sum u_i \cdot (w_{i1} + w_{i2})}{N} - \langle u_i \rangle \cdot \left( \frac{\langle w_1 \rangle + \langle w_2 \rangle}{2} \right) \quad (3.2)$$

### 3.5.3. Fotogrametría del lecho erosionado

Las fotografías se procesaron mediante el programa Agisoft Photoscan (Agisoft, 2021) para generar una superficie que representa el estado final del lecho para la simulación. El método requiere dos elementos:

- a) Puntos de control | *Markers*: estos puntos se establecieron alrededor del modelo físico, y sus coordenadas se establecieron con un nivel de precisión de 1 mm. También se establecieron puntos de control de menor precisión.
- b) Fotografías | *Cameras*: las fotografías se tomaron a una distancia de aproximadamente un metro sobre el nivel del lecho abarcando toda la extensión del lecho. El requisito para las fotografías es que compartan puntos de control entre sí (se sugiere 4 como mínimo por foto).



El programa procesa las imágenes, y genera una nube de puntos, la que a su vez puede generar una superficie en formato STL. La Figura 10 muestra la nube de puntos del ensayo N° 2 con la alineación de las cámaras y los puntos de control localizados sobre la superficie.

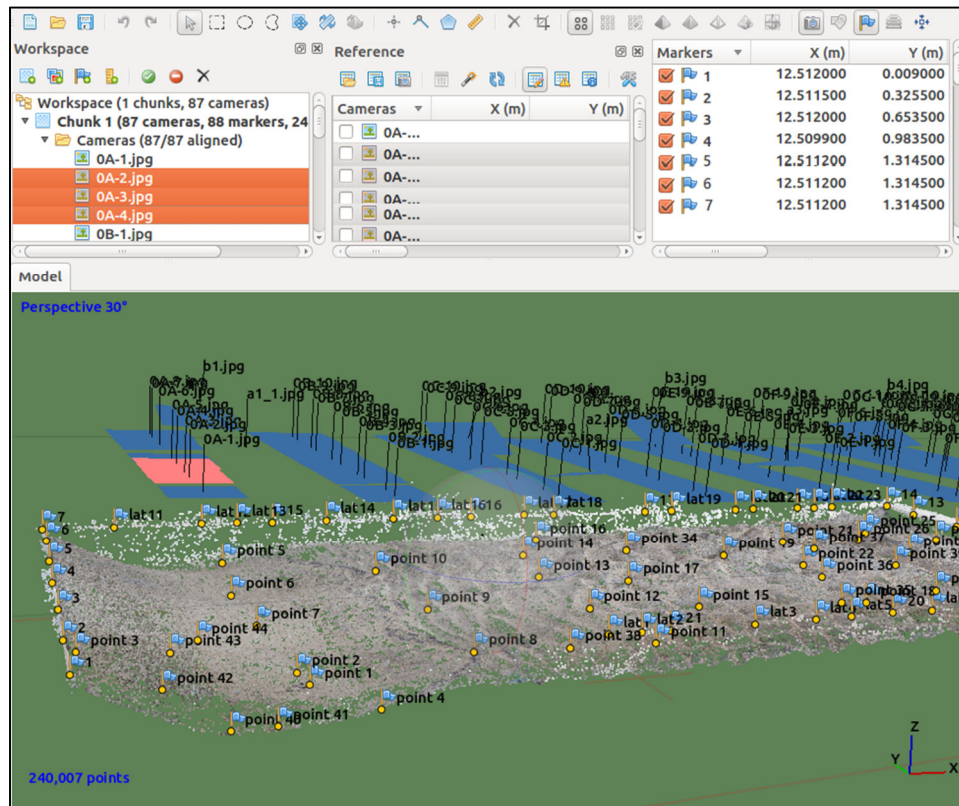


Figura 10. Nube de puntos del lecho de erosión para el ensayo N°2.

Vista adaptada de Photoscan Pro.

Los métodos de procesamiento de la información se detallan en el ANEXO B.

### 3.6. RESUMEN DE LA INFORMACIÓN EXPERIMENTAL

La Figura 11 muestra las dimensiones características del modelo, mientras que la Tabla 3 muestra los parámetros principales en unidades del Sistema Internacional (SI), y también números adimensionales que caracterizan al flujo.

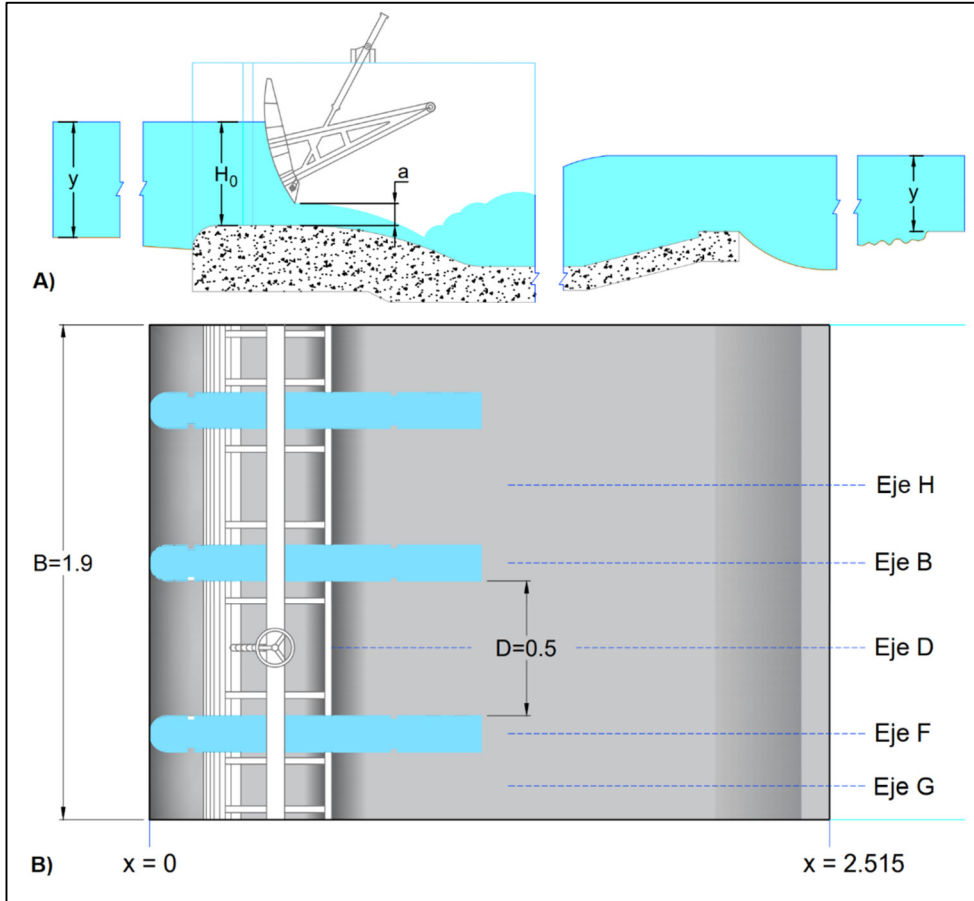


Figura 11. Dimensiones características del modelo en perfil (A) y planta (B).

Tabla 3. Parámetros característicos de los ensayos.

Parámetro	Símbolo	1	2	3
Ancho del canal	B (m)		1.899	
Ancho de la compuerta	D (m)		0.5	
Tirante de ingreso	$y_0$ (m)		0.32	
Nivel de agua sobre la cresta	$H_0$ (m)		0.2867	
Abertura de compuerta	a (m)	0.0454	0.0682	0.0948
Caudal en modelo físico	$Q_f$ (m <sup>3</sup> /s)	0.1055	0.1476	0.1892
Temperatura	T (°C)	20.83	21.4	26.5
Viscosidad cinemática	$\nu$ (mm <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> )	0.99	0.977	0.868
Velocidad media de ingreso	$U_0$ ( $= \frac{Q}{B \cdot y_0}$ )	0.1736	0.2428	0.3113

Velocidad de corte (ingreso)	$u^*$ (m/s)	0.01	0.01225	0.01414
Número de Reynolds (ingreso)	$Re_0 (= \frac{U_0 \cdot y_0}{\nu})$	$5.61 \cdot 10^4$	$7.96 \cdot 10^4$	$1.15 \cdot 10^5$
Número de Froude en el salto	$Fr^* (= \frac{Q/3D \cdot h_1}{\sqrt{g h_1}})$	4.18	3.47	3.00
Tirante en la salida	$y_f$ (m)	0.1232	0.147852	0.1865
Velocidad en la salida	$U_f (= \frac{Q}{B \cdot y_f})$	0.4509	0.5256	0.5341

La velocidad de corte  $u^*$  es un parámetro representativo que se calcula en función de los esfuerzos de corte predominantes en el fenómeno en estudio y se puede estimar inicialmente como el 10 % de la velocidad característica. Los valores de  $u^*$  mostrados en la tabla anterior ya han sido calibrados con los resultados del modelo numérico.

### 3.6.1. Evaluación de la precisión experimental.

Para evaluar el posible error presente en las mediciones con el ADV, se siguió la metodología propuesta por García et al. (2006), empleando mediciones iniciales realizadas sobre el modelo físico en un punto de la zona aguas abajo de la poza disipadora, en la posición  $x = 4.25$  m, en el eje central "D" de la compuerta. Se trabajó con una señal de 48 segundos de duración (Figura 12) para condiciones de caudal de  $Q = 147.4$  l/s, habiéndose configurado el ADV como se estableció en la Tabla 2.

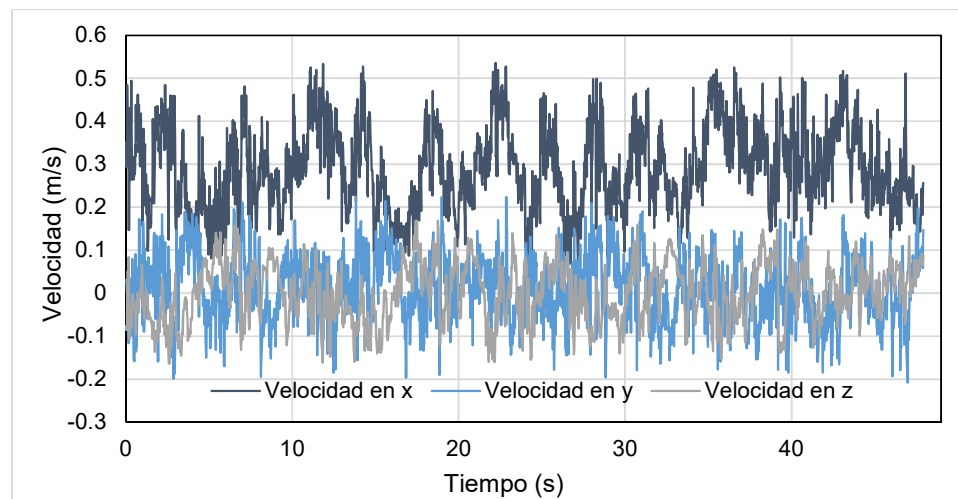


Figura 12. Muestra de prueba de Vectrino en  $x = 4.25$  m.

Un indicador del error de la media muestral de una variable es la desviación estándar " $\sigma$ ". Para una variable  $X$  no correlacionada, que se ajusta a una

distribución normal, se puede establecer que la desviación estándar de la media muestral  $\langle X \rangle$  se calcula como:

$$\sigma_{\langle X \rangle} = \frac{\sigma_X}{\sqrt{n}} \quad (3.3)$$

Donde:

$\sigma_X$ : Desviación estándar de una muestra de gran tamaño.

$\sigma_{\langle X \rangle}$ : Desviación estándar muestral.

$n$ : Tamaño de la muestra.

Por otro lado, para variables correlacionadas, como lo son los parámetros hidráulicos como la velocidad, la energía cinética y los esfuerzos de Reynolds, el error se debiera determinar en base a la realización de distintas mediciones. No obstante, García et al. (2006) sugieren que aplicar la técnica estadística de sustitución de bloque móvil (MMB, por sus siglas en inglés) sobre una señal larga ofrece resultados similares del error de los parámetros hidráulicos, y permite evaluar el mismo para distintas duraciones de señal. Este método se basa en la generación de " $N_b$ " señales sintéticas a partir de la reorganización de bloques aleatorios dentro de una muestra, en base a un tamaño óptimo de bloque " $b_{opt}$ " determinado según:

$$b_{opt} = 0.788 \cdot T_x^{2/3} \cdot T_m^{1/3} \quad (3.4)$$

Donde:

$T_x$ : Escala temporal integral (obtenida de la función de autocorrelación).

$T_m$ : Duración de la señal de muestra.

$n$ : Tamaño de la muestra.

La señal analizada se caracterizó por una escala temporal  $T_x = 0.383$  s y se evaluó la covarianza de los parámetros hidráulicos para muestras de tamaños  $T_m = 1.5, 3, 4.5 \dots, 46.5$  s, empleando un número de  $N_b = 200$  señales sintéticas para cada caso. Luego, se calculó el coeficiente de variación  $cov\%$  con relación a la media, es decir:

$$cov\% = \frac{\sigma A_m}{A_T} \quad (3.5)$$

Donde:

$A_m$ : Parámetro muestral ( $\langle u \rangle$ ,  $TKE$ ,  $\langle -u'w' \rangle$ ).

$\sigma$ : Desviación estándar de la serie de parámetros muestrales.

$A_T$ : Promedio del parámetro en las  $N_b$  señales sintéticas.

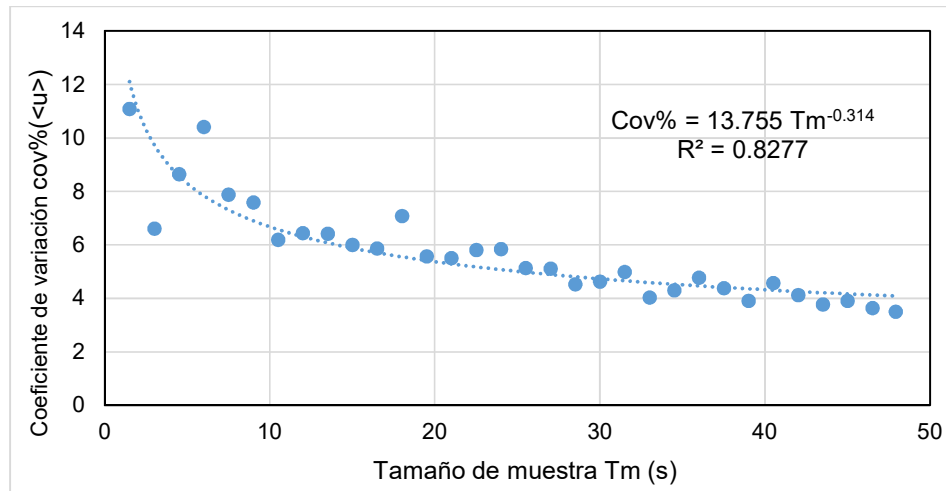


Figura 13. Error de muestreo de la velocidad  $U$ .

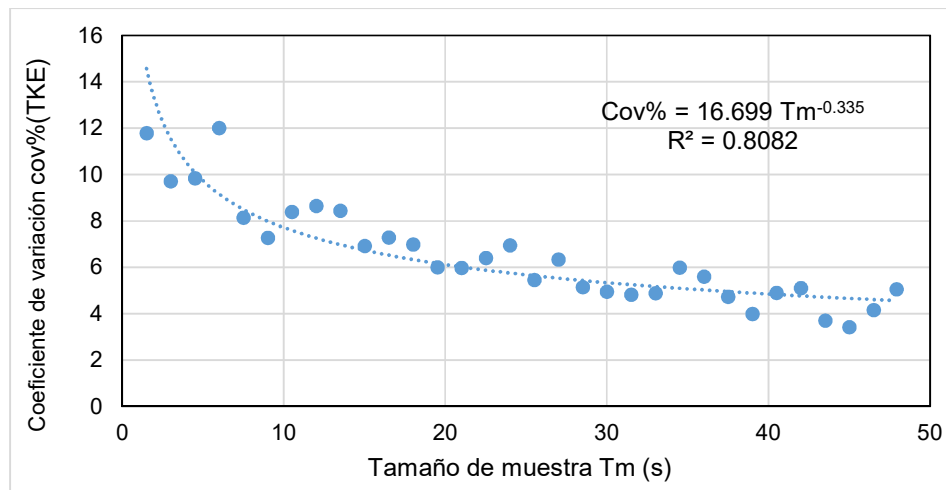


Figura 14. Error de muestreo de la energía cinética turbulenta  $TKE$ .

La Figura 13 evalúa la precisión de muestreo para la velocidad; mientras que la Figura 14 lo hace con la energía cinética turbulenta. En ambos casos se observa un decaimiento en el nivel de error a medida que se incrementa el tiempo de muestreo. La línea de ajuste de las figuras se ha considerado potencial considerando que este es el comportamiento teórico de la ecuación 3.3, no obstante, se sugiere un mayor análisis. Para un tamaño de muestra de 12 segundos,  $u$  y  $TKE$  tienen un error probable de 7 % y 8 %, respectivamente. Estos niveles de error se consideran aceptables para el presente estudio,

teniendo en cuenta que la validación numérica no estará sujeta a un solo punto de medición, sino a varios puntos de medición, en base a los cuales se puede realizar una posterior limpieza de la data experimental.

Por otro lado, la Figura 15 permite inferir que un tiempo de muestra de 12 segundos está sujeto a errores del orden del 60 u 40 % para los esfuerzos de Reynolds  $\langle -u'w' \rangle$  y  $\langle -v'w' \rangle$ . Cabe mencionar que la variación es más importante, en tanto la media del parámetro es pequeña (el error en  $\langle -u'v' \rangle$ , por ejemplo, supera el 500 %, por lo que no se ha presentado en la figura). Por lo expuesto, no se consideraron los datos experimentales de los esfuerzos de Reynolds como un patrón de referencia para los resultados numéricos; no obstante, se presentan en algunos gráficos a manera comparativa.

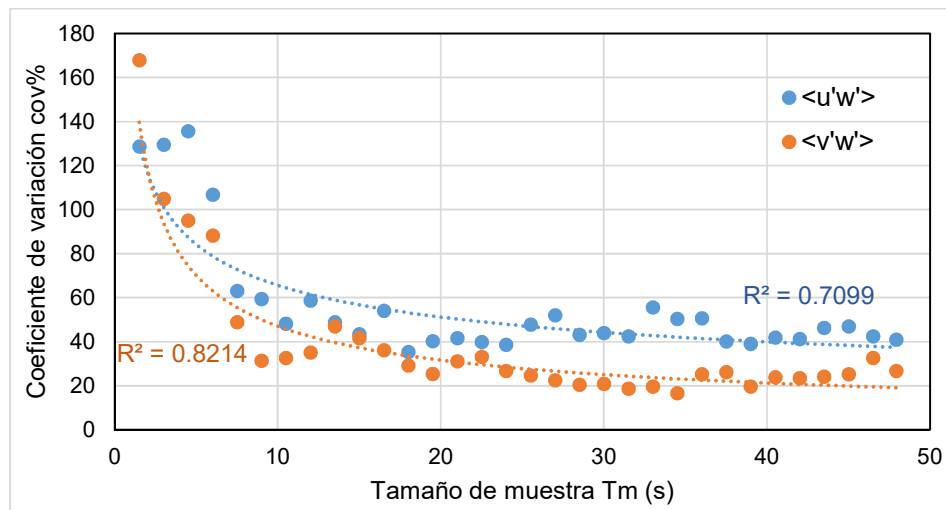


Figura 15. Error de muestreo de los esfuerzos de Reynolds.

## CAPÍTULO IV. MODELO NUMÉRICO

### 4.1. METODOLOGÍA

La simulación numérica es el procedimiento de resolver con el método de Volúmenes Finitos la formulación fuerte que es útil para simular o predecir un fenómeno físico. Este procedimiento suele ser iterativo, dependiendo de la calidad requerida para resolver el problema y la complejidad de este.

Este capítulo aborda el problema en tres pasos:

1. Determinación del modelo de turbulencia. Este paso consiste en definir si se va a emplear simulaciones del tipo DNS, LES o RANS, y en el caso de los modelos RANS, qué modelo de turbulencia se va a emplear. Versteeg & Malalasekera (2007) brindan un panorama de estos modelos con las correspondientes consideraciones en relación con el tipo de fenómeno que se va a estudiar, y también de la capacidad de cómputo disponible.
2. Construcción de la malla. Este paso suele ser corto cuando el dominio a estudiar es simple; sin embargo, si el dominio es complejo, como en muchos fenómenos reales, se requiere mayor manipulación local por parte del usuario y la ayuda de programas de geometría computacional de mallado. La Figura 16 muestra los procesos comprendidos en este paso.

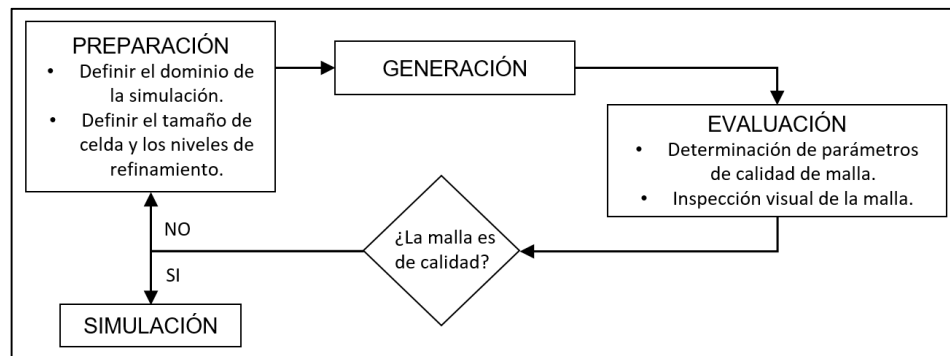


Figura 16. Diagrama general de procesos del mallado.

3. Simulación. En este paso se completa la información que requiere el modelo, se resuelven las ecuaciones y evalúa el fenómeno, para lo cual es necesaria gran capacidad computacional. La Figura 17 muestra los procesos comprendidos en este paso.

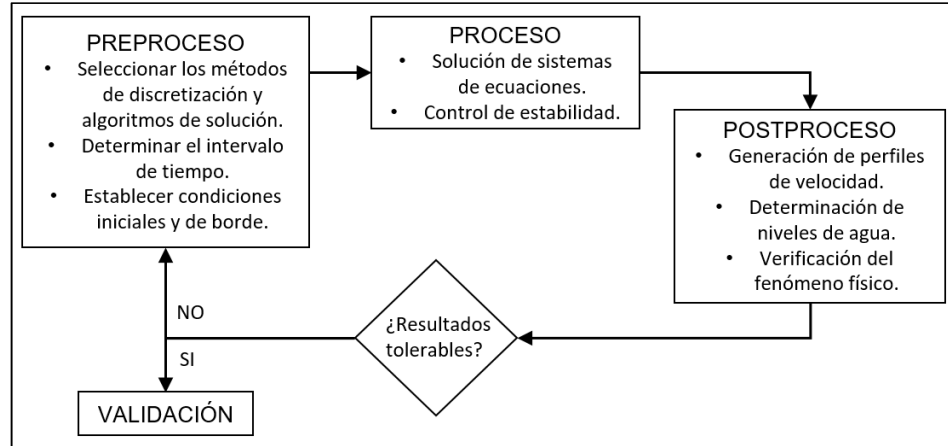


Figura 17. Diagrama de procesos de la simulación.

El presente modelo es un modelo hidrodinámico multifase incompresible a escala real 1:1 para simular tres caudales de compuerta sobre los estados erosionados de cada experimento. También se evalúa el desempeño de los dos modelos de turbulencia  $\kappa$ - $\epsilon$  Estándar y  $\kappa$ - $\omega$  SST empleando el Clúster de Alto Rendimiento (HPC) Tipón UNI.

Tabla 4. Simulaciones numéricas.

Identificador del ensayo Ni	N1	N2	N3
Caudal de compuerta $Q_c^*$ (l/s)	35.18	49.22	63.08
Modelo en lecho erosionado	$\kappa$ - $\epsilon$ , $\kappa$ - $\omega$	$\kappa$ - $\epsilon$ , $\kappa$ - $\omega$	$\kappa$ - $\epsilon$ , $\kappa$ - $\omega$

(\*) El caudal de compuerta " $Q_c$ " es un tercio del caudal en el modelo físico " $Q_f$ "

## 4.2. SELECCIÓN DEL MODELO DE TURBULENCIA

### 4.2.1. Método de detección de superficie

Para determinar la interfase entre los fluidos aire y agua, Bayón (2017) establece que el método de la Fracción de Fluido (VOF por sus siglas en inglés) es el más adecuado para simular flujos turbulentos como el salto hidráulico. El método consiste en modelar adicionalmente una variable " $\alpha$ " que representa la fracción de agua en un volumen finito del dominio. A la fase agua le corresponde  $\alpha = 1$ , mientras que a la fase aire le corresponde  $\alpha = 0$ ; y la superficie de agua se determina de manera indirecta, interpolando el valor de  $\alpha = 0.5$ .

El método requiere adicionar una ecuación de transporte más a las ecuaciones de gobierno (Bayón, 2017) :



$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\overline{U} \alpha) = 0 \quad (4.1)$$

Y las propiedades del fluido se calculan ahora como un promedio de las propiedades de cada fase ponderándolas de acuerdo con la fracción correspondiente según:

$$\begin{aligned} \rho &= \alpha \rho_{agua} + (1 - \alpha) \rho_{aire} \\ \nu &= \alpha \nu_{agua} + (1 - \alpha) \nu_{aire} \end{aligned} \quad (4.2)$$

#### 4.2.2. Modelo de turbulencia

El primer paso para la selección de un modelo de turbulencia es decidir entre los enfoques LES y RANS o derivados. Debido a que el salto hidráulico es un fenómeno altamente turbulento, se escoge una simulación la categoría RANS. En el presente estudio se evalúan dos modelos de turbulencia: el modelo  **$\kappa$ - $\epsilon$  Estándar**, propuesto por Launder & Spalding (1974); y el modelo  **$\kappa$ - $\omega$  SST**, propuesto por Menter (1993). Estos modelos han sido empleados en casos similares por Bayón & López (2015), Jones et al. (2016) y Macián et al. (2020).

Los modelos  **$\kappa$ - $\epsilon$**  y  **$\kappa$ - $\omega$**  aproximan la viscosidad turbulenta  $\mu_t$  mediante la hipótesis de Boussinesq, sin embargo, el primero modela la disipación de la energía turbulenta “ $\epsilon$ ” mientras el segundo modela la razón específica de disipación “ $\omega$ ”. No obstante, el modelo  **$\kappa$ - $\omega$**  ha demostrado buen comportamiento para modelar paredes viscosas, genera problemas para los flujos libres (Versteeg & Malalasekera, 2007, pág. 91). Ante este problema Menter propuso la versión mixta  **$\kappa$ - $\omega$  SST** que integra las ventajas de ambos enfoques de solución mediante una función de mezcla.

Las ecuaciones del modelo  **$\kappa$ - $\epsilon$  Estándar** se obtienen después de realizar algunas aproximaciones y supuestos sobre las ecuaciones de transporte de los parámetros  $\kappa$  y  $\epsilon$  promediadas en el tiempo, tal como Launder & Spalding (1974) proponen:

$$\begin{aligned} \frac{\partial k}{\partial t} + \langle u_i \rangle \frac{\partial k}{\partial x_i} &= \nu_t S_{ij} \frac{\partial \langle u_i \rangle}{\partial x_j} - \epsilon + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \\ \frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \langle u_i \rangle \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} &= C_1 \nu_t \frac{\epsilon}{k} S_{ij} \frac{\partial \langle u_i \rangle}{\partial x_j} - C_2 \frac{\epsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] \end{aligned} \quad (4.3)$$

$$v_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

$$C_\mu = 0.09 ; C_1 = 1.44 ; C_2 = 1.92 ; \sigma_k = 1.0 ; \sigma_\varepsilon = 1.3$$

Donde  $S_{ij}$  es un término que, en la teoría de la elasticidad, representa a la deformación de corte, y se calcula según:

$$S_{ij} = \frac{\partial \langle u_i \rangle}{\partial x_j} + \frac{\partial \langle u_j \rangle}{\partial x_i} \quad (4.4)$$

El modelo  $\kappa$ - $\omega$  **SST** también tiene algunas variantes (NASA, 2015). OpenFOAM implementa la versión de Menter, Kuntz & Langtry (2003) que, en su forma incompresible, aplicable cuando se modela flujo de líquidos como el agua o agua con baja carga de sedimentos, se expresa de la siguiente manera:

$$\begin{aligned} \frac{\partial k}{\partial t} + \langle u_i \rangle \frac{\partial k}{\partial x_i} &= P_k - \beta^* k \omega + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ (v + \sigma_k v_t) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] \\ \frac{\partial \omega}{\partial t} + \langle u_i \rangle \frac{\partial \omega}{\partial x_i} &= \frac{\gamma}{v_t} P - \beta \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ (v + \sigma_\omega v_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \right] + (1 - F_1) CD_{k\omega} \\ P_k &= \min \left( 2v_t \cdot S_{ij} \cdot S_{ij} - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \frac{\partial \langle u_i \rangle}{\partial x_j}, 10\beta^* k \omega \right) \\ CD_{k\omega} &= \max \left( 2\sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-10} \right) \end{aligned} \quad (4.5)$$

El factor  $F_1$  se introduce como un parámetro de mezcla entre los modelos  $\kappa$ - $\varepsilon$  y  $\kappa$ - $\omega$ , por lo que se le denomina "Factor de mezcla". Este último, junto con la viscosidad cinemática turbulenta  $v_t$  dependen de la distancia a la pared  $d$  según:

$$\begin{aligned} F &= \tanh(\xi^4) ; \xi = \min \left[ \max \left( \frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega d}, \frac{500v}{d^2 \omega} \right), \frac{4\sigma_{\omega 2} k}{CD_{k\omega} d^2} \right] \\ v_t &= \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, F_2 S)} ; F_2 = \tanh \left\{ \left[ \max \left( \frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \omega d}, \frac{500v}{d^2 \omega} \right) \right]^2 \right\} \end{aligned} \quad (4.6)$$

Donde  $S = \sqrt{2 \cdot S_{ij} \cdot S_{ij}}$ . Además, las constantes se afectan por el factor de mezcla según:

$$\lambda = \lambda_1 F + \lambda_2 (1 - F) \begin{cases} \sigma_{k1} = 0.85 ; \sigma_{k2} = 1 \\ \sigma_{\omega 1} = 0.5 ; \sigma_{\omega 2} = 0.856 \\ \beta_1 = 0.075 ; \beta_2 = 0.0828 \\ \gamma_1 = 5/9 ; \gamma_2 = 0.44 \\ \beta^* = 0.09 ; a_1 = 0.31 \end{cases} \quad (4.7)$$

### 4.3. CONSTRUCCIÓN DE LA MALLA

El proceso de construcción de malla puede tomar gran parte de la construcción del modelo numérico, en especial cuando se trata geometrías complejas. El paso previo al mallado es la selección del tipo de malla. Algunos modelos consideran la implementación de mallas dinámicas que permitan modelar la superficie libre, sin embargo, ya se ha mencionado el método de identificación de la interfase a emplear, por lo que en este estudio se trabaja con una malla estática.

Las mallas no estructuradas tienen la característica de adaptarse mejor a distintos tipos de geometría. No obstante, para modelar flujos multifase, es adecuado emplear mallas estructuradas que mantengan una de sus direcciones paralelas a la dirección del flujo (Bayón, 2017) y este tipo es el que se utiliza en el presente estudio.

Cuando el nivel de complejidad de la geometría es relativamente común (sigue formas geométricas básicas) OpenFOAM ofrece la aplicación ► blockMesh. Para geometrías más complejas es adecuado seguir la secuencia de pasos listados en la Tabla 5.

Tabla 5. Pasos para la construcción de la malla en OpenFOAM.

Paso	Fase	Aplicación (►)
1	Malla base	blockMesh
2	Superficies especiales*	surfaceFeatureExtract
3	Corte y refinamiento	snappyHexMesh
4	Evaluación	checkMesh

(\*) Este paso opcional requiere emplear programas CAD externos a OpenFOAM

En OpenFOAM, la implementación de los procesos se realiza siempre manteniendo una estructura en el orden de los archivos como se muestra en la Figura 18.

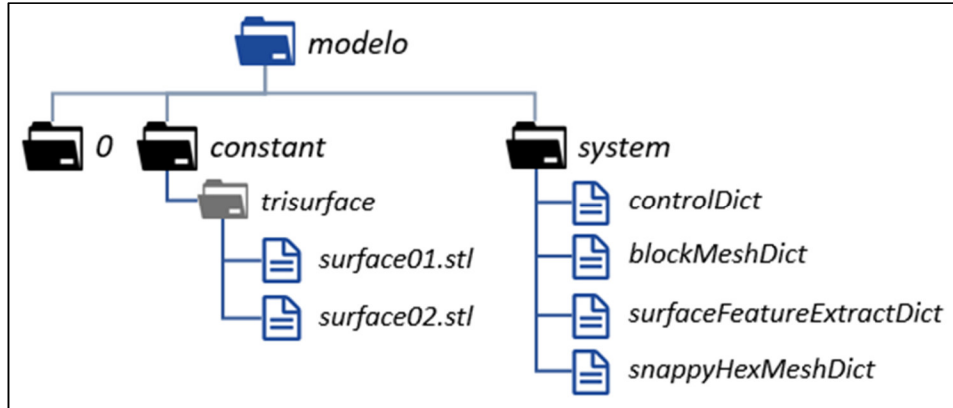


Figura 18. Estructura de archivos para el mallado con OpenFOAM.

Para el proceso de mallado, la carpeta `constant` almacena la información de las superficies en formato de malla triangular y la malla base desde que se genera. La carpeta `system`, por otro lado, almacena los archivos relacionados a la configuración del proceso. Por ejemplo, mientras el archivo `blockMeshDict` especifica las características de la malla base, `surfaceFeatureExtractDict` establece ángulos para determinar las aristas agudas de las superficies. En el caso del archivo `controlDict`, solo es necesario especificar el tiempo inicial, lo que indica que la información se lee desde la carpeta `0`, la misma que debe estar vacía, y solo las carpetas de los instantes de tiempo posteriores almacenan las nuevas mallas generadas.

#### 4.3.1. Arquitectura del mallado

De acuerdo con el esquema de la Figura 16, el primer paso en la construcción de la malla es la definición del dominio de la simulación, lo cual consiste en delimitar las zonas de estudio y el alcance de las condiciones de borde (ver Figura 19).

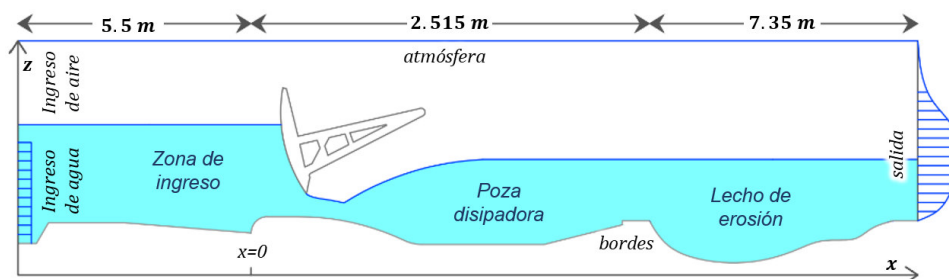


Figura 19. Dominio espacial del modelo numérico.

En el estudio de las pozas disipadoras, investigaciones como la de Bayón (2015) establecen una condición de ingreso supercrítica simulando la entrada a través de una compuerta, no obstante, en el presente estudio, se ha adoptado una zona de aproximación (o ingreso) por dos propósitos: el primero es estudiar el efecto del modelo numérico en la descarga a través de la compuerta, y el segundo es entregar hacia la poza disipadora un campo de velocidades más reales que la distribución uniforme usualmente empleada. Cabe mencionar que, en caso de compuerta sumergida, al emplear esta alternativa existe el riesgo de que el impacto de las ondas cinemáticas hacia la pared de la compuerta genere olas no deseadas en la zona de ingreso.

La siguiente zona es la poza disipadora propiamente dicha. Debido a que el salto hidráulico es un fenómeno donde se produce una alta mezcla de fases agua-aire, se consideró mayor refinamiento de celdas en esta zona. Es en esta zona donde se intenta estudiar la disipación de energía. Inmediatamente aguas abajo se encuentra la zona de erosión, donde también se analizaron los campos de velocidades. Por último, todo el dominio es una composición de las fases agua y aire.

En este acápite es oportuno describir el funcionamiento de SnappyHexMesh, una aplicación de OpenFOAM, que permite cortar una malla base con relación a una superficie (o varias) mediante el refinamiento en las cercanías dicha superficie para adaptarse a su forma. Al emplear esta aplicación es importante determinar qué contornos serán establecidos desde la malla base y cuáles serán añadidos por medio del refinamiento de snappyHexMesh (ver Figura 20).

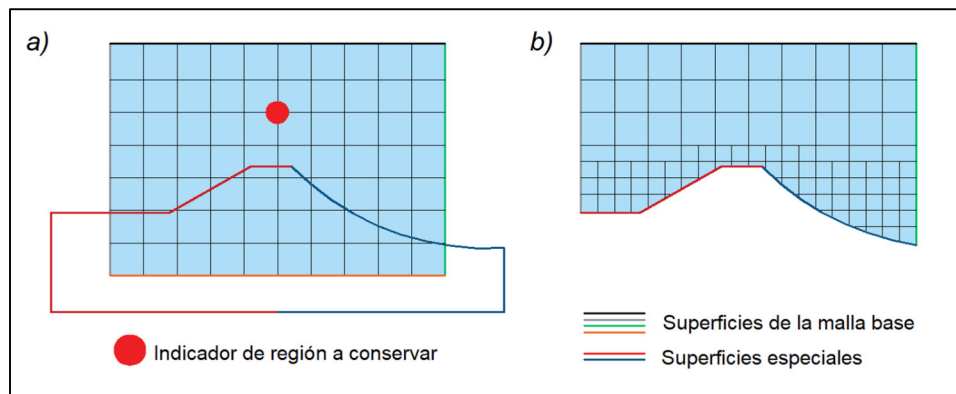


Figura 20. Malla base (a) y resultado final (b) con snappyHexMesh.

### 4.3.2. Malla base

Este paso se consigue por medio de la aplicación ►*blockMesh*. Aunque OpenFOAM ofrece alternativas para crear un mallado con celdas de distintas formas, el más comúnmente empleado es una malla estructurada con celdas de forma hexaédrica. La malla base consideró los siguientes contornos:

- atmosphere (atmósfera)
- inletWater (ingreso de agua)
- inletAir (ingreso de aire)
- outlet (salida)
- walls (paredes)
- leftSide/rightSide (planos laterales de simetría)

La Figura 21 muestra la distribución de la malla base, que se adapta a la forma del modelo físico a escala real.

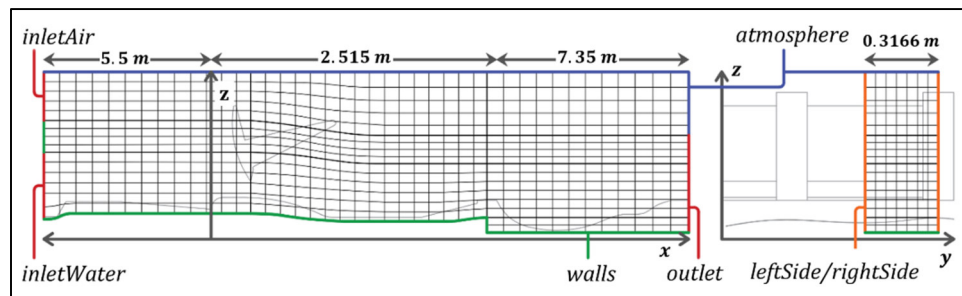


Figura 21. Esquema de malla base con *blockMesh* (OpenFOAM).

La malla base tiene una longitud de 12.4 m, un ancho de 0.3166 m que equivale a la mitad de una compuerta, y una altura de 0.72 m que comprende las fases líquida y sólida. Para la zona de erosión, se incorporó un bloque adicional.

Un aspecto importante a tener en cuenta es el nivel de refinamiento de la malla base. A pesar de que ►*snappyHexMesh* refina las celdas cercanas a algunos contornos, aquellas que se encuentran lejos de las paredes permanecen con el nivel de refinamiento original de la malla base. Este nivel depende del tipo de flujo a modelar se puede ver limitado por los recursos computacionales y por el tamaño mínimo de celda, en caso de emplear modelos de turbulencia que usan funciones de pared del tipo Alto Reynolds.

El tamaño promedio de las celdas se puede estimar como:

$$\Delta x = \frac{L}{N} = \frac{\text{Longitud del dominio}}{\text{Número de divisiones}} \quad (4.8)$$

Para la malla base del modelo se tiene en promedio:

$$\Delta x = \frac{13}{450} = 0.028 \text{ m}; \Delta y = \frac{0.3166}{19} = 0.0167 \text{ m}; \Delta z = \frac{0.72}{54} = 0.0133 \text{ m}$$

#### 4.3.3. Superficies especiales

Con ayuda de programas de cómputo CAD se puede modelar las estructuras y exportarlos a formatos de superficie. También la batimetría de un prototipo o modelo se puede incorporar en formato de superficie. Es importante que todas las superficies a incorporar en el procedimiento representen juntas una superficie cerrada y sin traslapes. Finalmente, OpenFOAM incorpora un procedimiento para informar a ► *snappyHexMesh* los bordes específicos de la superficie con terminaciones angulosas que requieren mayor nivel de refinamiento. Este paso se consigue mediante la aplicación ► *surfaceFeatureExtract*.

Las superficies especiales del modelo son:

- Lecho de ingreso: inletBed.stl
- Poza disipadora: basin.stl
- Muros del barraje: gateWall.stl
- Compuerta del barraje: gate.stl
- Lecho de salida: outletBed.stl

La Figura 22 muestra las superficies de la poza disipadora (gris), el muro y la compuerta del barraje (verde), y del lecho de ingreso y de salida (naranja). El conjunto debe representar una superficie cerrada y sin traslapes. En este caso, la región encerrada por dichas superficies fue la que se descartó de la malla.

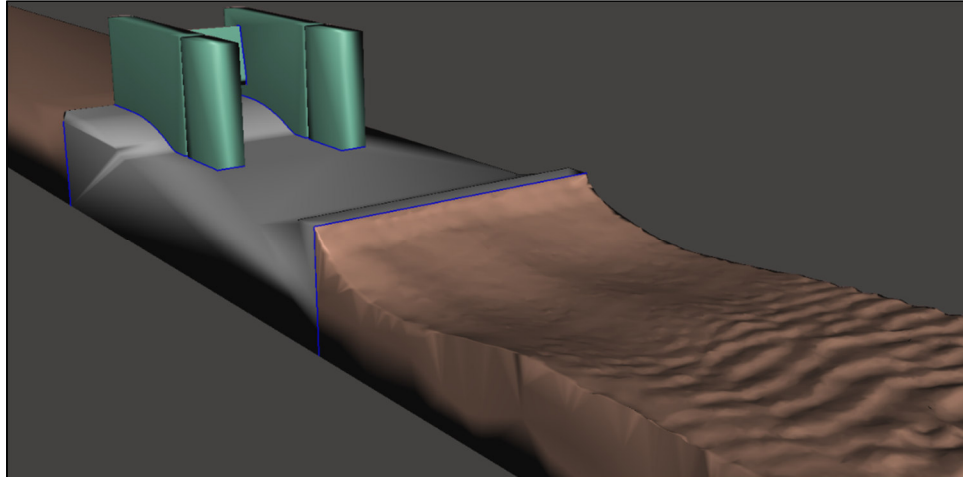


Figura 22. Superficies especiales en formato STL.

Vista en MeshMixer.

Todas las superficies deben encontrarse dentro de la carpeta `└ trisurface`. Para cada superficie se crea un subdiccionario dentro del archivo `□ surfaceFeatureExtractDict` de la siguiente forma:

```
inletBed.stl {  
    extractionMethod    extractFromSurface;  
    extractFromSurfaceCoeffs {includedAngle 90;}  
}
```

Código 1. Definición de aristas en `surfaceFeatureExtractDict`.

Para realizar simulaciones con distintos caudales, el procedimiento se repitió cambiando las superficies de la compuerta del barraje y el lecho de salida.

#### 4.3.4. Corte y refinamiento

Este paso se consigue mediante la aplicación `▶ snappyHexMesh`. En el subdiccionario `□ geometry` se coloca el nombre de las superficies especiales y otras regiones a considerar. Sobre la malla base se aplicaron 3 niveles de refinamiento (ver Figura 23):

- El nivel 0 indica que el tamaño de celda es idéntico al original, el mismo que se aplicó principalmente en la zona de ingreso y el lecho de erosión.
- El nivel 2 se aplicó a la zona del salto hidráulico, e indica que las todas las aristas de las celdas se han dividido en 4 partes.
- El nivel 1 cubrió la transición entre las dos regiones anteriores.
- El nivel 3 se aplicó a los bordes de la malla con características de pared.



Entre los niveles de refinamiento se generaron celdas en forma prismática y octaédrica que garantizan una transición adecuada de tamaños, y que son permitidas por el Método de Volúmenes Finitos.

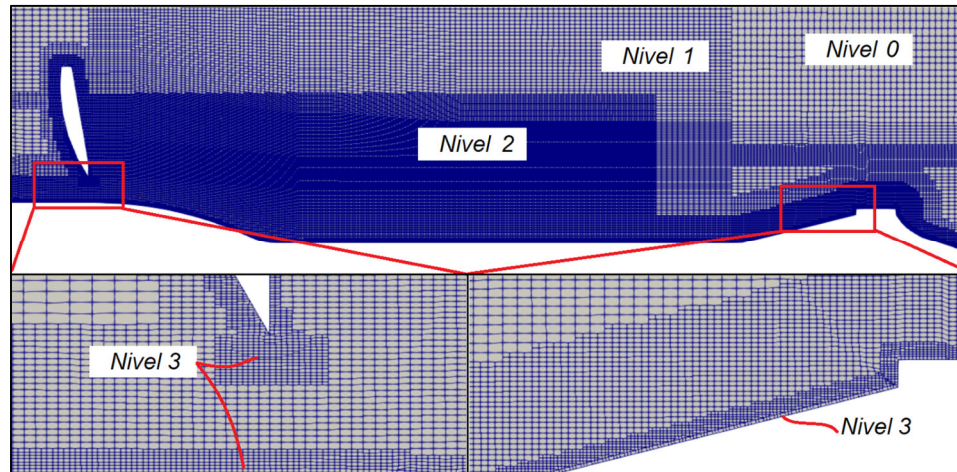


Figura 23. Niveles de refinamiento en la malla N° 2.

Los parámetros de refinamiento en regiones y superficies se especifican dentro del subdiccionario `castellatedMeshControls` (Código 2).

```

maxGlobalCells 8700000;

...
refinementSurfaces { //bordes
    basin { level (2 3); patchInfo {type wall;}}
    outletBed { level (2 3); patchInfo {type wall;}}
    ...
}
refinementRegions {
    basin {
        mode distance;
        levels ( (0.01 3) (0.075 2) (0.13 1));
    }
    outletBed {
        mode distance;
        levels ( (0.014 3) (0.045 2) (0.07 1));
    }
    ...
}

locationInMesh (8 0.88 2.9); // Escoge zona de malla a conservar

```

Código 2. Parámetros de refinamiento en `snappyHexMesh`.

Algunos estudios sobre el salto hidráulico incluyen un análisis de sensibilidad de malla para determinar el tamaño de celda apropiado; sin embargo, dicho análisis no forma parte del presente trabajo. En cambio, se ha tomado como referencia otras investigaciones para identificar un tamaño de celda adecuado. En la Tabla 6 se presenta el tamaño de celda por debajo del cual, bajo el criterio de los respectivos autores, no se genera mayor impacto en los resultados. Este parámetro varía según el tamaño del salto, sin embargo, al compararse con el tirante de salida aguas abajo  $y_2$  se encontró que la relación adimensional  $y_2/\Delta x$  se ubica entre 30 y 50, donde un mayor valor corresponde a mallas más finas en términos relativos.

Tabla 6. Selección de tamaño de celda en la zona del salto hidráulico.

Autor	Álvarez (2013)	Bayón et al. (2016)	Bayón et al. (2015)	Velioglu et al. (2015)	Macián et al. (2019)
$y_2$	0.6	0.12	4	0.24	9.5
$\Delta x$	0.025	0.003	0.103	0.005	0.18
$y_2/\Delta x$	24	40	39	48	53

En el presente estudio, para la malla N° 2, por ejemplo, se trabajó con  $\Delta z \approx \Delta y \approx 0.0033 \text{ m}$  y  $y_2 = 0.148 \text{ m}$ , lo que resultó en  $y_2/\Delta z \approx 45$ . De manera similar, esta relación se calculó en 42 y 53 para las mallas N° 1 y 3 respectivamente. En la dirección longitudinal, se trabajó con  $\Delta x \approx 1.8\Delta z$ . Finalmente se verificó el tamaño de discretización de la malla con los resultados del modelo físico.

► *snappyHexMesh* también incorpora un procedimiento para agregar capas paralelas a las superficies con la finalidad de mejorar el desempeño del mallado en el subdiccionario `addLayersControls`.

```
addLayersControls {
    relativeSizes false; // "no" for fixed sizes in meters.
    layers {
        basin1 { nSurfaceLayers 1 ;}
    }
    expansionRatio 1.2;
    finalLayerThickness 0.0017; // 0.4 for yes;
    minThickness 0.0013; // 0.01 for yes;
    ...
}
```

Código 3. Parámetros de adición de capas con *snappyHexMesh*.

Las mallas empleadas se refinaron con capas en la superficie de la poza disipadora para las mallas N° 1 y 2, no obstante, la adición de capas en la malla N° 3 generó problemas de calidad, por lo que no se emplearon capas para ese escenario (ver Figura 24).

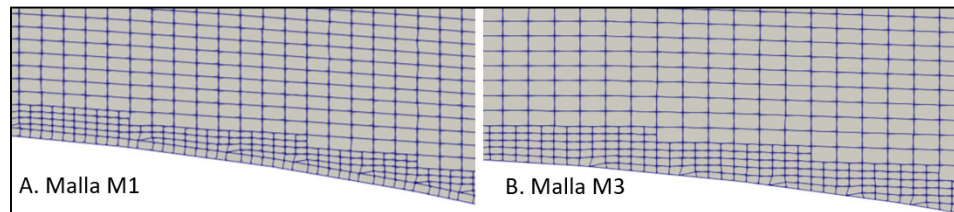


Figura 24. Malla con capa (A) y sin capa (B) a partir de snappyHexMesh.

La malla final se ubica dentro de la última carpeta de tiempo generada, en una carpeta llamada `_polyMesh`.

#### 4.3.5. Evaluación

Una inspección visual permite realizar una verificación inicial del desempeño del refinamiento local de la malla. La Figura 23 muestra una vista en corte de la zona del salto hidráulico. La Figura 25, por otro lado, muestra una vista del mallado de las superficies de la compuerta y la pared de compuerta (A) y una vista en perspectiva de la zona de erosión (B). Se puede apreciar un mallado sin problemas, con distintos niveles de refinamiento.

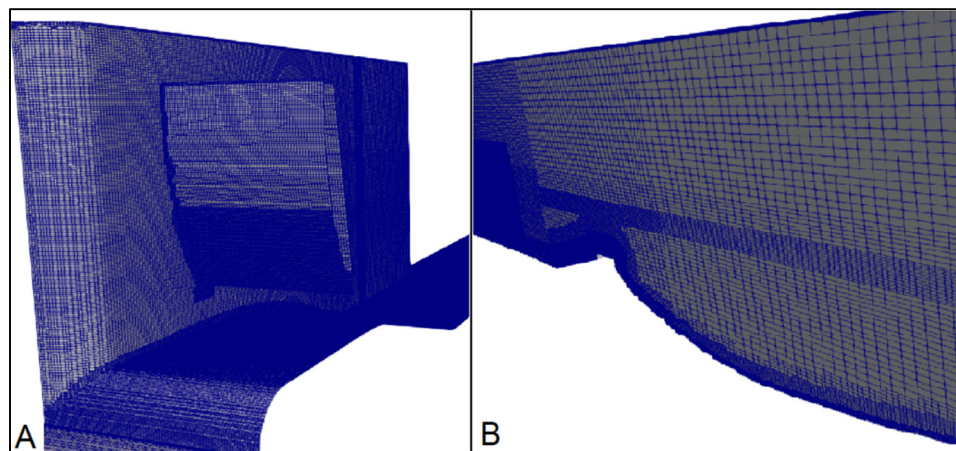


Figura 25. Malla final de snappyHexMesh para el ensayo N° 2.

Vista en ParaView.

La Tabla 7 muestra el resumen de los parámetros de discretización de malla, entre ellos, el número total de celdas  $N$  obtenidos con la aplicación `►checkMesh`; y los tamaños de celdas adimensionales (+), que se han

calculado a partir de la velocidad de corte de ingreso y la viscosidad cinemática (ver Tabla 3). El número de celdas bordea los 6 millones, mientras que los tamaños de celda adimensional dan cuenta de la heterogeneidad de la grilla producto de la aplicación de 3 niveles de refinamiento.

Tabla 7. Resultados de la discretización de malla.

Identificador	N1	N2	N3
N	$5.65 \cdot 10^6$	$6.85 \cdot 10^6$	$6.49 \cdot 10^6$
$\Delta x+$	10 - 353	12 - 451	16 - 570
$\Delta y+$	9 - 172	13 - 213	33 - 277
$\Delta z+$	7 - 222	10 - 288	13 - 388

(\*) Tamaño de celda adimensional  $\Delta x+ = u^* \Delta x / \nu$

Al finalizar el mallado, se debe evaluar los parámetros de calidad de la malla. Esto se puede conseguir mediante la aplicación ► *checkMesh*. Entre los indicadores más importantes se encuentran (Cardiff, 2018):

- No-ortogonalidad: Es el ángulo  $\alpha$  entre el vector de superficie de la cara  $\hat{s}$ , y el vector que une los centros de las celdas  $\hat{d}$ .

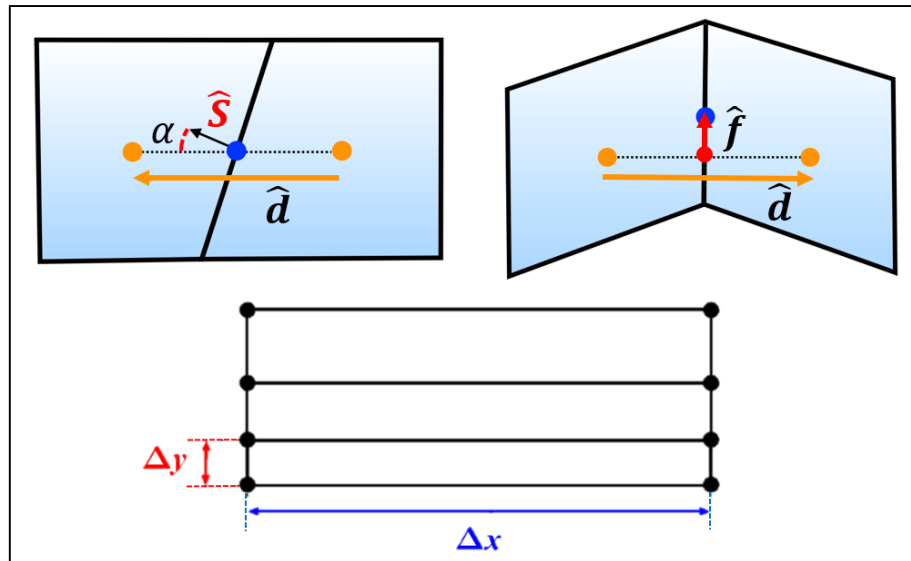


Figura 26. Variables para determinar los indicadores de calidad de malla.

Cardiff (2018), Adaptado

- Oblicuidad ( $S_k$ ): Es la distancia entre el punto donde el vector que une los centros de las celdas intersecta la cara en común y el centro de dicha cara. OpenFOAM normaliza este parámetro dividiendo este vector sobre la distancia entre los centros.

$$S_k = \frac{\|\hat{f}\|}{\|\hat{d}\|} \quad (4.9)$$

- Relación de Aspecto (A): Es la relación entre la longitud más larga y más corta. Idealmente este valor es igual a 1, pero se al emplear capas en las paredes se suele trabajar con celdas con aspecto mayores a 100.

El resultado de la evaluación de los indicadores de calidad para las tres simulaciones se presenta en la Tabla 8.

Tabla 8. Resultados de calidad de malla.

Parámetro de calidad	N° Simulación			Valor máximo admisible*
	N1	N2	N3	
Relación de Aspecto (A)	11.6	9.71	9.72	-
No-ortogonalidad ( $\alpha$ )	69.8	69.9	59.6	70
Oblicuidad ( $S_k$ )	3.67	3.78	2.16	4

(\*) Valores aceptables en OpenFOAM 2.4

Generalmente, un mallado correcto depende de la uniformidad de la malla base y de establecer niveles de refinamiento de acuerdo con las irregularidades de las superficies. Si se presentan muchos errores de mallado, se debe regresar a los puntos mencionados y mejorar los parámetros empleados o mejorar la malla base.

#### 4.4. PREPROCESO

OpenFOAM, en la versión 2.4, implementa los modelos de turbulencia  $\kappa$ - $\epsilon$  Estándar y  $\kappa$ - $\omega$  SST en el solucionador multifase ► **interFoam** por medio del algoritmo PIMPLE. Para construir el modelo numérico se deben completar los archivos de datos manteniendo la estructura mostrada en la Figura 27.

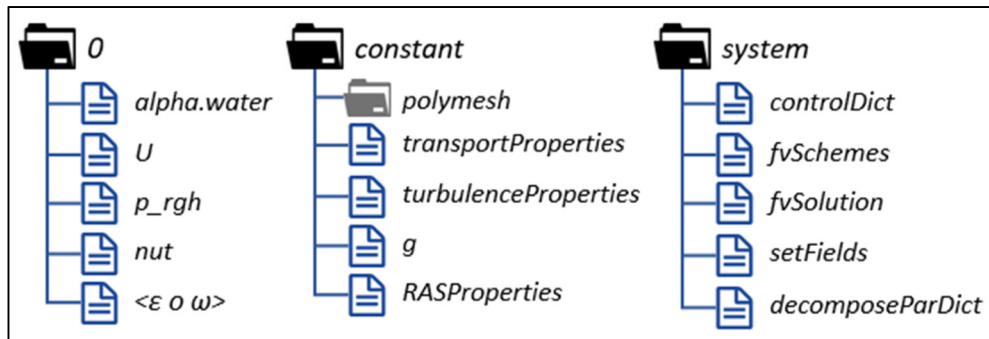


Figura 27. Estructura de archivos para la simulación numérica.

Cabe resaltar que la carpeta de archivos *polymesh* es el resultado del proceso de mallado. A continuación, se explica el procedimiento para construir el modelo en OpenFOAM.

#### 4.4.1. Parámetros físicos y matemáticos

Los archivos que contienen los parámetros físicos y matemáticos se encuentran en la carpeta `L.constant`. Estos son:

- a) *transportProperties*: contiene los parámetros como la viscosidad y la densidad de los fluidos del modelo.
- b) *g*: contiene el valor de la gravedad expresada como una cantidad vectorial en la dirección del eje que el usuario haya establecido.
- c) *turbulenceProperties*: especifica la categoría de la simulación. En este caso corresponde *RASModel*.
- d) *RASProperties*: especifica el modelo de turbulencia, que puede ser *KEpsilon* ( $\kappa\text{-}\epsilon$ ), *KOmegaSST* ( $\kappa\text{-}\omega$ ); y permite modificar los coeficientes del modelo. En este caso se utilizaron con los coeficientes originales.

#### 4.4.2. Configuración del tiempo

A diferencia de los modelos numéricos de flujo estacionario, donde la solución final se logra luego de sucesivas iteraciones; al simular flujos transitorios (no estacionarios) es de crucial importancia definir correctamente la extensión temporal de la simulación. Para determinar la convergencia de flujos como los que ocurren en un salto hidráulico, es suficiente alcanzar un estado cuasi-periódico donde las cantidades medias se mantengan en equilibrio (ver detalle en Tabla 9).

Tabla 9. Convergencia en modelos numéricos de flujo transitorio.

Característica	Convergencia numérica	Convergencia física
<b>Parámetro base</b>	Número de iteraciones (en cada instante de tiempo)	Tiempo de simulación
<b>Criterio de verificación</b>	Errores residuales decrecen con cada iteración	Indicador general de flujo alcanza un patrón periódico de media constante

La simulación numérica se dividió en dos etapas: una etapa de convergencia física y otra etapa de análisis de datos. La primera tuvo como objeto estabilizar los caudales y niveles de entrada y salida; y la segunda, generar resultados. El tiempo total que comprenden ambas etapas es el tiempo total de la simulación.



Para determinar el intervalo de tiempo de la simulación, se debe tener en cuenta también el número de Courant, que se define como:

$$C_o = U \frac{\Delta t}{\Delta x} \quad (4.10)$$

Donde  $U$  es la velocidad en la celda,  $\Delta x$  es la distancia entre celdas y  $\Delta t$  es el intervalo de tiempo. En general, por razones de estabilidad, el número de Courant se debe mantener por debajo de 1 (Holzmann, 2017). Asumiendo que la velocidad aproximada dentro de la poza es 1 m/s y que la celda más pequeña es de 0.002 m se tiene que:

$$\Delta t \ll \frac{\Delta x}{U} = 0.002 \text{ seg}$$

por lo que se tomó el valor de  $\Delta t = 0.00125$ .

Las simulaciones de flujos altamente turbulentos como el salto hidráulico podrían presentar fluctuaciones repentinas, lo que a su vez generaría picos no deseados en el número de Courant ( $C_o > 10$ ) si se ha seleccionado un  $\Delta t$  apenas suficiente para satisfacer la condición de Courant. Para evitar este problema, una de las soluciones es trabajar con intervalos muy pequeños de manera que se cumpla en promedio  $C_o = 0.2$ . No obstante, con propósito de ahorrar tiempo de simulación, OpenFOAM dispone de la opción de intervalo de tiempo ajustable en función de límites para el número de Courant clásico ( $maxCo$ ) y el número de Courant en la interfase ( $maxAlphaCo$ ). Este último se refiere al número de Courant calculado en base a sub-ciclos internos de iteración para la fracción de fluido. Lo mencionado anteriormente se configura en el directorio `controlDict` como se muestra en el Código 4.

```
...  
writeControl adjustableRunTime;  
adjustTimeStep yes;  
maxCo 2.5;  
maxAlphaCo 1.5;  
maxDeltaT 0.00125;  
...
```

Código 4. Configuración de tiempo en `controlDict`.

#### 4.4.3. Esquemas de discretización

Los esquemas de discretización determinan cómo los términos derivativos de las ecuaciones se transforman en matrices que el solucionador pueda resolver. Los esquemas de discretización se pueden clasificar según el orden de aproximación, siendo los de primer orden los más estables. No obstante, los esquemas de mayor orden pueden lograr mayor exactitud.

Bayón (2017) realizó un análisis de sensibilidad de los esquemas de discretización para estudiar los flujos aireados y encontró resultados similares entre los esquemas empleados, aunque el esquema *Van Leer Limited* redujo el 30% del tiempo computacional. Para el modelo numérico en estudio se emplean los esquemas recomendados por la plataforma de OpenFOAM en el tutorial `_waterChannel`. Dichos esquemas se especifican en el archivo `fvSchemes`. Los principales son:

- Derivativos de tiempo: se emplea un esquema de Euler, especificado en el subdiccionario `ddtSchemes`.
- Derivativos espaciales: comprende al cálculo de la gradiente (`gradSchemes`), la divergencia (`divSchemes`) y los laplacianos (`laplacianSchemes`). En el Método de Volúmenes Finitos, la discretización requiere del esquema de Gauss que interpola los valores de los centros de las celdas a los centros de las caras (CFD Direct, 2018). Wimshurst (2018) sugiere emplear el esquema Linear. No obstante, para los términos convectivos de U, k,  $\epsilon$  y  $\omega$ , recomienda emplear esquemas *upwind* o *linear upwind*.

#### 4.4.4. Algoritmo de solución

La selección del algoritmo de solución depende básicamente de la clasificación temporal del flujo. Para flujos no permanentes se emplea el algoritmo SIMPLE; en cambio para flujos permanentes se emplea el algoritmo PISO, el cual está sujeto a la restricción del número de Courant. El algoritmo PIMPLE combina las ventajas de los dos anteriores, permitiendo simular con números de Courant elevados (Holzmann, 2017). No obstante, esta característica no se ha empleado, al establecer el parámetro `nOuterCorrectors` con el valor de 1.

En OpenFOAM, los parámetros del algoritmo de solución se establecen en el archivo `fvSolution` dentro del subdiccionario `PIMPLE` de la siguiente manera:



```
PIMPLE {
    momentumPredictor no;
    nCorrectors 2;
    nOuterCorrectors 1;
}
```

Código 5. Configuración de algoritmo PIMPLE en fvSolution.

#### 4.4.5. Condiciones iniciales

En el caso de flujos semipermanentes se puede conseguir un estado inicial aproximado, asumiendo velocidad uniforme en determinadas regiones (ver Figura 28). Para los niveles de agua, se asume un nivel general en la entrada, y otro en la salida, que corresponden a los datos experimentales.

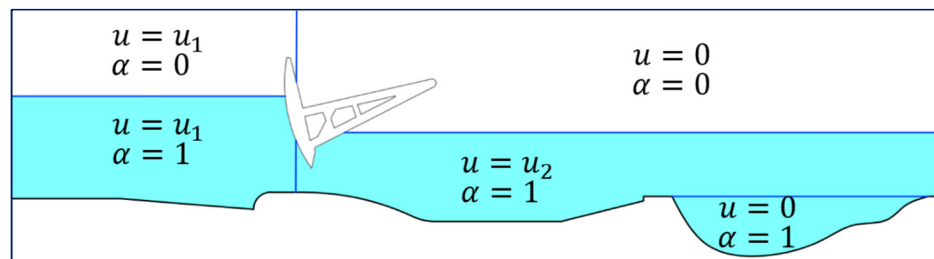


Figura 28. Esquema de las condiciones iniciales para  $\alpha$  y  $U$ .

Para la estimación de los valores iniciales de  $k$ ,  $\varepsilon$  y  $\omega$  se emplean distintos criterios (CFD Online). La energía cinética turbulenta puede estimarse según las expresiones planteadas por Russo & Basse (2016) en relación con la intensidad turbulenta  $I_k$ :

$$I_k = \frac{u_{rsm}}{U}; u_{rsm} = \sqrt{\frac{2}{3}k} \quad (4.11)$$

Despejando la energía cinética turbulenta se obtiene:

$$k = \frac{3}{2}(UI_k)^2 \quad (4.12)$$

Donde  $U$  es la velocidad del flujo,  $I_k$  es la intensidad turbulenta, la cual puede tomar valores de aproximadamente 15 % en flujos turbulentos. En el presente estudio se cuenta información experimental de la intensidad turbulenta y energía cinética turbulenta.

La estimación de los valores de  $\varepsilon$  y  $\omega$  se basa en la hipótesis de la escala de longitud turbulenta “ $\ell$ ”, que sirvió de base para plantear los modelos  $\kappa$ - $\varepsilon$  y  $\kappa$ - $\omega$ . Launder & Spalding (1974) establecieron que:

$$v_t = C_\mu k^{1/2} \ell \quad (4.13)$$

Donde  $C_\mu$  es una constante con valor de 0.09. De las relaciones previas entre  $\varepsilon$  y  $\omega$  se puede establecer:

$$\varepsilon = C_\mu^{3/4} \frac{k^{3/2}}{\ell}; \quad \omega = C_\mu^{-1/4} \frac{\sqrt{k}}{\ell} \quad (4.14)$$

Rodi (1980) recomienda estimar la escala de longitud turbulenta como una fracción de la longitud característica del fenómeno. En el caso de canales abiertos, el autor establece una expresión de hasta el 14 % del ancho del canal. En el presente estudio se tomó como valor referencial para la escala de longitud turbulenta el 5 % del ancho de la compuerta.

Las condiciones iniciales se configuran dentro de la carpeta  $\perp 0$ , individualmente para cada variable. Las condiciones iniciales para cada caudal ensayado se calcularon según las expresiones anteriores, de lo cual se obtiene la tabla:

Tabla 10. Valores iniciales para las variables del modelo numérico.

N	$Q_n^*$ m <sup>3</sup> /s	$I_k$ (-)	$y$ m	$u_1$ m/s	$u_2$ m/s	$k_0$ m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup>	$\varepsilon_0$ m <sup>2</sup> /s <sup>3</sup>	$\omega_0$ s <sup>-1</sup>
1	0.01759	0.15	0.1234	0.174	0.450	0.0002	$1.86 \cdot 10^{-5}$	1.033
2	0.02461	0.15	0.1479	0.243	0.526	0.0005	$1.6 \cdot 10^{-5}$	1.633
3	0.03154	0.27	0.1864	0.311	0.534	0.0010	$2.08 \cdot 10^{-5}$	2.309

\* $Q_n$  se calculó dividiendo sobre 6 el caudal físico  $Q_f$

\*\*Para todas las simulaciones:  $\alpha_0 = 0, u_0 = 0, v_{t0} = 0$

\*\*\*Todas las cantidades se expresan en unidades del SI

Habiendo completado los archivos del folder  $\perp 0$ , se tiene un dominio con valores iniciales uniformes. Para generar la condición inicial propuesta se utiliza la aplicación ► *setFields* de OpenFOAM, En este archivo se crean las regiones tipo “caja” asignándoles los valores específicos en esa región. Por ejemplo, para el ensayo N° 2:

```
regions (
    boxToCell {
```

```
box (4.2 0.25 2.3) (10.4 1 3.05333);  
fieldValues (  
    volScalarFieldValue alpha.water 1  
    volVectorFieldValue U (0.1736 0 0) // u1  
);  
}
```

Código 6. Condiciones iniciales en *setFieldsDict*.

#### 4.4.6. Condiciones de borde

Las condiciones de borde se especifican según:

- a) Dirichlet: *fixedValue* o *volumetricFlowRate*. El valor especificado es un valor constante durante la simulación.
- b) Von Newman: *zeroGradient*, *inletOutlet* o *pressureInletOutletVelocity*. Se especifica la gradiente del campo en la dirección perpendicular. El valor especificado es solo un valor inicial.
- c) Mixta: son condiciones que proporcionan un valor inicial cercano, pero también un valor de gradiente, resultando en una solución intermedia entre las condiciones *Dirichlet* y *Von Newman*.
- d) Funciones especiales: Relativas a las funciones de pared.
- e) Sin restricción: especificados como *calculated*.

Las condiciones de borde se modelan siguiendo la estructura de la Figura 29. En este sentido, las condiciones de ingreso de agua se definen especificando los valores de la velocidad  $u$  y la fracción de fluido  $\alpha$ , mientras que la presión hidrostática sea resuelta por el modelo.

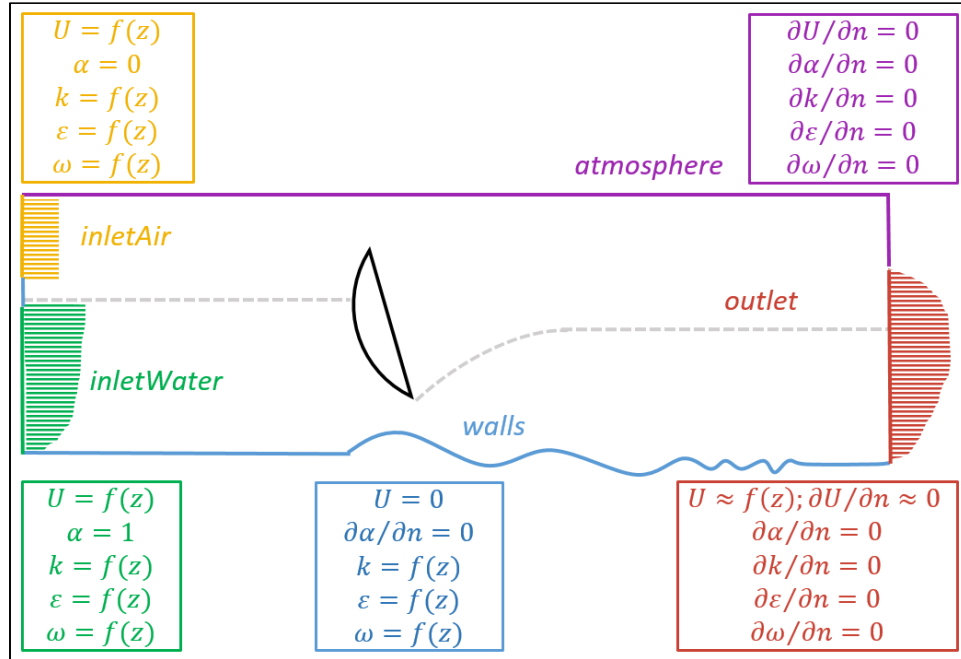


Figura 29. Esquema general de las condiciones de borde del modelo.

Fuente: adaptado de Bayón (2017).

En relación con las condiciones de salida, imponer un tirante fijo genera problemas de estabilidad, por lo que el Bayón (2015) emplea dos condiciones de borde a manera comparativa. La primera consiste en una salida libre con un obstáculo para alcanzar el tirante deseado; mientras que la segunda consiste en delimitar el perfil de velocidad (velocidad fija) y dejar que, por el principio de conservación de masa, el modelo calcule la presión hidrostática (Bayón & López, 2015). Esta última reduce el dominio de computación necesario, y, por lo tanto, la demanda computacional.

No obstante, ambas condiciones presentan desventajas: la condición de salida libre es dependiente de la malla y puede requerir algunas iteraciones para regenerar el obstáculo en la salida; y la segunda, aunque es estable, puede generar gradientes de velocidad elevados en la salida, y además, un rebote de las fluctuaciones del flujo, efecto no deseado cuando se estudia un fenómeno como el salto hidráulico. Por ello, en este texto se propone una condición mixta, que combina las condiciones Dirichlet y Von Newman. La Tabla 11 muestra un resumen comparativo de las condiciones de salida.

Tabla 11. Condiciones de borde para la condición de salida.

Tirante fijo	Velocidad fija	Libre	Mixta (propuesta)
$\partial U / \partial n = 0$	$U = f(z)$	$\partial U / \partial n = 0$	$U \approx f(z); \partial U / \partial n \approx 0$
$\alpha = f(z)$	$\partial \alpha / \partial n = 0$	$\partial \alpha / \partial n = 0$	$\partial \alpha / \partial n = 0$

Las condiciones atmosféricas se establecieron con una gradiente nula para todas las variables, excepto para la presión.

Por último, en las paredes es de suponer una condición de velocidad nula. Sin embargo, cuando se trabaja con solucionadores de Reynolds Alto se requiere la aplicación de las funciones de pared que suplan la falta de resolución de la región viscosa que se genera en la pared. Estas funciones se basan en una ley empírica llamada "ley de pared", que establece una relación universal entre los parámetros adimensionales de la distancia hacia la pared y la velocidad  $y^+$  y  $u^+$ , donde:

$$y^+ = y \frac{u_T}{\nu} \quad (4.15)$$

$$u^+ = \frac{u}{u_T}$$

Ambos parámetros adimensionales se calculan en función a la velocidad de corte, la cual es una medida del esfuerzo cortante en la pared.

$$u_T = \sqrt{\tau_w / \rho} \quad (4.16)$$

Algunos programas CFD, como OpenFOAM, emplean una aproximación de la velocidad de corte en términos de la energía cinética turbulenta.

$$u_T \approx u^* = \sqrt{C_\mu^{1/2} k} \quad (4.17)$$

Esta aproximación permite evitar las iteraciones de cálculo que se requieren con la fórmula inicial (Wimshurst, 2019).

La ley de pared establece tres regiones de comportamiento según el valor de  $y^+$ : una región viscosa cuando  $y^+ < 5$ , una región logarítmica cuando  $y^+ > 30$ ; y una región transitoria cuando  $5 < y^+ < 30$ . Versteeg & Malalasekera (2007) expresan la ley de la región logarítmica según:

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^+) \quad (4.18)$$

A pesar de que las funciones de pared han demostrado representar adecuadamente el flujo en esta región, Salim & Cheah (2009) recomiendan evitar la región de transición cuando se haga uso de las funciones de pared.

La ley de pared universal se modifica por efecto de la microrugosidad de la pared (ANSYS, 2009), y toma la forma:

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^+) - \Delta B \quad (4.19)$$

OpenFOAM implementa la función de pared rugosa al considerar la cantidad  $\Delta B$  como una función de la rugosidad del grano de pared  $K_s$  y de un factor de forma  $C_s$  que toma el valor de 0.5 cuando el tamaño del grano de la pared es uniforme. Dichas ecuaciones de aproximación se pueden encontrar en la guía del usuario online (OpenFOAM, 2006).

Las siguientes tablas muestran un resumen de las condiciones de borde empleadas en el modelo.

Tabla 12. Condiciones de borde en ingreso de agua y aire.

Condición variable	inletWater (agua)		inletAir (aire)	
	tipo	valor	tipo	valor
<b>alpha.water</b>	fixedValue	1	fixedValue	0
<b>U</b>	volumetricFlowRate	$Q$	fixedValue	$u_1$
<b>k</b>	fixedValue	$I_k$	fixedValue	$I_k$
<b>omega</b>	fixedValue	$\omega_0$	fixedValue	$\omega_0$
<b>epsilon</b>	fixedValue	$\varepsilon_0$	fixedValue	$\varepsilon_0$
<b>nut</b>	calculated	0	calculated	0

Tabla 13. Condiciones de borde de salida y atmósfera.

Condición variable	outlet (salida)		atmosphere (atmósfera)	
	tipo	valor	tipo	valor
<b>alpha.water</b>	inletOutlet	1	inletOutlet	0
<b>U</b>	mixta	$u_2$	pressureInletOutletVelocity	0
<b>k</b>	inletOutlet	$k_0$	inletOutlet	$k_0$
<b>omega</b>	inletOutlet	$\omega_0$	inletOutlet	$\omega_0$
<b>epsilon</b>	inletOutlet	$\varepsilon_0$	inletOutlet	$\varepsilon_0$
<b>nut</b>	calculated	0	calculated	0

Para el modelo se emplearon funciones de pared en la superficie de la poza y en el lecho de arena, con valores de  $K_s$  de 0.0001 y 0.00025 respectivamente,

que responden a las irregularidades de la superficie del concreto y el tamaño medio de la arena respectivamente.

Tabla 14. Condiciones de borde en las paredes (walls).

variable	tipo	valor
<b>alpha.water</b>	zeroGradient	-
<b>U</b>	fixedValue	0
<b>k</b>	kqRWallFunction	$k_0$
<b>omega</b>	omegaWallFunction	$\omega_0$
<b>epsilon</b>	epsilonWallFunction	$\epsilon_0$
<b>nut</b>	nutkWallFunction o nutkRoughWallFunction	0

Para el cálculo de la presión, OpenFOAM modela la variable  $p\_rgh$  que se calcula como  $p_{rgh} = p - rgh$ . Para todos los bordes,  $p\_rgh$  es del tipo *fixedFluxPressure*; excepto para la condición atmosférica, que establece una condición de tipo *totalPressure*.

## 4.5. PROCESO

En esta etapa se resuelven las ecuaciones a través de los métodos numéricos, parámetros y algoritmos seleccionados previamente. Para verificar que los mismos son eficaces en resolver el problema, se monitorea la simulación en términos de la convergencia y estabilidad. Luego, para asegurar un uso óptimo de los recursos computacionales, también es clave particionar la simulación y medir el rendimiento computacional.

### 4.5.1. Partición del dominio y lanzamiento

La simulación puede diseñarse para distribuir la carga computacional de solución de las ecuaciones en varios nodos y procesadores al mismo tiempo. Esto reduce en gran medida el tiempo de simulación.

La partición del dominio está implementada en OpenFOAM mediante la aplicación ► *decomposePar*. En el diccionario □ *decomposeParDict* se completan las opciones como el número total de procesadores, y los coeficientes de partición en cada dirección (partición *simple*) o con criterio de orden de malla (partición *scotch*), entre otros métodos.

En este caso el modelo se particionó en 48 procesadores, como se especifica en el Código 7.

```
numberOfSubdomains 48;  
method      scotch; //simple;
```

Código 7. Partición del dominio en `decomposeParDict`.

El lanzamiento del trabajo con la aplicación ► *interFoam* en paralelo se realiza de la mano con la función MPI para habilitar la comunicación entre los nodos durante la ejecución, mediante el comando:

```
mpirun -n 48 interFoam -parallel > Test1.log
```

Código 8. Comando de ejecución de la simulación con `solver interFoam`.

#### 4.5.2. Convergencia y estabilidad numérica

El tiempo de convergencia física depende de las condiciones iniciales y el estado final que se desea alcanzar, en especial cuando el estado final del flujo es periódico. En el estado estable, se debe cumplir que los caudales de ingreso y de salida son iguales en promedio. Considerando que el caudal de ingreso se consideró constante para cada ensayo, se puede establecer que la razón de caudales de salida e ingreso debe converger a la unidad:

$$\frac{Q_{salida}}{Q_{ingreso}} \approx 1 \quad (4.20)$$

La Figura 30 muestra la razón de caudales hasta  $t = 30$  s. Para el presente modelo se ha verificado que los caudales convergen a partir de  $t = 10$  s. No obstante, como se muestra en la Figura 31, los niveles de agua en la salida se estabilizan hacia  $t = 40$  s.



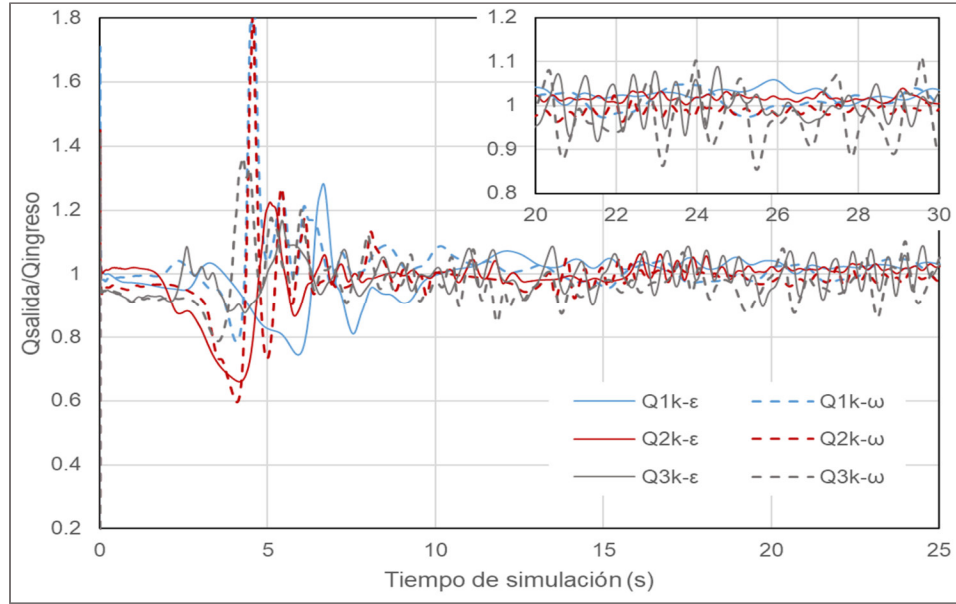


Figura 30. Convergencia de caudales en la salida.

$k-\epsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).

Los niveles de agua en la salida  $y_f$  se estabilizaron con una media dentro del 2 % de error con relación al tirante objetivo  $y_f$  objetivo.

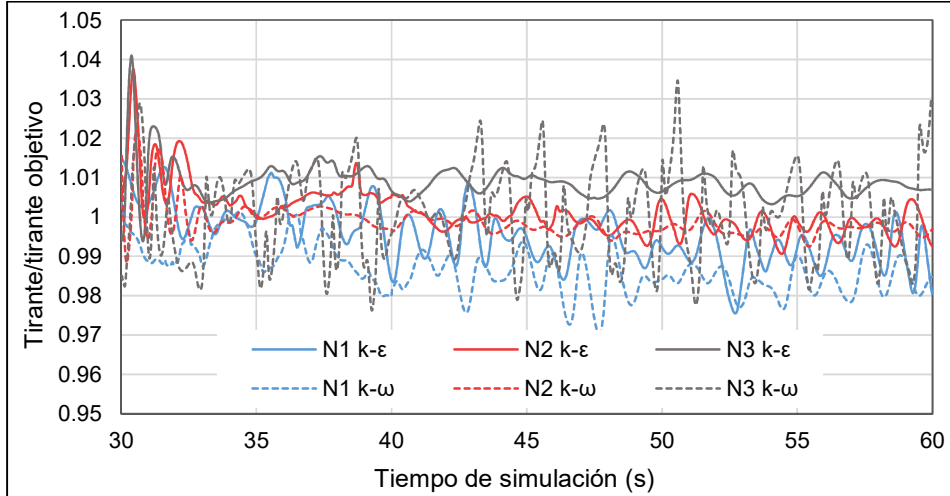


Figura 31. Convergencia de niveles de agua en la salida  $x = 7.10$  m.

$k-\epsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).

La Figura 32 muestra el comportamiento del Número de Courant para los modelos  $k-\epsilon$  y  $k-\omega$ , siendo este último el más inestable. Cabe mencionar respecto a dicha figura que para el intervalo  $t < 40$  se empleó un intervalo de tiempo mayor con propósito de acelerar el cálculo, de ahí que se produzca una

caída en el valor del número de Courant hacia el minuto 40, momento desde el cual se aplicó  $\Delta t < 0.00125$ .

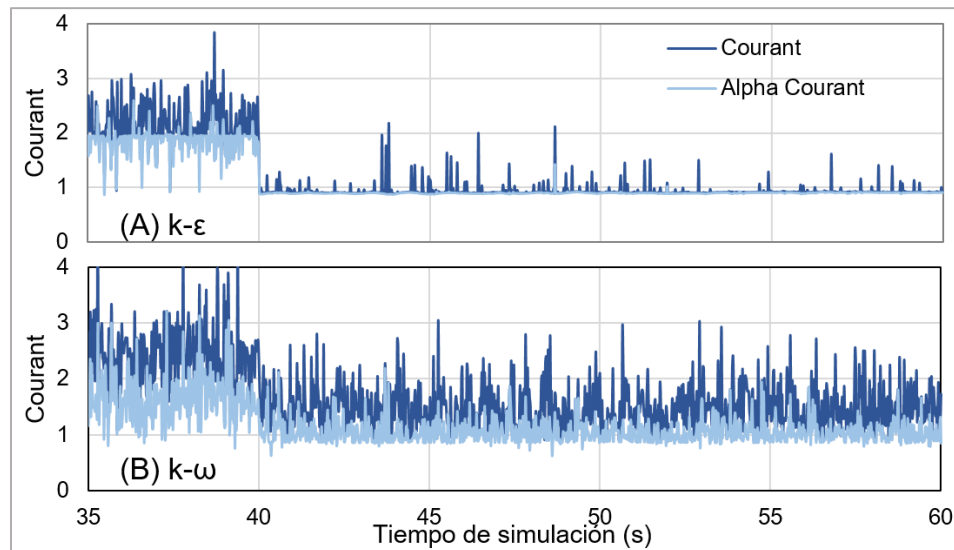


Figura 32. Número de Courant en modelo  $k-\epsilon$  (A) y  $k-\omega$  (B) del ensayo N° 2.

La condición de Courant definida en el acápite 4.4.2 es suficiente para la convergencia, mas no es una condición estrictamente necesaria. La convergencia numérica se puede verificar en OpenFOAM a través de los errores residuales registrados en última iteración para cada instante de tiempo, tal como se presenta en la Figura 33 para las simulaciones con caudal  $Q_c = 49.2$  l/s. Al mantener el Número de Courant cercano al valor de 1, se ha sacrificado precisión para ahorrar tiempo de simulación, considerando que la precisión adicional no cambia significativamente los resultados (ver 4.6.3).

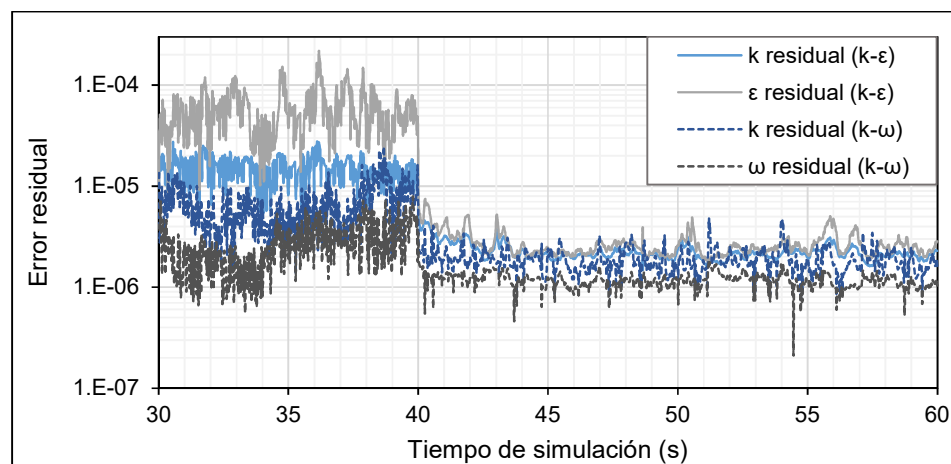


Figura 33. Residuales  $k$ ,  $\epsilon$  y  $\omega$  de la simulación para caudal  $Q_c = 49.2$  l/s.

$k-\varepsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).

Además, se puede considerar que la simulación ha sido estable al comprobar que los errores residuales no crecen con el tiempo. En la Figura 34, por otro lado, se han calculado los residuales medios durante el período estable de las simulaciones realizadas bajo la misma configuración.

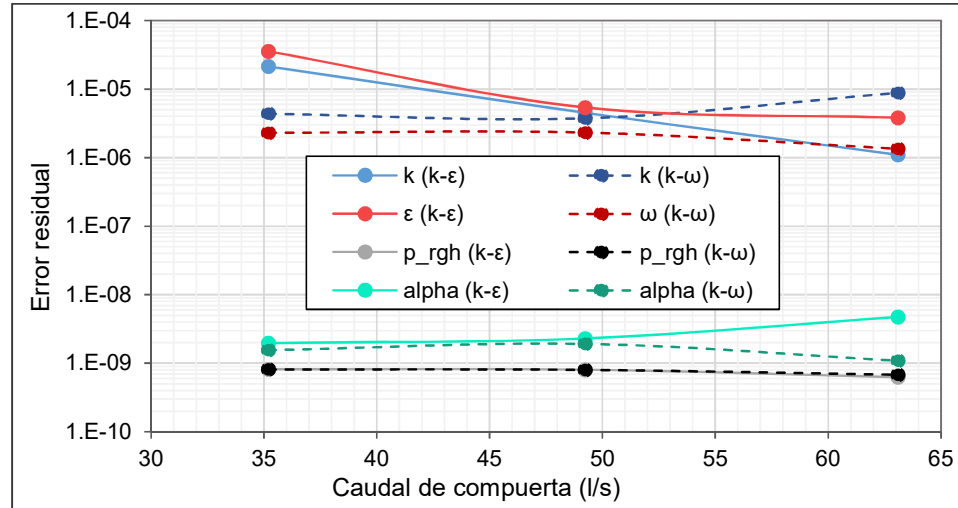


Figura 34. Residuales finales medios para los tres caudales simulados.

En la figura se observa que las variables *alpha* y *p\_rgh* mantienen un error semejante para los tres caudales ensayados, este último incluso, describe el mismo comportamiento tanto en los modelos  $k-\varepsilon$  y  $k-\omega$ . Esto puede ser atribuido a que la ecuación de presión se resuelve dos veces dentro de cada ciclo del algoritmo PISO, mientras que la variable de fracción de fluido también tiene sub-ciclos de cálculo ajustados con el parámetro *alphaSubCycles*. Por otro lado, *k*, *ε* y *ω* mostraron más dependencia del caudal simulado.

#### 4.5.3. Rendimiento computacional

Para evaluar el rendimiento computacional se define el parámetro de *demanda computacional específica* DCE:

$$DCE = \frac{T_c \cdot N_p}{T_s \cdot N_m} \left( \frac{h - proc}{MC_s} \right) \quad (4.21)$$

$T_c$ : Tiempo de cómputo (h)

$N_p$ : Número de procesadores.

$T_s$ : Tiempo simulado (s)

$N_m$ : Número de celdas de la malla (millones)

$h - \text{proc}/\text{MCs}$ : hora-procesador/Millón de celda-segundo

En la Tabla 15 se presentan los parámetros de rendimiento computacional, en la cual se ha considerado el intervalo de simulación  $40 s < t < 60 s$ , y se ha trabajado con 48 procesadores.

Tabla 15. Parámetros de rendimiento computacional.

Modelo	$Q_c$ (l/s)	$N_m$ ( $10^6$ )	$T_c$ (h)	$T_s$ (s)	Máx Courant	DCE
N1 k- $\epsilon$	35.18	5.65	14.41	20	1.049	6.13
N2 k- $\epsilon$	49.22	6.85	16.93	20	0.939	5.93
N2 k- $\epsilon^*$	49.22	6.85	53.30	20	0.308	17.56
N3 k- $\epsilon$	63.08	6.49	31.20	20	1.738	11.54
N1 k- $\omega$	35.18	5.65	14.77	20	1.155	6.28
N2 k- $\omega$	49.22	6.85	18.40	20	1.497	6.45
N2 k- $\omega^*$	49.22	6.85	43.55	20	0.252	31.90
N3 k- $\omega$	63.08	6.49	20.72	20	1.69	7.67

(\*) Se ha ejecutado la misma simulación N°2 con  $\text{maxCo} < 0.5$  impuesto

Al graficar la DCE contra el número de Courant se puede observar un comportamiento parabólico. Esto se explica debido a que al aumentar el número de Courant, la convergencia numérica requiere más iteraciones, e incluso la simulación puede alcanzar un punto de inestabilidad. Por otro lado, reducir el número de Courant, disminuye el intervalo de tiempo, y aumenta, por tanto, el tiempo de computación.

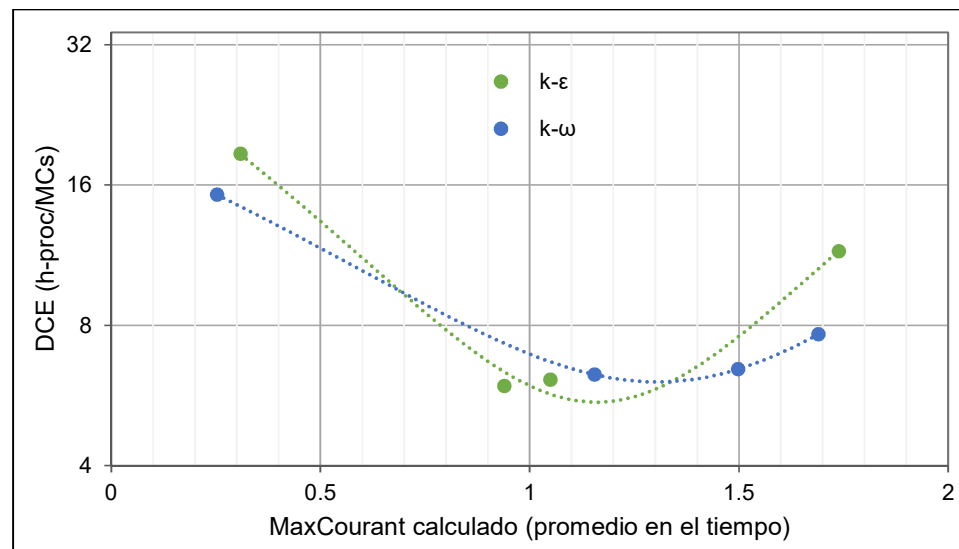


Figura 35. Variación de la demanda computacional con el número de Courant.

A partir de este parámetro, se puede aproximar cuántas horas-procesador se requieren para simular un caso puntual. Para el presente arreglo se puede observar que, en su punto óptimo, se requiere 6.5 horas-procesador por Millón de celdas-segundo. Este valor también se ve influenciado por fenómenos físicos y numéricos puntuales (mezcla de aire en el salto, zonas de separación, etc.).

## 4.6. POSTPROCESO

El *postproceso* es la etapa de reproducir resultados verificables y comparables con otros resultados (experimentación, resultados empíricos o numéricos de otros autores). Debido a que los resultados numéricos completos se presentarán en el análisis comparativo dentro del siguiente capítulo, el objetivo del presente acápite es detallar los métodos escogidos para extraer dicha información. Por otro lado, se presenta también en este punto los valores de  $y^+$  como un primer indicador de confianza del desempeño de las funciones de pared.

El presente estudio no considera un análisis de sensibilidad de malla (revisar capítulo 4.3.4). Sin embargo, puesto que las simulaciones del presente estudio bordean el número de Courant alrededor de 1 y 2, es apropiado presentar una comparación con escenarios de Courant más conservadores. Este análisis no es común, pues se considera siempre apropiado y suficiente que se cumpla la condición de Courant, con algunos márgenes. No obstante, es importante cuando se plantea trabajar con modelos de gran tamaño que requieren recursos computacionales a un costo considerable.

### 4.6.1. Métodos de generación de resultados

Las simulaciones RANS resuelven las ecuaciones sobre las cantidades promediadas. No obstante, el salto hidráulico genera pequeñas fluctuaciones sobre las mismas. Para disipar estas fluctuaciones, se han empleado funciones de promedio que se especifican dentro del subdiccionario `functions` de `controlDict`, que se ejecutaron solo en el intervalo estable, y se precisan en los archivos antes de la ejecución.

```
fieldAverage1 {  
    type      fieldAverage;  
    libs      ("libfieldFunctionObjects.so");  
    ...  
}
```

```
fields (
  U {
    mean on;
    prime2Mean on;
    base time;
  }
  p {
    mean on;
    prime2Mean on;
    base time;
  }
  k {
    mean on;
    prime2Mean off;
    base time;
  }
)
```

Código 9. Función de promedios en controlDict.

Por otro lado, una vez generada la información de variables promediada, la aplicación ► *sample* permitió extraer, tanto perfiles como cortes y secciones.

```
type sets;
libs ("libsampling.so");
writeControl writeTime;
setFormat csv;
surfaceFormat vtk; // Formato para Paraview
interpolationScheme cellPoint;
fields ( U k alpha.water nut );
sets ();
surfaces (
  center {
    type patch;
    patches (lateral_1);
    interpolate false;
  }
  ...
);
```

Código 10. Extracción de cortes y secciones desde sampleDict.

Tal como se explica en la sección 4.4.6, se debe analizar el valor de  $y^+$  para verificar el desempeño de la función de pared correctamente dentro de la región logarítmica.

```
type      sets;
libs      ("libsampling.so");
writeControl  writeTime;
setFormat  csv; // Formato de texto
surfaceFormat  vtk;
interpolationScheme cellPoint;
fields (
    UMean
    kMean
    alpha.waterMean
);
sets (
    up030_ejeZ
    {
        type      uniform;
        axis      z;
        start     (9.70 0.7583 2.72);
        end       (9.70 0.7583 3.12);
        nPoints   200;
    }
    ...
);
surfaces ( );
```

Código 11. Extracción de perfiles desde *sampleDict*.

Para extraer información de distinto tipo, se emplearon varias versiones del archivo `sampleDict`. Los archivos en formato VTK se pueden visualizar con el software libre Paraview (Kitware, 2020).

#### 4.6.2. $y^+$

Tal como se explica en la sección 4.4.6, se debe analizar el valor de  $y^+$  para verificar el desempeño de la función de pared correctamente dentro de la región logarítmica.

En el modelo se pueden distinguir claramente tres regiones: ingreso, poza disipadora y el lecho erosionado (ver sección 4.3.1). En la primera zona se empleó una malla gruesa que permite que el flujo se encuentre completamente dentro de la región logarítmica. En la segunda zona se desarrolla el salto hidráulico (Figura 36), por lo que se esperan altas velocidades y, por lo tanto, valores altos de  $y^+$ .

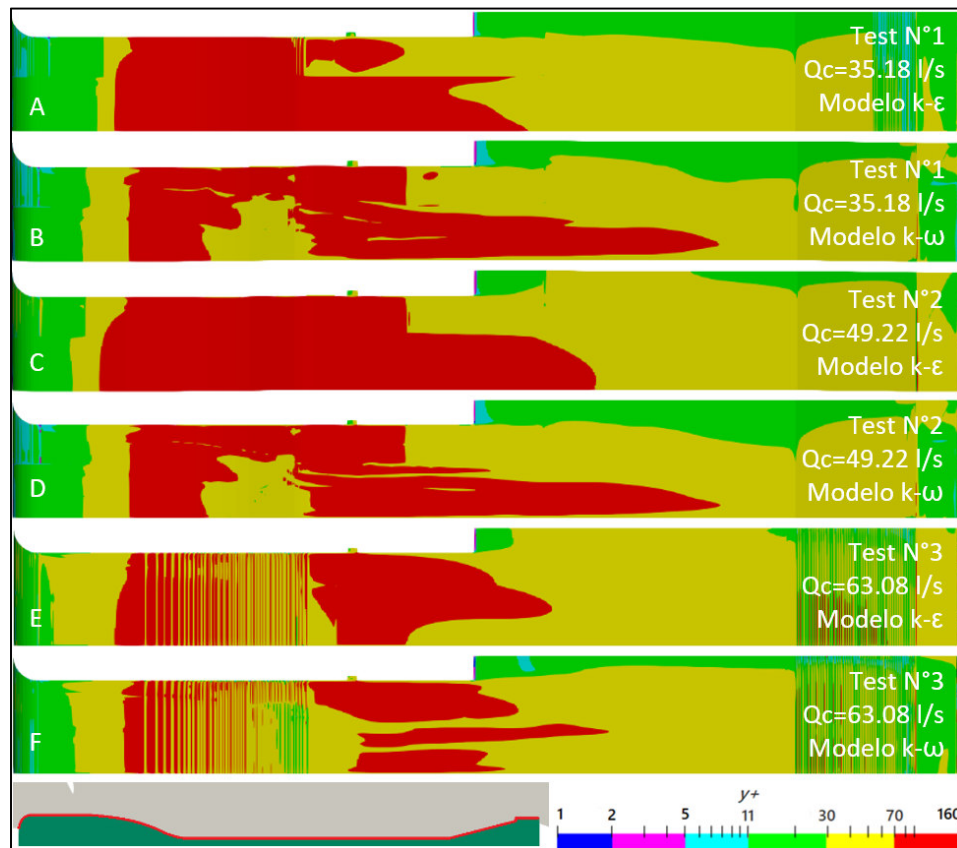


Figura 36.  $y^+$  en la poza disipadora para los escenarios simulados.

Nótese que en la escala de color en la Figura 36 la región de transición se compone de los colores verde y cyan, siendo  $y^+ = 11$  el valor que separa estrictamente la región lineal de la logarítmica. En la zona de la poza disipadora, la región verde (transición logarítmica) cubre una extensión reducida. Es preciso mencionar que la formación de líneas intercaladas en distintos intervalos de  $y^+$  que se muestran en la Figura 36 E y F se debe a que no se emplearon capas en esta región para la malla N° 3.



El cuenco de erosión, por otro lado, presenta valores diversos con  $0.1 < y^+ < 50$ , que no satisfacen completamente la condición  $y^+ > 30$ . También se puede observar cómo el valor general de  $y^+$  es más alto para el caudal N° 2.

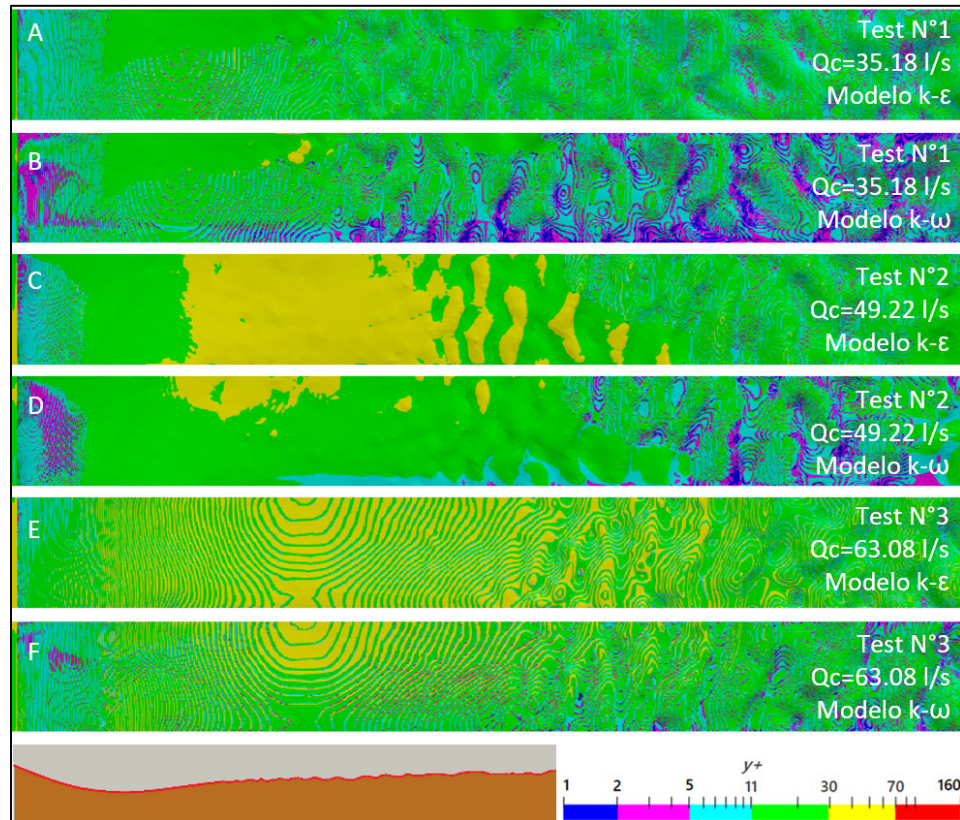


Figura 37.  $y^+$  en el lecho de erosión para los caudales simulados.

A pesar de que los valores de  $y^+$  observados en la Figura 37 son muy variados y predominan valores de la zona de transición, el detalle del lecho capturado con suficiente precisión puede ser suficiente, y se validó mediante los datos experimentales, como se mostrará en el CAPÍTULO V.

## 4.6.3. Sensibilidad de Courant

Esta prueba se realizó para el caudal de ensayo N° 2. En el caso del modelo  $k-\epsilon$ , los números de Courant empleados fueron 0.31 y 0.94, mientras que con el modelo  $k-\omega$ , 0.25 y 1.5. En la Tabla 16 se ha calculado el error de la alternativa de Courant de valor más alto con relación a la opción más conservadora. El error máximo de la velocidad en las direcciones  $x$  e  $y$  ( $u$  y  $v$ ) se ha calculado como porcentaje de la velocidad absoluta máxima, mientras que el error de  $k$  se ha calculado de manera análoga.

Tabla 16. Error máximo por alto número de Courant.

Punto		k- $\epsilon$			k- $\omega$		
x	Eje	k	u	w	k	u	w
<b>-4.10</b>	D	5.8%	0.3%	0.0%	18.5%	0.2%	0.0%
<b>-0.60</b>	D	11.0%	0.6%	0.0%	25.0%	-0.2%	0.1%
<b>-0.50</b>	D	10.8%	0.6%	0.1%	14.8%	-0.3%	0.1%
<b>-0.40</b>	D	13.8%	0.6%	0.0%	80.5%	0.5%	0.1%
<b>-0.30*</b>	D	14.1%	0.6%	0.0%	80.6%	0.4%	0.1%
<b>-0.30</b>	B	10.9%	0.7%	0.0%	11.0%	-0.1%	0.1%
<b>-0.10</b>	Z	13.9%	0.4%	0.1%	40.3%	0.1%	0.1%
<b>0.00</b>	G	8.0%	0.2%	0.1%	22.9%	0.3%	0.5%
<b>0.85</b>	D	12.0%	0.6%	-0.1%	11.1%	1.7%	2.8%
<b>1.00</b>	D	7.9%	0.2%	-0.1%	9.4%	1.2%	1.5%
<b>1.10</b>	D	7.1%	0.6%	0.0%	3.0%	1.0%	1.2%
<b>1.15*</b>	D	6.6%	0.7%	0.0%	5.0%	1.1%	1.1%
<b>1.20</b>	D	5.9%	0.7%	0.0%	3.7%	1.1%	1.0%
<b>1.30</b>	D	4.7%	0.5%	0.3%	1.7%	0.8%	0.7%
<b>1.45</b>	D	2.5%	0.1%	0.2%	0.6%	0.3%	0.4%
<b>1.75</b>	D	-0.9%	-0.8%	0.0%	0.8%	0.0%	0.2%
<b>2.15</b>	D	-1.6%	-0.9%	0.0%	0.6%	-0.1%	0.2%
<b>2.45</b>	D	-0.5%	0.3%	0.0%	0.5%	1.5%	0.1%
<b>2.65*</b>	D	-0.1%	0.7%	0.0%	0.3%	0.5%	0.0%
<b>2.75</b>	D	-0.2%	0.7%	-0.1%	0.3%	0.6%	0.0%
<b>2.85</b>	D	-0.1%	0.7%	0.0%	0.2%	0.2%	0.1%
<b>3.05</b>	D	0.0%	0.6%	0.0%	0.0%	0.1%	0.1%
<b>3.35</b>	D	0.0%	0.1%	0.0%	0.0%	0.3%	0.3%
<b>3.75</b>	D	0.0%	0.0%	0.0%	0.0%	0.3%	0.3%
<b>4.25</b>	D	0.0%	0.0%	0.1%	0.0%	0.0%	0.1%
<b>5.15</b>	D	0.0%	0.0%	0.0%	0.5%	0.3%	0.0%
<b>5.45</b>	D	0.0%	0.0%	0.3%	0.2%	0.0%	0.3%

(\*) Secciones representadas en la Figura 38

Como primera apreciación de la tabla, se identifica que los valores de velocidad presentan diferencias mínimas (menor de 2 %) al variar el número de Courant

de la simulación. Distinto es el caso de los valores de TKE, cuya principal diferencia ocurre en los puntos ubicados antes de la compuerta.

Para mejor representación de lo que ocurre, la Figura 38 presenta los perfiles de la velocidad  $u$  y  $v$  y la energía cinética turbulenta  $k$  en distintas secciones. Se observa diferencias despreciables en la velocidad  $u$ ; y aunque la velocidad  $w$  muestra mayor sensibilidad respecto del número de Courant (B), estas diferencias no generan un cambio en el patrón de flujo. En cuanto a la energía cinética, a pesar de que reducir más el número de Courant podría cambiar los valores de la TKE en la zona previa a la compuerta (A), esta tendencia no se acerca al resultado experimental, como se mostrará en el siguiente capítulo.

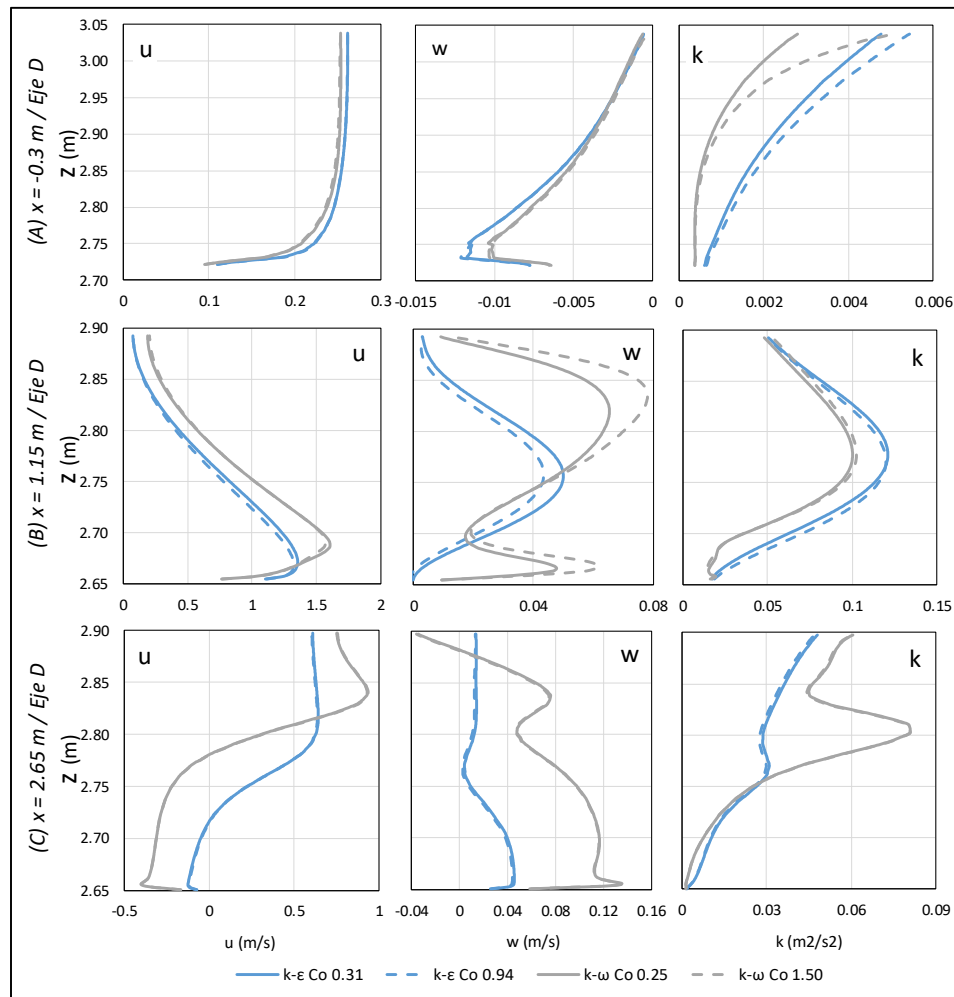


Figura 38. Comparación del efecto del número de Courant en el cálculo.

## CAPÍTULO V. ANÁLISIS COMPARATIVO DE LOS RESULTADOS

### 5.1. COMPUERTA

#### 5.1. COMPUERTA

El dominio simulado comprendió una zona de aproximación aguas arriba de la compuerta, lo cual permite reproducir el fenómeno de descarga a través de esta. La Figura 39 permite ver que el perfil de velocidades en la dirección  $x$  es casi uniforme para ambos modelos ( $k-\epsilon$  y  $k-\omega$ ). No obstante, en la dirección vertical la velocidad no es uniforme, debido a que en la compuerta orienta la parte superior de la lámina de agua en la dirección negativa  $z$ .

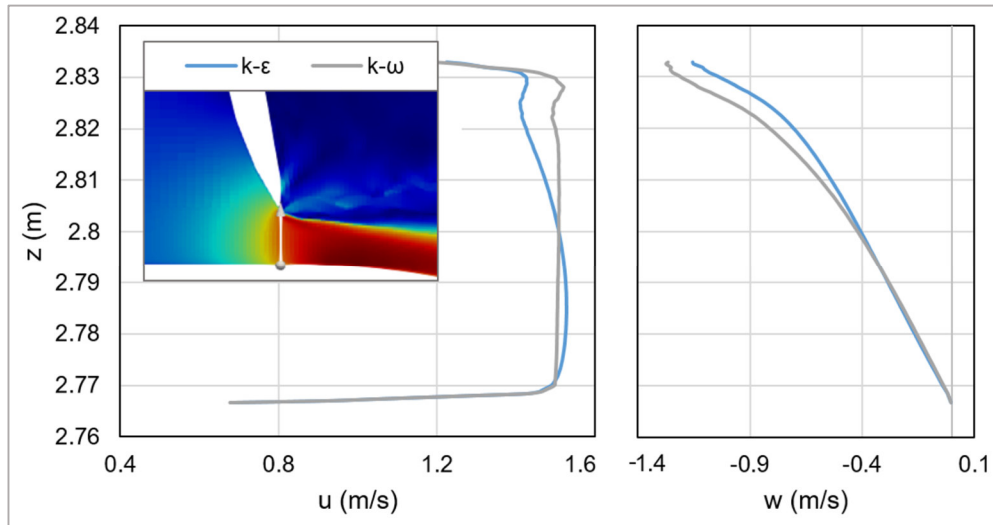


Figura 39. Perfil de velocidad  $u$  y  $w$  a través de la compuerta.

Por otro lado, la producción de la energía cinética turbulenta en esta zona es mucho menor en el modelo  $k-\omega$  que en el modelo  $k-\epsilon$ , lo cual afecta el análisis de la disipación en el salto hidráulico, como se aprecia en la Figura 40.

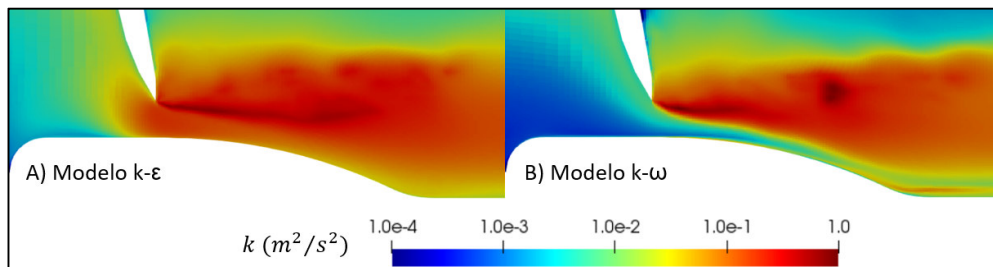


Figura 40. Perfil de velocidad a través de la compuerta.

En la Figura 41 se observan los resultados numéricos del flujo a través de la compuerta y en el salto hidráulico. Aunque para los tres caudales ensayados se simuló una salida libre a través de la compuerta, en la simulación experimental del caudal N° 3  $Q_c = 63.08$  l/s el salto se sumerge ligeramente a la altura del ingreso por la compuerta.

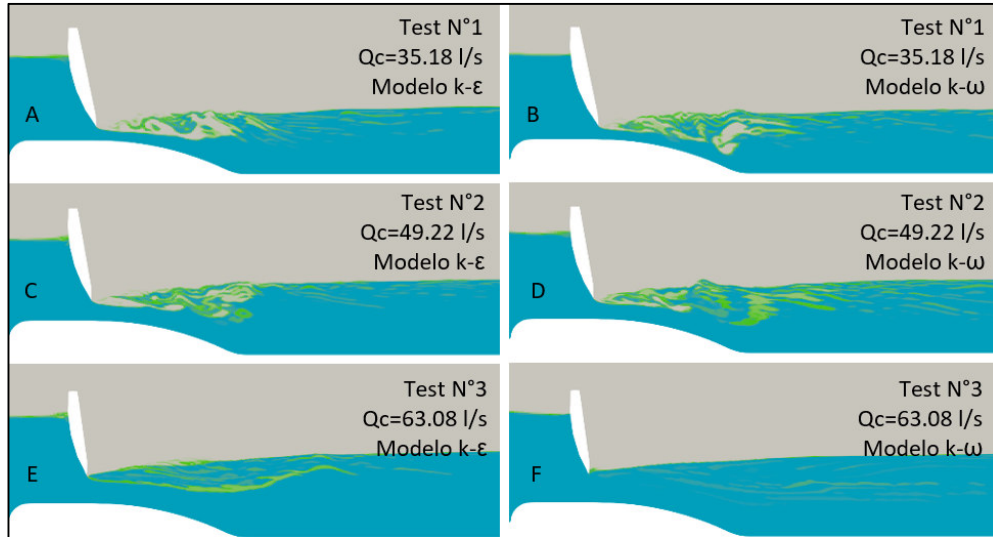


Figura 41. Ingreso por compuerta y salto hidráulico.

Por otro lado, si bien en el modelo físico se ha fijado el nivel de ingreso en  $y_0 = 0.32$  m, el modelo numérico ha determinado niveles de ingreso ligeramente distintos (ver Tabla 17) al intentar replicar fielmente las aberturas de compuerta del experimento.

Tabla 17. Nivel de ingreso previo a compuerta en el modelo numérico  $y_0$  (m).

Modelo	N1	N2	N3
k- $\epsilon$	0.314	0.308	0.324
k- $\omega$	0.318	0.318	0.340

Los resultados mostrados indican que el modelo k- $\epsilon$  genera un “coeficiente de descarga numérico”  $C_d$  más alto que el del modelo k- $\omega$ , lo que genera que la zona aguas arriba se cargue con un nivel agua menor.

Para los ensayos N° 1 y 2 se puede inferir que el modelo k- $\omega$  reproduce mejor la descarga a través de la compuerta. Para el ensayo N° 3, no obstante, el salto se ha sumergido ligeramente, y no se reprodujo el salto libre de la experimentación. Este problema en el modelo numérico no se debería al desempeño de la compuerta, sino en el desarrollo del perfil del salto hidráulico.



## 5.2. CARACTERIZACIÓN DEL SALTO

El salto hidráulico para los tres caudales ensayados en el modelo físico se comportó como un salto libre, y puede verificarse en la Figura 43, por ejemplo, que hay cierta distancia entre el punto inferior de la compuerta y el pie del salto. Se puede observar que, debido a la presencia de los muros, se ha generado una zona de recirculación, por lo que no hubiera sido correcto emplear un modelo 2D para reproducir el salto.

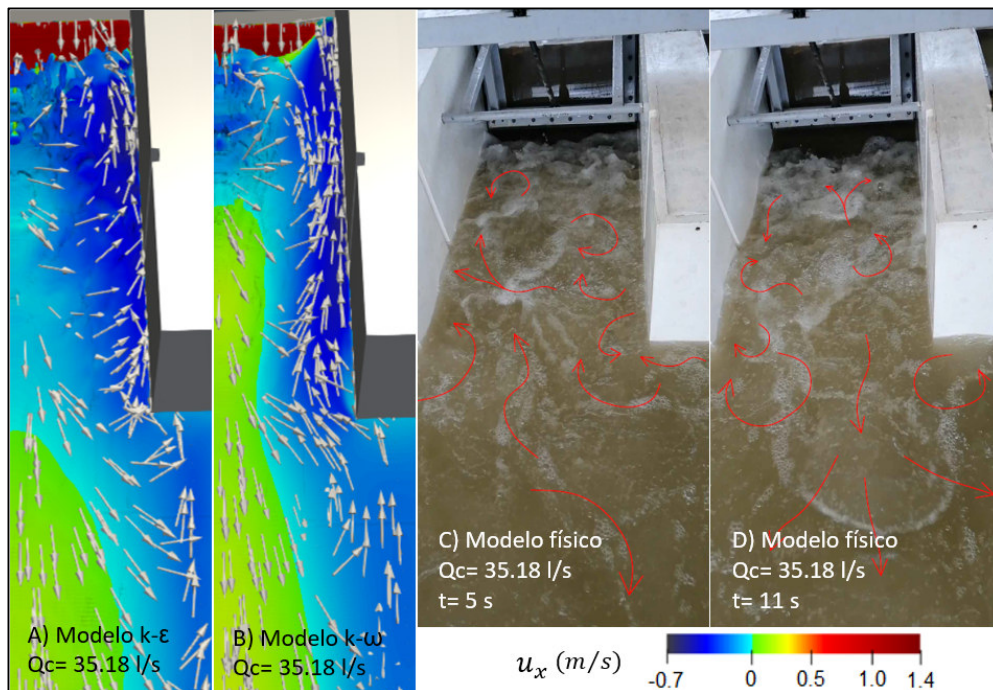


Figura 42. Vista del salto hidráulico desde aguas abajo para  $Q_c = 35.2$  l/s.

Modelo numérico (A-B) y modelo físico (C-D).

En las Figura 42 y 38 (C y D) se pueden apreciar los vórtices superficiales y los cambios de flujo entre velocidades positivas y negativas en la dirección principal.

Siguiendo el criterio empleado por Bayón (2017), se ha intentado representar las zonas de recirculación al graficar las velocidades positivas y negativas en la dirección principal. Los modelos numéricos (A y B) muestran los vórtices superficiales en un estado medio del flujo obtenidas a partir del modelo numérico.

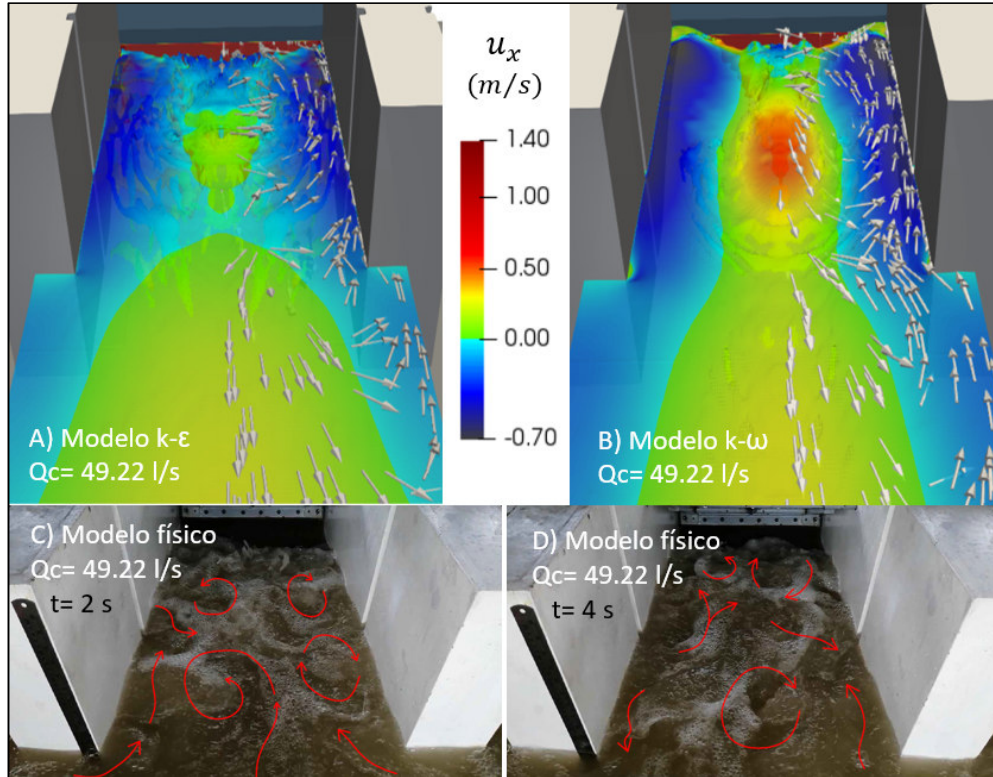


Figura 43. Vista frontal del salto hidráulico para  $Q_c = 49.2 \text{ l/s}$ .  
Modelo numérico (A-B) y modelo físico (C-D).

Uno de los parámetros característicos del salto hidráulico es el número de Froude, que varía entre 3 y 4.2 para los tres caudales ensayados (detalle en Tabla 3). Este salto se caracteriza como un salto de transición (Peterka, 1984), con altas ondulaciones y período irregular. Sin embargo, el diseño de la poza disipadora induce a que el salto esté contenido dentro de esta estructura.

Aunque autores como Bayón et al. (2016) proponen como criterio para determinar el final del salto la estabilización de la energía cinética turbulenta, en el presente estudio se ha considerado que el salto concluye cuando la cota piezométrica alcanza su valor máximo, lo cual ocurre hacia  $x = 2.15 \text{ m}$  (ver sección 5.4). Teniendo en cuenta que el pie del salto se localizó hacia  $x = 0.3 \text{ m}$  en promedio (para el modelo numérico N° 3 el salto sumergido inicia en  $x = 0.25 \text{ m}$ ), se tiene que la longitud del salto es  $L_r = 1.85 \text{ m}$ .

La Figura 44 muestra la velocidad de la dirección principal de la superficie libre. Durante la experimentación se observó que los flujos de retroceso no ocurrían

más allá de  $x = 1.8 \text{ m}$ , por lo que los resultados del modelo  $k-\epsilon$  son más razonables en comparación al modelo  $k-\omega$ , en las condiciones de los caudales N°1 y 2.

Para el caudal N°3, el sumergimiento del pie del salto ha generado que el modelo  $k-\omega$  desarrolle más la zona de remolino, lo que indicaría velocidades más intensas en el campo interior del salto.

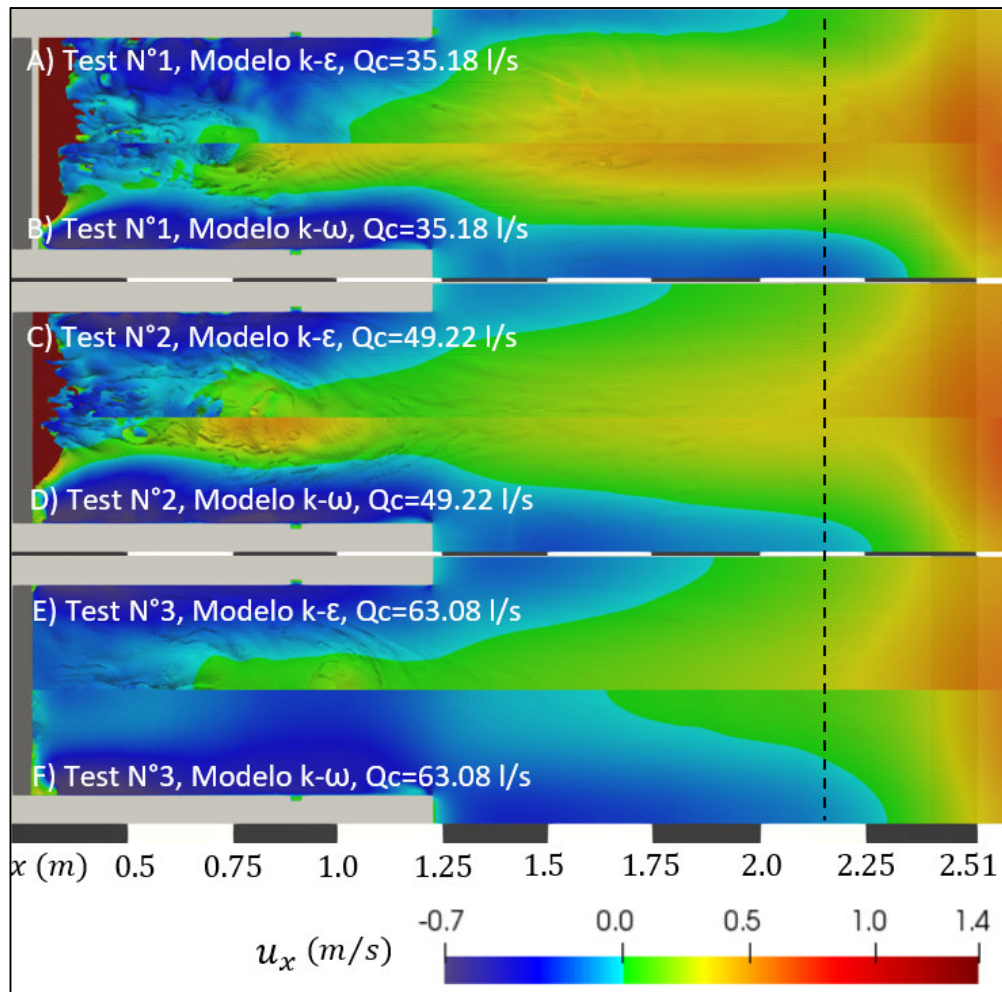


Figura 44. Velocidad principal en la superficie libre del salto hidráulico.



### 5.3. NIVEL DE AGUA EN EL SALTO HIDRÁULICO

Los perfiles de salto se han analizado en el rango permitido por la ventana de visualización, esto es en  $0.81 < x < 1.82 \text{ m}$ . La Figura 45 presenta el perfil del salto hidráulico en un instante de tiempo a manera comparativa. Si bien en el ensayo experimental se reprodujo un salto con altas fluctuaciones, el perfil del salto reproducido por el modelo numérico es, más bien, aplanado.

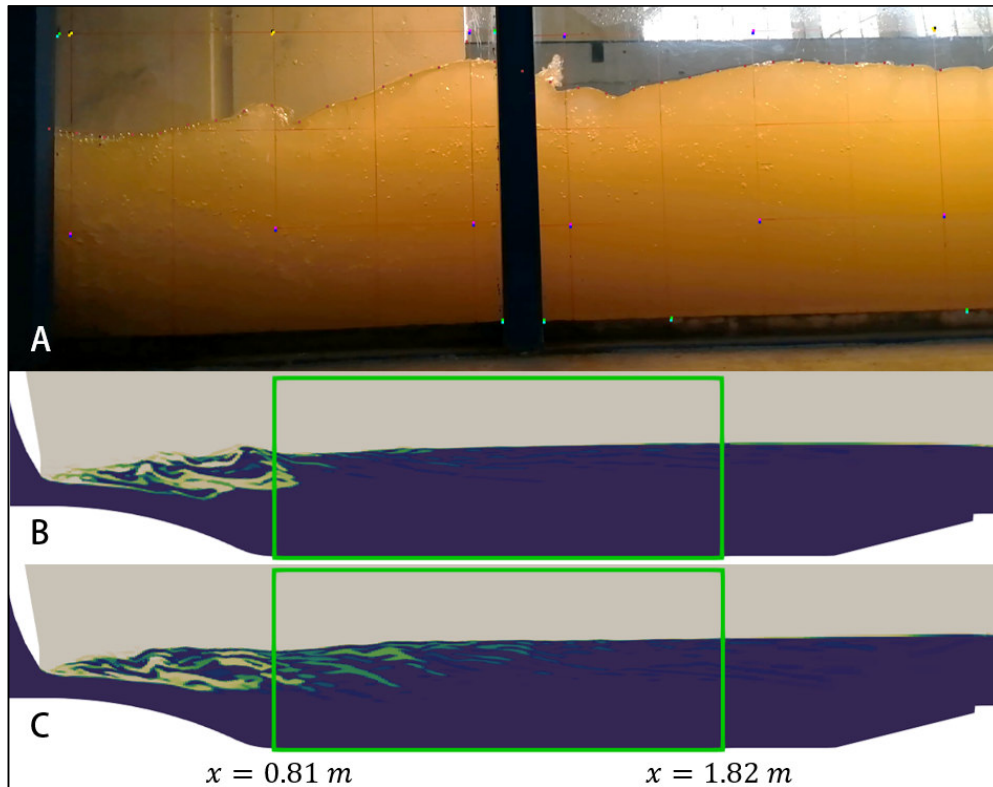


Figura 45. Perfil instantáneo del salto hidráulico experimental (A) y numérico  $k-\varepsilon$  (B) y  $k-\omega$  (C).

Caudal de ensayo  $Q_c = 49.2 \text{ l/s}$ .

La Figura 46 brinda mayor detalle del nivel de fluctuación en el salto hidráulico del experimento. A pesar de que los modelos empleados son del tipo RANS, se esperaba que estos pudieran reproducir parte de las fluctuaciones al resolver las ecuaciones transitorias de las variables de fracción de fluido y presión. No obstante, este fenómeno solo se reproduce en un pequeño dominio al pie del salto, en la región previa a la ventana de visualización (ver Figura 45), y las fluctuaciones se hacen despreciables hacia la zona posterior.

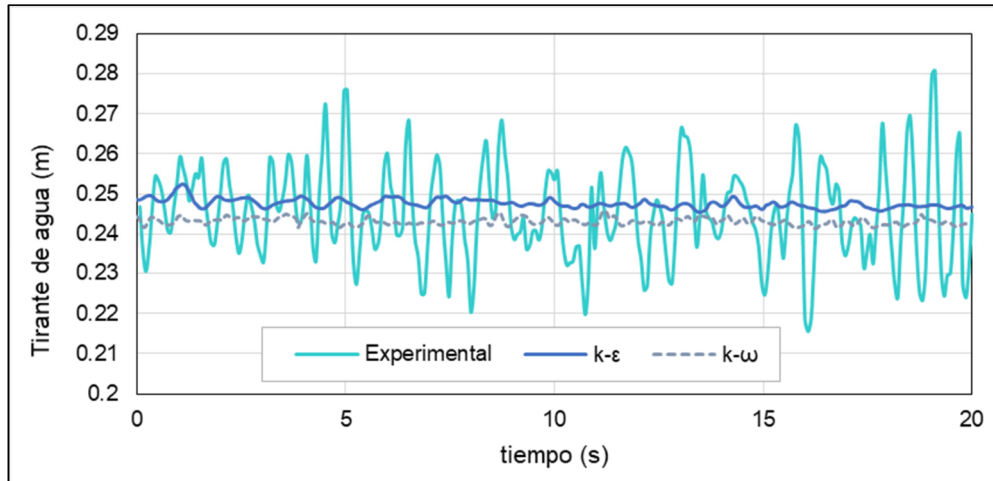


Figura 46. Tirante de agua en  $x = 1.35$  m en la poza disipadora.

Otros modelos que podrían mejorar la reproducción de estas fluctuaciones son simulaciones de remolinos separados o DES (por sus siglas en inglés), los cuales son un híbrido entre las simulaciones LES y RANS, pues simulan el flujo en paredes con el enfoque RANS, y el flujo interior con LES. Constantinescu, Koken & Zeng (2010) encontraron, por ejemplo, un desempeño significativamente mejor de los modelos DES con relación a los del tipo RANS, en la predicción de la distribución de velocidades para el caso de un río con una alta curvatura. Uno de los desafíos de emplear estos métodos es el alto un costo computacional. Es preciso diseñar una investigación aparte considerando cuidadosamente el recurso computacional disponible.

En cuanto al perfil promedio del salto, la Figura 47 muestra que ninguno de los modelos captura adecuadamente el perfil de la superficie de agua en el salto hidráulico.

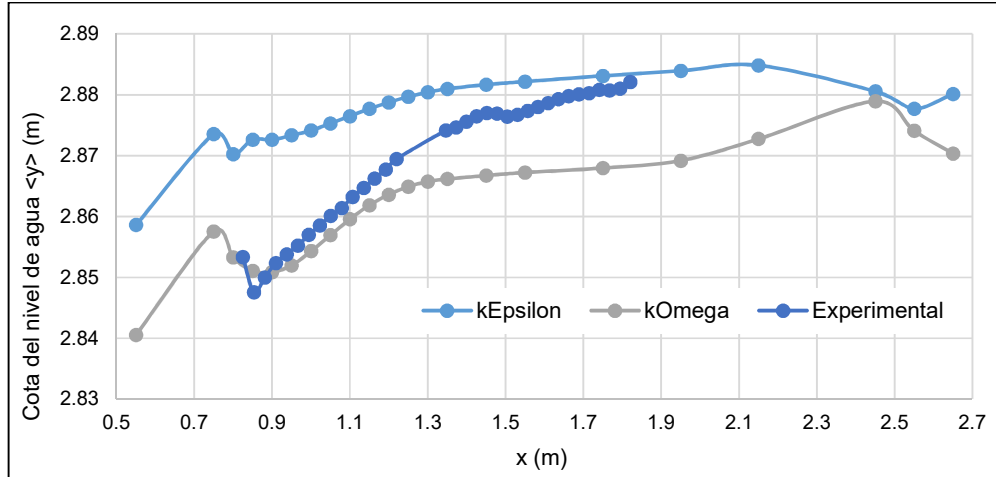


Figura 47. Niveles de agua del salto hidráulico para el caudal  $Q_c = 35.2$  l/s.

En la Figura 48 se observa que los modelos capturan mejor el perfil del salto del ensayo N° 2 en comparación al N° 1; sin embargo, ambos modelos presentan una menor pendiente de ascenso en esta parte del salto en comparación con el experimento.

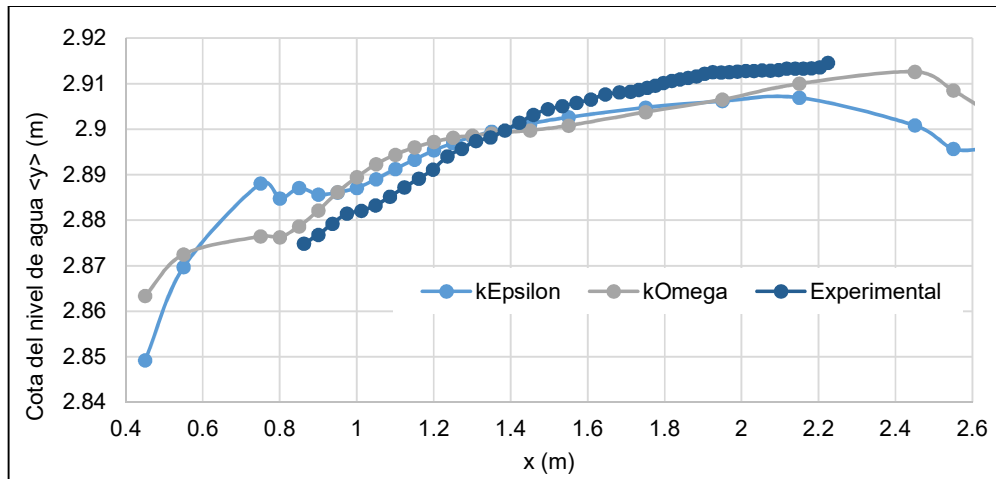


Figura 48. Niveles de agua del salto hidráulico para el caudal  $Q_c = 49.2$  l/s.

A pesar de que para el ensayo N° 3 se observó un salto ligeramente sumergido, la Figura 49 muestra que el modelo  $\kappa$ - $\epsilon$  reproduce mejor el perfil del salto hidráulico en comparación al modelo  $k$ - $\omega$ .

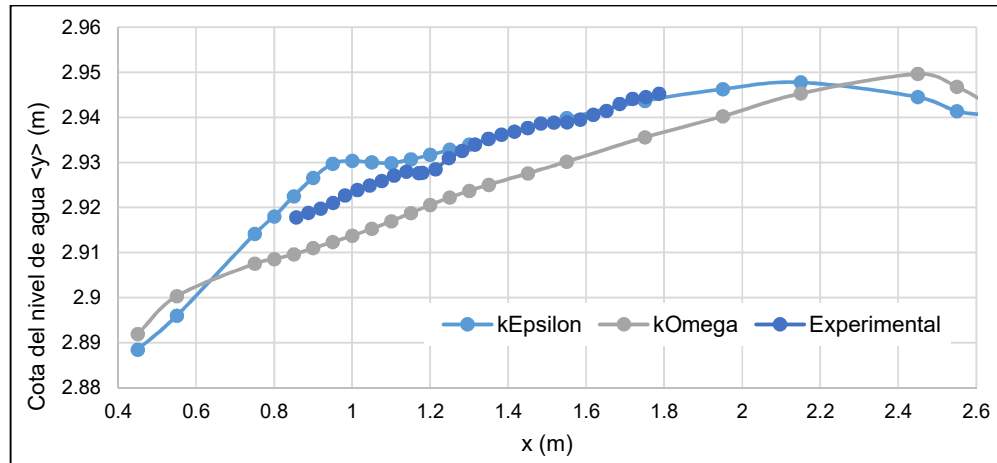


Figura 49. Niveles de agua del salto hidráulico para el caudal  $Q_c = 63.1$  l/s.

A manera de resumen se puede decir que el salto hidráulico empieza más pronto en longitud en el modelo numérico en comparación con el caso experimental, y el ascenso del perfil del salto es más lento o aplanado.

#### 5.4. COTA DE PRESIÓN EN EL SALTO HIDRÁULICO

A través de 28 piezómetros colocados según se describió en la sección 3.3.2, se pudo medir la cota piezométrica en el eje central (eje D) de la poza disipadora. Estas cantidades se han comparado con los resultados del modelo numérico con buena similitud en especial para el modelo k- $\epsilon$ , como muestra la Figura 50.

Se puede apreciar que parte de la diferencia de cotas entre ambos modelos es el nivel de agua que ambos reproducen hacia el final de la poza disipadora. Es decir, de haber limitado el dominio del modelo hacia esta sección, probablemente ambos modelos presentarían resultados más similares.

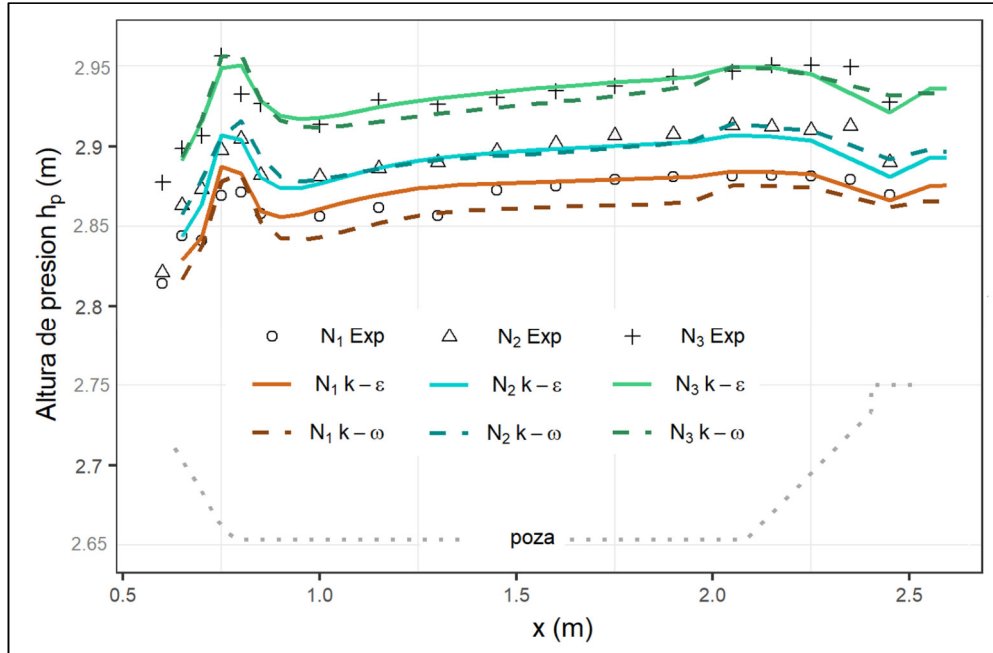


Figura 50. Cota piezométrica del salto hidráulico.  
Data Experimental ( $\circ$ ), modelo  $k-\epsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).

En la figura se identifica un pico a la altura de  $x = 0.75$  m, donde la poza tiene una curva vertical (nótese el contorno de la poza en líneas punteadas) y se acumula mayor presión. Se puede mencionar que, a pesar de que el perfil del salto hidráulico para el ensayo N° 3 ha resultado al borde del sumergimiento, la cota de presión se ajustó muy bien a los modelos numéricos en este caso (línea verde).

## 5.5. CAMPO DE VELOCIDADES

En esta sección se presentan los perfiles de velocidad ( $u$  y  $w$ ) y energía cinética turbulenta (TKE) obtenidos de los modelos numéricos ( $k-\epsilon$  en línea continua y  $k-\omega$  en discontinua). Se presentan también los esfuerzos de Reynolds, calculados de manera indirecta al aplicar el supuesto de Boussinesq (Ecuación 2.12). Los resultados se comparan con la información experimental medida con el ADV (puntos). No obstante, la data experimental de los esfuerzos de Reynolds carece de confianza (revisar la sección 3.6.1) y sólo se ha presentado para dar cuenta de la magnitud de las cantidades medidas. Todas las cantidades se han adimensionalizado con la velocidad de ingreso  $U_0$  (ver Tabla 3). El análisis se divide en tres zonas: zona de ingreso, poza disipadora y lecho de erosión (ver Figura 19) y se precisan distintas secciones (identificadas con la abscisa  $x$ ) presentadas en gráficos distintos para los tres caudales simulados.

En las figuras 51, 52 y 53 corresponden a la zona de ingreso, y se observa que ambos modelos numéricos ( $k-\varepsilon$  y  $k-\omega$ ) han logrado reproducir la distribución de velocidades correctamente.

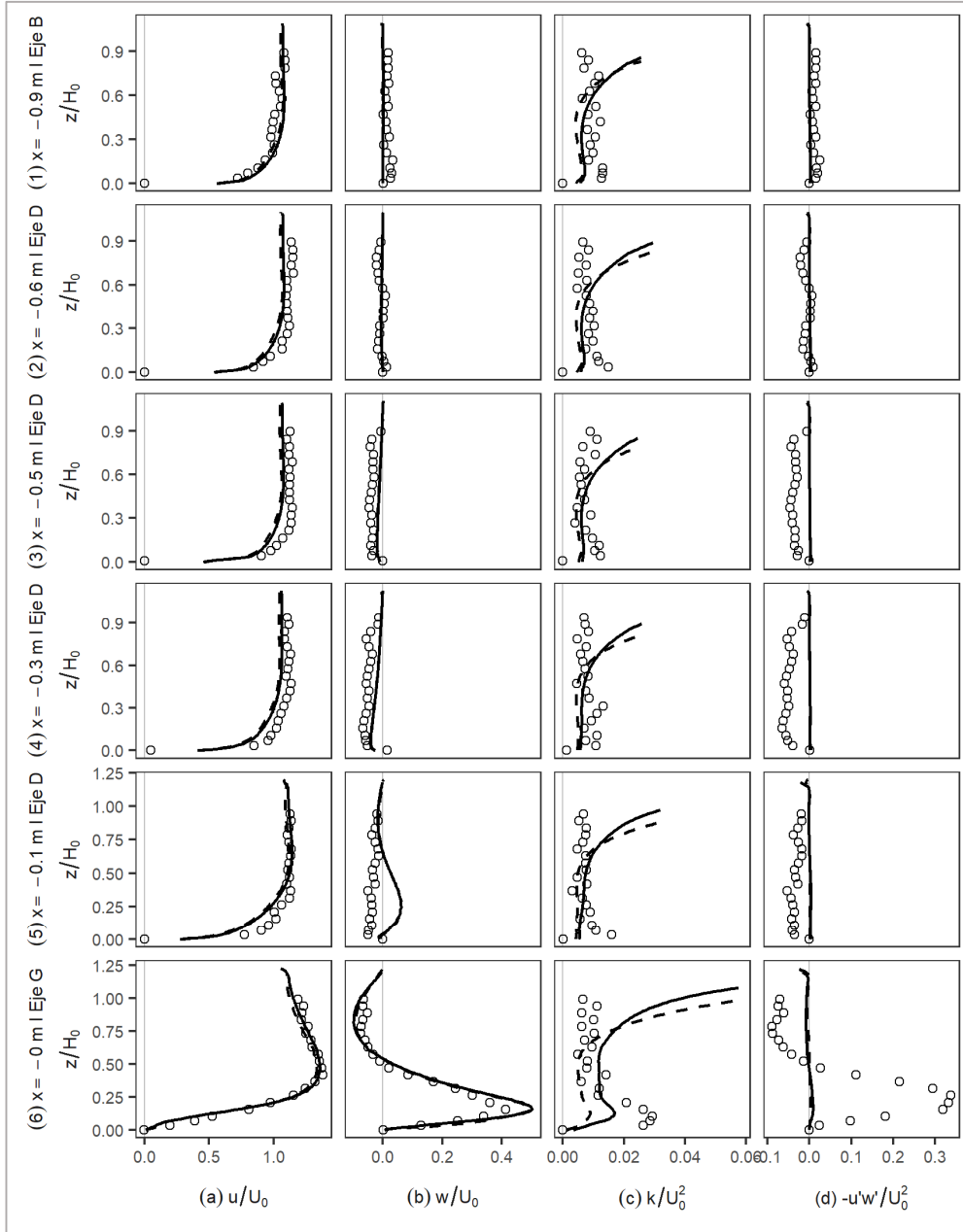


Figura 51. Perfiles de velocidad ( $u, w$ ), energía cinética ( $\kappa$ ) y esfuerzos de Reynolds ( $-u'w'$ ) para  $Q_{c1} = 35.2 \text{ l/s}$  en la zona de ingreso.

Data Experimental ( $\circ$ ), modelo  $k-\varepsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).

Hay un problema en ambos modelos, sin embargo, al reproducir la energía cinética turbulenta en la zona previa al salto. El valor de  $k$  se sobreestima hacia la superficie, en especial, al acercarse hacia la compuerta (ubicada en  $x = 0.2 \text{ m}$ ). Este error es particularmente mayor para el caudal  $Q_c = 49.2 \text{ l/s}$  (Figura 52).

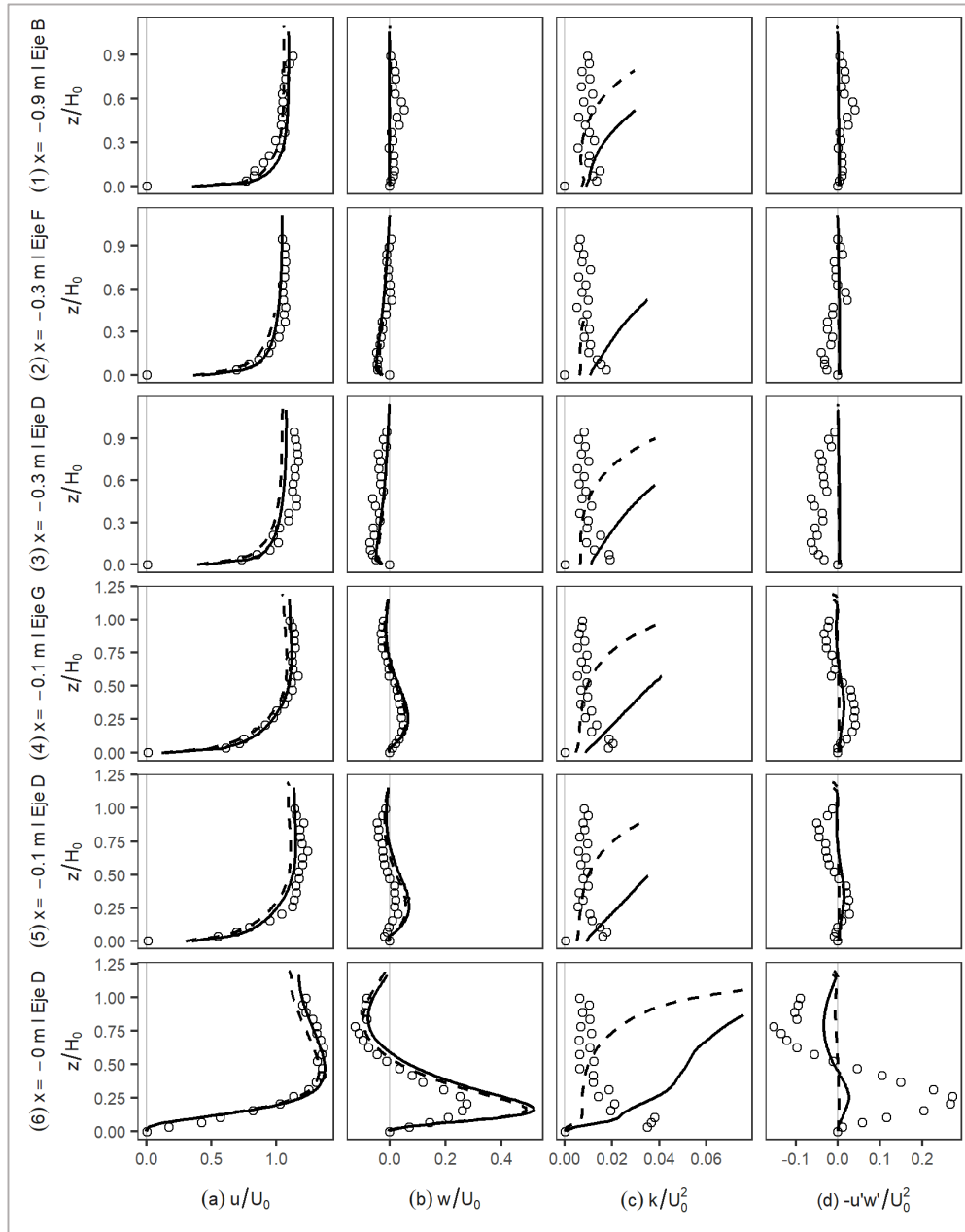


Figura 52. Perfiles de velocidad ( $u, w$ ), energía cinética ( $\kappa$ ) y esfuerzos de Reynolds ( $-u'w'$ ) para  $Q_{c2} = 49.2 \text{ l/s}$  en la zona de ingreso.

Data Experimental ( $\circ$ ), modelo  $k-\epsilon$  (—) y  $k-w$  (- - -).

Debe mencionarse que el aumento del tirante en el modelo numérico para el caudal  $Q_c = 63.1$  l/s pudo generar que los resultados de velocidades  $u$  sean en promedio menores que los valores experimentales.

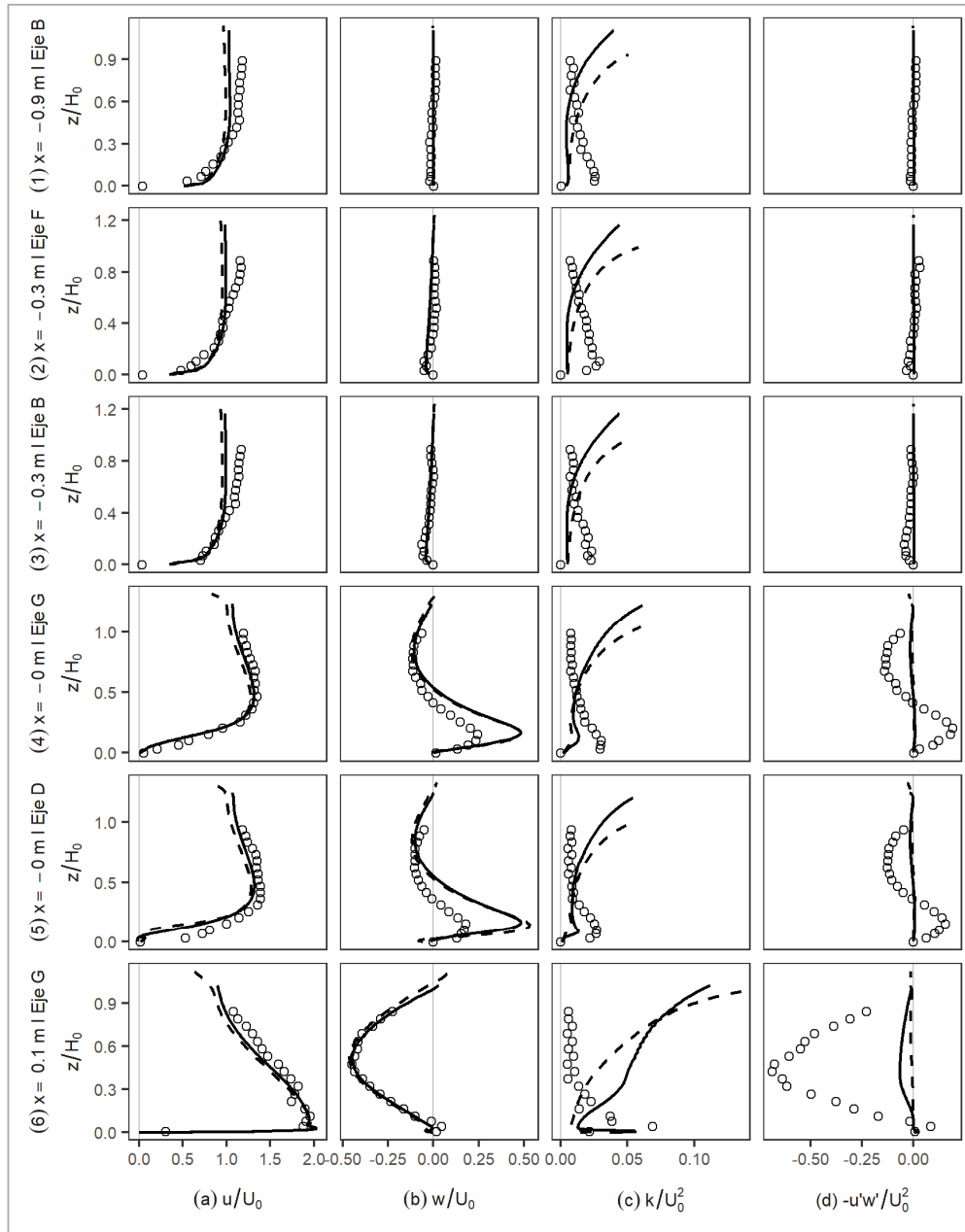


Figura 53. Perfiles de velocidad ( $u, w$ ), energía cinética ( $\kappa$ ) y esfuerzos de Reynolds ( $-u'w'$ ) para  $Q_{c3} = 63.1$  l/s en la zona de ingreso.

Data Experimental (°), modelo  $k-\varepsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).



Las figuras 54, 55 y 56 corresponden a la poza disipadora y permiten observar diferencias de estimación de la velocidad  $u$  entre ambos modelos. En general, el modelo  $k-\omega$  estima una mayor velocidad en el eje central de la compuerta (eje D), lo que conlleva a valores más negativos en el eje del muro (eje B).

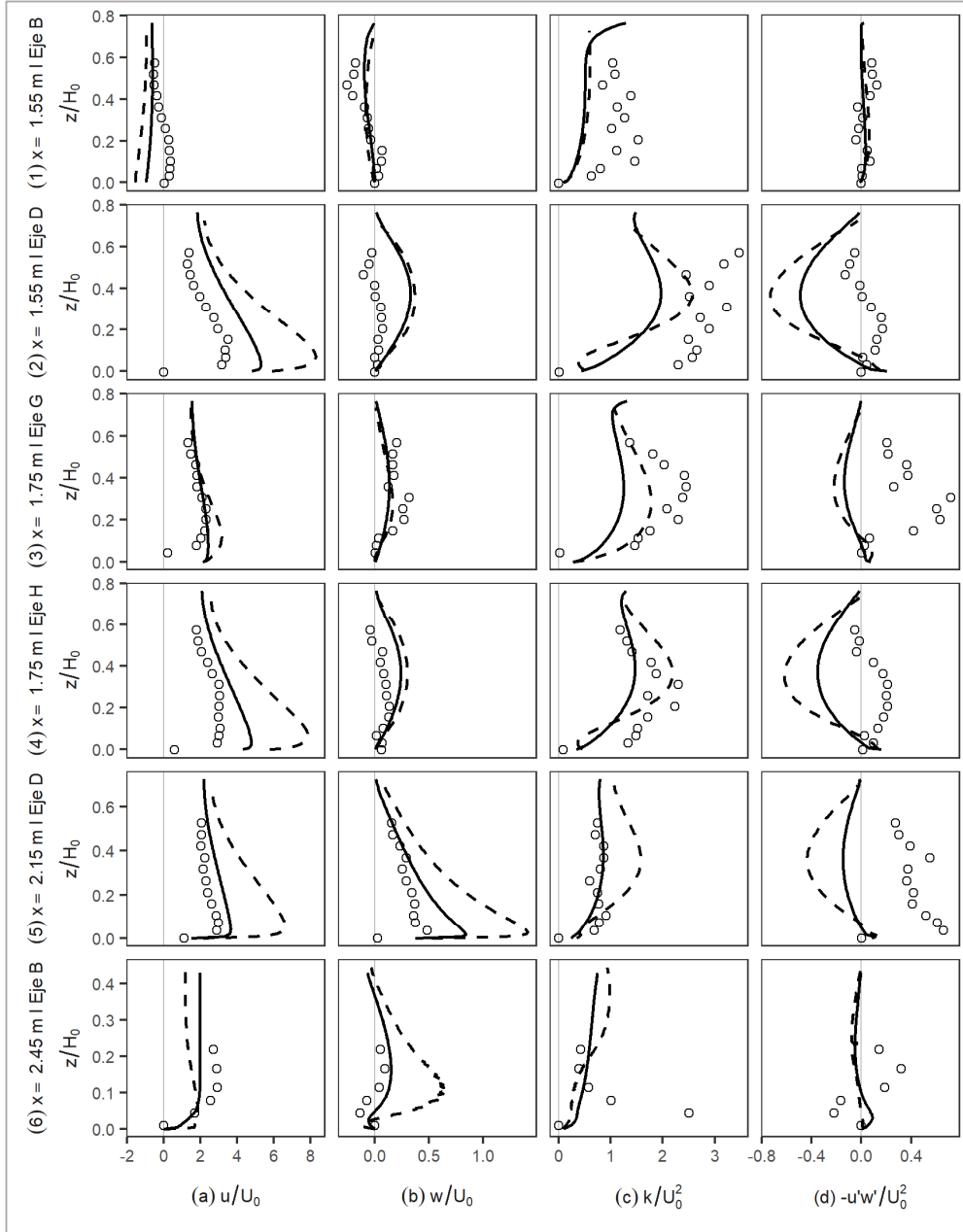


Figura 54. Perfiles de velocidad ( $u, w$ ), energía cinética ( $\kappa$ ) y esfuerzos de Reynolds ( $-u'w'$ ) para  $Qc_1 = 35.2 \text{ l/s}$  en la poza disipadora.

Data Experimental ( $\circ$ ), modelo  $k-\epsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).

Es preciso mencionar que debido a la limpieza de falsos negativos (ver sección 3.5.2), la data experimental puede haber subestimado el valor real de las velocidades  $u$ , en especial en aquellos picos de velocidad, tal como habría ocurrido en las secciones de la Figura 55 (2), (3), (4) y (5).

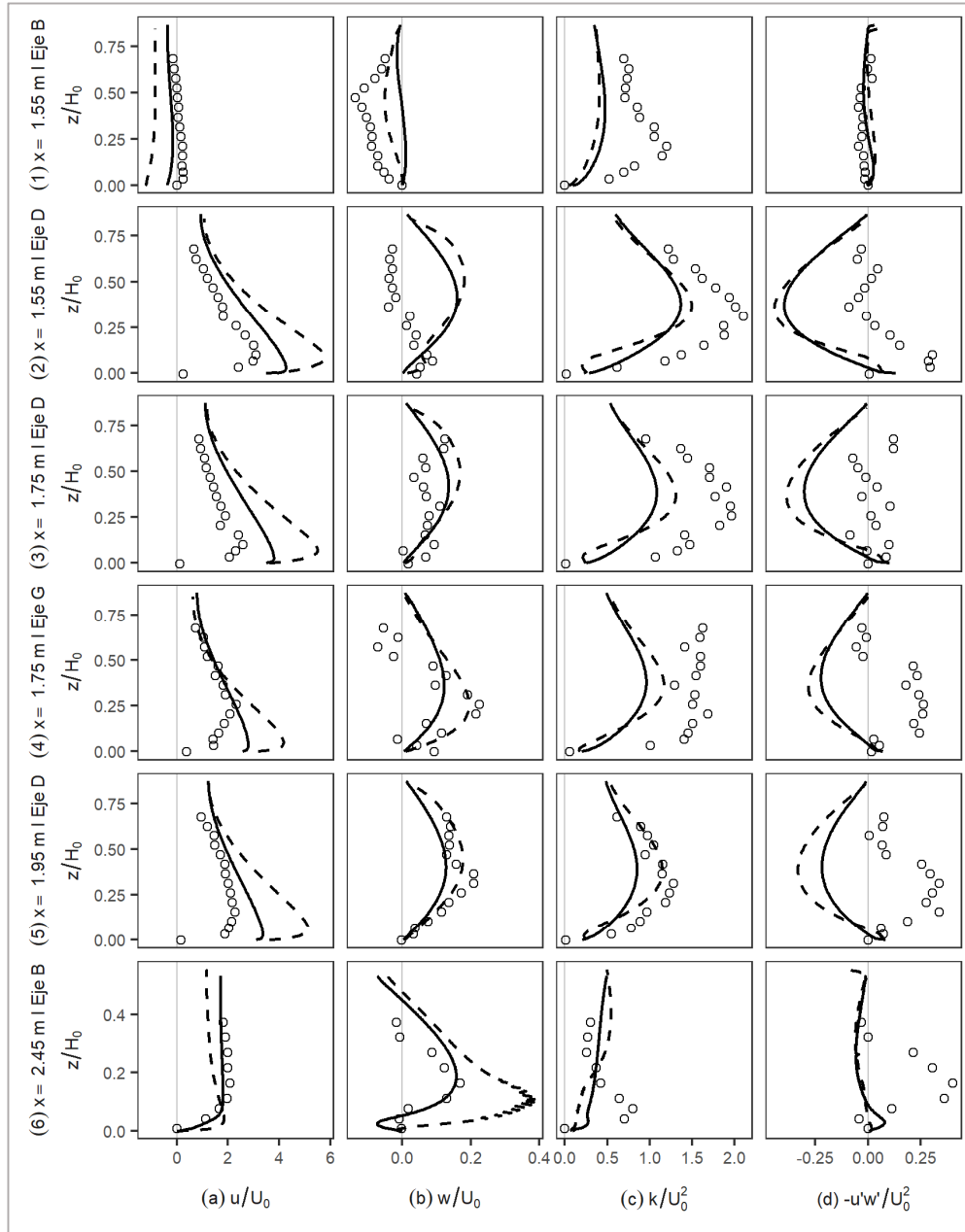


Figura 55. Perfiles de velocidad ( $u, w$ ), energía cinética ( $\kappa$ ) y esfuerzos de Reynolds ( $-u'w'$ ) para  $Q_{c2} = 49.2$  l/s en la poza disipadora.

Data Experimental ( $\circ$ ), modelo  $k-\varepsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).

La velocidad vertical  $w$ , que es de mucho menor magnitud que su par horizontal, también da lugar a discrepancias entre ambos modelos, sobre todo hacia la salida de la poza disipadora, en  $x = 2.45 \text{ m}$ .

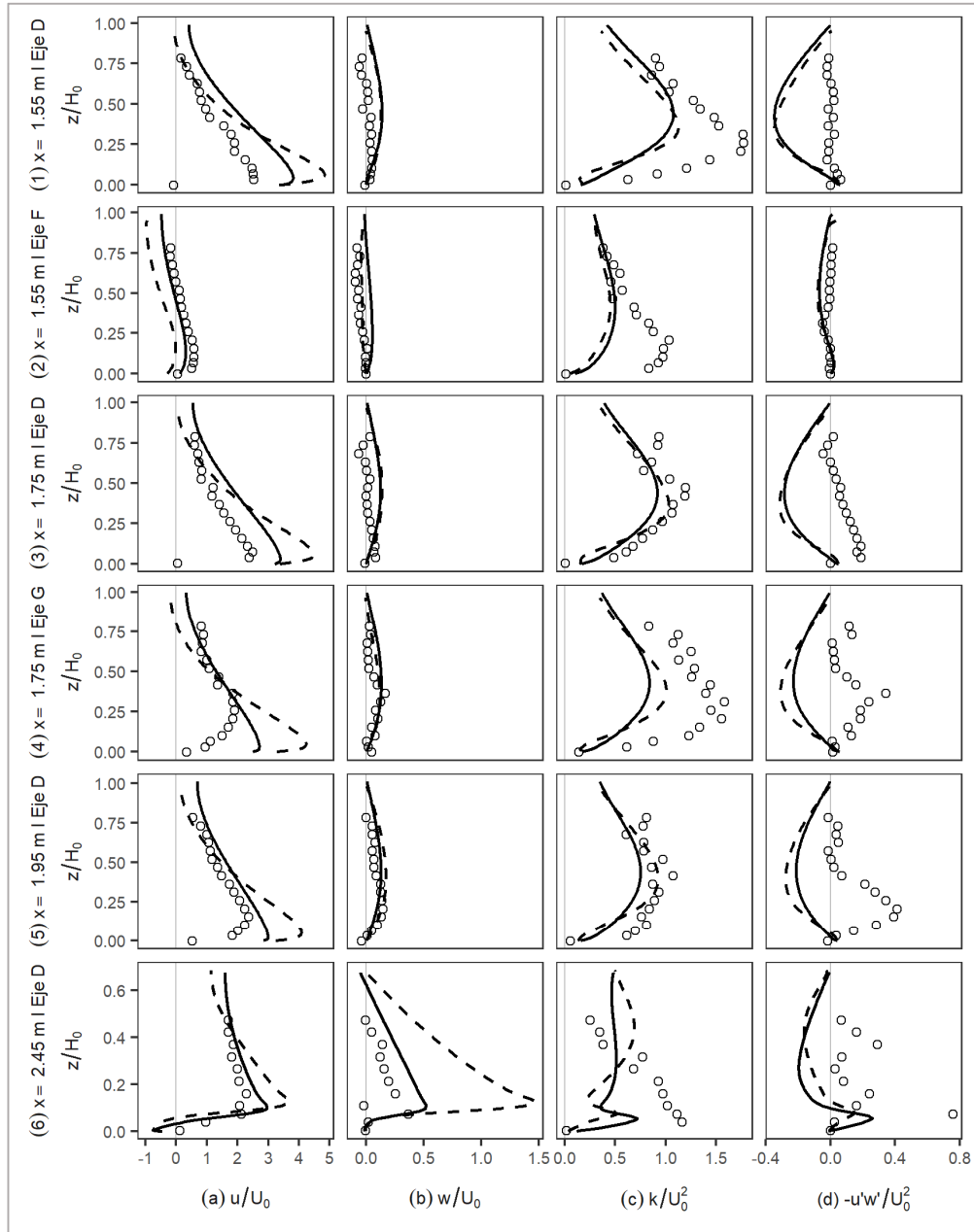


Figura 56. Perfiles de velocidad ( $u, w$ ), energía cinética ( $\kappa$ ) y esfuerzos de Reynolds ( $-u'w'$ ) para  $Q_{c3} = 63.1 \text{ l/s}$  en la poza disipadora.

Data Experimental ( $\circ$ ), modelo  $k-\varepsilon$  (—) y  $k-w$  (- - -).

Cabe mencionar que los errores por el desempeño de las funciones de pared en la poza quedan descartados, al haberse asegurado que más del 80 % de su superficie está dentro de la zona logarítmica de la ley de pared ( $y^+ > 30$ ). Por otro lado, las condiciones de ingreso y salida se establecieron suficientemente lejos como para tener algún efecto sobre este análisis. Las diferencias y posibles errores entre los modelos subyacen en las ecuaciones propias de cada uno y los parámetros empleados en las mismas. En general, el modelo  $k-\varepsilon$  ha reproducido mejor las velocidades en comparación con su contraparte  $k-\omega$ .

Una mirada con mayor detalle de la Figura 54 y Figura 55 correspondientes a los caudales de 35.2 y 49.2 l/s respectivamente, permiten distinguir que el modelo  $k-\omega$  sobrestima la velocidad  $u$  en el eje central D, lo que, por principio de continuidad, y tal como permiten ver las figuras anteriores, conlleva a una subestimación de dicha cantidad en los ejes del muro (B y F). Esto indica la presencia de un flujo secundario o flujo lateral (en las direcciones  $y$  y  $z$ ) mayor en el modelo  $k-\omega$ . La correcta reproducción del campo de velocidades influiría en la determinación de las zonas de recirculación que generan los muros de la compuerta, aunque parecen no tener efecto en la cota del nivel de agua. La Figura 56 muestra que los modelos  $k-\varepsilon$  y  $k-\omega$  mantienen diferencias al estimar la velocidad  $u$ , pero la media vertical es más semejante.

En cuanto a la energía cinética turbulenta (TKE) ambos modelos estiman valores similares en la zona de la poza disipadora, a pesar incluso de la diferencia en la producción de energía cinética identificada en la compuerta (ver Figura 40). Esta estimación es, en general, menor que la data experimental. Esto podría deberse a los problemas ya identificados respecto de la reproducción de las fluctuaciones del salto hidráulico por parte del modelo numérico, o se debe considerar otras fuentes de producción de energía cinética (fenómeno opuesto a la disipación) al pie del salto (relacionados con la compuerta, por ejemplo) en el modelo numérico. Un análisis más completo de la energía cinética turbulenta se presenta en la siguiente sección.

Las figuras 57, 58 y 59 presentan el campo de velocidades en la zona del lecho de erosión. En dicha zona el modelo  $k-\varepsilon$  también reproduce adecuadamente los perfiles de velocidad. La magnitud de las diferencias con relación a la data experimental es similar en las velocidades  $u$  y  $w$  (nótese la diferencia de la escala horizontal).

El modelo  $k-\omega$ , por otro lado, falla al intentar reproducir la velocidad en esta zona. En primer lugar, era de esperarse que, si el flujo en la salida de la poza disipadora no era el correcto, estos errores permanecerían en la zona del lecho de erosión. Cabe mencionar que en esta zona las condiciones de pared no garantizaban un buen desempeño por ubicarse en la región de transición de la ley de pared, sin embargo, no se ha determinado el nivel de influencia de esta condición.

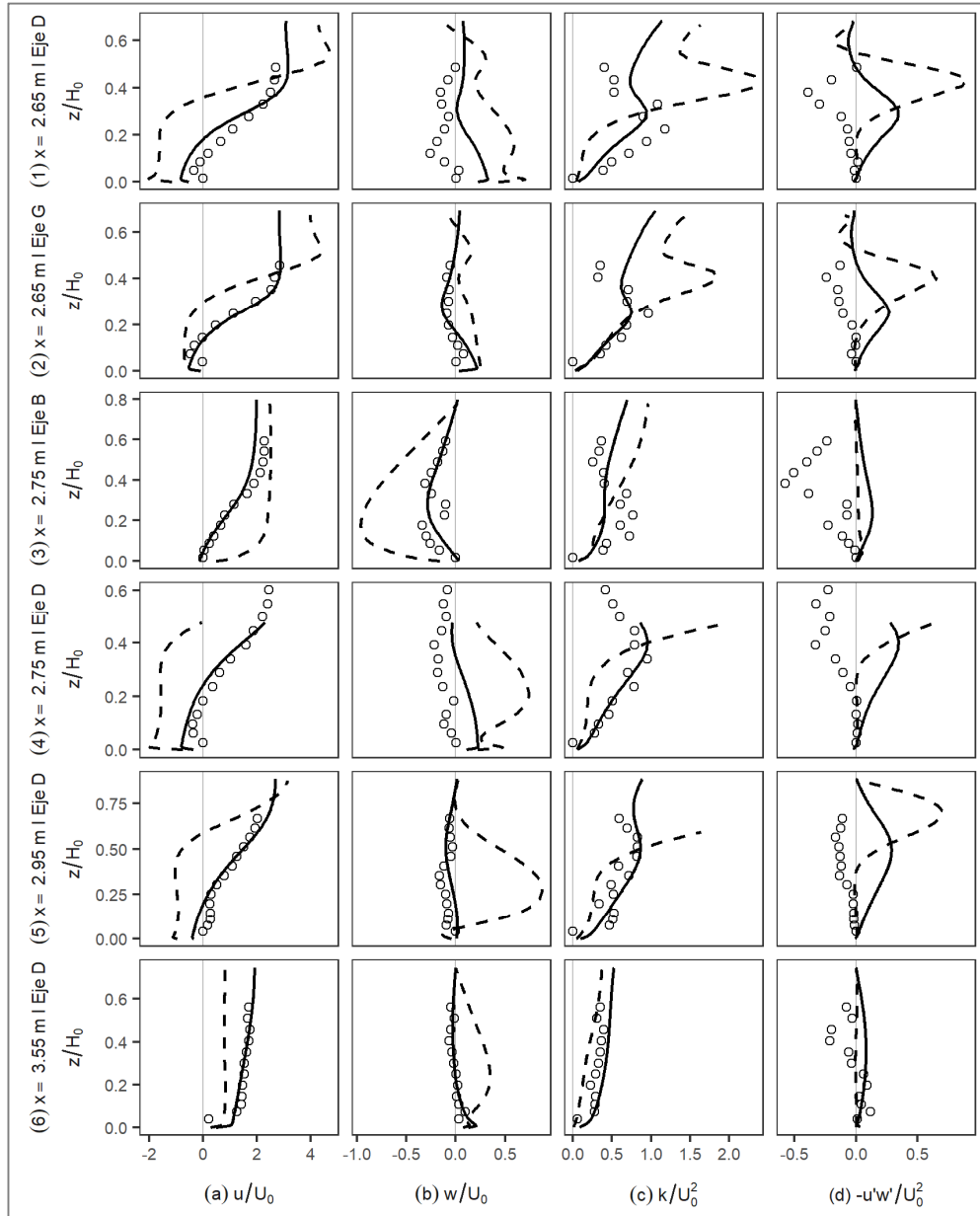


Figura 57. Perfiles de velocidad ( $u, w$ ), energía cinética ( $k$ ) y esfuerzos de Reynolds ( $-u'w'$ ) para  $Q_{c1} = 35.2$  l/s en el lecho de erosión.

Data Experimental ( $\circ$ ), modelo  $k-\epsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).

La energía cinética turbulenta  $k$  es estimada correctamente por ambos modelos numéricos, de los cuales, el modelo  $k-\varepsilon$  es ligeramente mejor (particularmente para los caudales de 35.2 y 63.1 l/s).

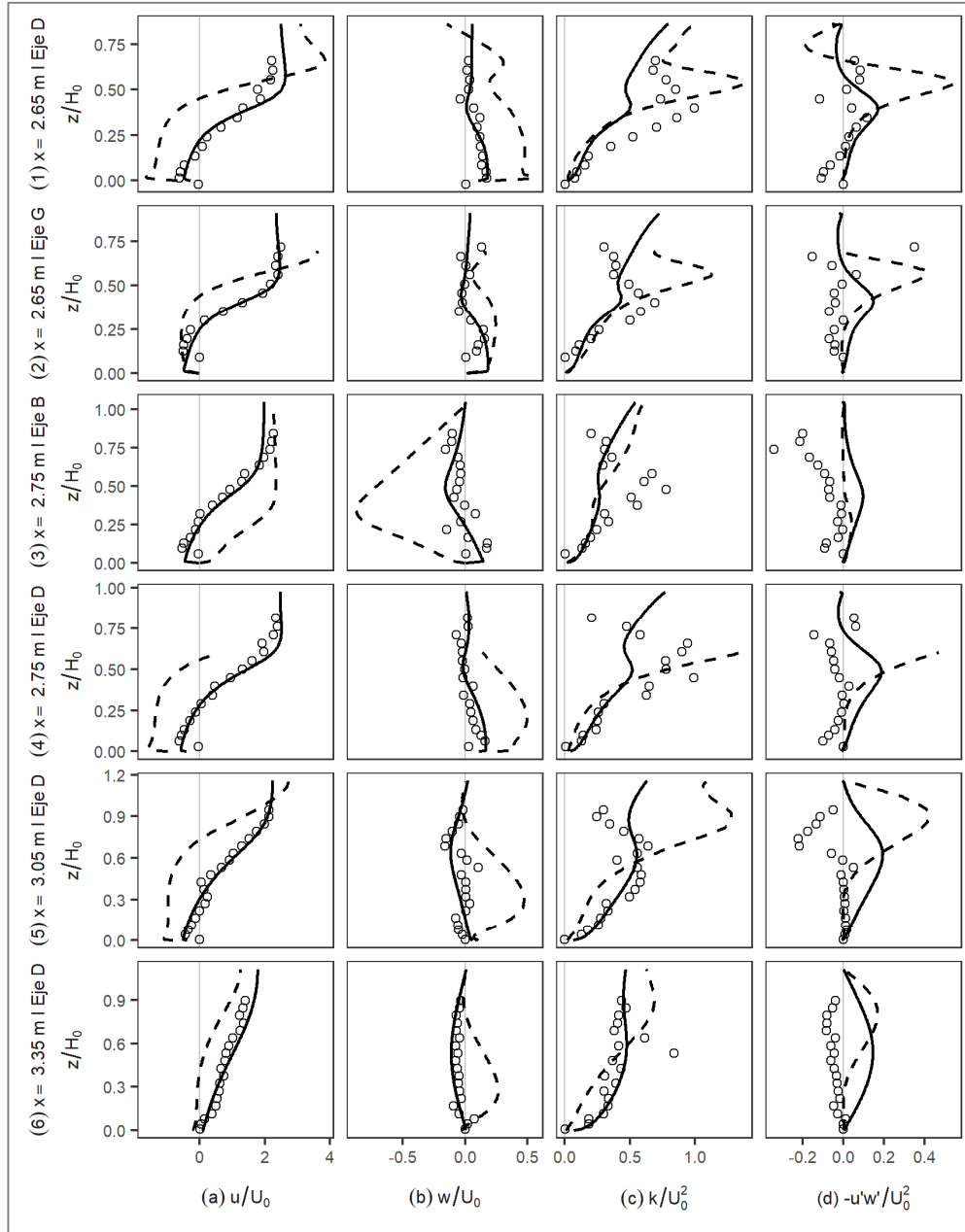


Figura 58. Perfiles de velocidad ( $u, w$ ), energía cinética ( $k$ ) y esfuerzos de Reynolds ( $-u'w'$ ) para el caudal  $Q_{c2} = 49.2 \text{ l/s}$  en el lecho de erosión.

Data Experimental ( $\circ$ ), modelo  $k-\varepsilon$  (—) y  $k-w$  (- - -).

Es justo advertir de algunas fuentes menores de error como el transporte de sedimentos, fenómeno que no se ha considerado al plantear el modelo numérico. La condición de simetría impuesta en los bordes laterales del modelo puede haber generado también una reducción de las fluctuaciones y, por lo tanto, de la TKE.

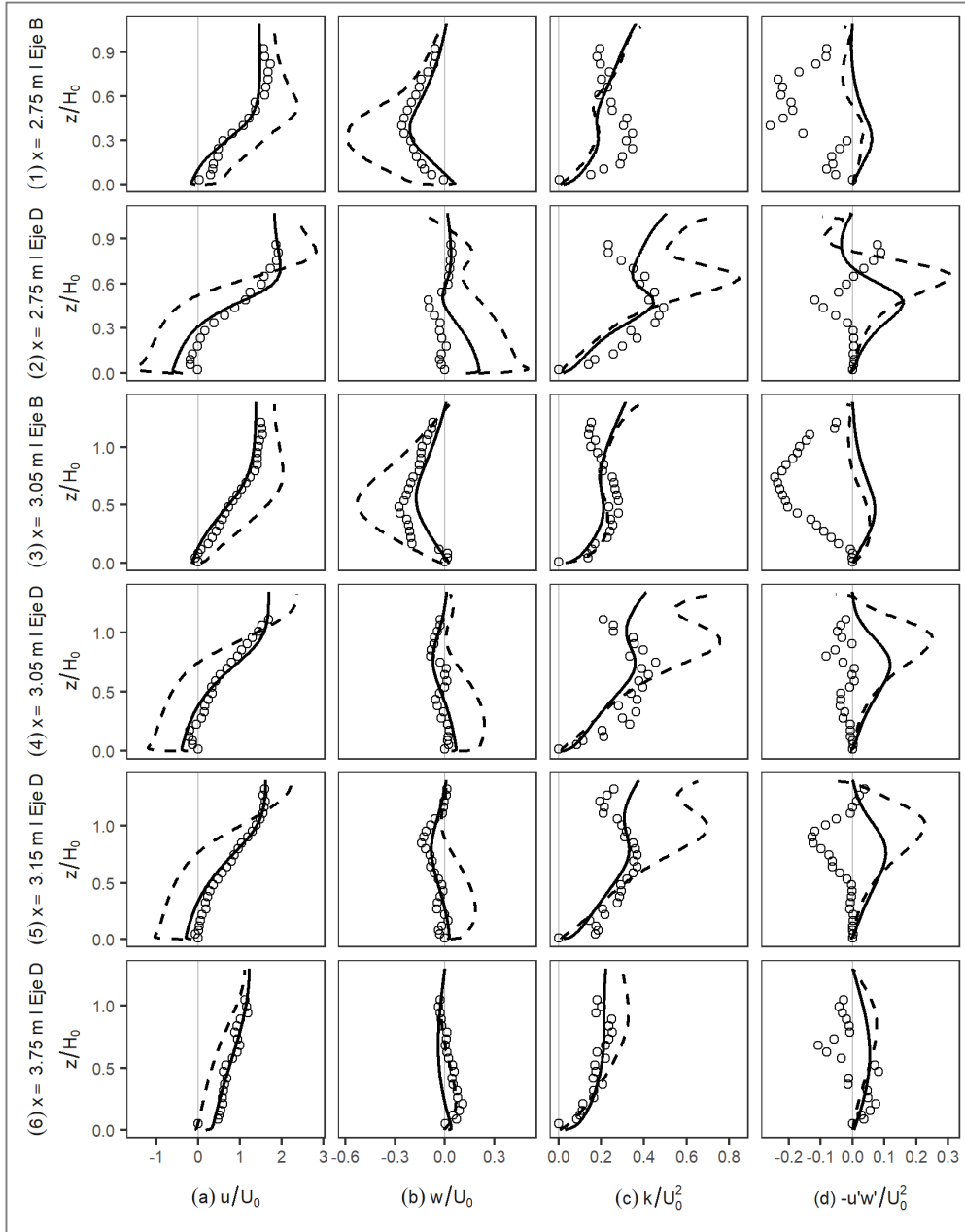


Figura 59. Perfiles de velocidad ( $u, w$ ), energía cinética ( $\kappa$ ) y esfuerzos de Reynolds ( $-u'w'$ ) para el caudal  $Q_{c3} = 63.1$  l/s en el lecho de erosión.

Data Experimental (°), modelo  $k-\varepsilon$  (—) y  $k-\omega$  (- - -).

## 5.6. FLUCTUACIONES DE PRESIÓN

Lopardo (1985) advierte que las fluctuaciones de presión que ocurren en las pozas disipadoras pueden generar estados de vibración que producen la fatiga de la estructura. Por otro lado, las fluctuaciones negativas producen riesgo de cavitación. Un parámetro importante para cuantificar las fluctuaciones es el coeficiente de fluctuaciones de presión  $C'_p$ , definido como:

$$C'_p = \frac{\sqrt{\langle p'^2 \rangle}}{\frac{1}{2} \rho U_1^2} \quad (5.1)$$

$U_1$ : velocidad en el pie del salto en m/s

$\langle p'^2 \rangle$ : varianza de la presión en N/m<sup>2</sup>

$\rho$ : densidad (Kg/m<sup>3</sup>)

La Figura 60 muestra el valor de  $C'_p$  calculado desde el modelo numérico.

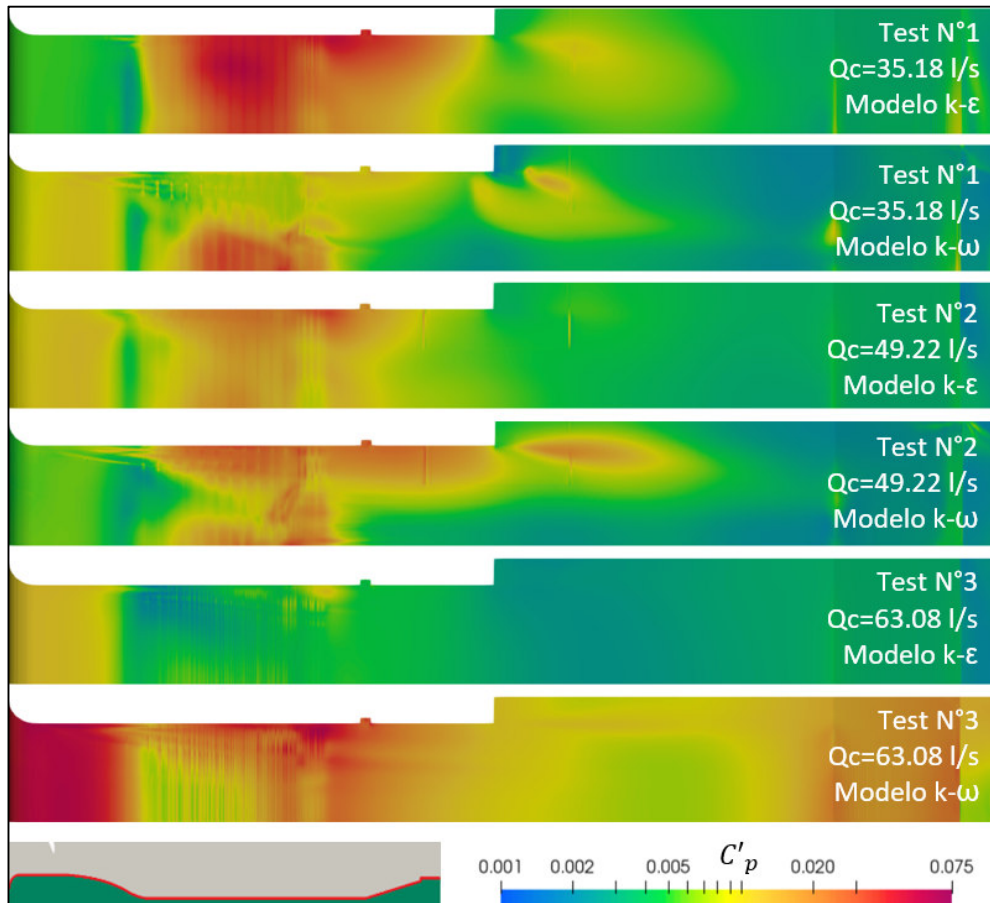


Figura 60. Coeficiente de fluctuaciones de presión del modelo numérico.



En el presente estudio no se han medido los valores experimentales de las fluctuaciones de presión, sin embargo, los valores de  $C'_p$  obtenidos a partir del modelo numérico son comparables a los presentados por Lopardo (1985), quien encontró que este coeficiente alcanzaba valores de hasta 0.07.

Cabe mencionar que los valores anómalos en el Ensayo N° 3 para el modelo k- $\omega$  se deben a las fluctuaciones del nivel de agua previo a la compuerta (ver Figura 31). No obstante, para el análisis de cavitación, las fluctuaciones solo representan riesgo cuando se acompañan de tirantes pequeños.

El mencionado autor sugiere analizar el riesgo de cavitación estimando la fluctuación negativa máxima  $p'$ , con probabilidad de 0.1%, según:

$$p'_{0.1\%} = \left(-2.30 \cdot \frac{x_1}{Lr} - 2.59\right) \cdot \frac{1}{2} \rho U_1^2 \cdot C'_p \quad (5.2)$$

$x_1$ : distancia desde el pie del salto (m)

$Lr$ : Longitud del salto (m)

Luego, si la presión en el punto de análisis  $p_{0.1\%}$  es negativa, entonces existe riesgo de cavitación.

$$p_{0.1\%} = \langle p \rangle + p'_{0.1\%} \quad (5.3)$$

La Tabla 18 muestra los valores siguiendo paso a paso el procedimiento, y se encontró que para el escenario de  $Q_c = 35.2$  l/s no hay riesgo de cavitación.

Tabla 18. Análisis de riesgo de cavitación en modelo k- $\epsilon$  con  $Q_c=35.2$  l/s.

$x_1$ (m)	$\langle p \rangle$ (N/m <sup>2</sup> )	$\langle p'^2 \rangle$ (N/m <sup>2</sup> ) <sup>2</sup>	$C'_p$ (-)	$p'_{0.1\%}$ (N/m <sup>2</sup> )	$p_{0.1\%}$ (N/m <sup>2</sup> )
0.12	369	245	0.014	-79	290
0.17	356	590	0.022	-125	231
0.22	366	1047	0.029	-172	194
0.27	500	2071	0.041	-249	251
0.32	720	3460	0.052	-330	390
0.37	922	5180	0.064	-414	508
0.42	1322	4349	0.059	-389	933
0.47	1596	3404	0.052	-353	1243
0.52	2109	1207	0.031	-215	1894

(\*)  $\rho=1000$  Kg/m<sup>3</sup>,  $U_1=2.01$  m/s,  $Lr=1.4$  m

## 5.7. DECAIMIENTO DE LA TURBULENCIA

Más allá de intentar reproducir el campo de velocidades y de energía cinética como se ha mostrado en una sección anterior, la efectividad del salto hidráulico se mide por su capacidad para disipar la energía cinética turbulenta (TKE).

En las Figura 61, 62 y 63 la energía cinética se ha calculado en cada sección tomando un valor promedio representativo a lo largo del eje central de la compuerta (eje D) de manera similar a lo que presentó Bayón (2017). El modelo numérico ha subestimado la energía cinética en la salida de la compuerta, no obstante, el modelo k- $\epsilon$  manifiesta un decaimiento similar a la experimental.

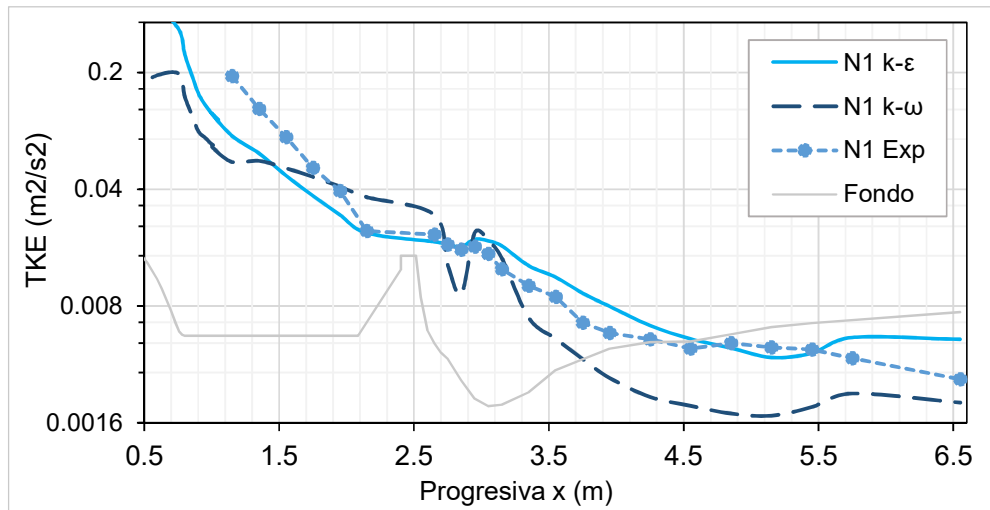


Figura 61. Decaimiento de la energía cinética turbulenta para  $Q_{c1} = 35.2$  l/s.

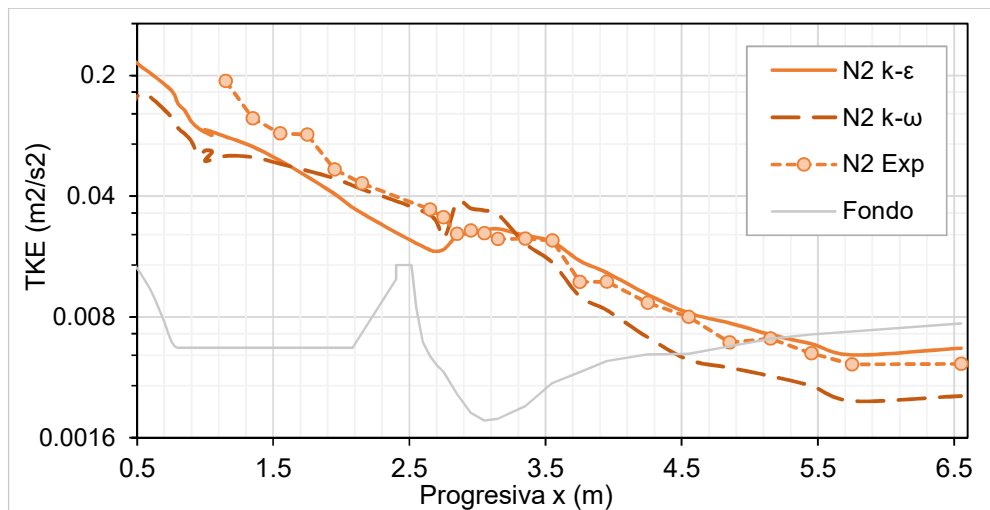


Figura 62. Decaimiento de la energía cinética turbulenta para  $Q_{c2} = 49.2$  l/s.

En la zona del lecho de erosión, dichas figuras muestran que el modelo k-ε se acerca más a la data experimental que el modelo k-ω.

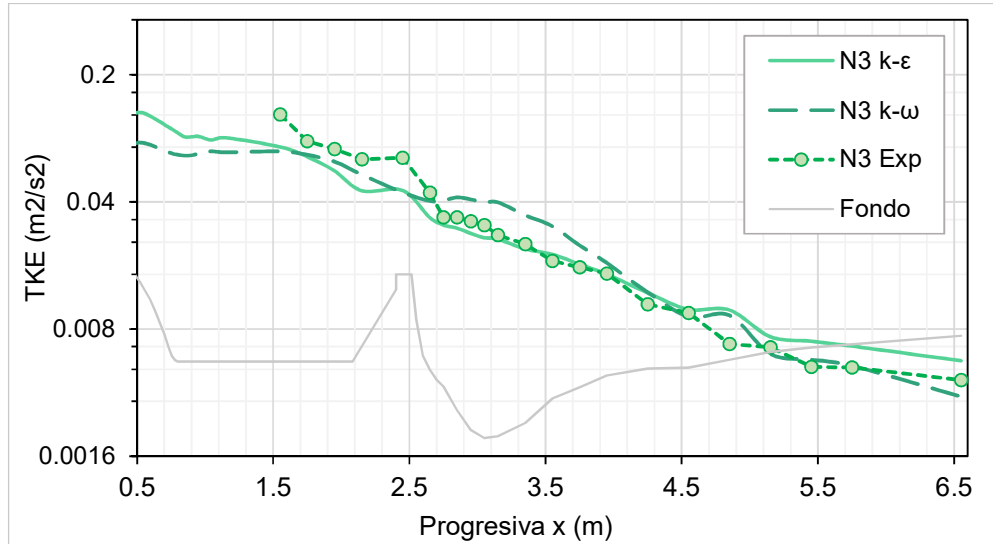


Figura 63. Decaimiento de la energía cinética turbulenta para  $Q_{c3} = 63.1$  l/s

La eficiencia de la disipación de energía cinética se mide según la fórmula:

$$\sigma = \frac{k_{inicial} - k_{final}}{k_{inicial}} \quad (5.4)$$

Donde  $k_{inicial}$  y  $k_{final}$  corresponden al inicio y fin del salto respectivamente. La Tabla 19 ha determinado la eficiencia de la disipación, considerando  $x_{final} = 2.40$  m. Es lógico que al considerar la sección inicial del modelo físico en  $x = 1.15$  m resulte con una eficiencia menor que la obtenida para el modelo numérico k-ε, para el cual se tomó el valor en la sección  $x = 0.75$  m. En este sentido, el modelo k-ε es el más parecido para reproducir lo que ocurre en el modelo físico.

Tabla 19. Eficiencia de la disipación de energía cinética.

Ensayo	Caudal $Q_c$ (l/s)	$\sigma$ - M. Físico	$\sigma$ - k-ε	$\sigma$ - k-ω
N1	35.18	0.885	0.944	0.838
N2	49.22	0.782	0.844	0.674
N3	63.08	0.579	0.610	0.346
(*) $k_{final}$ Promedio entre los valores para $x=2.15$ y $x=2.65$				
(**) $x_{inicial} = 1.15$ m para el modelo físico; $x_{inicial} = 0.75$ m para el numérico.				

Se puede decir que el diseño de la poza tiene una eficiencia aceptable en el caso de los caudales de 35.2 y 49.2 l/s. No obstante, presenta una baja eficiencia para el caudal de 63.1 l/s. Es lógico que a medida que el tirante aumente, el desempeño

en la disipación disminuya, puesto que el escalón al final de la poza se vuelve menos importante en relación al tirante.

En la Figura 61 también se puede observar que la TKE se sigue disipando después de la salida de la poza disipadora ( $x = 2.15 \text{ m}$ ). Esto puede tener implicancias en la capacidad erosiva sobre el lecho, ya advertido en secciones anteriores de este texto, para lo cual, se puede revisar con detalle el ANEXO C.

## 5.8. DESEMPEÑO DEL MODELO

A modo de resumen del análisis, se han evaluado los modelos numéricos en función del indicador de eficiencia de Nash-Sutcliffe (1970), el cual se define según:

$$NSE = 1 - \frac{\sum(y_{prueba} - y_{real})^2}{\sum(\bar{y}_{real} - y_{real})^2} \quad (5.5)$$

En el cálculo del NSE, el error cuadrático de la data de prueba (modelo numérico) en relación con la data real (experimento) se compara con la desviación estándar de esta última. Valores negativos indican que el error de la data de prueba es mayor que la desviación estándar de los datos reales. Se consideran muy buenos valores a partir de 0.75 (Villamizar, 2014).

En la Tabla 20 se ha calculado el indicador de eficiencia para la presión, el tirante, la energía cinética turbulenta, y el campo de velocidades en las tres zonas de análisis. Los datos presentados han recibido un tratamiento de filtrado de velocidades en base al trabajo presentado por Miranda & Sánchez (2021).

Al respecto de la presión y la energía cinética turbulenta, ambos modelos muestran un buen ajuste, siendo el modelo k- $\epsilon$  el que presenta los valores más altos. Con relación al tirante de agua, debe mencionarse que, además de las diferencias entre los valores experimentales y los del modelo numérico, se ha evaluado el tirante solo en el rango permitido por la ventana de visualización, con un rango vertical de 0.04 m. Al perderse parte de la data en el análisis, la desviación estándar resultó menor, y eso conlleva a valores negativos del NSE.

Tabla 20. Indicador de eficiencia de Nash Sutcliffe (NSE).

Modelo	N	Presión	Tirante de agua	TKE	Perfiles de velocidad $U_x$		
					Aguas arriba	Poza disipadora	Cuenca de erosión
k- $\epsilon$	1	0.876	-0.1868	0.914	0.805	0.472	0.917
k- $\epsilon$	2	0.925	0.7748	0.911	0.865	0.057	0.948
k- $\epsilon$	3	0.936	0.7948	0.935	0.771	0.227	0.915
k- $\omega$	1	0.728	0.3698	0.706	0.785	-1.94	-1.894
k- $\omega$	2	0.915	0.7999	0.839	0.837	-2.575	-0.542
k- $\omega$	3	0.897	-0.2486	0.918	0.698	-1.038	-0.349

Fuente: Adaptado de Miranda & Sánchez (2021).

Finalmente, para el campo de velocidades, el modelo k- $\epsilon$  obtuvo valores positivos del NSE en las tres zonas de análisis, mas no sucedió lo mismo con el modelo k- $\omega$ . Al respecto de la poza disipadora, se puede afirmar que el modelo k- $\epsilon$  reproduce correctamente el fenómeno, al evidenciar que en el cuenco de erosión tuvo un muy buen ajuste, mientras que la data experimental presenta indicios de problemas de filtrado en la poza disipadora.

## CONCLUSIONES

La tesis comprende la construcción de un modelo numérico tridimensional en OpenFOAM aplicado al estudio de las pozas disipadoras. Para ello se ha definido un dominio que comprende las regiones de ingreso del flujo, el salto hidráulico y el lecho de erosión. A fines de analizar alternativas de modelación, se ha seleccionado los modelos RANS k-Epsilon Estándar y k-Omega SST, para posteriormente validar sus resultados.

Se estableció una metodología completa para el estudio de los modelos numéricos en pozas disipadoras. Los objetivos específicos se han cumplido, al presentarse la serie de pasos, alternativas y sugerencias de la literatura de manera estructurada con enfoque en el análisis de las pozas disipadoras. Se ha ejecutado la simulación física midiendo el campo de velocidades, presiones y niveles de agua. Además, se ha empleado satisfactoriamente los datos experimentales para validar los resultados del modelo numérico.

El valor de esta tesis se encuentra en el conocimiento plasmado en la metodología de construcción y validación de un modelo numérico, que se ha enfocado al estudio de las pozas disipadoras, pero puede servir de guía para un amplio espectro de estudios que involucren modelos de turbulencia tridimensionales.

El desarrollo del modelo numérico se resume de la siguiente manera:

- Se construyeron los modelos numéricos k-Epsilon Estándar y k-Omega SST, modelos RANS basados en cantidades promediadas en el tiempo, donde los parámetros de turbulencia se modelan. El modelo estudió el diseño de una poza disipadora de barraje móvil, para tres caudales de compuerta: 35.2, 49.2 y 63.1 l/s.
- Para el dominio de la simulación se ha empleado una malla de 6 millones de celdas aproximadamente, delimitada por contornos de ingreso de aire y agua, condiciones de salida de agua y atmosférica, así como paredes lisas y rugosas, y se incorporó el tamaño de grano de arena en las funciones de pared. Para simplificar el análisis se ha empleado condición de simetría en los contornos definidos a lo largo de los ejes del muro y de la compuerta.
- Se empleó el clúster de alto rendimiento TIPÓN del LNH, empleándose 48 procesadores. Para esta configuración, la demanda computacional del modelo

se situó entre 6 y 10 horas-procesador, por cada segundo de simulación y cada millón de celdas.

- Las simulaciones se desarrollaron desde condiciones iniciales con niveles de agua ya establecidos hasta alcanzar un punto cuasi-periódico después de 40 segundos de simulación, y demostraron ser estables para valores de Courant entre 0.9 y 1.7.

Del análisis comparativo de resultados se concluye lo siguiente:

- ✓ El análisis visual y de niveles de agua permite verificar que el salto hidráulico del modelo numérico, tanto para k-Épsilon Estándar y k-Omega SST, crece con una menor pendiente (o es más aplanado) que el salto hidráulico del modelo físico. Esto ocasionó que para el tercer ensayo el pie del salto avance hacia la compuerta hasta el punto de prácticamente sumergirla.
- ✓ Ambos modelos han reproducido correctamente la cota de presión a lo largo del salto, sin embargo, el modelo k-Épsilon Estándar presentó un ajuste ligeramente mejor.
- ✓ En cuanto a la reproducción de velocidades dentro del salto hidráulico, el modelo k-Épsilon Estándar ha logrado un desempeño mejor que el modelo k-Omega SST. Se identificaron diferencias entre ambos modelos. A lo largo del eje central de la compuerta, el modelo k-Omega SST predice velocidades máximas 20 % mayores que el modelo k-Épsilon SST. A lo largo del eje del muro, por otro lado, el primero presenta menores velocidades (o mayores en términos negativos). En general, la reproducción de las zonas de recirculación no está adecuadamente representada en el modelo k-Omega SST.
- ✓ En la zona de erosión la velocidad de flujo del modelo K-Omega SST presenta un error considerable, generando velocidades negativas en el eje de la compuerta, y velocidades muy elevadas sobre el eje del muro. El modelo k-Épsilon Estándar, por otro lado, reproduce correctamente las velocidades en esta región, alcanzando un índice de NSE sobre 0.9.
- ✓ Ambos modelos logran reproducir el decaimiento de la turbulencia, pero es el modelo k-Épsilon estándar el que mejor relación de eficiencia encuentra con relación al modelo físico. La eficiencia de disipación de la poza varió desde 94 % para el caudal de 35.2 l/s, hasta 61 % para 63.1 l/s.

- ✓ En general, se sugiere el uso del modelo k-Épsilon Estándar para evaluar el desempeño de las pozas disipadoras, mientras que el modelo k-Omega SST no se recomendaría para este fin. A pesar de que algunos parámetros pueden mejorarse para estudiar el desempeño de este último, tales como el refinamiento con capas finas en el lecho de erosión, mejoramiento de condiciones de borde, entre otros aspectos; estos requerimientos adicionales le restan practicidad para su aplicación en la ingeniería.

## RECOMENDACIONES

- ✓ Se recomienda estudiar con mayor detalle el tratamiento de compuertas y salidas de agua en los modelos numéricos e incorporar un análisis de frecuencias para evaluar la sensibilidad del modelo a las oscilaciones numéricas.
- ✓ Se recomienda investigar el salto hidráulico mediante modelos del tipo DES (Simulaciones de Remolinos Separados) para analizar el desempeño de los niveles de agua, considerando las fluctuaciones de baja frecuencia, y considerando un análisis de costo-beneficio respecto de los modelos RANS.
- ✓ Se recomienda incorporar en futuros estudios un análisis de sensibilidad para una adecuada calibración de los parámetros del modelo numérico, de manera que los indicadores de eficiencia entre las variables de flujo del modelo físico y numérico tengan valores cercanos a 1. De esta manera se puede generar una guía para el diseño y evaluación de pozas disipadoras basada en simulaciones numéricas, que sirvan para estudios a nivel de perfil y anteproyecto.
- ✓ La implementación del transporte de sedimentos sigue siendo un reto dentro del campo de la Dinámica de Fluidos Computacional, tema que no se ha abordado en esta tesis. Es recomendable implementar modelos numéricos mínimamente 2D, que consideren las diferencias entre el flujo de fondo y el flujo de superficie, e incorporen parámetros de turbulencia.
- ✓ Se recomienda aprender el software OpenFOAM, que es de código libre basado en C++, emplear los recursos disponibles y asistir a cursos de capacitación para conocer el código, sus potencialidades y limitaciones respecto de los casos específicos donde quiera aplicarse.



- ✓ Para desarrollar estudios manejando amplia cantidad de información es necesario que, además de conocer las funcionalidades del software CFD, el individuo tenga conocimiento en manejo de base de datos, programación en Python o #R, así como herramientas de visualización como Paraview.

## REFERENCIAS

- Agisoft. (2021). *Agisoft*. Obtenido de User Manuals: <https://www.agisoft.com/downloads/user-manuals/>
- Agustín, M., & Narváez, P. (2012). *Estudio Experimental de la Disipación de Energía del Proyecto 'HIDROSANBARTOLO'*. Tesis de pregrado en Ingeniería Civil, Universidad de Cuenca, Cuenca, Ecuador. Obtenido de <http://dspace.ucuenca.edu.ec/handle/123456789/780>
- Almaráz Gómez, A. (2007). *Análisis de Flujo en un Sensor de Placa de Orificio*. Tesis de maestría, Instituto Politécnico Nacional, México D.F.
- Alvarez, I. (2013). *Estudio sobre el comportamiento hidrodinámico de un tanque amortiguador*. Tesis de maestría, Universidad Autónoma de México, Departamento de maestrías y doctorados, México D.F. Obtenido de <http://132.248.52.100:8080/xmlui/handle/132.248.52.100/6272>
- ANSYS. (29 de enero de 2009). *Wall Boundary Conditions*. Recuperado el 14 de julio de 2020, de FLUENT - Manual User: <https://www.afs.enea.it/project/neptunius/docs/fluent/html/ug/node250.htm>
- Babaali, H., Shamsai, A., & Vosoughifar, H. (2015). Computational Modeling of the Hydraulic Jump in the Stilling Basin with Convergence Walls Using CFD Codes. *Arabian Journal for Science and Engineering*, 40(2), 381-395. doi:10.1007/s13369-014-1466-z
- Balen, W. v., Blanckaert, K., & Uijttewaal, W. S. (23 de abril de 2010). Analysis of the role of turbulence in curved open-channel flow at different water depths by means of experiments, LES and RANS. *Journal of Turbulence*, 11(12), 1-34. doi:10.1080/14685241003789404
- Bautista, J. A. (2018). *Eficiencia de retención de sedimentos de un sistema de espigones permeables fabricados con troncos de árboles en ríos amazónicos*. Tesis de pregrado de Ingeniería Hidráulica, Universidad Nacional de Cajamarca, Cajamarca, Perú.
- Bayón, A. (2017). *Numerical analysis of air-water flows in hydraulic structures using computational fluid dynamics*. Tesis doctoral, Universidad

Politécnica de Valencia, Valencia, España. Obtenido de <http://hdl.handle.net/10251/90440>

Bayón, A., & López, P. (2015). Numerical analysis of hydraulic jumps using OpenFOAM. *Journal of Hydroinformatics*, 17(4), 662-678. doi:10.2166/hydro.2015.041

Bayón, A., Valero, D., García-Bartual, R., Valles-Morán, F. J., & Lopez-Jiménez, P. A. (2016). Performance assessment of OpenFOAM and FLOW-3D in the numerical modeling of a low Reynolds number hydraulic jump. *Environmental Modelling & Software*, 80, 322-335. doi:<https://doi.org/10.1016/j.envsoft.2016.02.018>

Bayón, A., Valles Morán, F. J., & Lopez Jiménez, P. A. (2015). Numerical analysis and validation of South Valencia sewage collection system diversion. *36th IAHR Conference*. The Hague (Holland).

Canny, J. F. (1986). A Computational Approach to Edge Detection. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 679-698. doi:10.1109/TPAMI.1986.4767851

Cardiff, P. (2018). Introduction to Meshing in OpenFOAM. *5th UK & Ireland FOAM/OpenFOAM User Day*. Dublin.

CFD Direct. (10 de julio de 2018). *OpenFOAM v6 User Guide : Numerical Schemes*. Obtenido de CFD Direct: <https://cfdirect.com/openfoam/user-guide/v6-fvschemes/>

CFD Online. (s.f.). *Turbulence free-stream boundary conditions*. Recuperado el 15 de mayo de 2020, de CFD Online: [https://www.cfd-online.com/Wiki/Turbulence\\_free-stream\\_boundary\\_conditions](https://www.cfd-online.com/Wiki/Turbulence_free-stream_boundary_conditions)

Chen, J. (2005). *Experimental research on energy dissipater of diversion works in Low Head*. Northwest A & F University.

Constantinescu, G., Koken, M., & Zeng, J. (2010). Simulation of flow in an open channel bend of strong curvature using Detached Eddy Simulation. En A. Dittich, K. Koll, J. Aberle, & Geisenhainer (Ed.), *River Flow 2010*, (págs. 1527-1534). Karlsruhe.

- del Álamo, J. C. (2005). *La organización a gran escala de canales turbulentos*. Tesis doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, Departamento de Motopropulsión y Termofluidodinámica, Madrid, España. Obtenido de <http://oa.upm.es/199/>
- Fröhlich, J., & Terzi, D. v. (2008). Hybrid LES/RANS methods for the simulation of turbulent flows. *Progress in Aerospace Sciences*, 349-377. doi:<https://doi.org/10.1016/j.paerosci.2008.05.001>
- García, C. M., Jackson, P. R., & García, M. H. (2006). Confidence intervals in the determination of turbulence parameters. *Experiments in Fluids*, 40, 514-522. doi:10.1007/s00348-005-0091-8
- Hassonizadeh, H., & Shafai, B. M. (2001). Experimental measurement of dynamic force on slab in stilling basins. *Waterlands Engineering and River Restoration*. Nevada: ASCE. doi:10.1061/40581(2001)125
- Holzmann, T. (2017). *Mathematics, Numerics, Derivations and OpenFOAM*. Obtenido de Holzmann CFD: <https://holzmann-cfd.com/>
- Jones, D., Chapuis, M., Liefvendahl, M., Norrison, D., & Widjaja, R. (2016). *RANS Simulations using OpenFOAM Software*. Australia: Maritime Platforms Division.
- Kitware. (2020). *Paraview*. Obtenido de Paraview Documentation: <https://docs.paraview.org/en/latest/>
- Launder, B. E., & Spalding, D. B. (1974). The numerical Computation of Turbulent Flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 3, 269-289.
- Lopardo, R. (1985). Metodología de estimación de presiones instantáneas en cuencos amortiguadores. *Anales de la Universidad de Chile, Serie N°8*, 437-455.
- Lopardo, R. A., & Romagnoli, M. (2009). Pressure and Velocity Fluctuations in Stilling Basin. *16th IAHR-APD Congress*. IAHR. doi:10.1007/978-3-540-89465-0\_359
- Macián Pérez, J. F., García Bartual, R., Huber, B., Bayón, A., & Vallés Morán, F. (2019). Approach to the void fraction distribution within a hydraulic jump in

a typified USBR II stilling basin. *38th IAHR World Congress - "Water: Connecting to the World"*. Panamá City, Panamá.

Macián, J., García, R., Huber, B., Bayón, A., & Vallés, F. (2020). Analysis of the Flow in a Typified USBR II Stilling Basin through a Numerical and Physical Modeling Approach. *Water*, 12(227). doi:10.3390/w12010227

Menter, F. (1993). Zonal two equation  $k - \omega$  turbulence models for aerodynamics flows. *24th Fluid Dynamics Conference*. Orlando, Florida: AIAA.

Menter, F. R., Kuntz, M., & Langtry, R. (2003). Ten Years of Industrial Experience with SST Turbulence Model. *Turbulence, Heat and Mass Transfer 4*.

Miranda, L. J., & Sánchez, R. (2021). Experimental and Numerical Analysis of the Hydraulic Jump Stilling Basin and the Downstream Scour Depth. *International Junior Researcher and Engineer Workshop on Hydraulic Structures*, 2. Obtenido de <https://digitalcommons.usu.edu/ewhs/2021/Session1/2/>

Moukalled, F., Mangani, N., & Darwish, M. (2016). *The Finite Volume Method* (Vol. 113). Suiza: Springer.

NASA. (30 de junio de 2015). *Langley Research Center*. Obtenido de <https://turbmodels.larc.nasa.gov/bsl.html>

Nash, J. E., & Sutcliffe, J. V. (1970). River flow forecasting through conceptual models: Part I. A discussion of principles. *Journal of Hydrology*, 119 (3), 429-442.

OpenFOAM. (2006). *nutkRoughWallFunction*. Obtenido de OpenFOAM: User Guide: <https://www.openfoam.com/documentation/guides/latest/doc/guide-bcs-wall-turbulence-nutkRoughWallFunction.html>

Pagliara, S., Palermo, M., & Carnacina, I. (2009). Scour and hydraulic jump downstream of block ramps expanding in stilling basin. *Journal of Hydraulic Research*, 47(4), 503-511. doi:10.1080/00221686.2009.9522026

Paredes, R. (2014). *Investgación de la disipación de energía en el segundo aliviadero de excedencia en la presa Sabana - Yegua*. Tesis de pregrado

en Ingeniería Civil, Universidad Nacional de Piura, Facultad de Ingeniería, Piura, Perú. Obtenido de <https://hdl.handle.net/11042/2193>

Peterka, A. J. (1984). *Hydraulic Design of Stilling Basings and Energy Dissipators*. Engineering Monograph, United States Bureau of Reclamation, Department of the Interior, Denver, Colorado.

Pope, S. (2000). *Turbulent Flows*. Cambridge U.K.: Cambridge University.

Ríos, D. (2014). *Investigación de la disipación de energía en el modelo hidráulico del proyecto Alto Piura*. Tesis de pregrado en Ingeniería Civil, Universidad de Piura, Piura, Perú. Obtenido de <https://hdl.handle.net/11042/2191>

Rodi, W. (1980). *Turbulence Models and Their Application in Hydraulics*. IAHR, Delft, The Netherlands.

Russo, F., & Base, N. T. (2016). Scaling of turbulence intensity for low-speed flow in smooth pipes. *Flow Measurement and Instrumentation*, 52, 101-114. doi:10.1016/j.flowmeasinst.2016.09.012

Salim, S. M., & Cheah, S. C. (2009). Wall  $y^+$  Strategy for Dealing with Wall-bounded Turbulent Flows. *International MultiConference of Engineers and Computer Scientists*. Hong Kong: IAENG. Obtenido de [https://www.researchgate.net/publication/209105574\\_Wall\\_y\\_Strategy\\_for\\_Dealing\\_with\\_Wall-bounded\\_Turbulent\\_Flows](https://www.researchgate.net/publication/209105574_Wall_y_Strategy_for_Dealing_with_Wall-bounded_Turbulent_Flows)

Shafai, M. B., & Neisi, K. (2009). A New Roughened Bed Hydraulic Jump Stilling Basin. *Asian Journal of Applied Sciences*, 2(5), 436-445. doi:10.3923/ajaps.2009.436.445

Urban, A. L., Wilhelms, S. C., & Gulliver, J. S. (2005). Decay of Turbulence Downstream of a Stilling Basin. *Journal of Hydraulic Engineering*, 131(9), 825-829. doi:10.1061/(ASCE)0733-9429(2005)131:9(825)

Velioglu, D., Denli Tokyay, N., & Ersin Dincer, A. (2015). A numerical and experimental study on the characteristics of hydraulic jumps on rough beds. *The 36th IAHR World Congress*, (págs. 3605-3613). The Hage, The Netherlands.

Versteeg, H. K., & Malalasekera, W. (2007). *An Introduction to Computational Fluid Dynamics* (2da ed.). Harlow: Pearson.

- Villamizar, A. (2014). *Aplicación de un modelo turbulento bidimensional para la simulación de flujo a superficie libre en un canal horizontal*. Tesis de maestría, Universidad Nacional de Colombia - Sede Bogotá, Bogotá, Colombia. Obtenido de <http://bdigital.unal.edu.co/47755/>
- Wang, D., Yu, X., Zhou, Y., & Tse, K. T. (2015). A combination method to generate fluctuating boundary conditions for large eddy simulation. *Wind and Structures*, 20(4), 579-607. doi:10.12989/was.2015.20.4.579
- Wimshurst, A. (2018). *What is the difference between Upwind, Linear Upwind and Central Differencing?* Obtenido de Fluid Mechanics 101: <https://www.youtube.com/watch?v=JVE0fNkc540>
- Wimshurst, A. (2019). *What is the difference between  $y^+$  and  $y^*$* . Obtenido de Fluid Mechanics 101: <https://www.youtube.com/watch?v=nSdVaF3JnI0&t=642s>

## **ANEXOS**

### ANEXO A: PLANOS DEL MODELO FÍSICO

#### A1. PLANO EN PLANTA

#### A2. PLANO DE PERFIL

### ANEXO B: MÉTODOS DE PROCESAMIENTO EXPERIMENTAL

#### B1. DETECCIÓN DE NIVELES DE AGUA

#### B2. PROCESAMIENTO DE DATOS DEL VELOCÍMETRO ACÚSTICO (ADV)

#### B3. DETECCIÓN DEL LECHO DE EROSIÓN

#### B4. GRANULOMETRÍA DE LA ARENA

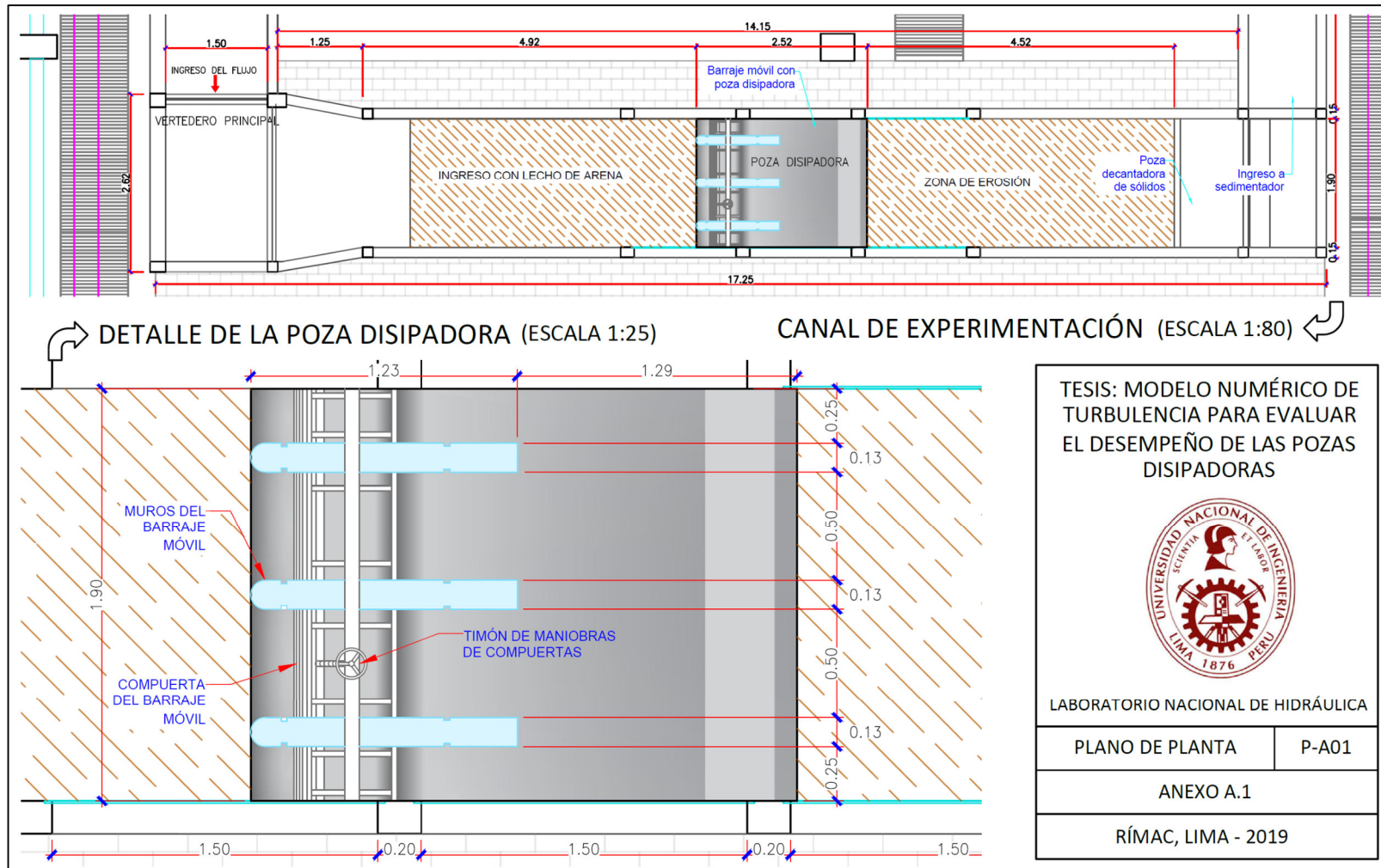
### ANEXO C: ANÁLISIS DEL ESFUERZO CORTANTE

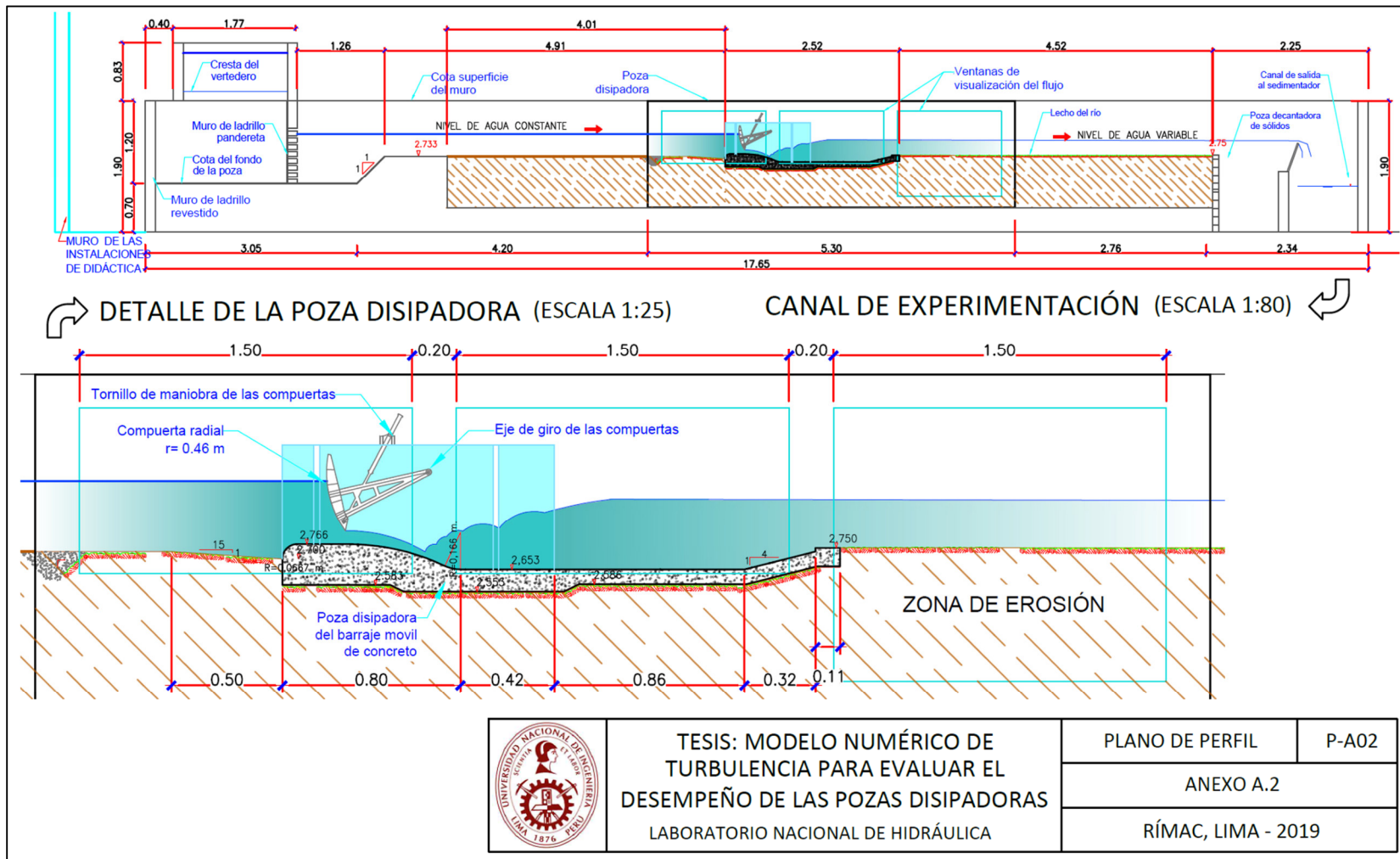
#### C1. INFORMACIÓN EXPERIMENTAL

#### C2. MODELO NUMÉRICO



## ANEXO A. PLANOS DEL MODELO FÍSICO





## ANEXO B. MÉTODOS DE PROCESAMIENTO EXPERIMENTAL

### B1. DETECCIÓN DE NIVELES DE AGUA

La detección de los niveles de agua se realizó en base a los videos grabados sobre las ventanas de visualización. La metodología empleada se basó en el trabajo de Canny (1986). La programación se diseñó en base al código #R, y se ejecutó en Rstudio. Por practicidad, se emplea un caso para el ensayo N° 3 en la ventana del salto hidráulico.

#### B1.1. IMPORTACIÓN DE FOTOGRAMAS

Los videos se analizaron para obtener los fotogramas cada 15 segundos. Esto se logró mediante el programa FFMPEG y el siguiente código:

```
▶time ffmpeg -i video.mp4 -filter:v fps=fps=15  
imágenes/im_%03d.png
```

Para el caso seleccionado, las imágenes empleadas tuvieron un tamaño de 1800 x 840 pixeles. Es necesario que las imágenes se exporten en formato PNG para poder editarlas según el procedimiento sugerido en este texto.

#### B1.2. REDUCCIÓN DE RUIDO

El ruido se elimina aplicando en cada pixel factores de ponderación en base a una función gaussiana:

$$R_{ij} = \frac{1}{4\sigma^2} \exp\left(-\frac{x^2}{2\sigma^2}\right) \quad (B.1)$$

Donde el nuevo valor del pixel se obtiene como la media ponderada de los valores de los pixeles circundantes en un tamaño de pixel  $r$  alrededor del pixel  $(i,j)$

$$p_{i,j}^* = \sum_{a=i-r;b=j-r}^{i+r;j+r} p_{ab} \cdot R_{ab} \quad (B.2)$$

Para las formulaciones anteriores, se debe especificar el radio del dominio  $r$  y el factor de desviación  $d_s$ , y se aplican en las tres bandas R, G y B, que se almacenan en #R en una escala de 0 a 1. En el caso en cuestión se aplicó  $r =$

6 y  $d_s = 0.9$ , a partir de lo cual, la desviación estándar  $\sigma$  se obtiene como  $\sigma = r \cdot d_s$ . Para desarrollar este proceso de manera automática, se generó una función `smooth_img` en lenguaje R:

```
smooth_img<- function(imagen,r,ds,y) {  
  ## r es el radio de la matriz  
  if(r<1) stop("Size of smooth should be at least 1")  
  if(dim(imagen)[3]!=3) {imagen<-imagen[,c(1,2,3)]}  
  maxf<-dim(imagen)[1]  
  maxc<-dim(imagen)[2]  
  ## yl: indicador de columnas donde se desea aplicar el filtro  
  im2<-imagen  
  Rij<-matrix(nrow=2*r+1,ncol=2*r+1)  
  desv<-ds*r  
  ## Rij es la matriz de factores gaussianos  
  for(j in 1:(2*r+1)) {  
    for(i in 1:(2*r+1)) {  
      ee<-((i-r)^2+(j-r)^2)/(2*desv^2)  
      Rij[j,i]<-exp(-ee)/(2*desv)^2  
    }  
  }  
  ## En vertical yl contiene el pixel máximo y mínimo en filas  
  ## En la horizontal, se aplica al máximo de columnas posible  
  for(j in yl[1]:yl[2]) { ## vertical  
    for(i in (r+1):(maxc-r)) { ## horizontal  
      ## mat2 es la matriz de los pixeles circundantes al objetivo  
      ## se ajusta el valor de pixel como máximo a 1  
      mat2<-imagen[(j-r):(j+r),(i-r):(i+r),]  
      im2[j,i,1]<-min(sum(Rij*mat2[,1]),1.0)  
      im2[j,i,2]<-min(sum(Rij*mat2[,2]),1.0)  
      im2[j,i,3]<-min(sum(Rij*mat2[,3]),1.0)  
    }  
  }  
  return(im2)  
}
```

Código 12. Función de reducción de ruido.

### B1.3. IDENTIFICACIÓN DE INTERFASE

Sobre la imagen de ruido reducido, se debe ejecutar la derivada de los valores de pixel para identificar aquel cambio brusco que índice la presencia de la interfase agua-aire. A diferencia de Canny (1986), aquí se ha empleado el análisis solo en la dirección vertical (columnas) de pixeles. En el siguiente código se procesa la imagen para obtener un vector diferencial  $dd$  de los valores de pixel.

```
## pl contiene las columnas (pixel) a las que se aplicará el filtro
pl<-as.integer(seq.int(from=180,to=1710,length=30))
  pln<-length(pl)
## hl contiene el rango de filas donde se aplicará el filtro
hl<-c(20,350)
## surfacepx se destina a guardar el punto de interfase encontrado
surfacepx<-data.frame(py=numeric(pln),px=numeric(pll))
## se aplica la función
imagen<-smooth_img(imagen,r=6,ds=0.9,yl=hl)
pli<-0
for(long in pl) {
  pli<-pli+1
  ## Se aplica para las tres bandas R,G,B (1,2,3)
  imagenf<-imagen[hl[1]:hl[2],long,c(1,2,3)]
  dd<-imagenf
  for(i in 1:h) {dd[i,]<-abs(imagenf[i+1,]-imagenf[i,])*2}
  dd[h+1,]<-c(0,0,0)
  dd<-dd[,1]+dd[,2]+dd[,3]
  dd<-pasa_gauss(data=dd,r=2,ds=0.75)
  coord<-c(which.max(dd)+hl[1]-1,long)
  surfacepx[pli,]<-coord
}
```

Código 13. Cálculo de vector diferencial de los valores de pixel.

La función *pasa\_gauss* es un filtro gaussiano que suaviza el vector diferencial  $dd$  para evitar que saltos de pixel altos sean detectados en lugar de saltos escalonados más importantes. Para dicho propósito se pondera el vector

diferencial con un factor de probabilidad de distribución normal. Esta función se define antes de ejecutar el programa principal.

```
pasa_gauss<- function(data,r,ds) {  
  n<-length(data)  
  dd<-data/2  
  gauss<-dnorm(1:(2*r+1), mean = r+1, sd = ds*r, log = FALSE)  
  for(i in (r+1):(n-r)) {  
    dd[i]<-sum(data[(i-r):(i+r)]*gauss)  
  }  
  return(dd)  
}
```

Código 14. Función de filtro gaussiano para identificar la interfase.

La Figura B.1 muestra las etapas anteriormente secuenciadas: la imagen original (A), el resultado de la reducción de ruido (B) y la detección de la interfase (C) en color rojo, acompañados de una grilla de puntos de control que sirven para transformar los valores de pixel en coordenadas absolutas.

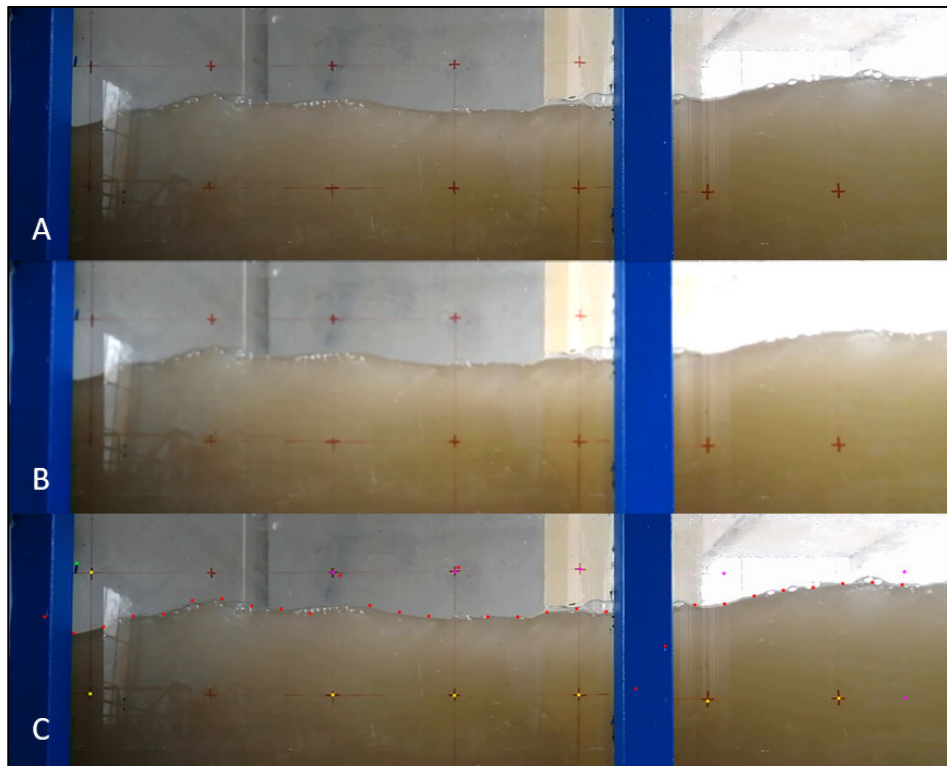


Figura B.1. Imagen captura de la ventana (A), reducción de ruido (B) y detección de interfase (C)



En la imagen se puede identificar una zona de reflejo al inicio de la ventana, que es una región problemática donde la identificación no se realiza correctamente. Otros errores menores se pueden eliminar de la data de forma manual, o como se realizó en este caso, con otras herramientas avanzadas dentro del código.

#### B1.4. CÁLCULO DE COORDENADAS

Para el cálculo de las coordenadas es necesario definir un sistema de referencia sobre la imagen, con una grilla de puntos de control (Tabla B.1) que determinen la correspondencia entre los las coordenadas de pixel (px,py) y las coordenadas absolutas (x,y). El método empleado requiere de pares de puntos (inferior y superior) distribuidos de forma similar a la mostrada en la Figura B.2, para poder realizar el cálculo a través de una triangulación.

Tabla B.1. Grilla de puntos de control para determinar coordenadas

id	px	py	x*	y*	sup
0	261	321	82.67	10.78	1
0	694	323	102.67	10.78	2
0	911	324	112.67	10.78	3
0	1133	323	122.67	10.78	4
0	1363	334	132.67	10.3	5
0	1715	329	147.67	10.3	6
1	263	105	82.67	20.78	NA
2	694	105	102.67	20.78	NA
3	912	103	112.67	20.78	NA
4	1135	99	122.67	20.78	NA
5	1392	107	132.67	20.3	NA
6	1714	104	147.67	20.3	NA
7	1595	105	142.67	20.3	NA

(\*) x e y en cm

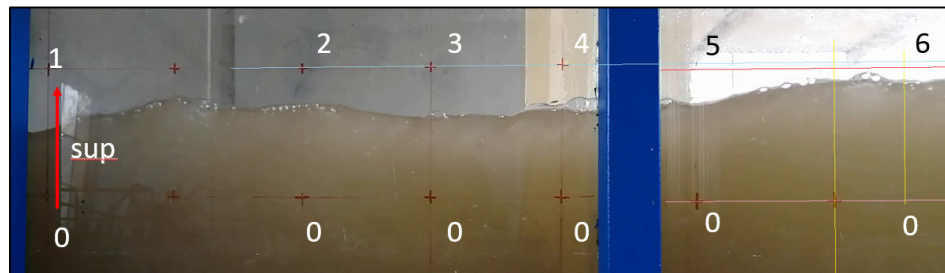


Figura B.2. Distribución de puntos de control.

Las funciones programadas en #R para este fin se detallan en el siguiente código:

```
pixeltoxy <- function(x,b0,c) {
  zb0<-data.frame("x"=b0$x,"y"=b0$y,"px"=b0$px)
  zc<-data.frame("x"=c$x,"y"=c$y,"px"=c$px)
  z1<-zb0+(zc-zb0)/(c$py-b0$py)*(x$py-b0$py)
  return(z1)
}
verticalInterpol <- function(x,control) {
  if(class(x)!="data.frame") stop('x coordinate must be data frame')
  ncoor<-dim(x)[1]
  zout<-x
  base<-control[control$id == 0,]
  base<-base[order(base$px),]
  bn<-dim(base)[1]
  idc<-control$sup[!is.na(control$sup)]
  comp<-control[control$id %in% idc,]
  message <- sprintf("idc %d elements but sup has %d",
    length(idc),dim(comp)[1])
  if(length(idc)!=dim(comp)[1]) stop(message)
  for(coor in 1:ncoor) {
    pixeles<-x[coor,]
    sii<-TRUE
    for(i in 2:bn-1) {
      if(base$px[i]<=pixeles$px && pixeles$px<base$px[i+1]) {
        sii<-FALSE
        compbool<-0
        id_<-base$sup[i]
        if(id_ %in% idc) {
          c<-control[control$id==id_,]
          z1<-pixeltoxy(x=pixeles,b0=base[i,],c)
          compbool<-compbool+1
        } else {z1<-c(0,0)}
        id_<-base$sup[i+1]
      }
    }
  }
}
```



```
if(id_%in% idc) {  
  c<-control[control$id==id_,]  
  z2<-pixeltoxy(x=pixeles,b0=base[i+1,],c)  
  compbool<-compbool+1  
} else {z2<-c(0,0)}  
if(compbool>1) {  
  z<-z1+(z2-z1)/(z2$px-z1$px)*(pixeles$px-z1$px)  
  zout[coor,1] <-z$x  
  zout[coor,2] <-z$y  
} else {zout[coor,] <-c(0,0)}  
}  
}  
if(sii) {zout[coor,]<-c(NA,NA)}  
}  
colnames(zout)<-c("x","y")  
return(zout)  
}
```

Código 15. Funciones de triangulación para cálculo de coordenadas.

En un programa más completo (que ordena en bucles las funciones antes listadas) se realizó el cálculo de los niveles de agua para cada instante temporal, y luego se determinó el nivel medio de la superficie de agua. Para el caso tratado, los resultados se muestran en la siguiente Figura, la cual presenta envolventes en un rango de 1 desviación estándar.

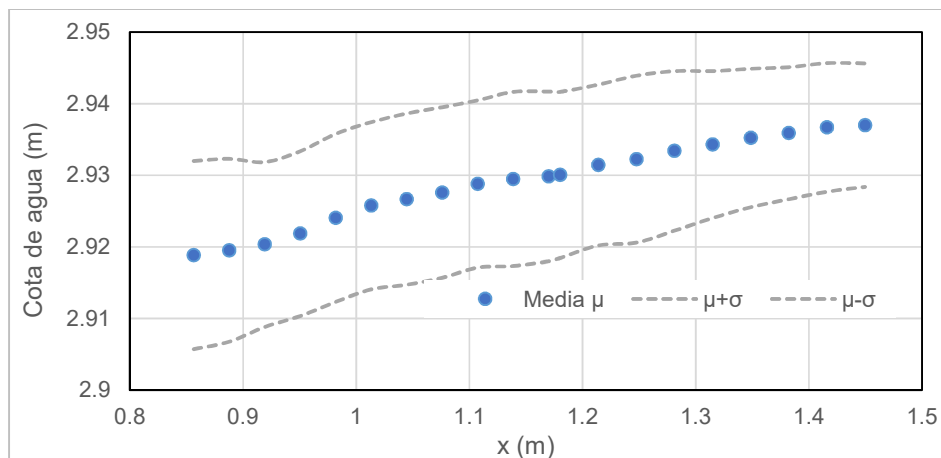


Figura B.3. Coordenadas de los tirantes calculados.

En la Tabla B.1 se puede calcular que aproximadamente 100 mm equivalen a 215 pixeles, de ahí entonces que el error por pixel equivale a 0.46 mm. Asumiendo que se pueden producir errores del orden de 2 pixeles por imprecisión de captura y 1 pixel por redondeos de triangulación, la precisión del método es de  $\pm 1.4 \text{ mm}$ . Esto último varía por cada fotografía, pero se encuentra dentro de los márgenes aceptables,

## B2. PROCESAMIENTO DE DATOS DEL VELOCÍMETRO ACÚSTICO DE EFECTO DOPPLER (ADV)

El Velocímetro Acústico Doppler (ADV) es un instrumento que genera gran cantidad de información, la cual requiere ser procesada, almacenada y traducida para su posterior análisis. Principalmente, el instrumento arroja una matriz de velocidades en arreglos donde una dimensión es la altura del punto, y la otra es el tiempo. No obstante, también se obtenía datos de distancia al nivel de suelo, nivel de ruido y correlación del muestreo interno del instrumento.

Cada *toma* se realizó durante un tiempo de 10-15 segundos, y generó información para 30 puntos distribuidos verticalmente en 30 mm. Para capturar el campo de velocidades en un perfil vertical, se ascendía el Vectrino cada 3 cm tal como se muestra en la figura B.4, hasta que se completase la lectura. El conjunto de todas las tomas realizadas de esta manera formaba un *perfil*. A lo largo del modelo se ha realizado la toma de perfiles en distintos puntos, de preferencia a lo largo de los ejes B y D.

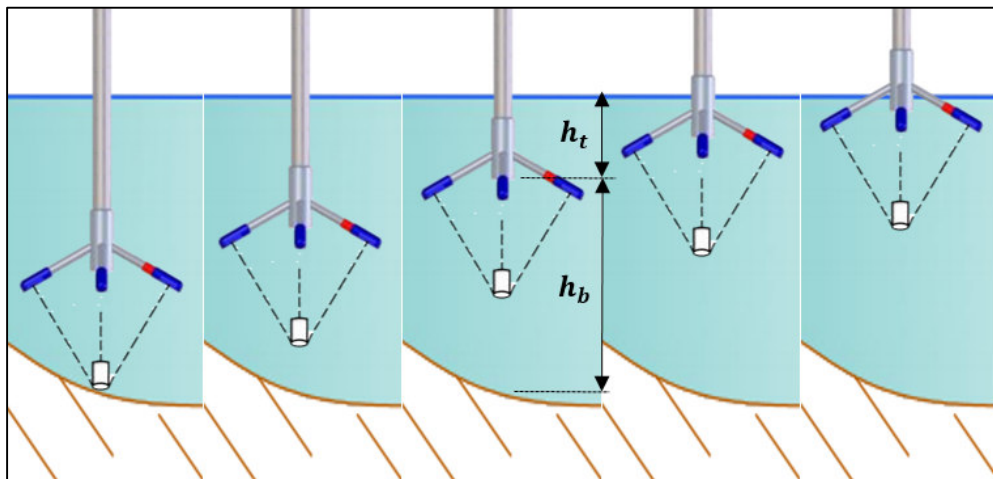


Figura B.4. Toma de datos de un perfil de velocidades.

Para poder procesar la gran cantidad de información, se generó un código en C++ para generar los resúmenes que sirvan de referencia para la validación numérica. Este código está ordenado en estructuras y funciones.

### B2.1. ESTRUCTURAS

La estructura *vd* contiene como principal información a la sub-clase *profile u*.

```
class vd{
private:
    //abreviaturas
    string ab_v[4];
    string ab_s[3];
    bool b_autocorr,b_reynolds,b_snr,b_cor,b_dep;
public:
    //Parametros en altura
    profile u[ALTURAS];
    float bottomcheck[BCHECK];
    float checkt[NFILEMAX];
    unsigned int nbcheck;
    float ntimes;
    //Parametros de impresion
    unsigned int hp[ALTURAS];
    unsigned int hpc;
    //Parametros generales
    unsigned int nalturas,minidh;
    float depth,minh;
    //funciones
    explicit vd();
    void reset();
    void set_abreviature();
    void lee_valores(ostream&,tiempo *,unsigned int,folder *);
    void bottom_check(ostream& c,string fpath,string
filename,unsigned int);
    void bottom_alturas(folder *);
    void escribe_resumen(ostream&,folder *);
    void escribe_primerp(ostream&,folder *);
```

```
void escribe_seccion(folder *,string);  
void distribuye_valores(folder *);  
void escribe_valores(archivo,tiempo *);  
void set_hprint(folder *);  
void escribe_tiempos(ostream&,tiempo *,folder *);  
void delete_interval(configure, unsigned int, Interval);  
void interval_check(string,string,unsigned int,configure);  
void set_mean();  
};
```

Código 16. Estructura general de la data de velocidades.

La estructura *profile* contiene data temporal de velocidades en las cuatro direcciones (*vel\_[4]*), y también comprende otras cantidades que se calculan en base al análisis de la data temporal, tal como la media de velocidad *mU*, la varianza de la velocidad *rmsU*, la energía cinética turbulenta *k*, nivel medio de ruido *SNRavr* y correlación media de la data *CORRavr*, entre otros elementos.

```
class profile{  
friend profile& operator+=(profile&,profile);  
public:  
    tiempo vel_[4];  
    float mU,rmsU,k;  
    float SNRavr[2];  
    float CORavr[2];  
    float bottomh;  
    bool valid;  
    //Shear stress  
    float str_xx[3];  
    unsigned int str_ndtt;  
    //funciones  
    void set_average(unsigned int);  
    void set_reynolds_stress(unsigned int);  
    void clean_data(unsigned int);  
    void set_inicials();  
    void clean_negative(float,float, unsigned int);  
    void test_limits(profilem mean,profilem dvs);
```

```
profilem potencia(float);  
string to_print(string);  
string to_print(string, unsigned int);  
};
```

Código 17. Estructura de perfil de datos.

La estructura *tiempo* corresponde a la serie temporal, donde para cada instante se ha registrado el nivel de ruido y la correlación de muestreo.

```
class tiempo{  
public:  
    float Segundo[TIMES];  
    bool Corr[TIMES];  
    bool Snr[TIMES];  
    float average; // Promedio en el tiempo  
    float rms;  
    unsigned int ndt; // Número de datos  
    string to_print(unsigned int);  
};
```

Código 18. Estructura de serie temporal.

## B2.2. FUNCIONES

Las funciones se enlistan luego de definirse las estructuras. Dos funciones importantes son la función de inicialización (*set\_inicials*), que asigna ceros a las cantidades que luego almacenarán el valor medio de los indicadores de control SNR y correlación, y también la función de cálculo de promedios (*set\_average*). Esta función calcula la media temporal por primera vez, descartando aquellos valores que contengan valores de SNR o de correlación menores a los límites establecidos.

```
void profile::set_inicials() {  
    SNRavr[0]=0;SNRavr[1]=0;  
    CORavr[0]=0;CORavr[2]=0;  
    valid=true;  
}  
void profile::set_average(unsigned int ntimes) {  
    unsigned int axis,j;
```

```
float sumau[4];float sumau2[4];
for(axis=0;axis<4;axis++) {
    sumau[axis]=0;sumau2[axis]=0;vel_[axis].ndt=0;
}
for(j=0;j<ntimes;j++) {
    for(axis=0;axis<4;axis++) {
        if(vel_[axis].Corr[j] && vel_[axis].Snr[j]) {
            sumau[axis] += vel_[axis].Segundo[j];
            sumau2[axis] += pow(vel_[axis].Segundo[j],2);
            vel_[axis].ndt += 1;
        }
    }
}
for(axis=0;axis<4;axis++) {
    if(vel_[axis].ndt >2) {
        vel_[axis].average = sumau[axis]/vel_[axis].ndt;
        vel_[axis].rms = sqrt(sumau2[axis]/vel_[axis].ndt
        -pow(vel_[axis].average,2));
    }
    else {
        vel_[axis].average = 0;
        vel_[axis].rms = 0;
        cout<< " *Invalid data: bad SNR or CORR* \n";
    }
}
mU = sqrt(pow(vel_[0].average,2) + pow(vel_[1].average,2)+
        pow((vel_[2].average + vel_[3].average)/2,2));
k = (pow(vel_[0].rms,2) + pow(vel_[1].rms,2)+
        pow((vel_[2].rms + vel_[3].rms)/2,2))/2;
rmsU = sqrt(2*k);
for(axis=0;axis<2;axis++)
}
```

Código 19. Función de promedios en clase profile.

En base a criterios de descarte de datos se ha incorporado funciones de limpieza. La primera función realiza el descarte de valores negativos, debido

a que se observó valores negativos anómalos en zonas donde se esperaba encontrar velocidades máximas. Esto ocurre debido a que la velocidad medida excedió la capacidad de frecuencia máxima del Vectrino, y el valor generado resulta negativo. El valor negativo mínimo se estableció en  $-0.5 \text{ m/s}$ . Así mismo, se estableció un valor positivo máximo de  $0.8 \text{ m/s}$ .

```
void profile::clean_negative(float negative, float positive, unsigned int
ntimes) {
    unsigned int j;
    float radius;
    radius=(positive-negative)/2;
    if(negative<0) for(j=0;j<ntimes;j++) {
        if(vel_[0].Segundo[j]<negative) {
            vel_[0].Corr[j]=false; vel_[1].Corr[j]=false;
            vel_[2].Corr[j]=false; vel_[3].Corr[j]=false;
        }
    }
    if(positive>0) for(j=0;j<ntimes;j++) {
        if(vel_[0].Segundo[j]>positive) {
            vel_[0].Corr[j]=false; vel_[1].Corr[j]=false;
            vel_[2].Corr[j]=false; vel_[3].Corr[j]=false;
        }
    }
}
```

Código 20. Funciones de descarte de datos negativos.

La segunda función de descarte se encarga de eliminar los datos anómalos que exceden algunos límites, asumiendo una distribución normal de la serie temporal. Estos límites se determinaron en función de la desviación estándar de la muestra, y se eliminaron los datos fuera del rango de  $\pm NDES \cdot \sigma$ , habiéndose considerado  $NDES = 3.3$ .

```
void profile::clean_data(unsigned int ntimes) {
    unsigned int axis,j;
    unsigned int ndat;
    float vmax,vmin;
```

```
float sumau[4],suma2u[4];
for(axis=0;axis<4;axis++) {sumau[axis]=0;suma2u[axis]=0;}
//Corrige velocidades
for(axis=0;axis<4;axis++) {
    ndat=0;
    vmax=vel_[axis].average+NDES*vel_[axis].rms;
    vmin=vel_[axis].average-NDES*vel_[axis].rms;
    for(j=0;j<ntimes;j++) {
        if( vel_[axis].Corr[j] &&
            vel_[axis].Snr[j] &&
            (vel_[axis].Segundo[j]<vmax) &&
            (vel_[axis].Segundo[j]>vmin) ) {
            sumau[axis] += vel_[axis].Segundo[j];
            suma2u[axis] += pow(vel_[axis].Segundo[j],2);
            ndat = ndat + 1;
        }
        else {
            vel_[axis].Corr[j]=false;
        }
    }
    vel_[axis].ndt = ndat;
    vel_[axis].average = sumau[axis]/vel_[axis].ndt;
    vel_[axis].rms = sqrt(suma2u[axis]/vel_[axis].ndt
        -pow(vel_[axis].average,2));
}
//Regenera promedios
mU = sqrt(pow(vel_[0].average,2)+pow(vel_[1].average,2)+
    pow((vel_[2].average + vel_[3].average)/2,2));
k = (pow(vel_[0].rms,2)+pow(vel_[1].rms,2)+
    pow((vel_[2].rms + vel_[3].rms)/2,2))/2;
rmsU = sqrt(2*k);
}
```

Código 21. Función de descarte de datos anómalos.

Cabe mencionar que no se han empleado funciones de completación de datos.



### B3. DETECCIÓN DEL LECHO DE EROSIÓN

Para capturar la superficie del lecho en su estado final mediante el programa Agisoft Photoscan (Agisoft, 2021), se tomaron fotografías (entre 80 y 90 dependiendo del ensayo) en toda la extensión del lecho, distribuidas en una grilla uniforme según se muestra en la Figura B.5, empleando una cámara de teléfono móvil que se desplazaba a una altura aproximada de 90 cm sobre el lecho.

Tabla B.2. Especificaciones de la cámara.

Fabricante y modelo de móvil	HUAWEI - P20 Lite
Modelo de cámara	ANE-LX3
Resolución	3456 x 4608 píxeles
DPI	96
Longitud focal	4 mm
Longitud focal equivalente a 35 mm	26
Apertura	2.27
Velocidad ISO	ISO-160

El área cubierta fue de 4.6 m de largo y 1.9 m de ancho.

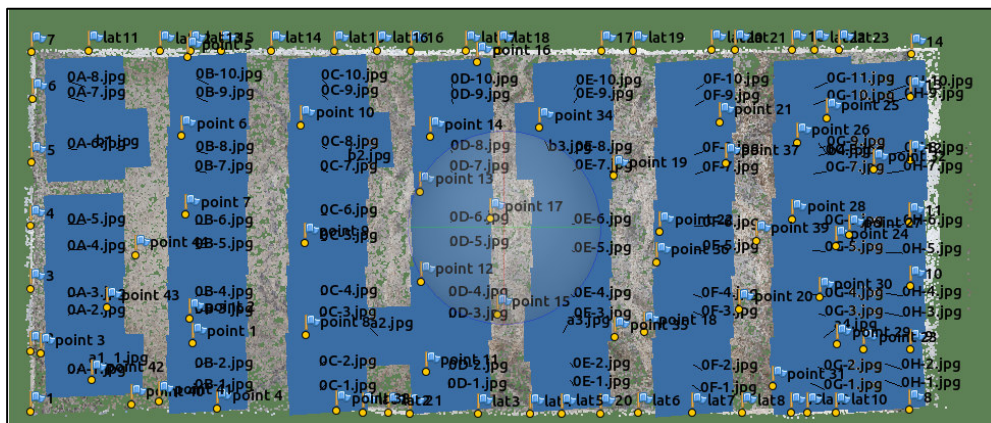


Figura B.5. Grilla de fotografías sobre el lecho de erosión.

Vista en programa Photoscan.

Para poder referenciar las fotos, previamente se estableció un conjunto de puntos de control en los bordes fijos del lecho:

- a) 7 puntos en la salida de la poza disipadora
- b) 7 puntos en el muro de salida del modelo
- c) 5 puntos en la pared lateral derecha
- d) 8 puntos en la pared lateral izquierda
- e) Varios puntos en el interior del lecho de arena

La Figura B.6 presenta el esquema de la distribución de los puntos de control.

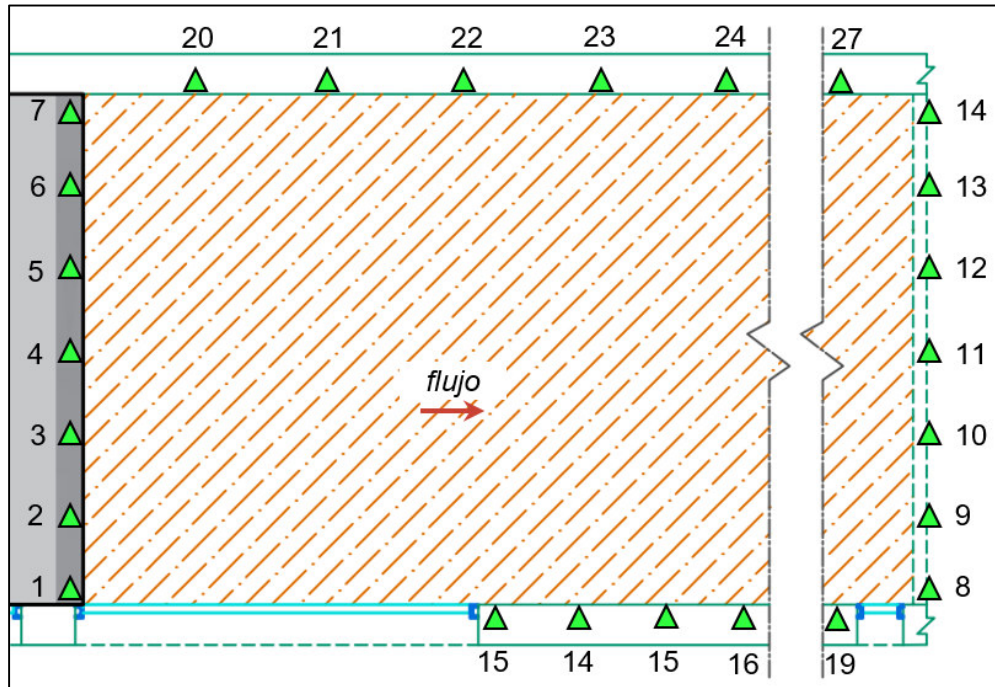


Figura B.6. Distribución de puntos de control en el borde del lecho.

A modo de ejemplo, la Figura B.7 muestra cómo se han localizado los puntos de control. Además, se ha agregado puntos sin coordenadas, que sirven de ayuda al programa para la localización inicial de las fotos e incrementar la precisión del levantamiento.





Para poder verificar que el método brinda una correcta precisión, se ha comparado el perfil de erosión obtenido a partir del levantamiento fotogramétrico, con que se obtuvo a partir de la ventana de visualización (Figura B.8).



Figura B.7. Erosión en la ventana de visualización.

En comparación, se puede verificar en la Figura B.8 que el método con el programa Photoscan ofrece una precisión de 4 mm (3% de la erosión máxima) para este caso, lo que se consideró aceptable para los fines del presente estudio.

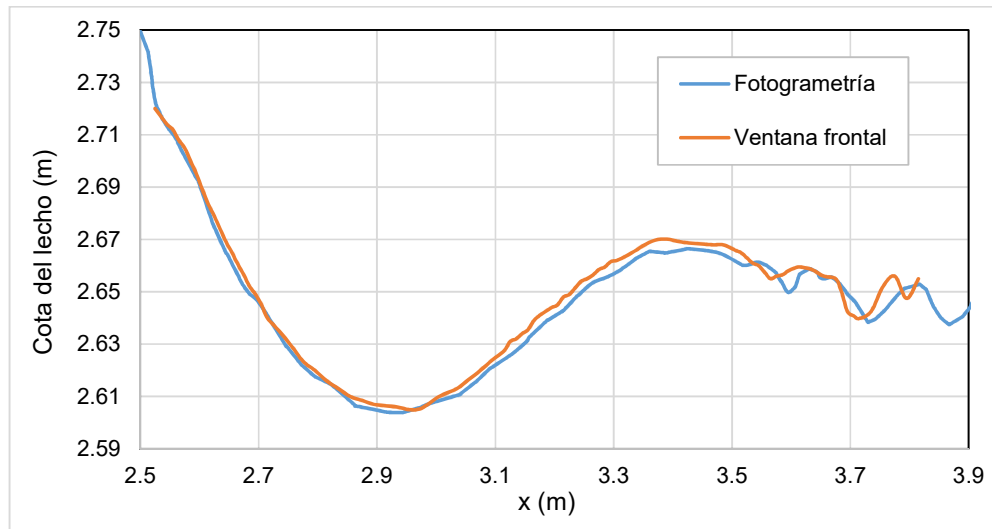


Figura B.8. Comparación del perfil de erosión en el eje  $y = 0$  m.

## B4. GRANULOMETRÍA DE LA ARENA

La arena empleada se ensayó en el Laboratorio de Ensayo de materiales LEM de la FIC-UNI, según la norma ASTM D6913.

Tabla B.2. Granulometría de la arena.

MALLAS SERIE AMERICANA	GRANULOMETRÍA M1			
	Abertura (mm)	Peso retenido		PASA (%)
		(gr)	(%)	
1 1/2"	38.100	0.0	-	100.00
1"	25.400		-	100.00
3/4"	19.050		-	100.00
1/2"	12.700		-	100.00
3/8"	9.525		-	100.00
1/4"	6.350	0.0	-	100.00
N° 4	4.760	0.5	0.10	99.90
N° 8	2.380	0.5	0.10	99.80
N° 16	1.190	4.4	0.88	98.92
N° 30	0.590	42.3	8.46	90.46
N° 50	0.297	78.0	15.60	74.86
N° 100	0.149	275.0	55.00	19.86
Fondo		99.3	19.86	0.00
Total		500.0		
d50	0.230			

El diámetro medio determinado es de  $0.23 \text{ mm}$ . La Figura B.9 permite ver el tamaño y la uniformidad del grano.



Figura B.9. Prueba de granulometría (A) y muestra de arena (B).

## ANEXO C. ANÁLISIS DEL ESFUERZO CORTANTE

### C1. INFORMACIÓN EXPERIMENTAL

El modelo físico ensayado en el Laboratorio Nacional de Hidráulica se compuso de un lecho fijo y un lecho móvil sujeto al fenómeno de erosión. Recopilar datos experimentales de esfuerzo cortante es una tarea de gran dificultad y más aún en un modelo de lecho móvil, por lo que se carece de información directa para cuantificar el esfuerzo de corte en el lecho.

No obstante, es oportuno analizar el estado final de la erosión para identificar indirectamente el comportamiento de los esfuerzos en el lecho. La Figura C.1 muestra el estado final de la erosión para los ensayos N°2 y 3.

Se puede apreciar que, contrariamente a lo que podría pensarse, respecto de que la línea central del eje de la compuerta se asociaría con la máxima erosión, sucede que la máxima erosión se encuentra más cerca al eje del muro del barraje, por lo que podríamos inferir que el esfuerzo cortante es mayor en este eje.

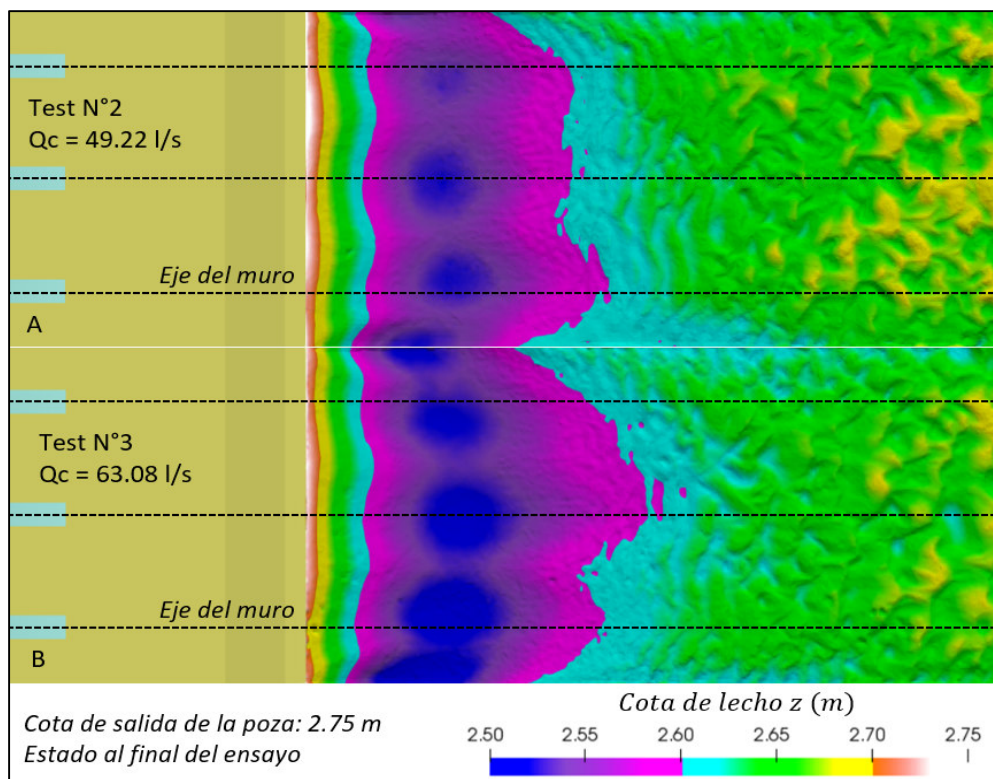


Figura C.1. Cota del lecho erosionado al final del ensayo físico.

Otra manera de representar estas diferencias se muestra en la Figura C.2. La erosión en la salida de la última compuerta ha resultado ligeramente menor debido a diferencias de abertura en esta última, por lo que no se tomó en cuenta (nótese la diferencia de escalas horizontal y vertical, cercana a 1V:10H).

Para el ensayo N° 2 se observa que en el muro N° 2 la cota alcanzada fue 2.527 m, y siendo que el nivel inicial se situó a 2.75 m, la erosión resultó 0.223 m; mientras que en el eje de la compuerta N°2 (entre los muros N° 1 y N° 2) la cota alcanzada fue de 2.542 m, con una erosión de 0.208 m. Entonces, hay una diferencia de 7 % entre la erosión en el eje de la compuerta y la del eje del muro. De forma similar, esta diferencia es 8 % para el ensayo N° 3.

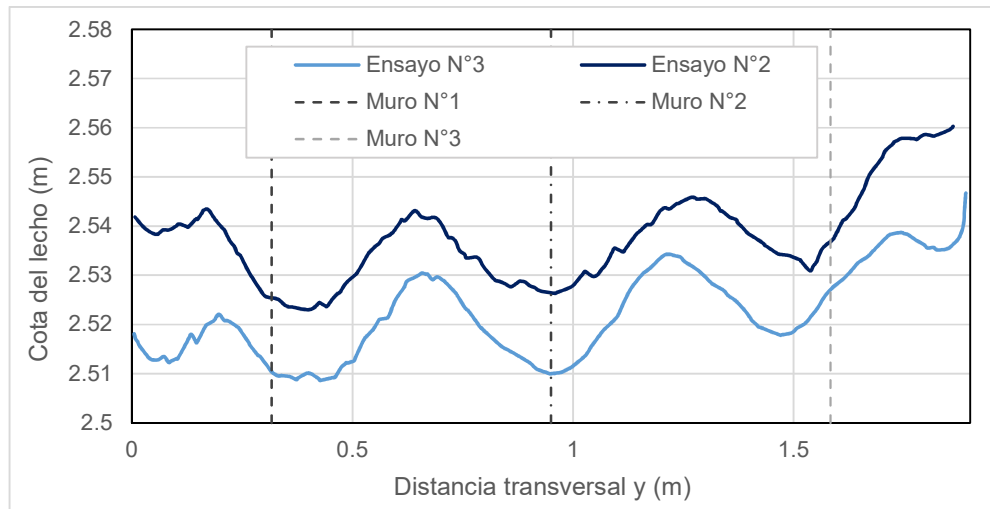


Figura C.2. Cota de lecho erosionado en la sección  $x= 3.33$  m.

## C2. MODELO NUMÉRICO

Los esfuerzos cortantes  $\tau$  sobre el lecho se calculan en los modelos RANS en base al campo de velocidades  $U$  y a la viscosidad  $\nu_{eff}$ . En primer lugar, se determina el tensor efectivo de esfuerzos  $R_{eff}^{dev}$

$$R_{eff}^{dev} = -\nu_{eff} \cdot \left( 2S - \left( \frac{2}{3} \nabla \cdot U \right) I \right) \quad (C.1)$$

$$S = \frac{1}{2} (\nabla U + \nabla U^T)$$

El superíndice *dev* indica que se trata de una matriz con traza nula. La viscosidad efectiva  $\nu_{eff}$  es simplemente la suma de la viscosidad cinemática  $\nu$  y la viscosidad cinemática turbulenta  $\nu_t$ .

$$\nu_{eff} = \nu + \nu_t \quad (C.1)$$

El esfuerzo de la pared se calcula entonces como el producto interno del tensor de esfuerzos y la normal de la superficie.

$$\tau_{eff} = R_{eff}^{dev} \cdot \hat{n} \quad (C.3)$$

$\tau_{eff}$ : esfuerzo cortante a la superficie

$R_{eff}^{dev}$ : Tensor efectivo de esfuerzos

$\hat{n}$ : vector unitario normal a la superficie

Lo anterior se encuentra implementado en OpenFOAM en el código del modelo de turbulencia y en la aplicación ► *wallShearStress*, según las siguientes líneas:

```
// Tensor de esfuerzos efectivos
// Dentro del código del modelo de turbulencia kEpsilon.C
kEpsilon::devReff() const {
    ...
    -nuEff()*dev(twoSymm(fvc::grad(U_)))
}
//Esfuerzo cortante en la pared
//Dentro del código de la aplicación wallShearStress.C
Void calcIncompressible (...) {
    ...
    Const volSymmTensorField Reff(model->devReff());
    forAll(...) {
        wallShearStress.boundaryField()[patchI] =
        ( -mesh.Sf().boundaryField()[patchI]
        /mesh.magSf().boundaryField()[patchI]
        ) & Reff.boundaryField()[patchI]
    }
}
```

Código 22. Cálculo de esfuerzos de pared con OpenFOAM.



Para el presente análisis se ha modificado el código para calcular también la componente de esfuerzo alineada a la tangente de la superficie en la dirección del flujo  $\tau_i$ , el cual es distinto de la componente de esfuerzo en la dirección del flujo  $\tau_x$  en que el primero puede contener parte del vector de esfuerzo en la dirección vertical, como se aprecia en la Figura C.3.

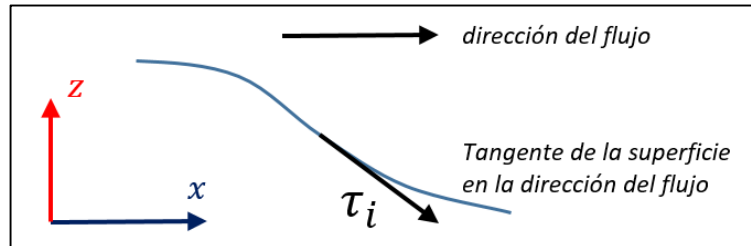


Figura C.3. Dirección del flujo y dirección tangente en lecho móvil.

```
//Esfuerzo tangente a la superficie en la dirección del flujo
void calcIncompressibleWssi (
...
const vector dir, //dirección principal del flujo
volScalarField& wallShearStress // cambió de vector a escalar
) {
...
const volSymmTensorField Reff(model->devReff());
forAll(...) {
vectorField vx((mesh. boundaryField()[patchI]) ^ dir);
wallShearStress.boundaryField()[patchI] =
( -mesh.Sf().boundaryField()[patchI]
/mesh.magSf().boundaryField()[patchI]
) & Reff. boundaryField()[patchI] & vx/max(mag(vx),VSMALL);
}
}
}
```

Código 23. Cálculo modificado de esfuerzos de pared.

Sin información experimental del esfuerzo cortante, se optó por evaluar los resultados del modelo numérico de manera cualitativa. En la sección 5.5 se identificó que el modelo k- $\omega$  estimaba velocidades negativas en el eje de la compuerta, mientras que el modelo k- $\epsilon$  estimaba valores positivos. Esta diferencia también se deja notar en la Figura C.4.

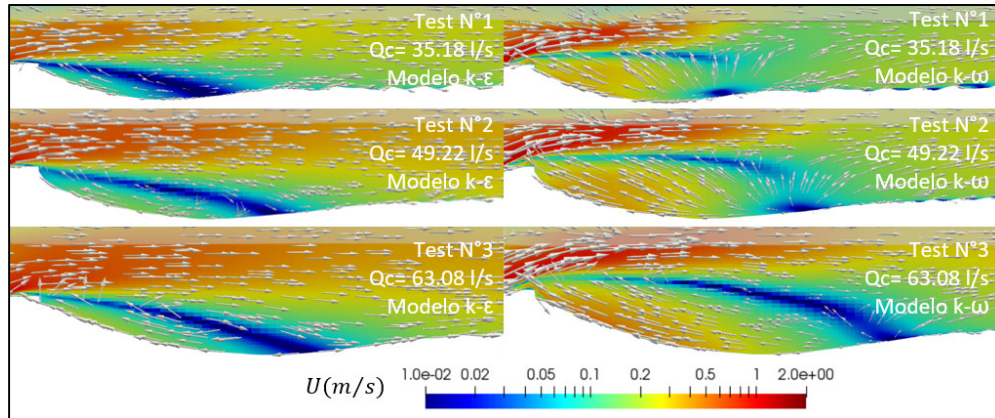


Figura C.4. Vectores de velocidad y magnitud con los modelos  $k-\epsilon$  y  $k-\omega$ .

La Figura C.5 muestra que estas diferencias también se manifiestan en el cálculo del esfuerzo cortante. En general, con el modelo  $k-\epsilon$  los esfuerzos tienen un comportamiento más uniforme en la dirección transversal.

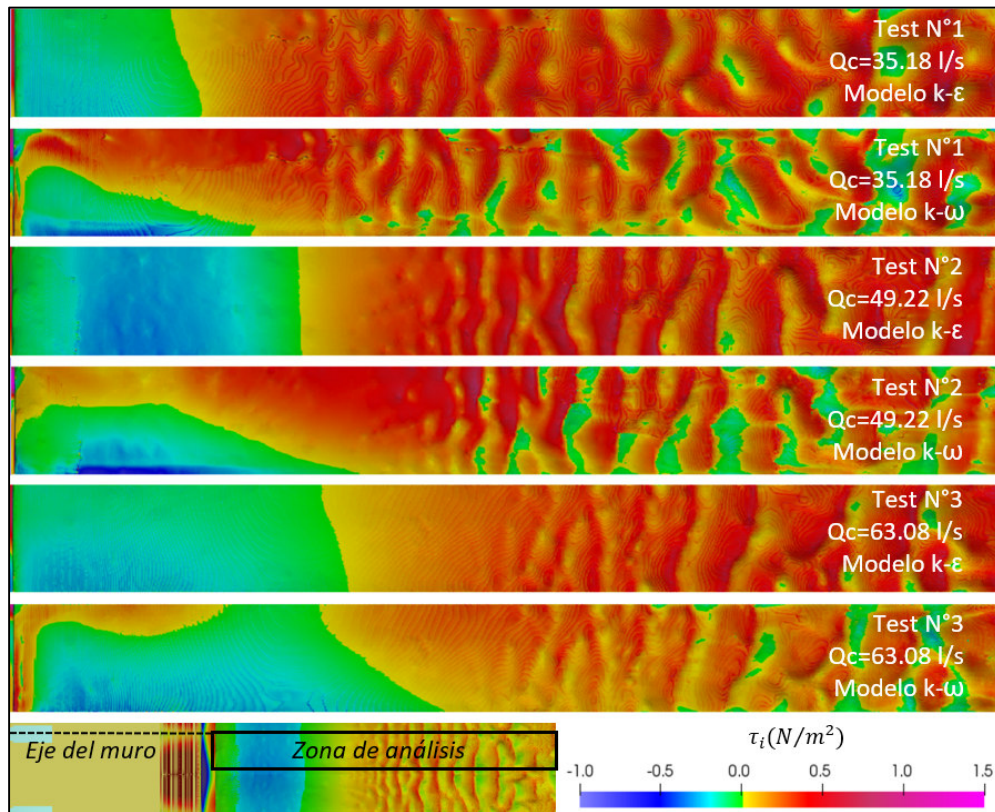


Figura C.5. Esfuerzo de corte sobre el lecho en la dirección principal  $x$ .  
Modelos  $k-\epsilon$  y  $k-\omega$ .

A pesar la erosión entre ejes de muro y compuerta de hasta 8 %. La diferencia de esfuerzos obtenida con el modelo  $k-\omega$  SST es altamente variable en la dirección

transversal, mientras que los resultados del modelo  $k-\varepsilon$  Estándar parecen más de acuerdo con la realidad.

En adelante, el análisis se basa en los resultados del modelo numérico  $k-\varepsilon$  Estándar, con un enfoque comparativo entre los estados base y erosionado. El estado base consistió en un lecho plano con una cota uniforme de 2.75 m que parte desde la salida de la poza disipadora. Por otro lado, el estado erosionado fue obtenido a partir de las superficies del lecho en erosión final, excepto para el ensayo N° 2, para el cual se adecuó la superficie a partir del estado final, para que coincida con el instante en se realizó la toma de datos con el velocímetro acústico ADV.

La confianza del cálculo numérico de los esfuerzos cortantes depende en cierta medida de las funciones de pared empleadas, y más concretamente, en el valor de  $y^+$ . La Figura C.6 muestra las características de  $y^+$  sobre el lecho.

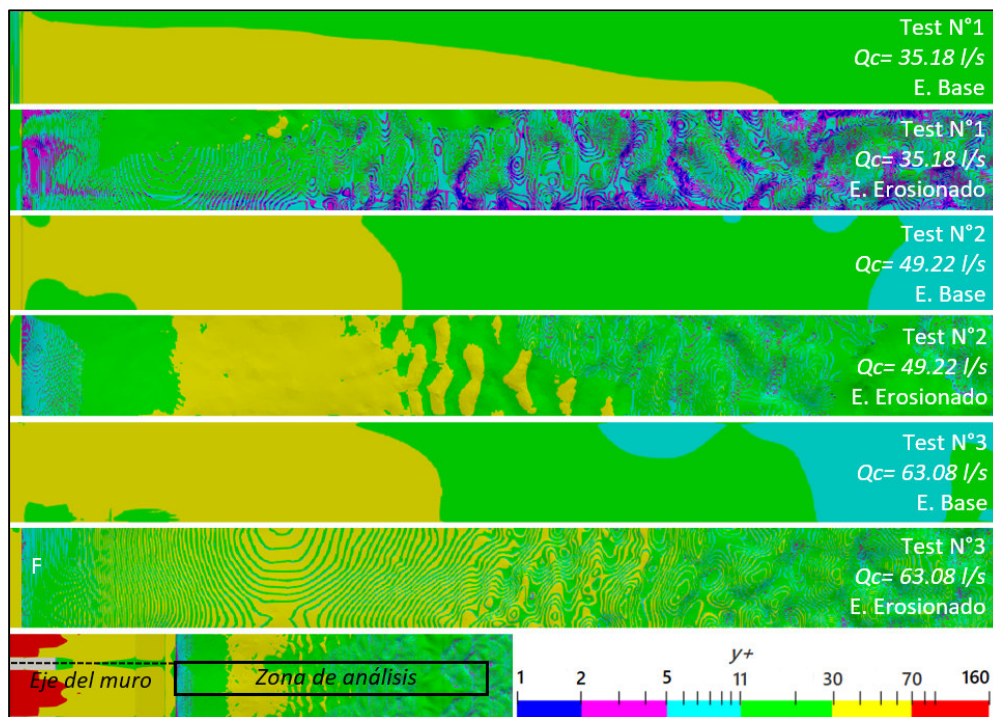


Figura C.6.  $y^+$  en el lecho de erosión a partir del modelo  $k-\varepsilon$  Estándar.

A pesar de que para el caso erosionado gran parte de esta región se encuentra en la zona de transición en la función de pared (color verde), el modelo numérico  $k-\varepsilon$  ha demostrado capturar correctamente el campo de velocidades en este caso. Para el caso base (no erosionado) no cuenta con data experimental de



velocidades, pero se verifica que las funciones de pared se encuentran en la región logarítmica (color amarillo y rojo) en la región donde se esperan grandes esfuerzos cortantes (la región ubicada inmediatamente aguas debajo de la poza disipadora), y se puede suponer una aproximación correcta, similar al caso erosionado.

Es apropiado analizar aquí la energía cinética turbulenta, puesto que determina el esfuerzo cortante según la fórmula 4.17. La Figura C.7 presenta una comparación en perfil del estado base y erosionado para los tres caudales simulados. Lo que se observa es que, al erosionar el lecho, la zona de disipación contenida en la poza se extiende hacia aguas abajo. Mientras esto sucede, la gradiente de energía cinética en los bordes del lecho de erosión disminuye, y lógicamente disminuye la capacidad erosiva.

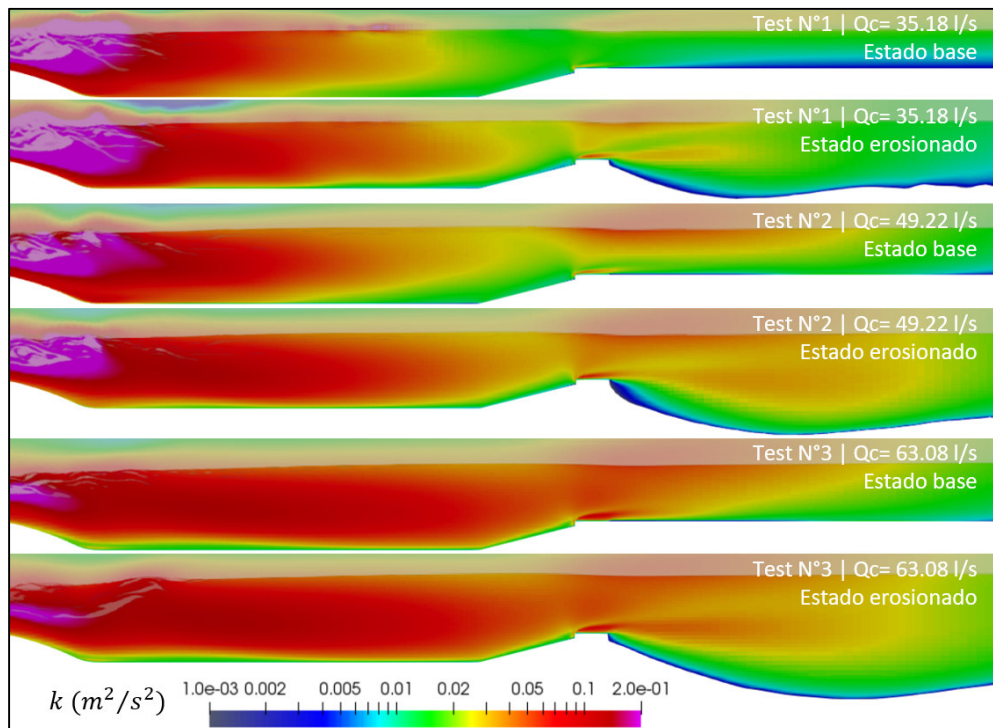


Figura C.7. Energía cinética turbulenta en los estados base y erosionado con el modelo  $k-\varepsilon$ .

La Figura C.8 presenta los esfuerzos cortantes en  $N/m^2$  para los ensayos N° 2 y 3. Se observa que en el estado inicial o base los esfuerzos se concentran en una región localizada entre 0.8 a 1 m aproximadamente aguas abajo de la poza disipadora, con valores que superan  $3 N/m^2$ . Luego de esta zona los esfuerzos son relativamente bajos e incluso negativos.

Para el estado erosionado los esfuerzos han disminuido drásticamente con relación a los valores máximos del estado inicial, e incluso se ha formado una zona de esfuerzos negativos debido a que el flujo de las capas inferiores avanza en reversa.

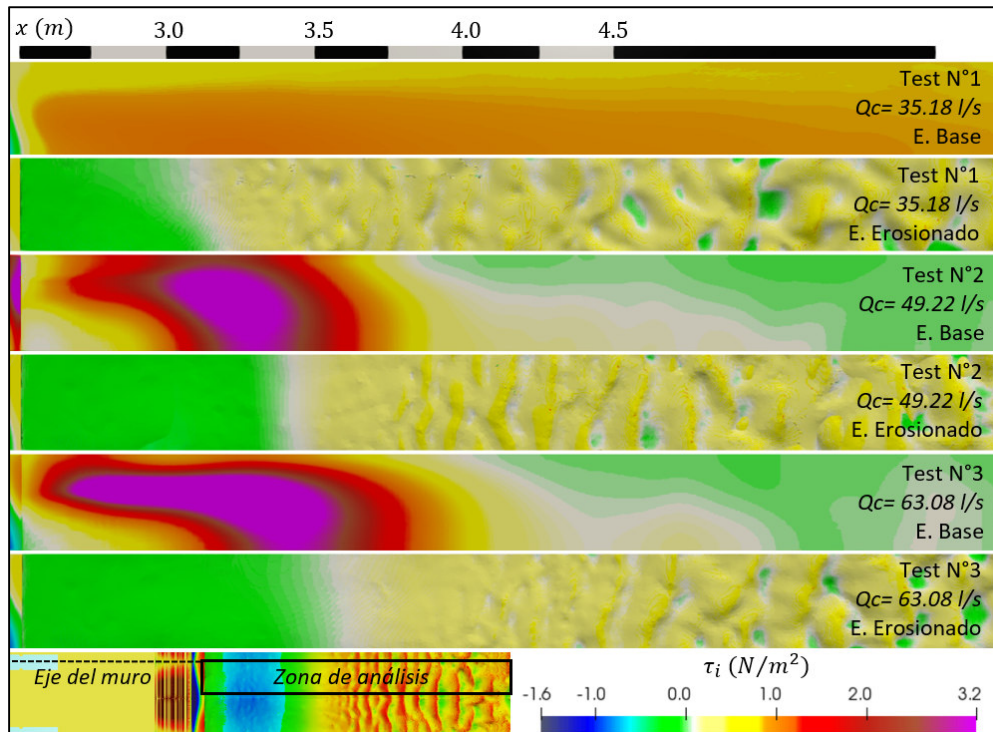


Figura C.8. Esfuerzo cortante en el estado base y erosionado con el modelo  $k-\varepsilon$  Estándar.

Para dar una idea de la capacidad erosiva del flujo, los esfuerzos cortantes deben compararse con un valor crítico, llamado *esfuerzo de corte crítico*  $\tau_c$ . Este valor se puede determinar mediante la fórmula de Shields (1936).

$$\tau_c = 0.047 \cdot (\gamma_s - \gamma) \cdot d_{50} \quad (C.3)$$

$\gamma_s$ : peso específico de sólidos ( $N/m^3$ )

$\gamma$ : Peso específico del agua ( $N/m^3$ )

$d_{50}$ : diámetro medio de la partícula (m)

Para el caso estudiado se tiene que  $d_{50} = 0.24$  mm y se ha asumido que  $\gamma_s = 2.65$   $N/m^2$ , lo que determina un esfuerzo crítico de  $0.183$   $N/m^2$ .

La Figura C.9 muestra el valor del esfuerzo cortante sobre el lecho inicial sin erosionar  $\tau_b$ , y el esfuerzo sobre el lecho erosionado  $\tau_e$  a lo largo del eje de la compuerta (eje D) para el ensayo N° 2. Se ha calculado también la corrección del

esfuerzo  $\tau_{eg}$ , que incluye el efecto de la gravedad debido a la pendiente del suelo, de acuerdo a la metodología de Adduce & Sciorcino (2006).

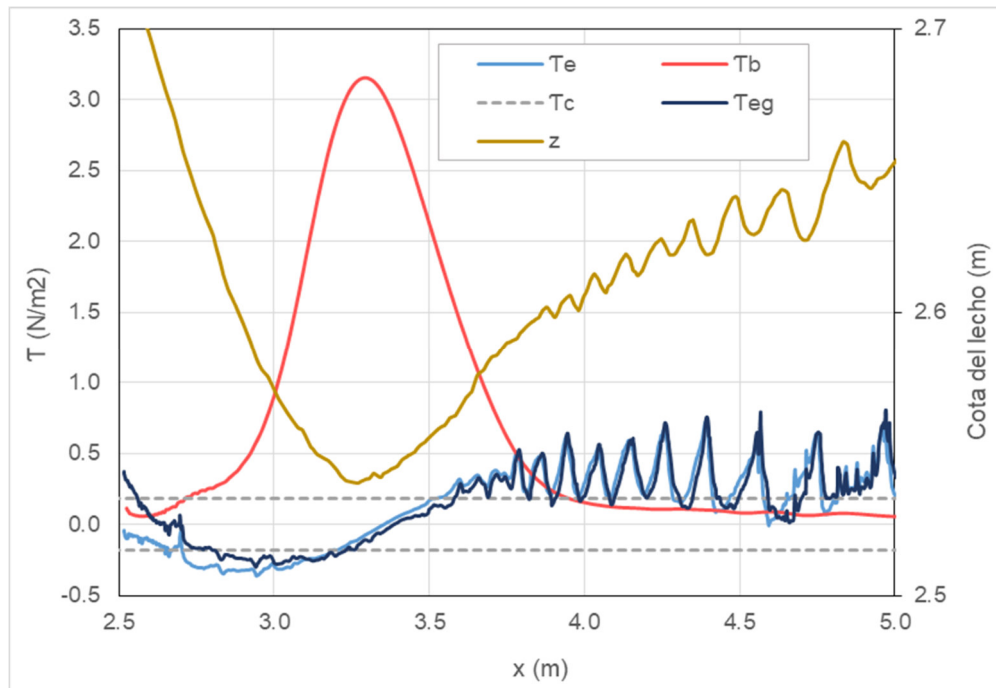


Figura C.9. Esfuerzo cortante para el estado base y erosionado en el ensayo N° 2.

A partir del gráfico mostrado se puede inferir que la ubicación de la máxima erosión se puede correlacionar con el punto de máximo esfuerzo en el estado base. De manera similar sucede con el ensayo N° 3 (Figura C.10). No obstante, el comportamiento no es el mismo en el ensayo N° 1; en este caso, los esfuerzos son prácticamente constantes luego de alcanzar el máximo, en el caso sin erosión (Figura C.11).

Se puede observar que los valores del esfuerzo cortante son cercanos a los valores críticos en el estado erosionado, lo que es coherente con el hecho de que en este estado la velocidad de erosión era pequeña en comparación con los primeros instantes de tiempo.

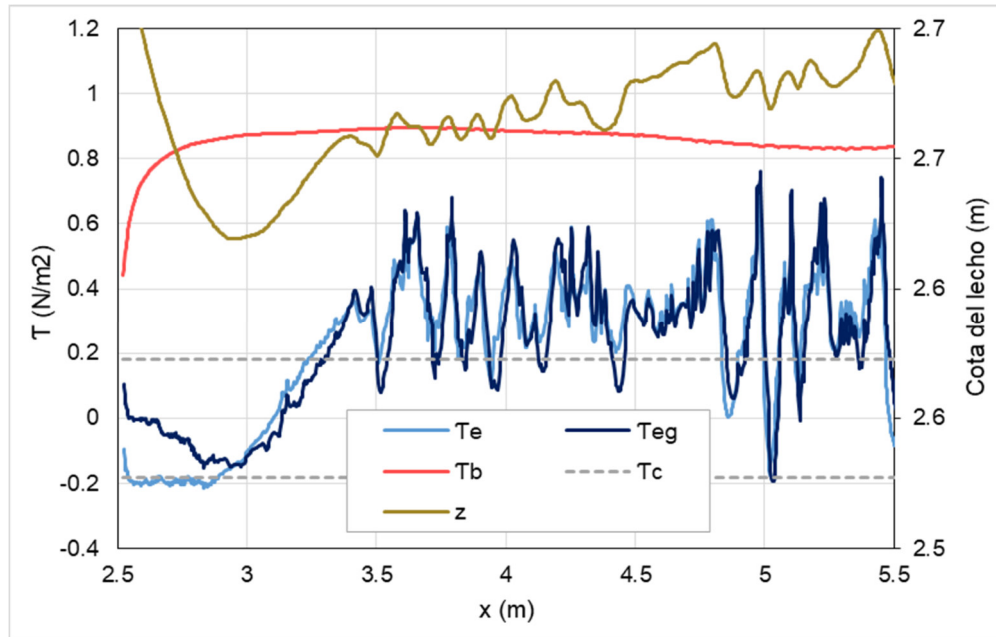


Figura C.10. Esfuerzo cortante para el estado base y erosionado en el ensayo N° 1.

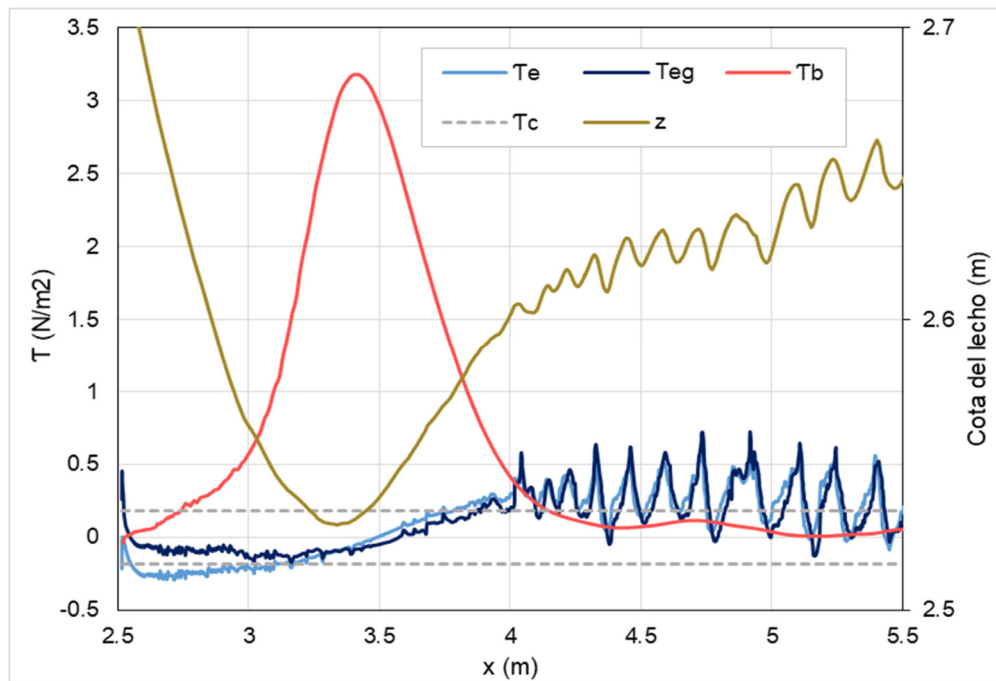


Figura C.11. Esfuerzo cortante para el estado base y erosionado en el ensayo N° 3.

Por lo antes expuesto, se sugiere emplear el modelo  $k-\epsilon$  Estándar en modelos numéricos con transporte de sedimentos, para intentar reproducir la capacidad erosiva del flujo, y su efecto en la forma del fondo.