



**AGOSTO 2022**

# EXPERIMENTACIÓN FÍSICA Y MODELACIÓN NUMÉRICA DE EROSIÓN POR CHORRO DE AGUA SUMERGIDO EN UN LECHO DE ARENA

MAESTRÍA EN INGENIERÍA  
MECÁNICA DE LOS FLUIDOS APLICADA

**Ing. Mariana Baldi Alvarez**

Tutores: Dr. Ing. Christian Chreties  
Dr. Ing. Mariana Mendina

# Agradecimientos

A mis tutores de tesis, Christian Chreties y Mariana Mendina, quienes me han guiado en este camino de investigación, encontrándose siempre dispuestos a darme su apoyo y colaboración para orientar y enriquecer este trabajo.

A Sebastian, compañero incondicional; a Maite que, sin saberlo, me dio la motivación que necesitaba para llegar a la meta; a mi gente querida, testigos fieles de que este proceso ha tenido sus altibajos y, como siempre, me han dado su comprensión y apoyo.

A la Agencia Nacional de Investigación e Innovación (ANII) que financió mis estudios de maestría a través del programa de Becas de Posgrado en el Uruguay.

# Resumen

La socavación o erosión del suelo mediante un chorro de agua sumergido es un fenómeno típico de interacción agua-suelo, presente en muchas disciplinas de ingeniería. En ingeniería hidráulica, el fenómeno aparece aguas abajo de compuertas, alcantarillas, vertederos, tuberías; en ingeniería de puertos y costas, está presente en el dragado de canales y puertos, y en la erosión del lecho y paredes del canal debido a los propulsores de las embarcaciones; en ingeniería marítima, se utilizan chorros de alta velocidad para formar fosas en las cuales enterrar cableados y tuberías, y así protegerlos del daño de la pesca o del repetitivo golpeteo de las olas (Yuan, et al., 2019).

Esta tesis tiene como tema central la experimentación física y modelación numérica de la *erosión por chorro de agua vertical circular sumergido que impacta de forma perpendicular en un lecho de arena*.

Tras una revisión bibliográfica exhaustiva se logró establecer el estado de arte en la temática, recogiendo una amplia variedad de trabajos que abordan el fenómeno con diferentes enfoques. Sin embargo, a la fecha no existe un consenso respecto a cuáles son las variables y parámetros que caracterizan al fenómeno, y cómo estos se relacionan mediante formulaciones que puedan describir el desarrollo de las fosas de erosión y puedan predecir la profundidad de erosión y la forma de la fosa.

Se llevó a cabo un estudio experimental en laboratorio que sirvió de acercamiento al entendimiento del fenómeno y la caracterización de las variables y parámetros fundamentales. La experiencia en laboratorio se realizó con una metodología descrita de forma tal que pueda ser llevada a cabo por terceros, y a partir de la cual se obtuvieron una serie de resultados de interés. Dichos resultados se suman y complementan la base de datos que, con resultados de otros autores antecedentes, se ha ido generando y la cual será de utilidad para futuras investigaciones en la temática. Se encontró una relación entre la profundidad de erosión de equilibrio de la fosa ( $\epsilon_{m\infty}$ ) y el parámetro adimensional que caracteriza el fenómeno (*parámetro de erosión*  $E_c$ ), la cual es comparable con formulaciones semi-empíricas presentadas por otros autores para un rango de  $h/d$  (altura de impacto del chorro relativa al diámetro de la boquilla) que no incluye a los experimentos llevados a cabo en esta tesis.

Se utilizó el modelo numérico *caffa3d-MFP* para implementar una importante cantidad de casos, de dimensiones generales muy similares al arreglo experimental. Se realizó un análisis de sensibilidad al tamaño de malla y paso de tiempo utilizados en la modelación con el objetivo de independizar los resultados de estos parámetros y poder realizar las simulaciones en condiciones óptimas de tiempo computacional y convergencia de solución. Se llevó a cabo un análisis de sensibilidad de los parámetros del modelo que caracterizan al fenómeno (altura y velocidad del chorro, tamaño, densidad, porosidad y ángulo de reposo interno del sedimento), logrando identificar aquellos que tienen mayor afectación en la formación de la fosa y sus dimensiones principales.

Los resultados del análisis de sensibilidad fueron los esperados en relación a la incidencia de la variación en la velocidad del chorro, la densidad del grano de arena y la porosidad del lecho. Vale la pena mencionar que este último parámetro no es considerado importante en la caracterización del lecho en la mayoría de los estudios antecedentes. Por otro lado, se observó que el modelo no sería sensible al ángulo de reposo interno, y que la variación de la altura de impacto del chorro no tiene mayor incidencia en los resultados. A su vez, resultó que aumentar el tamaño del grano de arena incrementa la profundidad de erosión, lo cual no era lo esperado.

Se simularon en el modelo numérico aquellos casos de laboratorio en que las condiciones hidro-sedimentológicas hacen que la erosión estática (única erosión medida en laboratorio) sea igual a la

erosión dinámica (única erosión medida en la simulación numérica). El modelo dio buenos resultados a nivel cualitativo, pero a nivel cuantitativo se obtuvieron fosas más pequeñas que en los ensayos de laboratorio.

Se analizaron las capacidades actuales del modelo *caffa3d-MFP* para representar el fenómeno de erosión local, identificando las fortalezas y debilidades para la simulación de los diferentes procesos físicos involucrados. En este sentido, se evaluó la performance del modelo numérico *caffa3d-MFP* para representar la profundidad de erosión, comparando con experimentos en modelos físicos (propios y ajenos). El modelo tuvo buenos resultados a nivel cualitativo, teniendo aspectos a mejorar a nivel cuantitativo. En particular, se considera que la granulometría y el ángulo de fricción de fricción interna de la arena son parámetros en los que habría que profundizar. La incidencia de los mismos en los resultados de esta tesis podría ameritar la revisión de las ecuaciones utilizadas en el modelo de partícula, teniendo en cuenta que estas son de base experimental.

# CONTENIDO

<b>1</b>	<b>Introducción</b>	<b>15</b>
1.1	Contexto	15
1.2	Descripción del fenómeno	16
1.3	Motivación	19
1.4	Objetivos	20
1.5	Metodología	21
<b>2</b>	<b>Revisión bibliográfica</b>	<b>22</b>
2.1	Abordaje experimental	22
2.1.1	Estructura del flujo	22
2.1.2	Caracterización del fenómeno en base parámetros adimensionales	24
2.1.2.1	Aportes relacionados	26
2.1.2.2	Incidencia de escalas de aplicación	27
2.1.3	Dimensiones características de la fosa de erosión	27
2.1.4	Evolución temporal de la fosa de erosión	30
2.2	Modelación numérica	31
2.2.1	Introducción	31
2.2.2	Métodos de modelación de flujo computacional y tratamiento de partículas	32
2.2.2.1	Estrategias de modelación de turbulencia	32
2.2.2.2	Métodos de seguimiento de partículas	33
2.2.2.3	Tratamiento del lecho	33
2.2.3	Antecedentes en simulación numérica de erosión debida al impacto de chorro en lecho de sedimentos	34
2.3	Relación entre erosión por chorros sumergidos y erosión entorno a pilas de puentes	37
<b>3</b>	<b>Ensayos en laboratorio</b>	<b>39</b>
3.1	Caracterización del sedimento	39
3.1.1	Distribución granulométrica	39
3.1.2	Densidad y porosidad	40
3.1.3	Ángulo de fricción interna	41
3.2	Ensayos de chorro sumergido	42
3.2.1	Metodología	42
3.2.2	Presentación de ensayos y resultados	43
3.2.2.1	Comparación de resultados con estudios antecedentes	45
3.2.2.2	Análisis de resultados usando análisis dimensional	47
3.2.2.3	Incertidumbre asociada a los ensayos	49
<b>4</b>	<b>Simulación numérica</b>	<b>51</b>
4.1	Descripción del modelo numérico Caffa3D-MPF	51
4.1.1	Modelo matemático	52
4.1.1.1	Ecuaciones del movimiento de la mezcla	52
4.1.1.2	Ecuación constitutiva	53
4.1.1.3	Movimiento de las partículas	54
4.1.1.4	Ecuaciones generales del modelo	55
4.1.2	Discretización de ecuaciones	56

4.1.2.1	Métodos de discretización e integración temporal _____	56
4.1.2.2	Acoplamiento de la presión y la velocidad _____	57
4.1.2.3	Resolución de las ecuaciones _____	58
4.1.3	Modelo de turbulencia de grandes vórtices (LES) _____	59
4.1.4	Condiciones de borde inmersas _____	60
<b>4.2</b>	<b>Implementación del modelo numérico _____</b>	<b>60</b>
4.2.1	Configuración del modelo numérico _____	60
4.2.2	Consideraciones preliminares _____	62
4.2.2.1	Cálculo de $E_c$ _____	62
4.2.2.2	Definición de la fosa de erosión _____	65
4.2.3	Sensibilidad del modelo a los parámetros que caracterizan al fenómeno _____	67
4.2.4	Casos de laboratorio _____	76
4.2.5	Relaciones adimensionales _____	81
4.2.5.1	Profundidad de erosión máxima _____	81
4.2.5.2	Radio de fosa _____	88
4.2.5.3	Altura de duna _____	91
4.2.5.4	Perfiles de fosa _____	92
4.2.6	Selección de tamaño de malla y paso temporal _____	95
4.2.6.1	Elección del tamaño de malla _____	96
4.2.6.2	Elección del paso de tiempo _____	100
<b>5</b>	<b>Discusión de resultados _____</b>	<b>102</b>
<b>5.1</b>	<b>Introducción _____</b>	<b>102</b>
<b>5.2</b>	<b>Análisis de sensibilidad del modelo numérico a los parámetros involucrados en la modelación del fenómeno _____</b>	<b>103</b>
<b>5.3</b>	<b>Comparación de ensayos de laboratorio y sus correspondientes casos modelados _____</b>	<b>104</b>
<b>5.4</b>	<b>Relación entre el perfil de erosión, sus dimensiones características y números adimensionales _____</b>	<b>105</b>
<b>6</b>	<b>Conclusiones _____</b>	<b>107</b>
<b>7</b>	<b>Bibliografía _____</b>	<b>109</b>

## Índice de Figuras

Figura 1-1. Esquema del fenómeno y principales parámetros involucrados. Adaptada de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996) .....	17
Figura 1-2. Dimensiones características de la fosa de erosión. ....	19
Figura 1-3. Patrón de flujo en torno a la fosa de erosión en una pila cilíndrica. Extraído de (Melville & Coleman, 2000) .....	20
Figura 2-1. Regiones características de un chorro impactando en una superficie. Esquema adaptado de (Gauntner, et al., 1970).....	23
Figura 2-2. Clasificación de patrones de flujo de acuerdo a $E_c$ . Adaptada de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). ....	25
Figura 3-1. Aparato agitador de tamices. ....	39
Figura 3-2. Curva granulométrica Arena A y Arena B. ....	40
Figura 3-3. Procedimiento para medir ángulo de reposo de las arenas. ....	41
Figura 3-4. Arreglo experimental del ensayo con chorro vertical. ....	42
Figura 3-5. Procedimiento de medición de dimensiones características de la fosa de erosión. ....	43
Figura 3-6. Comparación de datos de esta tesis (experimentales) y de otros autores, de profundidad de erosión estática máxima relativa a la altura de impacto ( $\epsilon_m h$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ). En color celeste la ecuación ( 2-8) presentada por (Ansari, et al., 2003), en color verde la ecuación ( 2-7) presentada por (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), en color amarillo el ajuste potencial a los datos del presente estudio, y en color violeta el ajuste potencial a todos los datos graficados. ....	46
Figura 3-7. Altura de duna relativa a la altura de impacto ( $\Delta/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ). Imagen de base extraída de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).....	47
Figura 3-8. Radio de la fosa relativo a la altura de impacto del chorro ( $r_1/h$ ) en función del parámetro de erosión. Imagen de base extraída de (Hunter, et al., 2013). ....	47
Figura 3-9. Resultados de profundidad máxima de erosión de equilibrio en función del número de Froude densimétrico, para ensayos realizados con los grupos adimensionales $D_{sh}, d_h$ fijos. ....	48
Figura 3-10. Resultados de profundidad máxima de erosión de equilibrio en función del parámetro de erosión, para ensayos realizados con los grupos adimensionales $D_{sh}, d_h$ fijos. ....	49
Figura 3-11. Medidas de $r_1$ asociadas a los conjuntos de ensayos “repetidos”, los cuales se muestran diferenciados por color. ....	49
Figura 3-12. Medidas de $\Delta$ asociadas a los conjuntos de ensayos “repetidos”, los cuales se muestran diferenciados por color. ....	50
Figura 3-13. Medidas de $\epsilon_m$ asociadas a los conjuntos de ensayos “repetidos”, los cuales se muestran diferenciados por color. ....	50
Figura 4-1. Esquema general del proceso iterativo implementado en el <i>caffa3d</i> par un paso temporal. Extraída de (Mendina, 2018) .....	58
Figura 4-2. Esquema de dominio numérico. ....	61
Figura 4-3. Mapeo de velocidad vertical ( $U_z$ ). Plano transversal (XY) a la salida de la boquilla ( $z=0.0813m$ ) .....	63
Figura 4-4. Mapeo de velocidad vertical ( $U_z$ ). Plano vertical (ZX) en la zona central del chorro ( $y=0 m$ ) .....	63
Figura 4-5. Caso <i>snd120</i> ( $E_c=0.12$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: WDRJ II ( $0.14 < E_c \leq 0.2$ ) .....	63
Figura 4-6. Caso <i>snd121</i> ( $E_c=0.21$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: WDRJ I ( $0.2 < E_c \leq 0.35$ ) .....	64
Figura 4-7. Caso <i>snd123</i> ( $E_c=0.36$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: SDRJ II ( $0.35 < E_c \leq 2$ ) .....	64

Figura 4-8. Caso snd129 ( $E_c=0.73$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: SDRJ II ( $0.35 < E_c \leq 2$ )	64
Figura 4-9. Caso snd139 ( $E_c=1.01$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: SDRJ II ( $0.35 < E_c \leq 2$ )	65
Figura 4-10. Comparación de fosas promedio entre 15 a 20 s de simulación, generadas con distintos umbrales de $\chi$ para el caso snd126.	66
Figura 4-11. Fosas de erosión de caso 127 ( $E_c=0.61$ ) para dos instantes de tiempo ( $t_1=19s$ y $t_2=20s$ ). Se mapea según concentración volumétrica de partículas "Xpart".	66
Figura 4-14. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo $t=20s$ para algunos casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad a la altura de impacto $h$ .	69
Figura 4-15. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes alturas de impacto del chorro ( $h$ ).	69
Figura 4-16. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo $t=20s$ para casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad a la velocidad del chorro $U_0$ .	70
Figura 4-17. Profundidad máxima de erosión dinámica de la fosa de erosión promediada en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes velocidades de chorro ( $U_0$ )	70
Figura 4-18. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes velocidades de chorro ( $U_0$ )	71
Figura 4-19. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo $t=20s$ para casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad al ángulo de reposo interno de la arena.	71
Figura 4-20. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes ángulos de fricción del sedimento ( $\varphi$ ).	72
Figura 4-21. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo $t=20s$ para casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad a la densidad de la arena.	72
Figura 4-22. Profundidad máxima de erosión dinámica de la fosa de erosión promediada en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes densidades del sedimento ( $\rho_s$ ).	73
Figura 4-23. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes densidades del sedimento ( $\rho_s$ ).	73
Figura 4-24. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo $t=20s$ para casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad al tamaño de grano de arena.	74
Figura 4-25. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes tamaños de partícula de sedimento ( $D_{50}$ ).	74
Figura 4-26. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15 s y 20 s) para diferentes concentraciones volumétricas de partículas ( $\chi _m$ ).	75
Figura 4-27. Forma de la fosa de erosión dinámica promediadas en el tiempo (entre instante 15 s y 20 s) para diferentes concentraciones volumétricas de partículas ( $\chi _m$ ).	75
Figura 4-28. Comparación de resultados de fosas de erosión de ensayo de laboratorio N°6 con correspondientes casos simulados.	77
Figura 4-29. Comparación de resultados de fosas de erosión de ensayo de laboratorio promedio de N°15, 16 y 17 con correspondientes casos simulados.	77
Figura 4-30. Comparación de resultados de fosas de erosión de ensayo de laboratorio N°7 con correspondientes casos simulados.	78
Figura 4-31. Comparación de resultados de fosas de erosión adimensionalizados con $\epsilon'_m$ de ensayo de laboratorio N°6 con correspondientes casos simulados.	78
Figura 4-32. Comparación de resultados de fosas de erosión adimensionalizados con $\epsilon'_m$ de ensayo de laboratorio promedio N°15, 16 y 17 con correspondientes casos simulados.	79

Figura 4-33. Comparación de resultados de fosas de erosión adimensionalizados con $\epsilon'_m$ de ensayo de laboratorio N°6 con correspondientes casos simulados. ....	79
Figura 4-34. Comparación de dimensiones de la fosa obtenidas en los ensayos de laboratorio y en el modelo numérico. La línea recta señala la relación esperada: el modelo numérico da las mismas dimensiones que en laboratorio. ....	80
Figura 4-35. Comparación de dimensiones de la fosa relativas a la altura de impacto obtenidas en los ensayos de laboratorio y en el modelo numérico. La línea recta señala la relación esperada: el modelo numérico da las mismas dimensiones que en laboratorio. ....	80
Figura 4-36. Izquierda: Variación de la profundidad de erosión dinámica relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión $E_c$ . En las ordenadas se tiene $\epsilon'_m / h + 1$ .....	82
Figura 4-37. Comparación de datos de esta tesis (experimentales y de modelación numérica) y de otros autores, de profundidad de erosión estática máxima relativa a la altura de impacto ( $\epsilon_m h$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ). ....	83
Figura 4-38. Profundidad de erosión dinámica relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión $E_c$ para los casos simulados (en color azul) y para el resultado de aplicar a cada caso la formulación ( 2-9) de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996) .....	84
Figura 4-39. Resultados de profundidad máxima de erosión de equilibrio en función del número de Froude densimétrico, para simulaciones realizadas con los grupos adimensionales $D_{sh}, d_h$ fijos....	85
Figura 4-40. Resultados de profundidad máxima de erosión de equilibrio en función del parámetro de erosión, para simulaciones realizados con los grupos adimensionales $D_{sh}, d_h$ fijos. ....	85
Figura 4-41. Variación de la profundidad de erosión dinámica relativa al radio de la fosa $r_0$ en función del parámetro de erosión $E_c$ .....	86
Figura 4-42. Variación de la profundidad de erosión dinámica relativa al radio de la fosa $r_0$ en función del Froude densimétrico $F_0$ .....	86
Figura 4-43. Variación de la profundidad de erosión dinámica relativa al diámetro de la partícula en función del Froude densimétrico $F_0$ . Ajuste potencial con su correspondiente coeficiente de correlación. ....	87
Figura 4-44. Variación de la profundidad de erosión dinámica relativa al tamaño de partícula en función de $J/W_s$ . ....	87
Figura 4-45. Gráfico de profundidad máxima de erosión dinámica de la fosa relativa al diámetro del chorro ( $\epsilon'_m d_L$ ) en función del Froude densimétrico ( $F_{0L}$ ). Imagen de base extraída de (Donoghue, et al., 2001) .....	88
Figura 4-46. Variación del radio de la fosa $r_0$ relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión $E_c$ . Casos con $E_c \leq 0.5$ . ....	89
Figura 4-47. Variación del radio de la fosa $r_0$ relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión $E_c$ . Casos con $E_c > 0.5$ . ....	89
Figura 4-48. Radio de la fosa relativo a la altura de impacto del chorro ( $r_1/h$ ) en función del parámetro de erosión. Imagen de base extraída de (Hunter, et al., 2013). ....	90
Figura 4-49. Radio de fosa de erosión relativa a la altura de impacto ( $r_0/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ). Imagen de base extraída de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).....	90
Figura 4-50. Escala de longitud $b$ de la fosa de erosión relativa a la altura de impacto ( $b/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ). Imagen de base extraída de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).....	91
Figura 4-51. Variación de la altura de duna relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión $E_c$ .....	91
Figura 4-52. Altura de duna relativa a la altura de impacto ( $\Delta/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ). Imagen de base extraída de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).....	92
Figura 4-53 Perfiles de fosa adimensionalizados con la profundidad máxima. Datos de AyR 1996 y resultados propios. En las referencias se lee: $U_0(m/s)/d(mm)/D_s(mm)/E_c$ .....	93

Figura 4-54. Relación entre radio y profundidad máxima de la fosa en función del $E_c$ para cada caso ensayado y simulado en esta tesis.....	94
Figura 4-55. Perfiles de fosa adimensionalizados con la profundidad máxima (realizadas con el promedio de los perfiles entre los tiempos 15s y 20s). Datos de simulaciones con $E_c < 0.35$ .....	95
Figura 4-56. Forma de la fosa de erosión dinámica (promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) para casos con diferente tamaño de malla, igual paso de tiempo y similar $E_c$ .	97
Figura 4-57. Forma de la fosa de erosión dinámica adimensionalizada (promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) para casos con diferente tamaño de malla, igual paso de tiempo y similar $E_c$ .	97
Figura 4-58. Comparación de formación de la fosa en un mismo instante ( $t=20s$ ) para casos con similar $E_c$ y diferente tamaño de mallo.....	98
Figura 4-59. Forma de la fosa de erosión dinámica (promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) para casos con diferente tamaño de malla, igual paso de tiempo y similar $E_c$ . La imagen de la derecha corresponda al perfil adimensionalizado con la profundidad máxima de erosión.	99
Figura 4-60. Comparación de estructura de flujo en un mismo instante ( $t=20s$ ) para casos con similar $E_c$ y diferente tamaño de malla.....	100
Figura 4-61. Forma de la fosa de erosión dinámica (promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) para casos con diferente tamaño de malla, igual paso de tiempo y similar $E_c$	101

## Índice de tablas

Tabla 2-1. Formulaciones semi-empíricas de las longitudes características de la fosa de erosión.....	30
Tabla 3-1. Datos estadísticos descriptivos de los dos tipos de arena ensayados.....	40
Tabla 3-2. Densidad y porosidad del sedimento.....	40
Tabla 3-3. Angulo de fricción del sedimento.....	41
Tabla 3-4. Ensayos en laboratorio.....	44
Tabla 3-5. Rango de datos en estudios de erosión por chorros circulares verticales sumergidos en lecho de material no cohesivo.....	45
Tabla 3-6. Incertidumbre asociada a la medida de las dimensiones características de la fosa de erosión de equilibrio en los ensayos realizados.....	50
Tabla 4-1. Rango de valores de parámetros utilizados en las simulaciones.....	67
Tabla 4-2. Parámetros del caso base (snd123).....	68
Tabla 4-3. Casos sensibilidad $U_0$ .....	68
Tabla 4-4. Sensibilidad $h$ .....	68
Tabla 4-5. Sensibilidad $X_{part}$ .....	68
Tabla 4-6. Sensibilidad $p_s$ .....	68
Tabla 4-7. Sensibilidad $R_p$ .....	68
Tabla 4-8. Sensibilidad Angulo.....	68
Tabla 4-9. Datos de casos de laboratorio utilizados para su modelación numérica.....	76
Tabla 4-10. Parámetros de los casos de laboratorio modelados.....	76
Tabla 4-11. Cálculo de diferencias entre las mediciones de radio de fosa en laboratorio y en las simulaciones.....	80
Tabla 4-12. Cálculo de diferencias entre las mediciones de altura de duna en laboratorio y en las simulaciones.....	81
Tabla 4-13. Cálculo de diferencias entre las mediciones de profundidad máxima de erosión en laboratorio y en las simulaciones.....	81
Tabla 4-14. Casos simulados para análisis de sensibilidad al tamaño de malla y paso de tiempo.....	96
Tabla 4-15. Parámetros fijos en el análisis de sensibilidad al paso temporal y resolución espacial. ...	96
Tabla 4-16. Tamaños de mallas testeados en el análisis de sensibilidad, con la respectiva cantidad de celdas.....	96

# Acrónimos y abreviaturas

## ESPAÑOL

CDS Corrección Diferida de Segundo orden

IMFIA: Instituto de Mecánica de los Fluidos e Ingeniería Ambiental

MFC Grupo de Mecánica de los Fluidos Computacional

MFP Modelo Fluido Partícula.

UdelaR: Universidad de la República

## INGLES

DEM Discrete Element Method

CFD Computational fluid dynamics

FLR Free laminar regime

OLR Oscillating locked regime

FTR Free Turbulent regime

PCR Potencial Core regime

JET Jet Erosion Test

UVP Ultrasonic Velocity Profiling

ADV Acoustic Doppler Velocimetry

LES Large Eddies Simulation

MPI Message Passing Interface

RANS Reynolds Averaged Navier Stokes

URANS unsteady Reynolds-Averaged-Navier-Stokes

DES Detached Eddy Simulation

SDJR Strongly Deflected Jet Regimen

DNS Direct Numerical Simulation

MPS Moving Particle Semi-implicit

SPH Smoothed Particle Hydrodynamics

LBM Lattice Boltzmann Method

SGS Sub Grid Scales

VOF Volume of Fluid

WDJR Weakly Deflected Jet Regime

## Símbolos

Se listan a continuación los símbolos más utilizados en el trabajo:

$\rho_f$ : densidad del agua

$\nu$ : viscosidad cinemática del agua

$\rho_s$ : densidad de la arena

$\phi$ : ángulo de fricción de la arena

$\alpha$ : porosidad del lecho

$D_s$ : diámetro característico de la arena. Algunos autores consideran como representativo el

$D_{50}$  diámetro medio. la fracción de partículas con diámetro menor a  $D_{50}$  es 50%

$D_{90}$  la fracción de partículas con diámetro menor a  $D_{90}$  es 90%

$C_u$ : Coeficiente de uniformidad

$\sigma_g$ : dispersión granulométrica

$Q$ : caudal de entrada

$U_0$ : velocidad media del chorro a la salida de la boquilla

$g$ : aceleración de la gravedad

$t$ : tiempo

$w_s$ : velocidad de sedimentación de la partícula, calculada como:  $w_s = \sqrt{gD_s \left( \frac{\rho_s}{\rho} - 1 \right)}$

$h$ : altura de impacto del chorro

$H$ : tirante de agua en la cuba (altura en la que se encuentran los desagües)

$d$ : diámetro del chorro a la salida de la boquilla

$L_1$ : lado de la base cuadrada del recinto

$L_2$ : altura del recinto

$\Delta$ : altura de la duna

$r$ : distancia radial desde el centro de la fosa

$\epsilon(r)$ : profundidad de erosión estática en función  $r$ .

$\epsilon'(r)$  profundidad de erosión dinámica en función  $r$ .

$\epsilon_m$ : profundidad máxima de erosión estática (en  $r=0$ ). Análogo para la condición dinámica.

$r_1$ : radio de la fosa medido hasta el eje de la duna ( $\epsilon=-\Delta$ )

$r_0$ : radio de la fosa medido hasta el comienzo de la duna ( $\epsilon=0$ )

$b$ : distancia radial desde el centro de la fosa hasta donde  $\epsilon = \epsilon_m$

$L$ : forma genérica de nombrar una longitud característica de la fosa de erosión

$L_{\infty}$ : para cualquier longitud "L", el subíndice " $\infty$ " indica que se mide en la condición de equilibrio.

**E**: tasa de erosión medida como el volumen erosionado por unidad de tiempo

**Ec**: parámetro de erosión

$\tau$ : tensión de corte

$\tau_c$ : tensión de corte crítica

$k_d$ : coeficiente de tasa de erosión

**Re<sub>c</sub>**: número de Reynolds del chorro ( $Re_c = \frac{U_0 d}{\nu}$ )

**J1 y J2**: parámetros adimensionales utilizados para evaluar la incidencia del tamaño del recinto experimental en ensayos con diferentes escalas (Hunter, et al., 2013)

**A**: área transversal del recinto experimental

$t_e$ : tiempo de encendido del chorro

**F<sub>0</sub>**: Número de Froude densimétrico ( $F_0 = \frac{U_0}{w_s}$ )

**U<sub>b</sub>**: velocidad vertical del flujo en la línea central del chorro a nivel del lecho

**F<sub>0b</sub>**: Número de Froude densimétrico calculado con la velocidad vertical del flujo en la línea central del chorro a nivel del lecho ( $F_{0b} = \frac{U_b}{w_s}$ )

**Re<sub>p,U<sub>b</sub></sub>**: número de Reynolds de partícula calculado con U<sub>b</sub> ( $Re_{p,U_b} = \frac{U_b D_s}{\nu}$ )

**Re<sub>p,w<sub>s</sub></sub>**: número de Reynolds de partícula calculado con w<sub>s</sub> ( $Re_{p,w_s} = \frac{w_s D_s}{\nu}$ )

**J**: momento del chorro ( $J = \frac{\pi}{4} \rho U_0^2 d^2$ )

**K<sub>0</sub>**: parámetro de presión (Kobus, et al., 1979).

**p<sub>s</sub>** la presión en el punto de estancamiento (Kobus, et al., 1979).

**U<sub>b</sub><sup>\*</sup>**: velocidad de corte difusa sobre el lecho (Fan, et al., 2020)

**F<sub>0b</sub><sup>\*</sup>**: Número de Froude densimétrico calculado con la velocidad de corte difusa sobre el lecho ( $F_{0b}^* = \frac{U_b^*}{w_s}$ ) (Fan, et al., 2020)

**W<sub>s</sub>**: Peso sumergido del sedimento.

**T<sub>s</sub>**: tiempo requerido para alcanzar la profundidad máxima de erosión dinámica

**λ**: distancia desde la salida de la boquilla donde se encuentra el punto de inicio del decaimiento de la velocidad del chorro. (Badr, et al., 2014)

**Fr**: Número de Froude ( $Fr = \frac{U_0}{\sqrt{gh}}$ )

**p** presión dinámica del fluido

**T** estado tensional

**D** tensor velocidad de deformación  
**u** velocidad promedio en volumen (velocidad resuelta por el `caffa3d`)  
**v** velocidad promedio en masa  
**v<sup>p</sup>** velocidad de partícula  
**v<sup>f</sup>** velocidad del fluido  
**v<sup>r</sup>** velocidad relativa de las partículas  
**w** velocidad de sedimentación de las partículas (modelo numérico)  
**μ** Viscosidad dinámica  
**μ<sub>p</sub>** Viscosidad dinámica efectiva, que incorpora el efecto de las partículas en la mezcla.  
**μ<sub>T</sub>** Viscosidad turbulenta  
**μ<sub>m</sub>** Viscosidad molecular  
**ρ** densidad de la mezcla  
**r<sub>p</sub>** radio de partículas  
**τ<sup>p</sup>** tensor de tensiones adicional  
**τ<sub>0</sub>** tensión de fluencia del modelo de Bingham  
**χ** fracción volumétrica de partículas, representa el empaquetamiento de partículas.  
**χ<sub>lm</sub>** umbral de  $\chi$  que determina el comportamiento sólido  
**χ<sub>IM</sub>** máximo valor de  $\chi$   
**ε** parámetro numérico de desingularización  
**C<sub>D</sub>** Coeficiente de Drag  
**η** coeficiente de difusión de la mezcla  
**γ<sub>CDS</sub>** Coeficiente de blending para la ecuación de balance mecánico  
**γ<sub>MFP</sub>** coeficiente de blending de la ecuación de transporte de partículas  
**Δx** dimensión de la celda  
**Δt** paso temporal  
**d<sub>in</sub>** diámetro o espesor superior de tobera  
**U<sub>in</sub>** velocidad de entrada a la tobera

# 1 INTRODUCCIÓN

---

## 1.1 CONTEXTO

La socavación o erosión del suelo mediante un chorro de agua sumergido es un fenómeno típico de interacción agua-suelo, presente en muchas disciplinas de ingeniería. En ingeniería hidráulica, el fenómeno aparece aguas abajo de compuertas, alcantarillas, vertederos, tuberías; en ingeniería de puertos y costas, está presente en el dragado de canales y puertos, y en la erosión del lecho y paredes del canal debido a los propulsores de las embarcaciones; en ingeniería marítima, se utilizan chorros de alta velocidad para formar fosas en las cuales enterrar cableados y tuberías, y así protegerlos del daño de la pesca o del repetitivo golpeteo de las olas (Yuan, et al., 2019).

Considerando el espectro de condiciones en las cuales se presenta el fenómeno de *socavación del suelo mediante el impacto de un chorro de agua*, existe una amplia variedad de trabajos que aportan al entendimiento global del fenómeno. En este sentido, hay trabajos que estudian chorros no sumergidos (p. ej. (Bombardelli, et al., 2018)), que impactan en dirección inclinada u horizontal (p. ej. (Yan, et al., 2020)), chorro plano (p. ej. (Rouse, 1939) , (Kobus, et al., 1979) , (Badr, et al., 2014)), chorros intermitentes (p. ej. (Westrich & Kobus, 1973)), chorro laminar (p. ej. (Benseghier, et al., 2020)) y turbulento (p. ej. (Hogg, et al., 1997)), en lecho de sedimentos cohesivos (p. ej. (Hanson & Cook., 2004), (Mercier, et al., 2013)); y con variaciones en cuanto al tamaño de sedimento, tamaño y velocidad del chorro, altura de impacto, etc.

El fenómeno de impacto de un chorro de agua es de gran interés en el campo de la ingeniería civil, siendo utilizado específicamente para cuantificar la resistencia a la erosión de suelos cohesivos (Benseghier, et al., 2020). El ensayo JET (por sus siglas en inglés: “Jet Erosion Test”) consiste en aplicar un chorro de agua circular vertical sumergido perpendicular a la superficie de la muestra de suelo e ir midiendo la profundidad de erosión, que va aumentando con el tiempo ( (Hanson, 1990) , (Hanson & Cook., 2004)). El test fue inicialmente desarrollado para su uso en suelos cohesivos, su aplicación en suelos con grandes cantidades de arena generalmente trabaja bien, especialmente si también hay limo o arcilla presente (Wahl, 2016). Sin embargo, para arenas puras generalmente la erosión ocurre muy rápido, por lo que puede ser difícil recoger suficientes datos, aunque si el tiempo entre medidas de profundidad es corto, pueden obtenerse resultados interesantes igual (Wahl, 2016).

Esta tesis tiene como tema central la experimentación física y modelación numérica de la *erosión por chorro de agua vertical circular sumergido que impacta de forma perpendicular en un lecho de arena*. Tras una revisión bibliográfica exhaustiva, se logró establecer el estado de arte en la temática, recogiendo una amplia variedad de trabajos que abordan el fenómeno con diferentes enfoques. Una de las contribuciones más relevantes a la fecha en este tema es el trabajo de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). El mismo, así como gran parte de los trabajos antecedentes, es un estudio de base experimental con desarrollo de formulaciones semi-empíricas ( (Doddiah, et al., 1953) (Westrich & Kobus, 1973) , (Donoghue, et al., 2001), (Ansari, et al., 2003), (Hunter, et al., 2013), (Fan, et al., 2020)). La amplia mayoría se enfoca en condiciones de flujo turbulento pero también se encontraron estudios bajo régimen laminar (Brunier-Coulin, et al., 2017). En el ámbito de la modelación numérica, también se encontraron estudios en la temática, con abordaje bidimensional ( (Neyshabour, et al., 2003), (Qian, et al., 2010), (Huai, et al., 2011), (Goeree, et al., 2013), (Nguyen, et al., 2014) , (Yuan, et al., 2019) y (Benseghier, et al., 2020)) y tridimensional (Boyaval, et al., 2018).

De acuerdo a lo presentado, una numerosa cantidad de investigadores han centrado sus trabajos en el estudio del fenómeno. Sin embargo, a la fecha no existe un consenso respecto a cuáles son las

variables y parámetros que caracterizan al fenómeno, y cómo estos se relacionan mediante formulaciones que puedan describir el desarrollo de las fosas de erosión y puedan predecir la profundidad de erosión y la forma de la fosa.

## 1.2 DESCRIPCIÓN DEL FENÓMENO

Hay múltiples factores que influyen y resultan en incertidumbre para describir el inicio del movimiento de las partículas del lecho, entre ellos: propiedades del fluido (densidad, viscosidad), propiedades del flujo (velocidad, profundidad, intensidad de turbulencia), la composición de los sedimentos (cohesión, densidad) y la forma (esférica vs no esférica, distribución de tamaño de partículas, uniforme vs no uniforme), y la presencia de agentes biológicos o bioquímicos ( Hunter, et al., 2013), (Pizzaro, et al., 2020) ).

En los sedimentos cohesivos, las fuerzas resistivas al movimiento surgen de fuerzas fisicoquímicas atractivas a escala molecular que incluyen la fuerza de arrastre viscosa hidrodinámica, la atracción de van der Waals, la repulsión eléctrica de doble capa y la repulsión de Born (Anderson & Lu, 2001). En el caso de sedimento no cohesivo (donde hay mínima interacción de adhesión entre partículas) la erosión es considerada como el desprendimiento de una sola partícula, a partir de un balance de fuerzas entre la partícula y el fluido sobre el lecho (Mazurek & Hossain, 2007). Esto permite al menos una relativa certeza en cuanto a la evolución empírica cualitativa entre los diferentes tipos de partículas. Sin embargo, de acuerdo con (Rajaratnam, et al., 2010) , la influencia de la turbulencia y las grandes corrientes de recirculación llevan a un número de complejidades e incertidumbre que hace que ese análisis cuantitativo sea imposible en muchos casos.

En la Figura 1-1 se muestra un esquema del arreglo experimental para tratar el fenómeno de interés en un entorno controlado, así como las principales variables involucradas. A modo ilustrativo, se esbozan dos fosas de erosión asociadas a un mismo ensayo: la *erosión dinámica* refiere al momento en que el chorro está activo impactando contra el lecho de sedimentos, mientras que, la *erosión estática* refleja un estado posterior, cuando el chorro ha sido apagado (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).

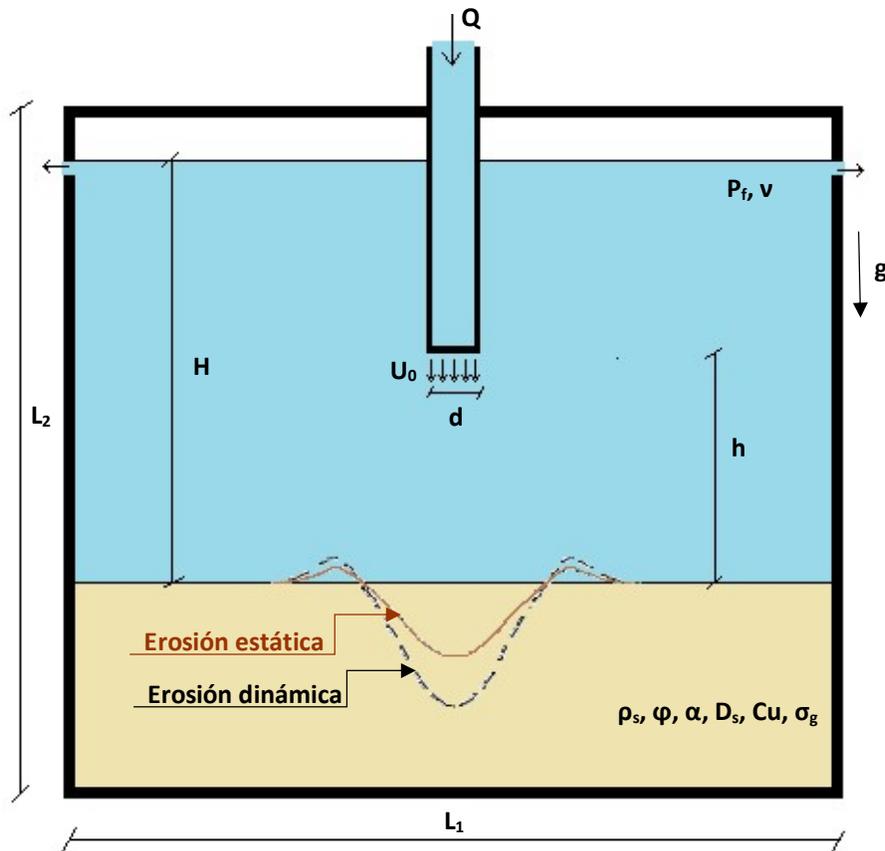


Figura 1-1. Esquema del fenómeno y principales parámetros involucrados. Adaptada de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996)

De acuerdo a la Figura 1-1, las principales variables que caracterizan el fenómeno son ( (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), (Hunter, et al., 2013)):

- Propiedades del agua:
  - $\rho_f$ : densidad del agua
  - $\nu$ : viscosidad cinemática del agua
- Propiedades del lecho:
  - $\rho_s$ : densidad de la arena
  - $\phi$ : ángulo de fricción de la arena
  - $\alpha$ : porosidad del lecho
  - $D_s$ : diámetro característico de la arena. Algunos autores consideran más representativo el diámetro medio  $D_{50}^1$  (p. ej. (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996)) y otros el  $D_{90}^2$  ( (Ade & Rajaratnam., 1998) , (Yeh, et al., 2009) y (Hunter, et al., 2013)) .
  - $C_u$ : Coeficiente de uniformidad
  - $\sigma_g$ : dispersión granulométrica
- Variables cinemáticas:
  - $Q$ : caudal de entrada
  - $U_0$ : velocidad media del chorro a la salida de la boquilla
  - $g$ : aceleración de la gravedad
  - $t$ : tiempo

<sup>1</sup> la fracción de partículas con diámetro menor a  $D_{50}$  es 50%.

<sup>2</sup> la fracción de partículas con diámetro menor a  $D_{90}$  es 90%.

- **w<sub>s</sub>**: velocidad de sedimentación de la partícula, calculada como:  $w_s = \sqrt{gD_s \left( \frac{\rho_s}{\rho_f} - 1 \right)}$
- Variables geométricas:
  - **h**: altura de impacto del chorro
  - **H**: tirante de agua en la cuba
  - **d**: diámetro del chorro a la salida de la boquilla
  - **L<sub>1</sub>**: lado de la base cuadrada del recinto
  - **L<sub>2</sub>**: altura del recinto

El procedimiento general de los ensayos experimentales que permiten estudiar la erosión del *chorro de agua vertical circular sumergido que impacta de forma perpendicular en un lecho de arena* es descrito por (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). El impacto del chorro en el lecho de arena comienza a generar una fosa de erosión, cuya profundidad aumenta con el tiempo hasta alcanzar un estado asintótico (Rajaratnam & Beltaos, 1977). Mientras el chorro está activo se mide la profundidad *dinámica* que es *máxima* en el centro de la fosa. Luego, una vez alcanzado el estado asintótico, se procede a apagar el chorro y medir las dimensiones de la fosa correspondientes a la condición *de equilibrio* (indicado con subíndice  $\infty$ ). La experiencia indica que, bajo ciertas condiciones de flujo, el apagado del chorro genera que las partículas que se encontraban en suspensión se asienten y se produzca un reacomodo de los granos del lecho, lo cual afecta la forma de la fosa de erosión y, en particular, la profundidad de la misma (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). Esta profundidad máxima medida una vez que se apagó el chorro se llama *estática*.

La medición de la *profundidad de erosión dinámica* es una gran dificultad, ya que se encuentra rodeada de un medio turbulento con partículas en suspensión que dificultan la visibilidad. Se han utilizado técnicas relativamente rudimentarias, como medidas repetidas usando con rodillo para identificar la interfase de agua-sedimento en el caso de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), hacer visible la geometría dinámica de la erosión mediante la aplicación de una pared transparente en el dispositivo (Niven & Khalili, 1998), colorear por capas el lecho de sedimentos (Donoghue, et al., 2001), técnicas más sofisticadas como mediciones con velocímetro acústico de Doppler (ADV), pero teniendo que realizarlas desde fuera del eje central (Yeh, et al., 2009), y técnicas no intrusivas mediante mediciones con un perfilador de velocidades ultrasónico (UVP) (Hunter, et al., 2013).

En la Figura 1-2 se muestra un esquema de la fosa de erosión generada por el impacto del chorro de agua sumergido en el lecho de arena, indicando las dimensiones características<sup>3</sup> (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996):

- **$\Delta$** : altura de la duna
- **r**: distancia radial desde el centro de la fosa
- **$\epsilon(r)$** : profundidad de erosión estática en función r.
- **$\epsilon'(r)$** : profundidad de erosión dinámica en función r.
- **$\epsilon_m$** : profundidad máxima de erosión estática (en  $r=0$ ). Análogo para la condición dinámica.
- **r<sub>1</sub>**: radio de la fosa medido hasta el eje de la duna ( $\epsilon=-\Delta$ )
- **r<sub>0</sub>**: radio de la fosa medido hasta el comienzo de la duna ( $\epsilon=0$ )
- **b**: distancia radial desde el centro de la fosa hasta donde  $\epsilon = \epsilon_m/2$

<sup>3</sup> En la condición de equilibrio ( $t \rightarrow \infty$ ), las dimensiones características tendrán el subíndice  $\infty$ .

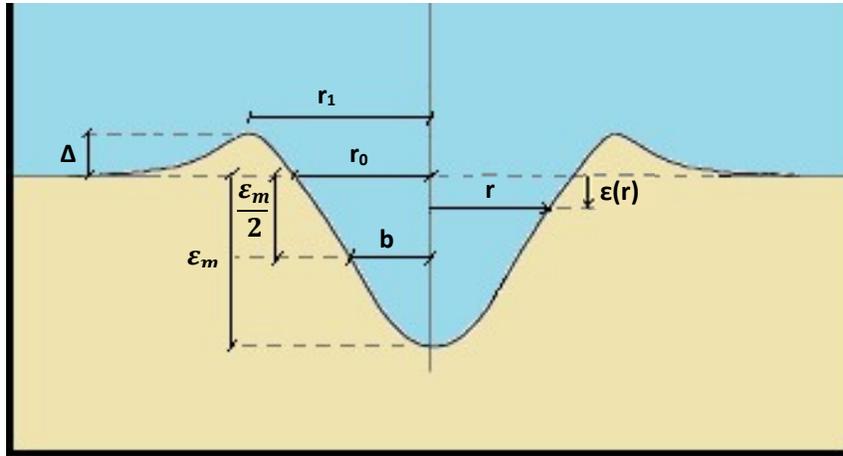


Figura 1-2. Dimensiones características de la fosa de erosión.

### 1.3 MOTIVACIÓN

El presente trabajo se enmarca en la continuidad de los avances realizados en el Instituto de Mecánica de los Fluidos e Ingeniería Ambiental (IMFIA) de la Facultad de Ingeniería (UdelaR) en temáticas relacionadas.

Por un lado, en el grupo de Hidráulica Fluvial del IMFIA se ha venido trabajando en la socavación local en torno a estructuras (pilas, estribos de puentes, etc.), que ha sido abordada fundamentalmente mediante modelación física. Estos trabajos incluyen el estudio de la profundidad de erosión de equilibrio en pilas de puentes (Chreties, 2008) y (Chreties, 2011)), la evolución temporal del fenómeno y enfoque probabilístico (López, 2013), la influencia de la viscosidad en enrocados de protección de fundaciones de puentes (Vilaseca, et al., 2015), entre otros.

Por otro lado, el grupo de Mecánica de los Fluidos Computacional (MFC) del IMFIA en colaboración con la Universidad de Rovira i Virgili de Tarragona ha ido desarrollando el modelo numérico Caffa3d, código de Dinámica de los Fluidos Computacional (CFD, por sus siglas en inglés) (Usera, et al., 2008), (Mendina, et al., 2014)). Actualmente el código cuenta con un módulo que incorpora la resolución numérica de dispersión de partículas inmersas en un flujo turbulento (Mendina, 2018). En particular, Mendina (2018) llevó adelante la simulación numérica de chorros verticales sumergidos impactando en un lecho sólido, con un arreglo numérico inspirado en los experimentos de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), y se obtuvieron resultados cualitativamente y cuantitativamente razonables. En dicho trabajo se concluye que, para mejorar la capacidad del modelo, la traducción de los parámetros que caracterizan al material particulado hacia los parámetros numéricos es un aspecto que debe ser profundizado (Mendina & Usera, 2021).

Dados los avances del IMFIA en la modelación numérica de fluidos mezcla (agua-sedimento) y la experiencia en el área de erosión local en pilas de puentes, surge la idea de generar sinergia entre ambos grupos, con el objetivo final de poder modelar numéricamente el fenómeno de erosión en pilas de puentes. Un paso intermedio se materializa en esta tesis que, considerando un caso de aplicación más simple (erosión por *chorro de agua vertical circular sumergido que impacta de forma perpendicular en un lecho de arena*), tiene como objetivo relacionar los parámetros y variables involucrados en la erosión local, generando un puente entre la modelación física y la numérica.

La erosión local en pila de puentes se da por el efecto combinado de la aceleración del flujo y los vórtices inducidos por la obstrucción (Arneson, et al., 2012), (Melville & Coleman, 2000)). Las tres

principales características del flujo son: el flujo descendente en la cara de la pila, el vórtice de herradura en la base del pilar y los vórtices de estela formados aguas abajo del pilar (ver Figura 1-3). El flujo descendente en la cara de la pila erosiona el lecho, y los vórtices de herradura y de estela se encargan de transportar los sedimentos hacia aguas abajo (Shahriar, et al., 2021). De acuerdo con (Ahmad, et al., 2018), la estructura de flujo descendente es el agente erosivo de mayor incidencia en el proceso de erosión local entorno a pilas de puentes. La elección del caso de estudio de esta tesis como primer paso hacia la modelación numérica de la erosión en pilas de puentes se justifica por la estrecha relación entre dichos fenómenos, considerando al chorro como una simplificación del flujo descendente característico del patrón de flujo en torno a pilas de puentes.

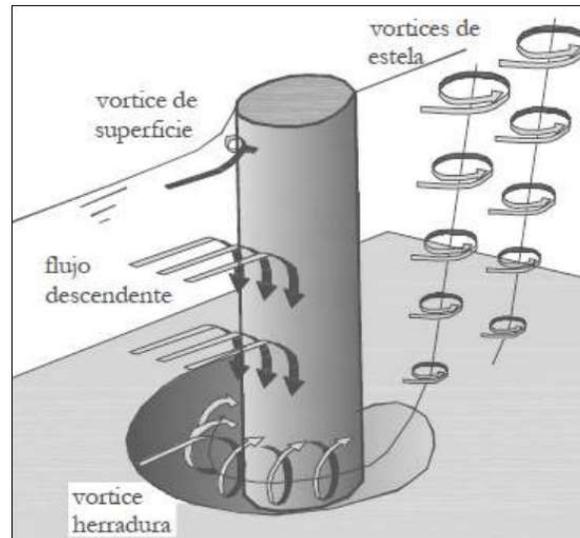


Figura 1-3. Patrón de flujo en torno a la fosa de erosión en una pila cilíndrica. Extraído de (Melville & Coleman, 2000)

## 1.4 OBJETIVOS

El objetivo general, a largo plazo, es avanzar en la modelación numérica de los procesos hidrosedimentológicos fundamentales que gobiernan el fenómeno de erosión local en torno a pilas de puentes. En este sentido, se aspira a disponer de un modelo numérico capaz de generar simulaciones para mejorar los criterios y formulaciones de estimación de erosión local, ampliando el rango de aplicación en relación a su desarrollo original en laboratorio. Este trabajo constituye un primer paso hacia el objetivo general mediante el estudio del fenómeno de *erosión del chorro de agua vertical circular sumergido que impacta de forma perpendicular en un lecho de arena* (ver sección 1.3).

A continuación, se realiza un punteado detallando los objetivos específicos de este trabajo de tesis:

- Establecer el estado del arte en cuanto a los procesos que gobiernan el fenómeno de erosión local generada por el impacto de un chorro de agua vertical sumergido y su modelación numérica.
- Realizar un estudio experimental en laboratorio que sirva de acercamiento al entendimiento del fenómeno y la caracterización de las variables y parámetros fundamentales.
- Realizar un análisis de sensibilidad de los parámetros que caracterizan al fenómeno en el modelo numérico.
- Analizar las capacidades actuales del modelo *caffa3d-MFP* para representar el fenómeno de erosión local en el caso de *chorro de agua vertical circular sumergido que impacta de forma*

*perpendicular en un lecho de arena*, identificando las fortalezas y debilidades para la simulación de los diferentes procesos físicos involucrados.

- Evaluar la performance del modelo numérico *caffa3d-MFP* para representar la profundidad de erosión, comparando con experimentos en modelos físicos (propios y de otros autores).

## 1.5 METODOLOGÍA

En lo que sigue se describe la metodología utilizada:

1. Establecimiento del estado de conocimiento actual en la temática, tanto en el ámbito experimental en laboratorio como en modelación numérica (ver capítulo 2).
2. Revisión y recopilación de los ensayos de laboratorio que estudian la erosión generada por un chorro de agua vertical sumergido impactando en un lecho de sedimentos no cohesivos (ver sección 3.2.2.1).
3. Experimentación física (ver capítulo 3)
  - a. Definición de la metodología experimental
    - i. Ensayos de caracterización de sedimentos que conformaron el lecho. (ver sección 3.1).
    - ii. Armado de dispositivo experimental y realización de ensayos de laboratorio en las instalaciones del IMFIA (ver sección 3.2.1).
  - b. Presentación y análisis de resultados (ver sección 3.2.2).
4. Modelación numérica (ver capítulo 4)
  - a. Revisión de las características del modelo numérico (ver sección 4.1)
  - b. Definición de metodología e implementación de modelo numérico (ver secciones 4.2.1 y 4.2.2).
  - c. Análisis de sensibilidad a los parámetros numéricos del modelo para elección de paso de tiempo y tamaño de malla (ver sección 4.2.6)
  - d. Análisis de sensibilidad a los parámetros involucrados en el fenómeno de estudio (altura y velocidad del chorro, tamaño, densidad, porosidad y ángulo de reposo interno del sedimento) (ver sección 4.2.3).
  - e. Implementación en el modelo numérico de casos comparables con los ensayos de laboratorio. Comparación de resultados obtenidos. (ver sección 4.2.4)
5. Comparación de los resultados obtenidos en esta tesis (mediante los experimentos en laboratorio y en el modelo numérico) con los datos reportados por otros autores (ver secciones 3.2.2.1 y 4.2.5)

## 2 REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA

---

La revisión bibliográfica se estructura en tres grandes partes: en la sección 2.1 se presentan los principales trabajos relacionados en el marco de la experimentación en laboratorio, desarrollos teóricos, formulaciones empíricas y semi-empíricas; en la sección 2.2 se realiza la revisión bibliográfica en lo que respecta a modelación numérica; y en la sección 2.3 se reportan los antecedentes encontrados en cuanto a la relación de chorros sumergidos con la erosión en pilas de puentes.

### 2.1 ABORDAJE EXPERIMENTAL

Esta subsección comienza por introducir los principales parámetros asociados a la *estructura del flujo* del fenómeno en cuestión (ver subsección 2.1.1), para luego caracterizar el *proceso de erosión* a partir de ciertos parámetros adimensionales que han sido considerados por distintos investigadores de la temática (ver subsección 2.1.2). Una vez definidos los parámetros clave, se presentan las formulaciones semi-empíricas que describen las longitudes características de la fosa de erosión (ver subsección 2.1.3), y la evolución temporal de la misma (ver subsección 2.1.4).

#### 2.1.1 Estructura del flujo

Considerando el caso de un chorro libre impactando en una pared, se tienen cuatro regiones características de flujo (Gauntner, et al., 1970) (ver Figura 2-1):

- *Región I (región de chorro libre)*: es la región en que se establece el flujo. Se extiende desde la salida de la boquilla hasta el vértice del núcleo potencial. El núcleo potencial es la parte central del flujo en que la velocidad permanece constante e igual a la velocidad de salida del chorro en la boquilla ( $U_0$ ).
- *Región II (región de chorro libre)*: comprende la región de flujo desarrollado en la dirección del chorro bajo el vértice del núcleo potencial; está caracterizada por la disipación de la velocidad en la línea central del chorro y el esparcimiento del chorro en dirección transversal al mismo.
- *Región III (región de estancamiento)*: el chorro se desvía de la dirección axial.
- *Región IV (región de chorro de pared)*: el espesor del flujo aumenta al tiempo que la capa límite se desarrolla a lo largo de la superficie rígida.

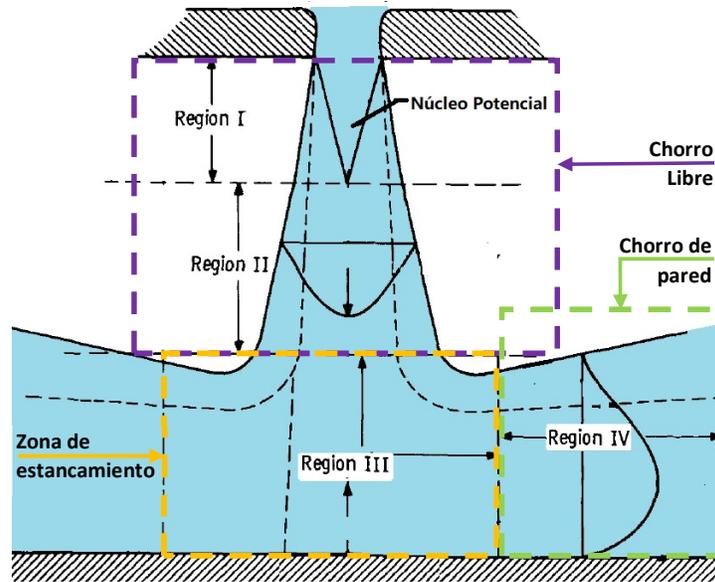


Figura 2-1. Regiones características de un chorro impactando en una superficie. Esquema adaptado de (Gauntner, et al., 1970)

Para un chorro libre, lejos de cualquier borde ( $h/d \gg 1$ ,  $L_1/d \gg 1$ ), a partir del número de Reynolds del chorro ( $Re_c = \frac{U_0 d}{\nu}$ ) se pueden distinguir 4 patrones de flujo para chorros libres (McNaughton & Sinclair, 1966):

- Chorro laminar disipado ( $Re_c < 300$ ). Las fuerzas viscosas son mayores a las fuerzas de inercia, y el chorro se disipa rápidamente en el fluido ambiente.
- Chorro laminar pleno ( $300 < Re_c < 1000$ ). No es apreciable la disipación del chorro en el fluido ambiente
- Chorro semiturbulento o de transición ( $1000 < Re_c < 3000$ ).
- Chorro turbulento pleno ( $Re_c > 3000$ ).

Badr, et al. (2014) estudiaron el inicio de la erosión por chorro plano en lecho de sedimentos no cohesivos para  $Re_c < 1200$ , y distinguieron cuatro tipos de regímenes para diferentes combinaciones de  $Re_c$  y  $h/d$ :

- $Re_c < 200$  : Régimen laminar libre (FLR, por sus siglas en inglés "Free laminar regime")
- $200 < Re_c < 400$  } Régimen de bloque oscilante (OLR, por sus siglas en inglés "Oscillating locked regime")  
 $8 \lesssim \frac{h}{d} \lesssim 35$  }
- $400 < Re_c$  } Régimen turbulento libre (FTR, por sus siglas en inglés "Free Turbulent regime")  
 $35 \lesssim \frac{h}{d}$  }
- $\frac{h}{d} \lesssim 8$  : Régimen de núcleo potencial (PCR, por sus siglas en inglés "Potential Core regime")

En el último caso, cuando la boquilla está cerca del lecho ( $\frac{h}{d} \lesssim 8$ ), no hay suficiente distancia como para que la capa límite se desarrolle, por lo que el núcleo del chorro mantiene su potencial para cualquier  $Re_c$  (Badr, et al., 2014).

Las fuerzas dinámicas del flujo actuando en las partículas varía dependiendo de la región del chorro ( (Rajaratnam & Beltaos, 1977), (Kobus, et al., 1979) , (Hogg, et al., 1997)). Dentro de la región de impacto, hay fuerzas que generan el perfil de presiones del chorro en el lecho (análogo a una fuerza de compresión normal al lecho) así como la creciente influencia de la tensión de corte en la superficie, que se esparce en el lecho. Lejos de la zona de impacto, el chorro se expande como un chorro de pared radial, y la erosión se genera a causa de la tensión rasante de la interfase (Kobus, et al., 1979).

Para un chorro impactando en un lecho fijo, la presión en el punto de estancamiento ( $p_s$ ) es proporcional al cuadrado de la velocidad del flujo en la línea central del chorro a una distancia  $h$  de la boquilla (en el punto de estancamiento) ( $U_b$ ), que es proporcional a la velocidad media del chorro a la salida de la boquilla ( $U_0$ ) (Kobus, et al., 1979). En el caso de un lecho erosionable, la magnitud de la presión de estancamiento ( $p_s$ ) dependerá de la forma del lecho erosionado y del número de Reynolds de partícula ( $Re_{p,w_s}$ <sup>4</sup>), el cual caracteriza el grado de infiltración (Kobus, et al., 1979).

### 2.1.2 Caracterización del fenómeno en base parámetros adimensionales

Si  $L$  representa cualquier dimensión característica de la fosa de erosión, un análisis dimensional con  $d$ ,  $U_0$  y  $\rho$  como las variables repetidas resulta (Donoghue, et al., 2001):

$$\frac{L}{d} = f(Re_c = \frac{U_0 d}{\nu}, F_0 = \frac{U_0}{w_s}, \frac{U_0 t}{d}, \frac{D_s}{d}, \frac{h}{d}) \quad (2-1)$$

Usualmente  $Re_c$  se encuentra en régimen turbulento y por eso la geometría de la fosa se considera independiente de este parámetro (Donoghue, et al., 2001).

Rouse (1939) fue quien primero condujo una investigación experimental sobre erosión debida a un chorro vertical sumergido que impacta en un lecho de arena. Observó la evolución temporal de la fosa de erosión generada por un chorro plano vertical de ancho fijo ( $d=2\text{cm}$ ), utilizando arena de diferentes tamaños ( $D_{50}$  entre 0.3 y 0.7 mm), dos alturas de impacto ( $h$ : 8 y 16 cm) y un amplio rango de velocidad de chorro ( $U_0$  entre 4 y 17 m/s). Concluyó que la velocidad de caída ( $w_s$ ) media de la arena y su desviación estándar son parámetros importantes, y que el número de Froude densimétrico ( $F_0=U_0/w_s$ ) es el principal parámetro adimensional, siempre que la escala del modelo no sea tan pequeña como para que el tamaño de sedimento tenga el mismo orden de magnitud que otras dimensiones del flujo (Rouse, 1939).

El número de Froude densimétrico ( $F_0$ ) relaciona la fuerza del chorro en una partícula con su peso aparente (sumergido), es decir que se centra en las tensiones de inercia del fluido y no en las viscosas, lo cual se justifica para altos números de Reynolds de partícula<sup>5</sup> ( $Re_{p,U_b} > 1$ ) (Badr, et al., 2014).

Kobus, et al. (1979) clasificaron la forma adimensional de la fosa de erosión (chorro vertical plano) de acuerdo al “parámetro de presión” ( $K_0 = \frac{p_s}{\frac{\rho}{2} w_s^2}$ ) identificando dos formas asociadas a dinámicas diferentes. Para valores bajos ( $1.2 \leq K_0 < 3$ ) se tiene un perfil de fosa menos profundo, en donde se desarrolla un chorro de pared radial casi inmediatamente que el chorro incide en el lecho; en este caso la erosión se genera principalmente como transporte de carga de fondo. Para valores altos ( $6.5 \leq K_0 < 140$ ), se tiene una deformación mucho mayor en el centro de la fosa, y luego sube recto

<sup>4</sup> Calculada con  $w_s$ , de forma:  $Re_{p,w_s} = \frac{w_s D_s}{\nu}$

<sup>5</sup> Calculada con  $U_b$  (velocidad del chorro en el lecho), esto es:  $Re_{p,U_b} = \frac{U_b D_s}{\nu}$ .

hacia los costados, donde se dan procesos de transporte, suspensión y deposición parcial de los granos de arena (Kobus, et al., 1979).

Para valores de altura de impacto mayores a 8.3 veces el diámetro de la boquilla ( $h/d > 8.3$ ), la longitud característica del experimento es  $h$ , y para valores  $h/d < 5.5$ , la longitud característica pasa a ser  $d$  (Rajaratnam & Beltaos, 1977). En casos con valores grandes de alturas de impacto, el valor asintótico de la profundidad máxima de erosión y del radio de la fosa de erosión relativos a la altura de impacto (esto es:  $\frac{\varepsilon_{m\infty}}{h}, \frac{r_{0\infty}}{h}$ ) son función del cociente entre  $N^\circ$  de Froude densimétrico  $F_0$  y la altura de impacto relativo al diámetro del chorro en la boquilla (esto es:  $F_0 \frac{d}{h}$ ) (Rajaratnam & Beltaos, 1977).

Aderibigbe & Rajaratnam (1996) nombran al parámetro adimensional introducido por (Rajaratnam & Beltaos, 1977) como “parámetro de erosión”  $Ec = F_0 \frac{d}{h}$ . El mismo representa la relación entre la fuerza ejercida por el chorro circular en una partícula del lecho ubicada directamente bajo el chorro en nivel del lecho original, y su fuerza resistiva.

$$Ec = \frac{U_0}{\sqrt{gD_{50} \left( \frac{\rho_s - \rho_f}{\rho_f} \right)}} \cdot \frac{d}{h} \quad (2-2)$$

Los patrones de flujo en la fosa de erosión de equilibrio se pueden clasificar en dos grandes tipos de acuerdo al valor del parámetro  $Ec$ : régimen de chorro fuertemente desviado (SDJR, por sus siglas en inglés “Strongly Deflected Jet Regime”) para  $Ec > 0.35$ , y régimen de chorro débilmente desviado (WDJR, por sus siglas en inglés “Weakly Deflected Jet Regime”) correspondiente a  $Ec \leq 0.35$  (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). Esta clasificación es similar a la presentada por Kobus, et al. (1979): la forma de erosión tipo I (equivalente a WDJR) independiente del parámetro  $K_0$  (equivalente al  $F_0$ ) y la forma de la fosa tipo II (equivalente a SDJR) que depende de dicho parámetro. Los regímenes de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996) los diferencian en dos categorías I y II, de acuerdo a la Figura 2-2.

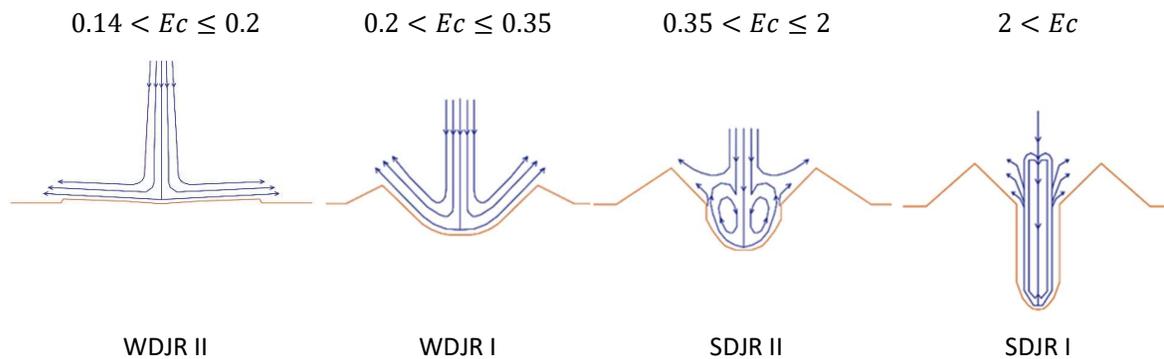


Figura 2-2. Clasificación de patrones de flujo de acuerdo a  $Ec$ . Adaptada de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).

Para  $Ec \leq 0.35$  la erosión dinámica es igual a la estática y, para valores mayores, la erosión dinámica es mayor a la estática (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). De acuerdo con (Rajaratnam & Mazurek, 2003), la profundidad de erosión dinámica es cerca de tres veces la profundidad estática en la condición de equilibrio, y según (Chakravarti, et al., 2014), la diferencia entre la profundidad de erosión dinámica y estática, aumenta linealmente con  $Ec$ .

El impacto del chorro tiende a ser más estrecho cuando la altura de impacto es menor, generando un menor efecto hidrodinámico en la fosa para remover las partículas suspendidas (Fan, et al., 2020).

El volumen erosionado aumenta al decrecer la altura de impacto hasta cierto punto, y luego comienza a disminuir ( (Westrich & Kobus, 1973), (Kobus, et al., 1979) y (Fan, et al., 2020)).

### 2.1.2.1 Aportes relacionados

De acuerdo con investigaciones posteriores ( (Ade & Rajaratnam., 1998) , (Yeh, et al., 2009) y (Hunter, et al., 2013)), el diámetro  $D_{90}$  es un parámetro más representativo que el  $D_{50}$  debido a que las fracciones de tamaño más grandes dominan la erodabilidad del lecho en lechos sin cohesión, y por eso debe ser el considerado en el cálculo del parámetro adimensional  $E_c$ .

La erosión está gobernada por  $F_0$ , y aumenta de forma no uniforme con  $h/d$  debido a la evolución espacial del chorro en relación al régimen del flujo chorro (Badr, et al., 2014). En casos con  $\frac{h}{d} \gtrsim 8$ ,  $F_0$  debe ser calculado con la velocidad vertical en la línea centro del chorro sobre lecho ( $F_{0b} = \frac{U_b}{w_s}$ ) contemplando una corrección respecto al punto de inicio del decaimiento de la velocidad del chorro, que se encuentra a una distancia  $\lambda$  de la salida de la boquilla (Badr, et al., 2014). Nguyen, et al (2014) sostienen que la capacidad de dragado o remoción de sedimentos de un chorro plano vertical sumergido depende de  $Re_c$  y del número de erosión  $Er$  definido como:

$$Er = F_0 \cdot \sqrt{\frac{d}{h - \lambda}} \quad (2-3)$$

Donde  $\lambda$  es un parámetro que se obtiene de forma empírica, al ajustar las curvas que relacionan los parámetros característicos de la fosa  $\varepsilon_m$  y  $r_0$ .

Fan, et al. (2020) también introdujeron una variación al cálculo del número de Froude densimétrico ( $F_{0b}^*$ )<sup>6</sup>, y concluyeron que a partir de un  $F_{0b}^*$  mayor a 0.5 hay resuspensión de sedimento. Calcularon  $F_{0b}^*$  con la velocidad de corte difusa  $U_b^*$  ( $F_{0b}^* = \frac{U_b^*}{w_s}$ ), la cual se relaciona con  $U_b$  mediante formulaciones semi-empíricas. En el artículo no queda claro de qué forma obtienen  $U_b^*$  en el procedimiento de ensayos.

Por su parte, Donoghue, et al. (2001) consideraron como magnitudes características la velocidad y diámetro del chorro sobre la superficie del lecho (en lugar de a la salida de la boquilla), utilizando la teoría de chorro libre turbulento de Schlichting (1968) para  $\frac{x}{d} \gtrsim 6.6$ , donde  $x$  es la distancia en la línea central medida desde la boquilla. A su vez, en sus formulaciones consideraron el momento del chorro ( $J$ ), calculado como  $J = \frac{\pi}{4} \rho U_0^2 d^2$ , por ser una magnitud que permanece constante con la distancia a la boquilla, lo cual no sucede con la velocidad y diámetro del chorro (Donoghue, et al., 2001). Como parámetro adimensional ellos consideran  $\frac{J}{W_s}$ , donde  $W_s$  es el peso sumergido del sedimento calculado como:  $W_s = \frac{\pi}{6} (\rho_s - \rho_f) g D_s^3 \cdot J$  y  $W_s$  se relaciona con los parámetros adimensionales  $F_0$  y  $\frac{d}{D_s}$  de la siguiente forma:  $\frac{J}{W_s} = 1.5 \left( F_0 \cdot \frac{d}{D_s} \right)^2$ .

Rajaratnam & Mazurek (2003) realizaron estudios de laboratorio de erosión por chorro de agua vertical circular en lecho de sedimentos no cohesivos, en condiciones de tirante mínimo (apenas por encima del nivel inicial del lecho). Propusieron un número de Froude densimétrico  $F_0'$  calculado con

<sup>6</sup> Este número de Froude densimétrico  $F_{0b}^*$  lo calcularon con la velocidad de corte difusa  $U_b^*$  ( $F_{0b}^* = \frac{U_b^*}{w_s}$ ), la cual se relaciona con  $U_b$  mediante formulaciones semi-empíricas. En el artículo no queda claro de qué forma obtienen  $U_b^*$  en el procedimiento de ensayos

la velocidad en el lecho calculada utilizando la ecuación de Bernoulli:  $U_b' = \sqrt{U_0^2 + 2gh}$ , y mediante análisis dimensional, llegaron a que las dimensiones características de la fosa de erosión de equilibrio relativas al diámetro del chorro a nivel del lecho (calculado como  $d' = d \sqrt{\frac{U_0}{U_b}}$ ) son función de  $F_0'$

### 2.1.2.2 Incidencia de escalas de aplicación

Hunter, et al. (2013) plantean que un problema importante es hasta qué punto los estudios en escala pequeña pueden ser extendido a instalaciones a gran escala. La implementación de sistemas de pequeña escala tiene la gran ventaja de la flexibilidad y mayor rapidez en la recolección de datos. Sin embargo, la dificultad de escala de estos complejos ambientes multifase hace que cualquier predicción deba hacerse cuidadosamente. Hunter, et al. (2013) proponen la utilización de dos parámetros adimensionales ( $J1$  y  $J2$  en ecuaciones ( 2-4) y ( 2-5) ) para poder evaluar el impacto de la escala utilizada:

$$J1 = \frac{\pi \left(\frac{d}{2}\right)^2}{A} \quad (2-4)$$

$$J2 = \frac{U_0 \pi \left(\frac{d}{2}\right)^2 t_e}{AH} \quad (2-5)$$

Donde  $A$  es el área transversal del tanque de ensayos y  $t_e$  es el tiempo entre que se enciende el chorro y llega al lecho. La influencia del área transversal en el comportamiento del chorro es dada por  $J1$ , y la influencia del volumen del tanque en comparación con la velocidad descarga del chorro es dado por  $J2$ . Hunter, et al. (2013), considerando la profundidad y radio de la fosa relativas a la altura de impacto, observan que en el experimento de menor escala la erosión es relativamente mayor. Sugieren que esto se debe a que los efectos de recirculación se verían acentuados en el caso con mayor  $J2$ , debido a que hay menor cantidad de agua en el recinto como para disipar la energía del chorro. Si se desarrollan esas corrientes de recirculación, puede llevar a mayores niveles de turbulencia, aumentando la erosión (Hunter, et al., 2013).

### 2.1.3 Dimensiones características de la fosa de erosión

En la Tabla 2-1 se muestran las formulaciones semi-empíricas de las longitudes características de la fosa de erosión recogidas de estudios antecedentes, de los cuales se van a comentar a continuación.

El estudio de laboratorio sobre la erosión en lechos de arena debido al impacto de un chorro sumergido vertical circular turbulento desarrollado por Aderibigbe & Rajaratnam (1996) es el principal trabajo de referencia en la temática a la fecha. Realizaron un conjunto de 67 ensayos variando los parámetros principales: diámetro característico de sedimento ( $D_{50}$  entre 0.88 y 2.42 mm), distancia de impacto ( $h$  entre 4 y 523 mm), diámetro de la boquilla ( $d$  entre 4 y 19 mm) y la velocidad a la salida de ésta ( $U_0$  entre 2.65 y 4.45 m/s). Midieron, en cada caso, la máxima profundidad de erosión dinámica ( $\varepsilon'_m$ ) y el perfil de la fosa de erosión estático en la condición de equilibrio  $\varepsilon_\infty(r)$ . Los resultados de su estudio (junto con datos de otros autores) fueron usados para proponer expresiones semi-empíricas de las dimensiones características de la fosa de erosión de equilibrio ( $\varepsilon_{m_\infty}, r_{0_\infty}, b_\infty, \Delta_\infty$ ) y la profundidad máxima de erosión dinámica ( $\varepsilon'_m$ ). Aderibigbe & Rajaratnam (1996) escriben las dimensiones características de la fosa de erosión de equilibrio relativas a la altura de impacto como función del parámetro de erosión  $E_c$ .

Combinando la ecuación del criterio de Shields modificado, la ecuación de la tensión de corte crítica y la ecuación de decaimiento de la velocidad del chorro en eje la línea central, se obtiene la ecuación ( 2-6) de la Tabla 2-1 que expresa la profundidad máxima de erosión de equilibrio relativa a la altura de impacto como función del parámetro de erosión, quedando un coeficiente “C” a ajustar empíricamente ( (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), (Fan, et al., 2020)). Tras analizar los datos de sus experimentos, Aderibigbe & Rajaratnam (1996) convinieron en que el coeficiente C puede ser una función del parámetro  $E_c$ , y plantean la expresión ( 2-7) de la Tabla 2-1 para la profundidad de erosión de equilibrio, válido en casos donde  $\frac{h}{d} > 8.3$ . De dicha ecuación se desprende que la profundidad de erosión estática máxima ocurre aproximadamente cuando cambia el régimen de WDJR a SDJR en  $E_c \cong 0.35$  (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).

Ansari, et al. (2003) realizaron ensayos de laboratorio para estudiar la evolución temporal de la fosa de erosión (apagando el chorro en cada medición) utilizando un tipo de arena ( $D_{50}=0.27\text{mm}$ ), dos diámetro de chorro ( $d = 8$  y  $12.5$  mm), y considerables rangos de alturas de impacto ( $h$  entre  $15$  y  $30$  cm) y velocidad de chorro ( $U_0$  entre  $1.3$  y  $5.75$  m/s). Analizan sus resultados (15 ensayos) en conjunto con datos de varios estudios antecedentes y proponen modificar ligeramente la ecuación ( 2-7) de la Tabla 2-1, llegando a la ecuación ( 2-8). Chakravarti, et al. (2014) agregan los resultados de sus ocho ensayos a la recopilación realizada por (Ansari, et al., 2003), extendiendo el rango de aplicación de la ecuación ( 2-8). En este sentido, realizan sus ensayos en el mismo rango de diámetro de boquilla ( $d = 8$  y  $12.5$  mm) y altura de impacto ( $h = 15$  y  $30$  cm), pero con arenas de diámetro medio mayor ( $D_{50}=2.8\text{mm}$ ) y velocidad de chorro mayor ( $U_0$  entre  $5.12$  y  $9.84$  m/s).

El resto de las dimensiones características de la fosa de erosión relativas a la altura de impacto también se escriben como función del parámetro de erosión (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). Para el radio de la fosa de erosión de equilibrio, se tienen las ecuaciones ( 2-11) y ( 2-13) de la Tabla 2-1 para las dimensiones características  $r_{0\infty}$  y  $b_{0\infty}$  respectivamente (ambas formulaciones con una discontinuidad en  $E_c=0.5$ ). La altura de la duna en la fosa de equilibrio relativa a la altura de impacto ( $\frac{A_{\infty}}{h}$ ) presenta una relación lineal con  $E_c$  de acuerdo a la ecuación ( 2-14) de la Tabla 2-1. Aderibigbe & Rajaratnam (1996) propusieron dos posibles valores para el término independiente, dependiendo de la incidencia de las condiciones de borde (y las corrientes de circulación) en la estructura del flujo. Es decir, el término independiente a adoptar es menor para casos en que las corrientes de circulación cobran mayor importancia, lo cual tiende a achatar las dunas (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).

Yeh, et al. (2009) realizan dos ensayos de gran escala ( $D_{50}=0.258\text{mm}$ ,  $d=12.7\text{cm}$ ,  $h=78\text{cm}$  y  $U_0$  de  $1.03$  y  $2.05\text{m/s}$ ) con  $E_c=2.6$  y  $5.3$  y  $h/d \approx 6$  y, de acuerdo a sus resultados, proponen ajustes a los fórmulas de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996) para las longitudes características del perfil de la fosa de erosión en el estado de equilibrio. La corrección propuesta por estos autores consiste en multiplicar al segundo miembro de las ecuaciones ( 2-7), ( 2-11), y ( 2-14) de la Tabla 2-1 por los coeficientes  $0.64$ ,  $0.78$  y  $0.52$  respectivamente (Yeh, et al., 2009).

La expresión para profundidad de erosión dinámica máxima ( $\varepsilon'_m$ ) relativa a la altura de impacto, de acuerdo a lo presentado por (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), depende de  $h/d$  y  $E_c$  como se muestra en la ecuación ( 2-9) de la Tabla 2-1.

Aderibigbe & Rajaratnam (1996) compararon los perfiles de erosión de equilibrio generados en sus ensayos ( $E_c$  entre  $0.14$  y  $3.52$ ) de manera adimensional, graficando  $\left(\frac{\varepsilon(r)}{\varepsilon_m}\right)_{\infty}$  en función de  $\left(\frac{r}{b}\right)_{\infty}$  y  $\left(\frac{\varepsilon(r)}{\varepsilon_m}\right)_{\infty}$  en función de  $\left(\frac{r}{\varepsilon_m}\right)_{\infty}$ . En el primer gráfico, encontraron que la ecuación ( 2-15) de la Tabla

2-1 describe razonablemente bien el perfil de la fosa, en casos con  $\left(\frac{r}{b}\right)_{\infty} > 1.6$ . En el segundo gráfico, encontraron que todos los datos parecen converger en una misma curva a excepción de 4 casos, que resultaron ser los de menor  $Ec$ . A su vez, para  $Ec \geq 0.35$  observaron que  $\left(\frac{r_0}{\varepsilon_m}\right)_{\infty} \simeq 1.7$ , y para  $Ec$  menores,  $\left(\frac{r_0}{\varepsilon_m}\right)_{\infty}$  incrementa rápidamente con el descenso  $Ec$ . De estas observaciones concluyeron que la pendiente de la fosa de erosión es muy sensible a  $Ec$ , cuando este es menor o cercano a 0.35.

Donoghue, et al. (2001) cuestionaron la aplicabilidad de las ecuaciones propuestas (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996) para casos reales de operaciones en aguas profundas, con bajos  $h/d$  ( $<8$ ), altos  $Ec$  ( $>10$ ) y muy altos  $d/D_s$  ( $\sim 10^4$ ). Realizaron experimentos con valores de  $Ec$  entre 1.7 y 14.9, resultando que las dimensiones de la fosa presentan una fuerte dependencia, además del parámetro de erosión y el número de Froude densimétrico, del cociente entre el diámetro del chorro y el tamaño del sedimento (Donoghue, et al., 2001).

La profundidad máxima de erosión dinámica es determinada principalmente por el momento del chorro ( $J$ ), sin clara dependencia de la altura de impacto, y muy baja dependencia del tamaño del sedimento (Donoghue, et al., 2001). La ecuación ( 2-10) de la Tabla 2-1 describe la profundidad máxima de erosión dinámica relativa al tamaño de sedimento  $\left(\frac{\varepsilon_m}{D_s}\right)$  en función del cociente  $\frac{J}{w_s}$  planteada por (Donoghue, et al., 2001).

El radio de la fosa está determinado por el momento del chorro ( $J$ ) y el tamaño del sedimento, sin casi influencia de la altura de impacto (Donoghue, et al., 2001). La ecuación ( 2-12) de la Tabla 2-1 describe el radio de la fosa de erosión relativa al tamaño de sedimento  $\left(\frac{r_1}{D_s}\right)$  en función del momento del chorro ( $J$ ) y el peso sumergido del sedimento ( $W_s$ ) planteada por (Donoghue, et al., 2001).

En ambas formulaciones de (Donoghue, et al., 2001) (ecuaciones ( 2-10) y ( 2-12) de la Tabla 2-1) se incluye la equivalencia utilizando los parámetros  $F_0$  y  $\frac{d}{D_s}$ , para poder comparar más fácilmente con formulaciones de otros investigadores.

Por su parte, Armaghani, et al. (2016) realizaron ensayos con número de Froude entre 3.5 y 7.5 (calculado como:  $Fr = \frac{U_0}{\sqrt{gh}}$ ) y ajustaron empíricamente funciones de tipo potencial para describir las longitudes características de la fosa relativas a la altura de impacto  $\left(\frac{L}{h}\right)$ , donde  $L$  es la profundidad máxima, radio de fosa o altura de duna) en función del número de Froude, esto es:  $\frac{L}{h} = a \cdot Fr^b$  con  $0 < a, b < 1$ .

Tabla 2-1. Formulaciones semi-empíricas de las longitudes características de la fosa de erosión.

Dimensión característica	N°	Formulación	Autores	Rango de aplicación
Profundidad máxima de erosión estática ( $\varepsilon_{m\infty}$ )	(2-6)	$\frac{\varepsilon_{m\infty}}{h} = C \cdot Ec - 1$	Fan, et al. (2020) A&R (1996)	-
	(2-7)	$\frac{\varepsilon_{m\infty}}{h} = 1.26Ec^{0.11} - 1$	A&R (1996)	$\frac{h}{d} > 8.3$
	(2-8)	$\frac{\varepsilon_{m\infty}}{h} = 1.3Ec^{0.15} - 1$	Ansari, et al. (2003)	
Profundidad máxima de erosión dinámica ( $\varepsilon'_m$ )	(2-9)	$\frac{\varepsilon'_m}{h} = 7.32Ec \left(\frac{d}{h}\right)^{1.53Ec^{0.22}-1} - 1$	A&R (1996)	
	(2-10)	$\frac{\varepsilon'_m}{D_s} = 2.18 \left(\frac{J}{W_s}\right)^{0.34} \cong 2.5 \left(F_0 \frac{d}{D_s}\right)^{0.68}$	Donoghue, et al. (2001)	$\frac{h}{d} = 5 \text{ y } 13$ $43 \leq \frac{d}{D_s} \leq 385$ $10^5 < \frac{J}{W_s} < 10^9$
Radio de la fosa de equilibrio ( $r_{0\infty}$ )	(2-11)	$\frac{r_{0\infty}}{h} = 1.46Ec^{0.15} - 1$	A&R (1996)	$Ec \leq 0.5$
		$\frac{r_{0\infty}}{h} = 0.2Ec + 0.22$		$0.5 < Ec < 5$
Radio de la fosa de equilibrio ( $r_{1\infty}$ )	(2-12)	$\frac{r_{1\infty}}{D_s} = 0.81 \left(\frac{J}{W_s}\right)^{0.42} \cong 0.96 \left(F_0 \frac{d}{D_s}\right)^{0.84}$	Donoghue, et al. (2001)	$\frac{h}{d} = 5 \text{ y } 13$ $43 \leq \frac{d}{D_s} \leq 385$ $10^5 < \frac{J}{W_s} < 10^9$
Longitud característico de la fosa de equilibrio ( $b_{\infty}$ )	(2-13)	$\frac{b_{\infty}}{h} = 1.2Ec^{0.06} - 1$	A&R (1996)	$Ec \leq 0.5$
		$\frac{b_{\infty}}{h} = 0.08Ec + 0.11$		$0.5 < Ec < 5$
Altura de la duna de la fosa de equilibrio ( $\Delta_{\infty}$ )	(2-14)	$\frac{\Delta_{\infty}}{h} = 0.044Ec + C_5$ $C_5 = -0.02 \text{ y } 0.077$	A&R (1996)	
Perfil de la fosa de equilibrio	(2-15)	$\left(\frac{\varepsilon(r)}{\varepsilon_m}\right)_{\infty} = e^{-0.693 \cdot \left(\frac{r}{b}\right)_{\infty}^2}$	A&R (1996)	$\left(\frac{r}{b}\right)_{\infty} > 1.6$

#### 2.1.4 Evolución temporal de la fosa de erosión

La variación temporal de la máxima profundidad de erosión bajo chorros circulares verticales sumergidos sigue la expresión ( Ansari, et al., 2003), (Ansari, 1999)):

$$\frac{\varepsilon'_{m,t}}{\varepsilon'_{m,T_s}} = \left( \text{sen}\left(\frac{\pi t}{2T_s}\right) \right)^{m_s} \quad (2-16)$$

donde:  $\varepsilon'_{m,t}$  máxima profundidad de erosión en el tiempo  $t$ ,  $T_s$  tiempo requerido para alcanzar la profundidad máxima de erosión  $\varepsilon_{m,T_s}$  y  $m_s$  es un exponente a determinar empíricamente. La

evolución temporal de la profundidad de erosión en torno a pilas de puentes sigue también la ecuación ( 2-16) (Kumar, et al., 1999).

En general el proceso erosivo sigue un decaimiento exponencial, por lo que depende del criterio para definir el equilibrio, cuál es el tiempo de erosión que se reporte. Se encontraron tiempos de medición en un amplio rango. Por un lado, Hunter, et al (2013) definieron el equilibrio como la no variación del diámetro de la fosa durante 60 segundos, y reportaron tiempos de erosión de equilibrio de entre 2 y 5 minutos, consistente con lo reportado por (Yeh, et al., 2009). Por otro lado, Ansari, et al. (2003) reportan que más del 70% de la erosión ocurre en los primeros 30 minutos del experimento, de acuerdo con (Ansari, 1999), (Clarke, 1962) y (Rajaratnam, 1982); y Aderibigbe & Rajaratnam (1996) reportaron tiempos de medición para alcanzar el estado de equilibrio de entre 6 y 50 horas.

## 2.2 MODELACIÓN NUMÉRICA

### 2.2.1 Introducción

De acuerdo con (Jalal & Hassan, 2020) , el uso de software de modelación numérica es, en muchos sentidos, similar a la instalación de un experimento, por lo que el concepto original de la simulación numérica es evitar el diseñar y construir un modelo físico que requiere instrumentos costosos. Los modelos complicados que son difícil de modelar en condiciones de laboratorio se puede modelar usando simulación numérica.

Los avances en dinámica de los fluidos computacional (CFD, por sus siglas en inglés “Computational Fluid Dynamics”) incluyendo el mejoramiento en algoritmos de alta eficiencia y el rápido crecimiento de capacidad de cómputo, ha potenciado nuevas herramientas para estudiar el fenómeno de erosión. La dinámica de fluidos computacional y la simulación numérica sostienen una promesa significativa para, en el largo plazo, convertirse en un método práctico para la estimación de la profundidad de erosión. (Ettema, et al., 2017)

En el ámbito de investigación nacional, se realizaron la simulación numérica del flujo turbulento en un canal en presencia de un grupo de seis pilas, a través de un modelo CFD `caffa3d.MB` para flujos tridimensionales, implementado una combinación de modelo de turbulencia de grandes vórtices (LES, por sus siglas en inglés) y un modelo de flujo a superficie libre (VOF, por sus siglas en inglés) (Usera , et al., 2010). Si bien se encontraron dificultades derivadas del acople entre los modelos de turbulencia y de superficie libre, los resultados fueron alentadores. Concluyeron que, para obtener simulaciones numéricas aplicables al análisis de la socavación, se debe mejorar el tratamiento del modelo LES cerca de la superficie libre y la mitigación de las oscilaciones espúreas en el campo de velocidades introducidas por el cambio abrupto de densidad en la interfase. Se enriqueció el código `caffa3d` mejorando su competencia en la resolución numérica del transporte de partículas inmersas en un flujo turbulento (Mendina, 2018). Se implementó el modelo para los siguientes fenómenos: el desmoronamiento del talud de una presa, la sedimentación de arena en una mezcla de agua y arcilla, y la erosión generada sobre un lecho de arena causada por chorros verticales turbulentos y sumergidos de forma circular y plana. El presente trabajo de tesis fue motivado por el último caso estudiado por (Mendina, 2018), con la intención de estudiar en detalle el fenómeno en cuestión.

Esta sección se estructura en dos partes: en la subsección 2.2.2 se establece el estado del arte de la modelación numérica de fluidos con partículas inmersas, comentando los distintos esquemas para tratar el movimiento de partículas y modelar la turbulencia; y en la subsección 2.2.3 se resumen los aportes de varios investigadores que abordaron con modelos numéricos la temática de chorros impactando en lecho de sedimentos.

## 2.2.2 Métodos de modelación de flujo computacional y tratamiento de partículas

### 2.2.2.1 Estrategias de modelación de turbulencia

Los métodos y niveles para la simulación numérica del flujo turbulento se distinguen por el método de clausura del sistema de ecuaciones, en orden ascendente en cuanto al grado de detalle en la modelación de la turbulencia se encuentran los siguientes esquemas: Reynolds-Averaged-Navier-Stokes (RANS), unsteady Reynolds-Averaged-Navier-Stokes (URANS), Large Eddy Simulation (LES), Detached Eddy Simulation (DES) y Direct Numerical Simulation (DNS) (Spalart, 2000).

Se ha realizado una recopilación bibliográfica exhaustiva y, sin embargo, se han encontrado pocos antecedentes de modelación numérica del fenómeno central en esta tesis: *chorro de agua vertical sumergido impactando en un lecho de sedimentos*. Por este motivo, se amplió el rango de búsqueda a simulaciones numéricas de erosión local, encontrando mayor cantidad de antecedentes para el caso de erosión local entorno a pilas de puentes. Este último es un fenómeno más complejo, donde la estructura de flujo se podría decir que *contiene* al chorro de agua sumergido, conocido como flujo descendente (ver Figura 1-3). En lo que sigue se describe la aplicación de las diferentes estrategias de modelación de la turbulencia en el caso de *erosión local entorno a pilas de puentes*.

La mayoría de las investigaciones numéricas actuales del flujo en torno a pilares de puentes utilizan modelos Navier-Stokes (RANS) con funciones de pared. Para el caso de un flujo fuertemente no estacionario, caracterizado por desprendimiento de vórtices no estacionarios de gran escala y gradientes de presión adversos severos, el uso del enfoque de función de pared es cuestionable porque asume la validez de la ley de la pared cerca de límites sólidos. A su vez, el uso de un modelo estacionario excluye capturar no solo el vórtice que se desprende detrás de la pila, sino también la dinámica no estacionaria del sistema de vórtice de herradura, la naturaleza bimodal de las oscilaciones del mismo, y la predicción de la separación del flujo (Ettema, et al., 2017).

Una deficiencia importante de las simulaciones con modelos URANS con fondo lecho móvil es que generalmente subestiman la socavación alrededor de pilares y estribos. Se pueden obtener resultados más precisos si el flujo local de sedimento arrastrado en el fondo incorpora, incluso de forma aproximada, el efecto de las fluctuaciones de la velocidad de fricción del lecho inducidas por las estructuras vorticosas de gran escala situadas cerca del fondo. (Ettema, et al., 2017).

Las investigaciones realizadas durante los últimos 10 años aproximadamente han demostrado que las simulaciones numéricas tridimensionales de resolución tipo LES del flujo que pasa por los pilares del puente pueden proporcionar una descripción detallada no solo del campo de flujo medio y la estructura de turbulencia a un nivel que es muy difícil de obtener a partir de experimentos, sino también de las estructuras turbulentas que controlan el fenómeno de erosión del fondo. Las simulaciones numéricas de grandes vórtices son mucho menos costosas que las investigaciones experimentales integrales de velocimetría por imágenes de partículas (PIV) del flujo alrededor de los pilares de los puentes. Además, las simulaciones LES pueden proporcionar información sobre cantidades que son muy difíciles de estimar con precisión sobre la base de mediciones experimentales. (Ettema, et al., 2017).

Los métodos híbridos RANS-LES, como DES, son una buena alternativa a LES. Su principal ventaja es que facilitan la simulación del flujo entorno a los pilares de los puentes con números de Reynolds de escala real, sin utilizar funciones de pared. Por ejemplo, el número de Reynolds de la pila en la mayoría de las investigaciones de DES está entre  $10^5$  y  $10^6$ . Su costo computacional es comparable al de los RANS con números de Reynolds altos, y es más de dos órdenes de magnitud menor que el requerido por LES bien resuelto en el mismo número de Reynolds. Una de las desventajas de DES en comparación

con LES bien resuelto es que el modelo de subgrilla utilizado en DES tiene mucha menos física y es significativamente más disipativo en comparación con el modelo dinámico de Smagorinsky o con otros modelos de vanguardia utilizados en LES bien resuelto. Por otro lado, DES es capaz de resolver la dinámica de las estructuras coherentes energéticamente importantes del flujo, similar a LES bien resueltas. (Ettema, et al., 2017)

#### 2.2.2.2 *Métodos de seguimiento de partículas*

Los métodos eulerianos tratan al conjunto de partículas como un cuerpo continuo y desarrollan sus ecuaciones de conservación en un volumen de control de referencia, al igual que lo hace con la fase de fluido. La interacción dinámica de la fase de partículas con el fluido circundante puede representarse como dos cuerpos continuos interactuando. Tiene la ventaja de trabajar con un marco de referencia fijo, lo cual simplifica el cálculo pero, aun así, para cada material, se debe resolver el sistema de ecuaciones en tres dimensiones con sus respectivas condiciones iniciales y de borde, obtener relaciones constitutivas para el tensor de tensiones de cada uno, así como para las fuerzas de interacción entre ellos (Mendina, 2018). En los casos en los que interesa estudiar las características del movimiento colectivo de las partículas existe una alternativa dentro de los modelos eulerianos que consiste en estudiar la dinámica de la interacción fluido-partículas considerando ambas fases juntas en términos de un material pseudo-continuo (modelo de mezcla). Este modelo considera un único fluido que tiene en cuenta el efecto de la fase de partículas en términos de una viscosidad efectiva (Mendina, 2018).

El método lagrangiano considera a las partículas como una fase discreta inmersa en el fluido, y sigue la trayectoria de cada partícula, teniendo en cuenta las fuerzas que actúan sobre ella. Sin embargo, este método no considera la interacción entre partículas ni el efecto de las partículas sobre el fluido. En casos de soluciones diluidas funciona muy bien, y teniendo menor aplicabilidad cuanto mayor cantidad de partículas, por la demanda computacional que esto implica (Mendina, 2018). Estos modelos suelen utilizar métodos de partículas sin malla debido a su capacidad para simular la deformación y fragmentación de la interfase de bordes. Ejemplos de métodos basados en partículas incluyen: la hidrodinámica de partículas suavizadas (SPH por sus siglas en inglés: “smoothed-particle hydrodynamics”), los métodos semi-implícitos de partículas móviles (MPS, por sus siglas en inglés “moving particle semi-implicit”), el método de elementos finitos de partículas (PFEM por sus siglas en inglés “particle finite element method”), los métodos de partículas de volumen finito (FVPM por sus siglas en inglés “finite volumen particle method”) (Nasar, 2016).

Otra variante es el método euleriano lagrangiano, el cual, en general considera el acople en una sola dirección (sólo el efecto del fluido sobre las partículas y no recíprocamente). Se utiliza un esquema euleriano para resolver el flujo turbulento primario, y sus resultados son considerados luego para calcular las trayectorias de las partículas (método lagrangiano). (Mendina, 2018)

#### 2.2.2.3 *Tratamiento del lecho*

La simulación numérica de la erosión local puede ser agrupada en dos tipos: simulación con *fondo fijo* (enfocada en el estudio del flujo) y con *fondo móvil* (Liu, et al., 2017). En el segundo caso, de acuerdo a Tao (2013) se pueden encontrar dos enfoques: modelos de una sola fase y modelos de dos fases. En el enfoque de una *única fase*, el proceso erosivo, o la evolución de la morfología de la fosa de erosión, es tratada como un fenómeno de acople en un solo sentido con el cambio del campo de flujo. En estos modelos, el campo de flujo es primero simulado con las formas de fondo iniciales del lecho, luego se calcula la tensión de corte en el fondo, y en función de esta se estima la tasa de erosión usando un modelo de transporte de sedimentos. La forma de fondo es luego actualizada en base a la tasa de erosión, y se vuelve a repetir el proceso. Por su parte, los modelos de flujo *dos fases* tratan al

sedimento como una fase aparte. Dichos modelos acoplan simultáneamente las fases de fluido y partícula, considerando las interacciones en la interfase.

De acuerdo a lo planteado por Tao (2013) la definición de modelo de una fase no contemplaría los modelos de mezcla como el utilizado en el presente estudio: un modelo de una sola fase que considera un único fluido en términos de un material pseudo-continuo (modelo de *mezcla fluido-partícula*). Este fluido tendrá distinto comportamiento mecánico según la concentración volumétrica de partículas, y el efecto de la fase de partículas se tiene en cuenta a través de una viscosidad efectiva (Mendina, 2018). Más detalles de este modelo se presentan en la sección 4.1.1.

Si bien es poco común la implementación del modelo de mezcla con esquemas eulerianos para el estudio de la interacción entre fluido y sedimentos, se encontraron algunos trabajos que han incursionado en esta línea, entre ellos: (Lalli, et al., 2005), (Lalli, et al., 2006), (Bohorquez, 2008), (Chauchat & Médale, 2010), (Goeree, et al., 2013), (Gorb, et al., 2014), (Weij, et al., 2016). También se encontraron algunos trabajos basados en enfoques de SPH para dos fluidos: Amicarelli, et al. (2013) (2017) desarrollaron un modelo SPH basado en el modelo de mezcla que se utiliza en esta tesis. Por su parte, Boyaval, et al. (2018) utilizan un método de separación semi lagrangiano para realizar la simulación numérica de transporte de sedimentos en flujos a superficie libre, mediante el modelo de mezcla para el agua y sedimentos.

### 2.2.3 Antecedentes en simulación numérica de erosión debida al impacto de chorro en lecho de sedimentos

Se presentan, en orden cronológico, los aportes de varios investigadores que abordaron la temática de chorros impactando en lecho de sedimentos con modelos numéricos. Los trabajos de (Neyshabour, et al. (2003), Qian, et al. (2010), Huai, et al (2011), Goeree, et al. (2013), Nguyen, et al. (2014), (Boyaval, et al. (2018), Yuan, et al. (2019) y Benseghier, et al. (2020) se refieren al caso del chorro de agua vertical impactando en un lecho de sedimentos no cohesivos. A excepción del trabajo de Boyaval, et al (2018), se trata de modelos bidimensionales.

Neyshabour, et al. (2003) llegan a resultados satisfactorios a partir de la implementación de un modelo numérico que aplica el método de volúmenes finitos para la simulación bidimensional de la erosión debida al impacto de un chorro no sumergido (vertical e inclinado) en un lecho de sedimento no cohesivo. La simulación consta de tres etapas que se aplican sucesivamente hasta alcanzar el equilibrio: simulación de flujo turbulento sobre el lecho (ecuaciones de cantidad de movimiento, continuidad, modelo de turbulencia  $k-\epsilon$ ), determinación de la distribución de la concentración de arena (ecuaciones estocástica y determinística de van Rijn (1987)) y modelado de la deformación del lecho (ecuación de continuidad). Los resultados mostraron ser fuertemente dependientes de la expresión considerada para calcular la concentración de arena sobre el lecho, obteniendo resultados más realistas al usar expresión estocástica (Neyshabour, et al., 2003).

Deng, et al. (2008) desarrollaron un modelo matemático para simular la erosión provocada por un chorro de agua aireado en el lecho de un río, obteniendo buenos resultados de profundidad de erosión respecto a los datos experimentales. Usaron un método de malla móvil basado en el balance de presiones en el fondo de la fosa de erosión para capturar el comportamiento de la interfase agua-sedimento. Simularon el flujo por encima de la interfase y el proceso de erosión era determinado usando enfoques empíricos, despreciando la interacción fluido-partícula y partícula-partícula debajo de la interfase. Los resultados mostraron que la aireación en el chorro hace que la profundidad de erosión sea menor (Deng, et al., 2008).

Qian, et al. (2010) utilizaron un modelo euleriano bidimensional de dos fases para simular el proceso de erosión de un lecho por impacto de chorros de agua verticales sumergidos (circular y plano). En particular, simulan dos ensayos realizados por Aderibigbe & Rajaratnam (1996), y comparan los resultados mediante las fosas adimensionales, obteniendo buenos resultados para el caso con  $Ec=0.22$ , y mayores diferencias para el caso con  $Ec=0.47$ . Respecto al segundo caso, indican que se están comparando perfiles de fosa dinámico (caso simulado) y estático (caso ensayado). Se encontraron con que la profundidad y forma de erosión está principalmente influenciada por la energía cinética del agua cuando se dejan fijas la densidad, diámetro y porosidad de la arena, y que la porosidad es un factor importante en la erosión del sedimento. Al aumentar este último parámetro, aumenta la profundidad de erosión, pendiente de la fosa y la altura de la duna.

Abdelaziz, et al. (2010) integraron un módulo de transporte de carga de fondo al software comercial FLOW-3d, lo probaron y validaron para la simulación de erosión por chorro de pared (horizontal) turbulento en un canal. Obtuvieron buena concordancia de sus resultados con datos experimentales a nivel cualitativo, aunque la máxima profundidad de erosión fue algo subestimada. Concluyen que se debe trabajar en considerar el efecto de deslizamiento de la arena, así como en arreglar las inestabilidades numéricas (Abdelaziz, et al., 2010).

Huai, et al. (2011) simularon la erosión local por chorro plano vertical sumergido usando un modelo bidimensional basado en la teoría de flujo turbulento (RGN  $k-\epsilon$ ), y donde la fuerza de Drag y el criterio de Shields determinan el inicio de movimiento de las partículas del lecho (Li & Cheng, 2001). Los cambios morfológicos en el lecho se simulan mediante método de malla móvil, prescindiendo de formulaciones empíricas. Validaron los resultados numéricos comparando fosas adimensionales de ensayos de laboratorio que ellos mismos realizaron, y propusieron nuevas fórmulas semi-empíricas para describir la longitud característica de la fosa de erosión. Estas fórmulas son de la forma:  $\frac{L_{\infty}}{d} = C1 \cdot \ln(F_0'') + C2$ , donde  $L = \{\epsilon_m, r_0, \Delta\}$ , C1 y C2 son coeficientes provenientes de ajuste empírico, y  $F_0''$  es un número de Froude densimétrico, considerando la velocidad del chorro en el lecho (Yu, 1993), calculado como:  $F_0'' = \frac{2.37 U_0}{\sqrt{g D_{50} \left(\frac{\rho_s - \rho}{\rho}\right)}} \sqrt{\frac{d}{h}}$  (Huai, et al., 2011).

Mercier, et al. (2013) desarrollaron un modelo numérico capaz de predecir la erosión en un suelo cohesivo sometido a flujo turbulento. La interfase agua-suelo es tratada como un borde lagrangiano, lo cual es actualizado usando una ley de erosión y una técnica de re-mallado adaptativa. Simulan tres casos de JET (Hanson & Cook., 2004), a partir de los parámetros de erosión obtenidos de los datos experimentales, logrando resultados satisfactorios.

Goeree, et al. (2013) presentaron un modelo numérico bidimensional que utiliza el método de los volúmenes finitos y modela a la mezcla fluido-sedimento como una sola fase, realizando una validación cualitativa para el caso de erosión generada por un chorro vertical sumergido impactando en un lecho de sedimentos. En su modelo, la tensión de fluencia (fluido Bingham) depende sólo de la concentración de partículas, por lo que ellos concluyen que, para obtener mejores resultados se debería tener en cuenta otras características del sedimento, como el ángulo de fricción interna y el diámetro medio de partícula.

Kuang, et al. (2013) presentaron un modelo tridimensional usando un enfoque CFD para la fase gaseosa, y para la fase sólida usaron el método de elementos discretos (DEM por sus siglas en inglés: "discrete element method"), y simularon un chorro de aire turbulento circular impactando en un lecho granular, enfocándose principalmente en la formación de la fosa (Kuang, et al., 2013). Analizaron el efecto de la velocidad del chorro, y los mecanismos de formación de la fosa en términos de las

fuerzas de interacción partícula –partícula, y partícula-fluido. Validaron el modelo comparando con ensayos de laboratorio, y presentaron formulaciones para describir la forma de la fosa.

Gaël Epely-Chauvin, et al. (2014) modelaron el proceso de erosión generado por un chorro de agua turbulento inclinado impactando en un lecho de sedimentos no cohesivos, utilizando el software comercial Flow-3d. Encontraron buena correspondencia con experiencias de laboratorio de otros autores, en términos de profundidad de erosión y altura de duna. Identificaron que el ángulo de inclinación del chorro tiene una gran incidencia en el establecimiento de las condiciones de estado de equilibrio de la profundidad de erosión y la altura de la duna.

Nguyen, et al. (2014) realizaron ensayos en laboratorio y simularon la erosión en lecho de sedimentos en el caso del impacto con un chorro sumergido vertical plano (bidimensional), utilizando un modelo numérico de dos fases con la incorporación de una técnica que distingue el movimiento del sedimento según esté siendo erosionado (comportamiento tipo líquido) o no (comportamiento tipo sólido). Esa distinción se hace a través del número de erosión  $E_r$  (definido en ecuación (2-3)). Obtienen buena concordancia entre resultados de laboratorio y las simulaciones numéricas.

Ikari, et al. (2015) presentaron la simulación numérica con método lagrangiano MPS de la erosión debido al impacto de un chorro vertical sumergido. La forma de la fosa de erosión mostró buena concordancia con los resultados experimentales.

Wang, et al. (2016) propusieron un modelo de dos fases lagrangiano SPH para analizar la interacción de un chorro de agua no sumergido con el suelo saturado no cohesivo. Compararon sus resultados con estudios experimentales y numéricos antecedentes, obteniendo buena concordancia a nivel cualitativo. Concluyeron que la concentración volumétrica de partículas en el suelo juega un rol importante en el movimiento del lecho.

Boyaval, et al. (2018) implementaron un modelo tridimensional semi lagrangiano para el transporte y sedimentación de un conjunto de partículas dispersas dentro de un fluido newtoniano a superficie libre. Calibraron el modelo con distintos casos de estudio, incluyendo el proceso de erosión por chorro vertical sumergido plano (Badr, et al., 2014), y sus resultados mostraron buena concordancia con las medidas experimentales. Sin embargo, concluyen que es necesario un modelo más completo que contemple la resuspensión de sedimento (Boyaval, et al., 2018).

Yuan, et al. (2019) propusieron la combinación del modelo SPH de mezcla agua-suelo, con la teoría de estado crítico y las relaciones constitutivas elastoplásticas, para describir los efectos de la dilatancia o compactación en la dinámica de una mezcla saturada. También consideraron los efectos cohesivos. Trabajaron con el caso plano (bidimensional) de un chorro vertical sumergido impactando un lecho de sedimentos. Obtuvieron buenos resultados a nivel cualitativo, pero que subestiman la profundidad de la fosa; atribuyen esta diferencia a que su modelo no toma en cuenta las tensiones generadas por suspensión y sedimentación, así como que no consideran el comportamiento turbulento. Respondieron a la interrogante que surge en la práctica de ingeniería de excavación mediante chorros de agua sumergidos, de cuál operación será más eficiente (mayor profundidad de fosa) para un determinado caudal: si elegir mayor diámetro (o ancho en el caso plano) y menor velocidad, o bien mayor velocidad y menor diámetro (Yuan, et al., 2019). Ellos vieron que una boquilla más pequeña con mayor velocidad del chorro hace que la profundidad de la fosa sea mayor.

Yan, et al. (2020) incorporaron a OpenFOAM una técnica de malla móvil, realizaron experimentación en laboratorio para erosión local debido a chorros de pared sumergidos, compararon simulaciones empleando diferentes modelos de turbulencia y de transporte de carga de fondo. Encontraron buena concordancia entre sus resultados y los datos de estudios experimentales.

Benseghier, et al. (2020) estudiaron las características del flujo de un chorro vertical laminar impactando en un lecho de sedimentos no cohesivos. Investigaron el JET a microescala con un modelo numérico bidimensional de acople fluido-partícula caracterizando la fase fluida con el método de lattice Boltzmann (LBM por sus siglas en inglés: Lattice Boltzmann Method) en combinación con un método de elementos discretos para el comportamiento mecánica de las partículas sólidas. En los diferentes casos estudiados observaron buena concordancia con estudios experimentales antecedentes.

Wang, et al. (2020) estudiaron las características del campo de flujo y la distribución de presiones en el impacto de un chorro de agua turbulento sumergido a diferentes alturas ( $1 \leq \frac{h}{d} \leq 8$ ), impactando contra una superficie plana (sin sedimentos) mediante de la utilización de un modelo CFD con modelo de turbulencia Wray-Agarwal. Concluyeron que la distribución de velocidades del chorro es dependiente de la altura de impacto, pero es relativamente insensible al número de Reynolds del chorro.

Samma, et al. (2020) utilizaron Flow3D para reproducir las velocidades del flujo en la fosa de erosión producida por el impacto de un chorro de pared sumergido. Se emplearon tres modelos de turbulencia para investigar el impacto de la elección del modelo en las características del flujo; encontraron que en contraste con el modelo k- $\epsilon$  y RNG (por sus siglas en inglés: Re-Normalisation Group), el modelo de turbulencia k-w simula exitosamente el flujo de remanso causando por la separación de flujo sobre el depósito de sedimentos. Sin embargo, este modelo subestima los valores de profundidad de erosión y altura de duna. Se probaron también distintas ecuaciones de transporte de carga de fondo (Meyer Peter Muller, Nielsen y Van Rijn); resultando que todas sobreestiman significativamente la longitud de la fosa, y subestiman la profundidad de erosión. La ecuación de Meyer-Peter-Muller es la que mejor reproduce la forma de la fosa.

## 2.3 RELACIÓN ENTRE EROSIÓN POR CHORROS SUMERGIDOS Y EROSIÓN ENTORNO A PILAS DE PUENTES

En esta sección se reportan los antecedentes encontrados en cuanto a la relación de chorros sumergidos con la erosión en pilas de puentes, en tres líneas: similitudes entre dichos procesos de erosión, incidencia de chorros horizontales sumergidos en la erosión en torno a pilas de puentes, y efecto del chorros verticales sumergidos para mitigación de la erosión entorno a pilas de puentes.

Cheng, et al. (2021) enfocaron su estudio en el análisis de la erosión local en torno a diferentes estructuras hidráulicas (pilas y estribos de puentes, chorro de pared y alcantarillas) en condiciones de aguas claras, con la intención de unificar criterios para caracterizar el fenómeno. Consideran una nueva longitud característica para adimensionalizar la profundidad de erosión: el radio hidráulico cuya formulación depende del caso de estudio (Cheng, et al., 2021). Obtienen que, en todos los casos estudiados, la profundidad de erosión de equilibrio adimensionalizada con el radio hidráulico es una función del número de Froude Densimétrico. La robustez del enfoque propuesto debe ser validada en un rango de datos más amplio ya que, por ejemplo, en este estudio se considera prácticamente densidad de sedimento constante (Cheng, et al., 2021).

Chin, et al. (1996) estudiaron de forma experimental el mecanismo y los parámetros característicos que afectan la erosión local en torno a pilas de puentes causada por chorro horizontal sumergido circular. El fenómeno estudiado pretende ser una simplificación de la interacción entre el chorro provocado por las hélices de un embarcación y estructuras sumergidas como las pilas de puentes. Encontraron que la erosión máxima de equilibrio y la erosión sobre la pila dependen fuertemente del

número de Froude Densimétrico, siendo poco sensibles a la relación entre el diámetro de la pila y el diámetro de la boquilla. La distancia desde la boquilla a la pila parece no afectar la profundidad máxima de erosión relativa al diámetro de la boquilla pero sí afecta a la profundidad de erosión en la pila relativa al diámetro de la boquilla. En la misma línea, Ozan & Yüksel (2010) estudiaron el comportamiento tridimensional del flujo de chorro horizontal circular turbulento sumergido en torno a una pila en un lecho fijo y un lecho erosionado, de forma experimental y numérica. En sus modelos, la boquilla del chorro tenía un diámetro poco menor a la mitad del diámetro de la pila, y estaba ubicada sobre la superficie del lecho.

Soltani-Gerdefaramarzi, et al. (2013), (2014)) investigaron experimentalmente el efecto de la inyección de uno o varios chorros en la estructura del flujo alrededor de la fosa de erosión entorno a la pila de puente en condiciones de aguas claras. Los chorros alteran las características de la turbulencia y la componente vertical de la velocidad, causando una reducción en el flujo descendente (en inglés "down flow"). A su vez, al aumentar la energía cinética turbulenta cerca del punto de separación del flujo, se retrasa la separación del flujo, que es la causa de la formación del vórtice de herradura, gran promotor de la socavación en las pilas de puentes.

### 3 ENSAYOS EN LABORATORIO

#### 3.1 CARACTERIZACIÓN DEL SEDIMENTO

Se realizaron los ensayos de erosión con dos tipos de sedimentos diferentes, los cuales se llaman: "Arena A" y "Arena B". Los ensayos de caracterización realizados fueron: análisis granulométrico, determinación de porosidad y densidad, y determinación de ángulo de fricción interna. Se presenta a continuación la metodología utilizada en cada caso y los resultados obtenidos.

##### 3.1.1 Distribución granulométrica

La *distribución granulométrica* de las muestras de sedimento se obtuvo a partir del "Método de ensayo estándar para análisis por malla de agregado grueso y fino" (ASTM, 2003) . En la Figura 3-1 se muestra el aparato agitador junto con los tamices utilizados en el ensayo.

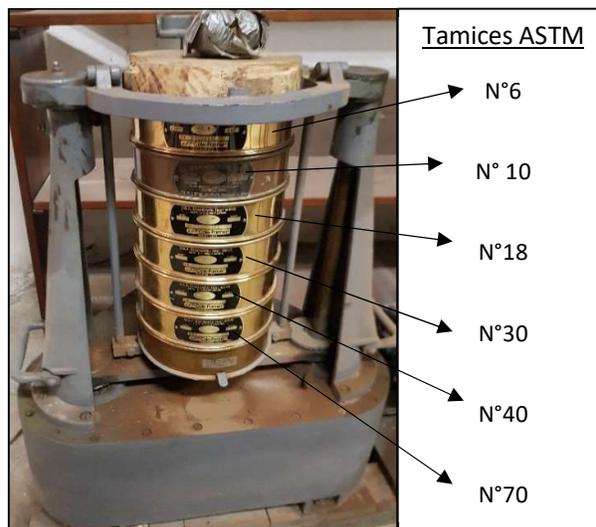


Figura 3-1. Aparato agitador de tamices.

En los gráficos de la Figura 3-2 se muestran las curvas granulométricas de las arenas "A" y "B", y en la Tabla 3-1 se reportan los datos estadísticos que se desprenden del análisis granulométrico y resultan de mayor interés:  $D_{50}$  y  $D_{90}$ , el coeficiente de uniformidad ( $Cu^7$ ) y la desviación estándar geométrica ( $\sigma_g^8$ ). De acuerdo a la clasificación de ASTM D2487 17 (ASTM, 2011), como en ambos casos  $Cu < 6$ , se trata de arenas pobremente graduadas (uniformes). Sin embargo, considerando el valor de  $\sigma_g$ , la arena B sería uniforme ( $\sigma_g < 1.4$ ) mientras la arena A sería no uniforme ( $\sigma_g > 1.4$ ) (Chreties, et al., 2008).

<sup>7</sup> Calculado como:  $Cu = \frac{D_{60}}{D_{10}}$

<sup>8</sup> Calculada como:  $\sigma_g = \sqrt{\frac{D_{84}}{D_{16}}}$

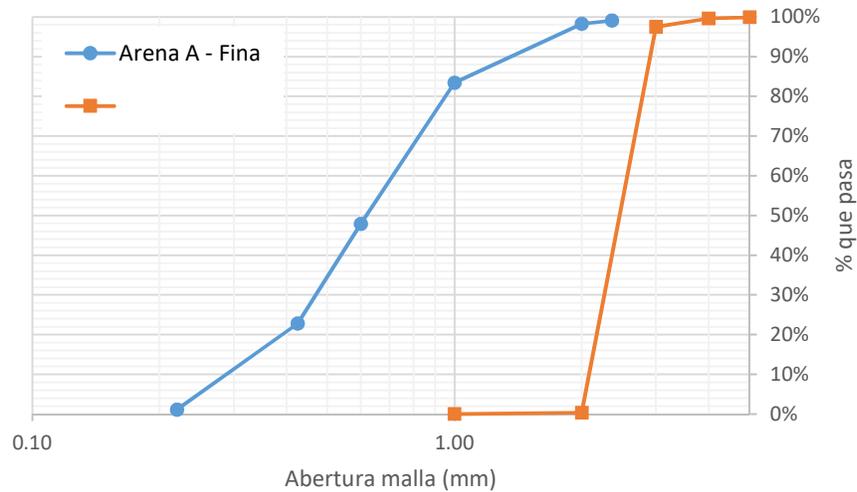


Figura 3-2. Curva granulométrica Arena A y Arena B.

Tabla 3-1. Datos estadísticos descriptivos de los dos tipos de arena ensayados.

	D50 (mm)	D90 (mm)	Cu	$\sigma_g$
<b>Arena A</b>	0.61	1.13	2.0	1.6
<b>Arena B</b>	1.15	1.27	1.2	1.1

### 3.1.2 Densidad y porosidad

La *densidad* y *porosidad* de las muestras se obtuvieron a partir del procedimiento experimental que se describe a continuación (inspirado en (Meza, 2008)):

1. Se coloca la arena seca (por horno a 100°) en una probeta y se compacta con golpecitos hasta obtener un volumen aparente igual a 160mL (elegido de forma arbitraria). Se pesa.
2. En otra probeta se miden 100 mL de agua, se pesa, y se calcula su densidad.
3. Se vierte el agua dentro de la probeta de arena, de forma progresiva, y se compacta con golpecitos, hasta que el agua ocupe todos los espacios libres, y el volumen total final sea igual al volumen aparente fijado anteriormente (160 mL). Se pesa.
4. La diferencia entre el peso seco de la arena y el peso de arena con agua, permite calcular el volumen de vacíos (utilizando la densidad del agua).
5. Se calcula porosidad y densidad (ver resultados en Tabla 3-2):
  - a. La *porosidad* del sedimento se calcula como el cociente entre el volumen de vacíos y el volumen aparente.
  - b. La *densidad* del sedimento se calcula como el cociente entre la masa inicial (en seco) y el volumen del sedimento (diferencia entre volumen inicial y volumen de vacíos).

Tabla 3-2. Densidad y porosidad del sedimento.

	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	Porosidad (%)
<b>Arena A</b>	2.490	34%
<b>Arena B</b>	2.548	38%

La precisión de la probeta de boro utilizada para medir la densidad del agua es de 1mL, y la utilizada para medir la densidad y porosidad de la arena es de 2mL. Esto genera una incertidumbre de  $\pm 0.04$  kg/m<sup>3</sup> en el caso de la densidad del sedimento y un  $\pm 1.5\%$  en el caso de la porosidad, lo cual se considera aceptable.

### 3.1.3 Ángulo de fricción interna

De acuerdo con (Terzaghi & Peck, 1967) el *ángulo de fricción interna* ( $\phi$ ) para suelos granulares de arena uniforme puede variar entre 28° y 34 ° en función de si es un suelo suelto o denso mientras que, para arenas bien graduadas, este valor puede alcanzar los 45°. Existen numerosas expresiones para obtener el ángulo de fricción interna de suelos granulares en función de características como: la densidad relativa, relación de vacíos, coeficiente de uniformidad, tamaño del grano. Una revisión de estas formulaciones se encuentra en (Salcedo, 2018), y allí señala que el ángulo de reposo ( $\theta$ ) coincide con el ángulo de fricción interna en una arena seca.

En esta tesis, se halla el ángulo de reposo ( $\theta$ ) de las arenas siguiendo un procedimiento similar al presentado por (Ghazavi, et al., 2008), y luego se considera que el ángulo de fricción interna es igual al ángulo de reposo. En la Figura 3-3 se muestran fotos correspondientes al procedimiento realizado con ambas arenas.



Figura 3-3. Procedimiento para medir ángulo de reposo de las arenas.

En la Tabla 3-3 se presenta el ángulo de fricción interna de las arenas, que se considera igual al ángulo de reposo. Estos valores tienen una incertidumbre de  $\pm 2^\circ$ , y son consistentes con valores de bibliografía ( (Costet & Sanglerat, 1975), (Caquot & Karisel, 1969)).

Tabla 3-3. Angulo de fricción del sedimento.

	Angulo de fricción interna (°)
Arena A	38
Arena B	37

## 3.2 ENSAYOS DE CHORRO SUMERGIDO

### 3.2.1 Metodología

Los ensayos fueron desarrollados en el dispositivo mostrado en la Figura 3-4, el cual consiste en un cubo de acrílico de lado 20 cm dotado de un colchón de arena, donde impacta el chorro de agua proveniente de una entrada en la cara superior de la cuba. Variar la altura de este colchón de arena es la forma indirecta de variar la altura de impacto del chorro.

El agua del chorro proviene de un tanque de mayores dimensiones desde donde se impulsa a través de una bomba de achique. El caudal es regulado a través de dos llaves de paso. La primera de ellas (LL1) está abierta de forma que se permita el pasaje del caudal máximo a utilizar, y la segunda (LL2) es la que permite regular el ingreso de agua, al inicio y al final del ensayo. La cuba tiene perforaciones a una altura de 18cm, por donde se evacua el caudal efluente, y es dirigido a un prisma de acrílico graduado que permite hacer la medición de caudal. Se utilizaron ocho tuberías de desagüe de poliamida transparente 3/16", dos en cada cara lateral del cubo (ver Figura 3-4)

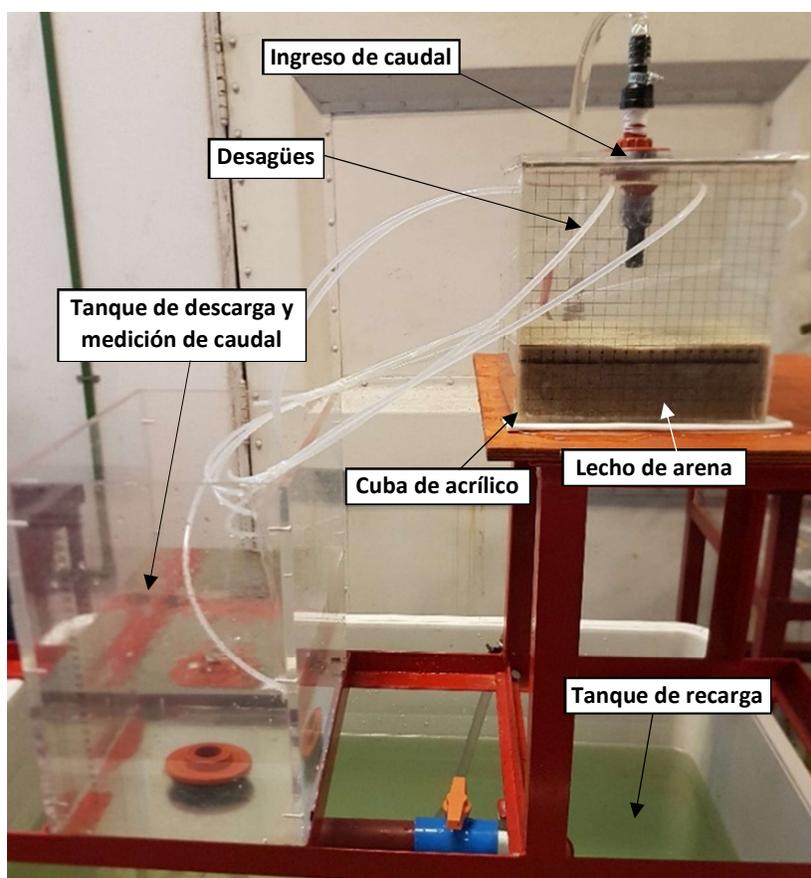


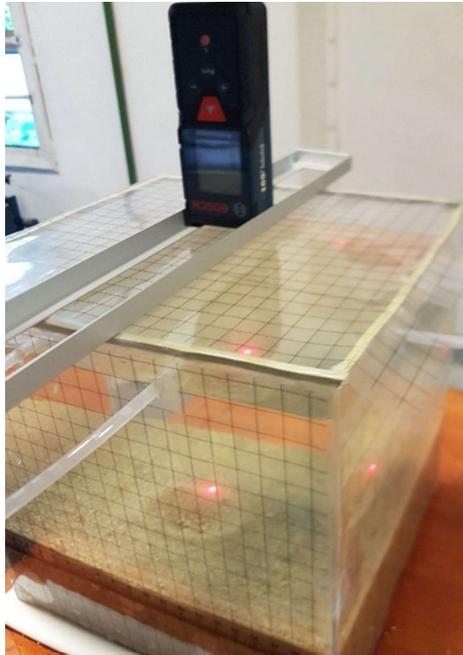
Figura 3-4. Arreglo experimental del ensayo con chorro vertical.

El procedimiento experimental consta de los siguientes pasos:

1. Se realiza el llenado de la cuba hasta cubrir el lecho de sedimentos y se deja 24 horas para dejar que se llegue a condición de saturación.
2. Se llena la cuba hasta llegar al nivel de desborde.

3. Se aplana la superficie del lecho, y se realizan mediciones con distanciómetro laser en una cuadrícula (acetato cuadrículado) a final de obtener el nivel de referencia.
4. Se coloca la tapa de la cuba (con la tubería de ingreso del chorro).
5. Se abre apenas la válvula LL2 con un caudal menor al que provoca la erosión del lecho, de forma de comprobar el funcionamiento del desagüe. Se realiza el cebado en todas las tuberías de salida para que se logre efectivamente el desagüe.
6. Se abre completamente la válvula LL2, de forma que el circuito funcione con el caudal regulado por LL1.
7. Se realizan suficientes mediciones de caudal mientras se genera la fosa de erosión, hasta que no se observen cambios significativos en el misma.
8. Se cierra el pase LL2. Se retira cuidadosamente la tapa de la cuba.
9. La forma de medición de la fosa se llevó a cabo realizando mediciones con distanciómetro laser LGM165-40 (precisión  $\pm 1.5\text{mm}$ ). Es necesario que una de esas medidas se corresponda con la de máxima profundidad del lecho. A su vez, estas mediciones deben permitir luego establecer el radio de la fosa de erosión. (ver Figura 3-5)

Para realizar otro ensayo con diferente caudal de erosión se procede a ajustar la válvula LL1.



*Figura 3-5. Procedimiento de medición de dimensiones características de la fosa de erosión.*

### 3.2.2 Presentación de ensayos y resultados

En la Tabla 3-4 se presentan los datos correspondientes a cada ensayo, junto con los correspondientes números adimensionales, y las medidas de la fosa de erosión de equilibrio resultante. Los ensayos están ordenados en sentido creciente de  $h/d$  y  $U_o$ . En la Tabla 3-4, los valores de todos los parámetros adimensionales que dependen del diámetro de sedimento se calcularon considerando el  $D_{50}$ . También se calcularon todos los parámetros considerando el  $D_{90}$ , lo cual fue considerado en el análisis de resultados.

Tabla 3-4. Ensayos en laboratorio

N°	DATOS			NÚMEROS ADIMENSIONALES								DIMENSIONES FOSA		
	Arena	U <sub>0</sub> (m/s)	h (cm)	h/d	d/D50	Re <sub>c</sub>	Re <sub>p,U0</sub>	Re <sub>p,ws</sub>	F <sub>0</sub>	J/Ws	Ec	r1 (cm)	Δ (cm)	ε <sub>m</sub> (cm)
1	B	0.36	3.0	3.0	9	3583	412	152	2.71	8.34x10 <sup>2</sup>	0.90	2.00	0.20	1.20
2	B	0.38	3.0	3.0	9	3820	439	152	2.89	9.49x10 <sup>2</sup>	0.96	1.75	0.25	1.25
3	A	0.21	4.5	4.5	16	2078	127	58	2.20	1.95x10 <sup>3</sup>	0.49	2.50	0.30	1.45
4	A	0.21	4.5	4.5	16	2078	127	58	2.20	1.95x10 <sup>3</sup>	0.49	3.25	0.35	1.65
5	A	0.21	4.5	4.5	16	2106	128	58	2.23	2.01x10 <sup>3</sup>	0.50	3.00	0.30	1.70
6	A	0.12	6.0	6.0	16	1174	72	58	1.24	6.24x10 <sup>2</sup>	0.21	2.50	0.55	1.25
7	A	0.18	6.0	6.0	16	1755	107	58	1.86	1.39x10 <sup>3</sup>	0.31	3.00	0.55	1.35
8	A	0.23	6.0	6.0	16	2326	142	58	2.46	2.4 x10 <sup>3</sup>	0.41	2.50	0.55	1.40
9	A	0.61	6.0	6.0	16	6112	373	58	6.48	1.69x10 <sup>4</sup>	1.08	3.50	0.50	1.75
10	A	0.68	6.0	6.0	16	6776	413	58	7.18	2.08x10 <sup>4</sup>	1.20	3.00	0.55	1.50
11	A	0.71	6.0	6.0	16	7084	432	58	7.51	2.27x10 <sup>4</sup>	1.25	3.75	0.65	2.10
12	B	0.37	6.8	6.8	9	3740	430	152	2.83	9.10x10 <sup>2</sup>	0.42	2.25	0.35	1.45
13	B	0.40	6.8	6.8	9	3996	460	152	3.03	1.04x10 <sup>3</sup>	0.44	2.50	0.20	2.00
14	B	0.41	6.8	6.8	9	4101	472	152	3.10	1.09x10 <sup>3</sup>	0.46	2.50	0.40	1.40
15	B	0.28	8.0	8.0	9	2783	320	152	2.11	5.04x10 <sup>2</sup>	0.26	2.50	0.50	1.80
16	B	0.29	8.0	8.0	9	2870	330	152	2.17	5.36x10 <sup>2</sup>	0.27	2.50	0.70	1.70
17	B	0.31	8.0	8.0	9	3117	358	152	2.36	6.32x10 <sup>2</sup>	0.29	2.75	0.60	1.55
18	B	0.38	8.0	8.0	9	3801	437	152	2.88	9.39x10 <sup>2</sup>	0.36	2.50	0.50	1.40

De acuerdo a lo presentado en la revisión bibliográfica, se pueden realizar algunos comentarios respecto a los ensayos:

- En todos los ensayos  $h/d \leq 8$ , por lo que se estaría ante régimen de núcleo potencial, es decir que se podría asumir que la velocidad del chorro en el lecho coincide con la velocidad del chorro a la salida de la boquilla ( $U_0$ ) (Badr, et al., 2014) (ver sección 2.1.1). Esto implica que no hay suficiente distancia como para que la capa límite se desarrolle, por lo que el potencial del núcleo se mantiene constante para cualquier  $Re_c$  (Badr, et al., 2014).
- En los casos con  $h/d$  menor a 5.5, la longitud característica sería  $d$ , y para casos entre 5.5 y 8.3, se estaría en un intervalo de transición entre utilizar  $d$  o  $h$  como longitud característica (Rajaratnam & Beltaos, 1977) (ver sección 2.1.2).
- El parámetro adimensional que relaciona el diámetro del chorro con el diámetro de sedimento, tomó valores de 9 y 16 considerando  $D_{50}$  como  $D_s$ , y 8 y 9 considerando  $D_{90}$  como  $D_s$ , para la arena B y A respectivamente.
- En algunos ensayos, el chorro es semiturbulento o de transición ( $1000 < Re_c < 3000$ ) y en otros el chorro es turbulento pleno ( $Re_c > 3000$ ) (McNaughton & Sinclair, 1966) (ver sección 2.1.1).
- Se consideraron dos formas de calcular el número de Reynolds de partícula. El  $Re_{p,ws}$ , que depende básicamente del tamaño y densidad del sedimento, tomó valores de: 58 (con  $D_{50}$ ) y 146 (con  $D_{90}$ ) para la arena A, y 152 (con  $D_{50}$ ) y 176 (con  $D_{90}$ ) para la arena B. Por su parte  $Re_{p,U_0}$ , que considera el tamaño de partícula y la velocidad del chorro, tomó valores en un rango entre 72 y 432 con  $D_{50}$ , y entre 133 y 803 con  $D_{90}$ . El número de Reynolds (tanto el del chorro como el de partícula) compara las fuerzas de inercia con las viscosas.

### 3.2.2.1 Comparación de resultados con estudios antecedentes

La Tabla 3-5 presenta el rango de datos experimentales de erosión por chorro circular vertical sumergido en un lecho de sedimento no cohesivo que están disponibles en bibliografía y que fueron recopilados en el presente estudio, así como los correspondientes a los ensayos y simulaciones de esta tesis.

Tabla 3-5. Rango de datos en estudios de erosión por chorros circulares verticales sumergidos en lecho de material no cohesivo.

Trabajos relacionados	D50 (mm)	d (mm)	Uo (m/s)	h (cm)	h/d	Ec
(Sarma, 1967)	0.53-0.75	8.26-16.5	0.66-2.83	24	14-29	0.2-1.2
(Westrich & Kobus, 1973)	1.5	20, 30 y 40	0.7 - 3.7	0 - 82	1-40	> 0.11
(Rajaratnam, 1982)	1.2 y 2.38	9.8	2.99 - 4.6	14 - 28	14-29	0.6 - 1.5
(Aderibigbe & Rajaratnam, 1996)	0.88 y 2.42	4, 8, 12 y 19	2.65 - 4.45	0.4 - 52.3	>8.3	0.14 - 3.52
(Donoghue, et al., 2001)	0.3 y 0.13	13,30, 40 y 50	< 5.9	6.5 - 65	5 y 13	1.7 - 14.9
(Ansari, et al., 2003)	0.27	8 y 12.5	1.3 - 5.75	15 - 30	>10	0.9 - 6
(Yeh, et al., 2009)	0.258	127	1 - 2	76	6	2.64 - 5.28
(Hunter, et al., 2013)	0.328 y 0.375	3 y 15	0.8 - 7.4	3 - 40	10-130	0.3 - 11
(Chakravarti, et al., 2014)	2.8	8 y 12.5	5.12 - 9.84	15 - 30	>10	0.7 - 2.9
<b>Simulaciones de esta tesis</b>	<b>0.5 - 3</b>	<b>8.5</b>	<b>0.18 - 1.11</b>	<b>2.9 - 12.9</b>	<b>3-15</b>	<b>0.12 - 1.25</b>
<b>Experimentos de esta tesis</b>	<b>0.61 y 1.15</b>	<b>10</b>	<b>0.20 - 0.70</b>	<b>3 - 8</b>	<b>3-8</b>	<b>0.21 - 1.25</b>

En la Figura 3-6 se grafica la profundidad de erosión estática máxima relativa a la altura de impacto ( $\frac{\epsilon_m}{h}$ ) en función del parámetro de erosión (Ec), que es la forma en la que habitualmente se presentan los resultados en estudios antecedentes. Dicho gráfico pone en contexto los resultados de los ensayos de laboratorio realizados en esta tesis, recogiendo todos los resultados encontrados en bibliografía, así como formulaciones que fueron presentadas en la Tabla 2-1 (ecuaciones ( 2-7) y ( 2-8)). A su vez, se incluye el ajuste potencial realizado a los resultados de esta tesis  $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h} = 1.34Ec^{0.07} - 1$  con  $R^2=0.42$ , y el ajuste realizado considerando la totalidad de los datos disponibles  $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h} = 1.26Ec^{0.1} - 1$  con  $R^2=0.67$ .

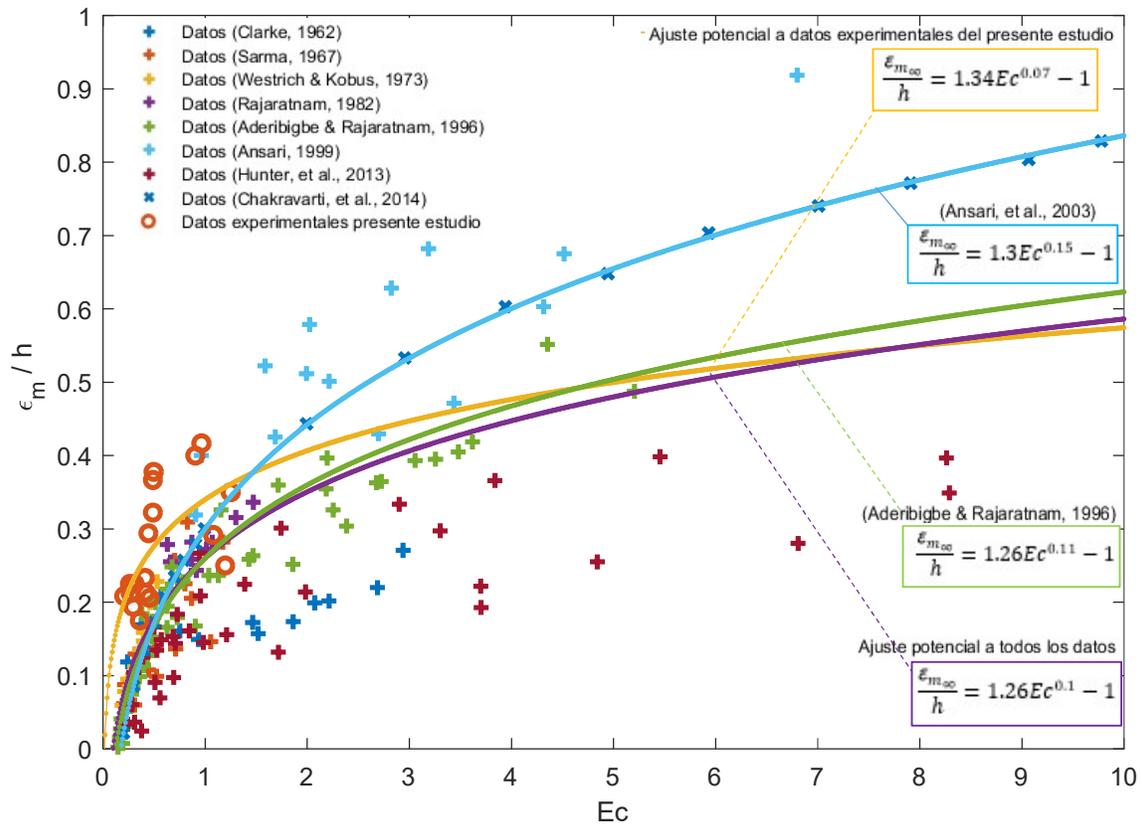


Figura 3-6. Comparación de datos de esta tesis (experimentales) y de otros autores, de profundidad de erosión estática máxima relativa a la altura de impacto ( $\frac{\epsilon_m}{h}$ ) en función del parámetro de erosión ( $Ec$ ). En color celeste la ecuación (2-8) presentada por (Ansari, et al., 2003), en color verde la ecuación (2-7) presentada por (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), en color amarillo el ajuste potencial a los datos del presente estudio, y en color violeta el ajuste potencial a todos los datos graficados.

En la Figura 4-50 se presentan los resultados de la altura de duna relativa a la altura de impacto ( $\Delta/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $Ec$ ) tomando de base el gráfico presentado en (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). Se observa que los datos de la presente tesis se encuentran dentro del rango de datos antecedentes.

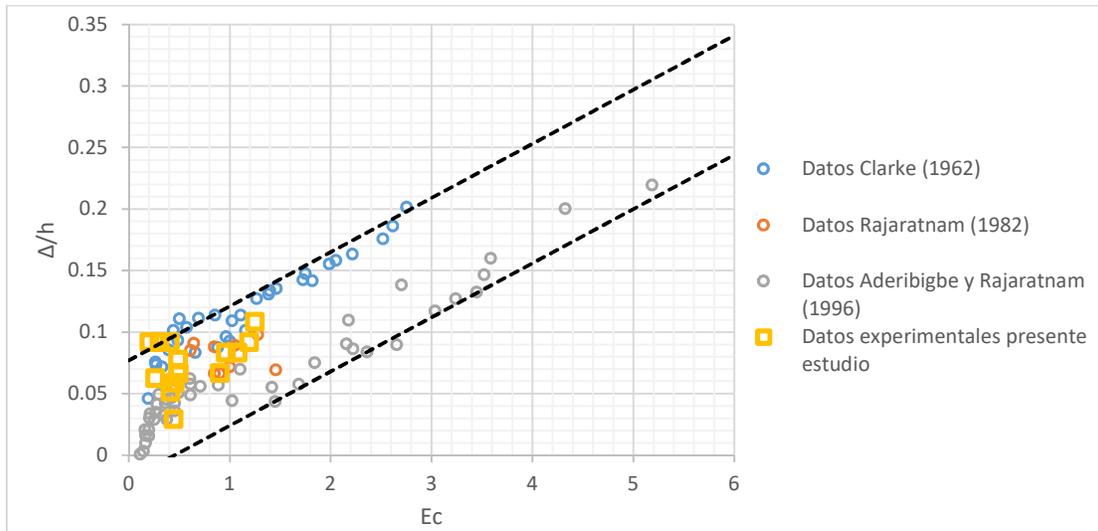


Figura 3-7. Altura de duna relativa a la altura de impacto ( $\Delta/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ). Imagen de base extraída de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).

En la Figura 4-46 se muestran los resultados de este trabajo en lo que respecta al radio de la fosa relativo a la altura de impacto del chorro ( $r_1/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ), tomando como base el gráfico presentado por (Hunter, et al., 2013).

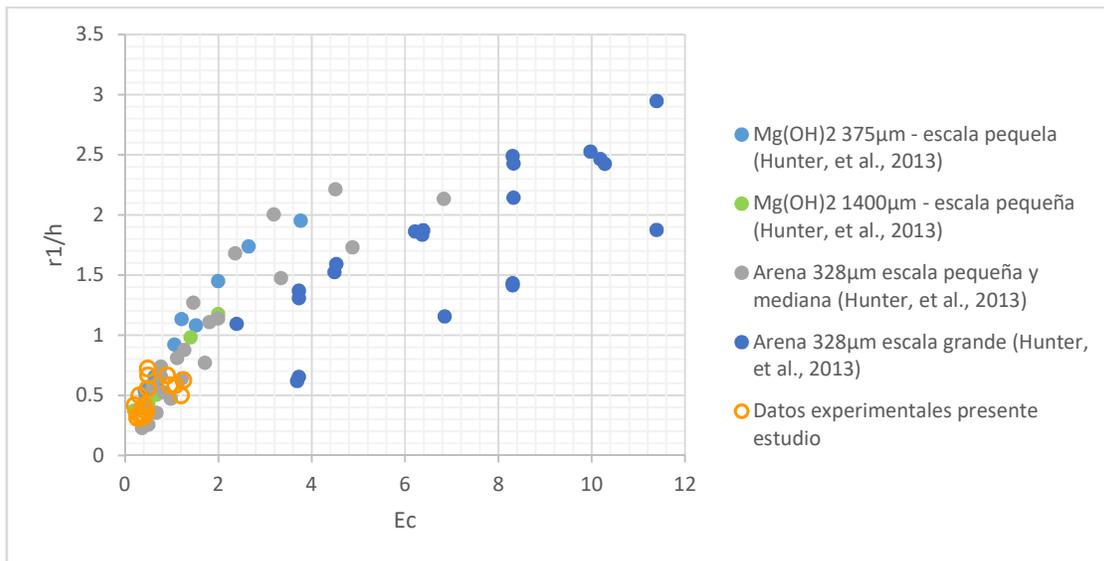


Figura 3-8. Radio de la fosa relativo a la altura de impacto del chorro ( $r_1/h$ ) en función del parámetro de erosión. Imagen de base extraída de (Hunter, et al., 2013).

### 3.2.2.2 Análisis de resultados usando análisis dimensional

De acuerdo a la formulación (2-1) que surge de análisis dimensional, despreciando las fuerzas viscosas (se elimina la dependencia al parámetro  $Re_c$ ), y considerando la situación de equilibrio (se elimina la dependencia al término  $\frac{U_0 t}{d}$ ), resulta:

$$\frac{L}{d} = f\left(F_0, \frac{D_s}{d}, \frac{h}{d}\right) \quad (3-1)$$

Dicha ecuación es equivalente a plantear las dimensiones características de la fosa (L) relativas a la altura de impacto (h) en función del N° de Froude densimétrico y de las relaciones de forma  $\frac{D_s}{h}$  y  $\frac{d}{h}$ :

$$\frac{L}{h} = g\left(F_0, \frac{D_s}{h}, \frac{d}{h}\right) \quad (3-2)$$

Así entonces, para poder apreciar si se dan relaciones de interés respecto a alguno de esos números adimensionales, se debe dejar fijo los restantes números. De los ensayos realizados, se cuenta con 6 ensayos (N° 6 al N°11 de la Tabla 3-4) que tienen igual h, d y D<sub>s</sub>, por lo que para este conjunto de ensayos se tienen los números adimensionales  $\frac{D_s}{h}, \frac{d}{h}$  fijos. El objetivo de los gráficos que se presentan a continuación es mostrar la influencia del grupo adimensional (F<sub>0</sub>) en la profundidad de erosión máxima relativa a la altura de impacto ( $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h}$ ), ya que los otros dos parámetros adimensionales de la ecuación (3-2) no varían. En la Figura 3-9 se muestra el gráfico de  $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h}$  en función del F<sub>0</sub>, junto con el ajuste potencial realizado:  $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h} = 1.18F_0^{0.2}$  con R<sup>2</sup>=0.7.

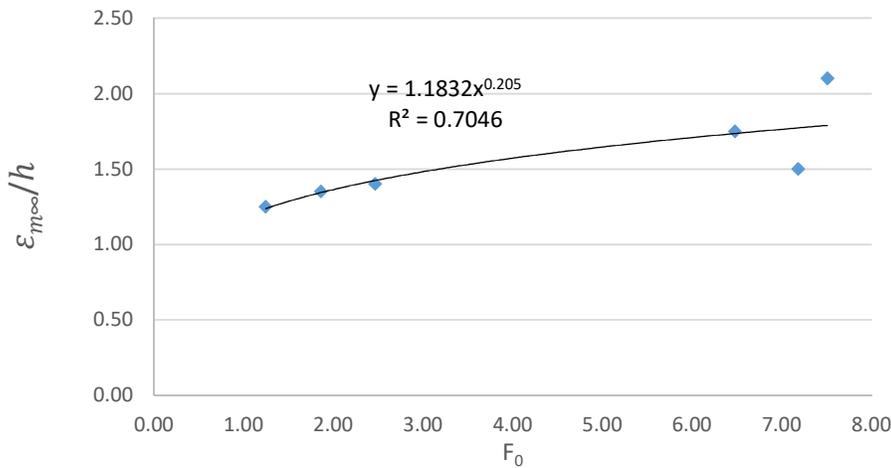


Figura 3-9. Resultados de profundidad máxima de erosión de equilibrio en función del número de Froude densimétrico, para ensayos realizados con los grupos adimensionales  $\frac{D_s}{h}, \frac{d}{h}$  fijos.

En la Figura 3-10 se muestran los mismos datos que la Figura 3-9 pero graficando  $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h} + 1$  en función del Ec, con el fin de que la curva de ajuste ( $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h} + 1 = 1.29Ec^{0.04} - 1$  con R<sup>2</sup>=0.66) sea comparable directamente con las ecuaciones (2-7) y (2-8) (válidas para h/d>8.3). Se observa que, para los casos con Ec<0.5, las profundidades máximas de erosión relativas a la altura de impacto son mayores a lo estimado con las ecuaciones antecedentes. Esto podría deberse a que los ensayos correspondientes a esta tesis tienen h/d<8, por lo que se podría asumir que la velocidad del chorro en el lecho coincide con la velocidad del chorro a la salida de la boquilla (U<sub>0</sub>) por encontrarse en la zona de núcleo potencial (ver sección 2.1.1) y por lo tanto, para la misma U<sub>0</sub> se genera mayor impacto en el lecho que en casos con h/d>8. En los casos con Ec>0.5, las profundidades máximas de erosión relativas a la altura de impacto se encuentran dentro de lo esperado si consideramos las ecuaciones antecedentes. Se entiende que, en estos casos, al estar midiendo erosión estática (esto es: luego de que el chorro se apaga y las partículas en suspensión se asientan), es posible que el efecto de la velocidad del chorro se vea amortiguado.

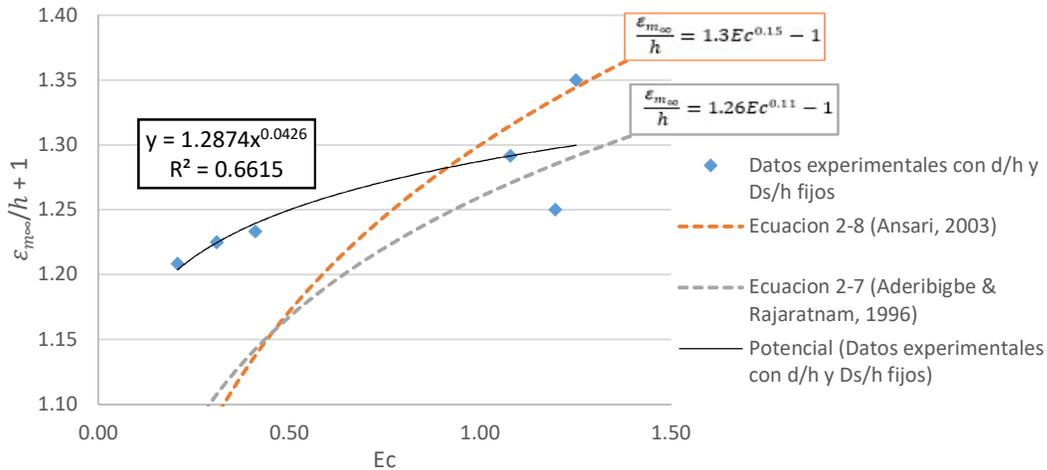


Figura 3-10. Resultados de profundidad máxima de erosión de equilibrio en función del parámetro de erosión, para ensayos realizados con los grupos adimensionales  $\frac{D_s}{h}, \frac{d}{h}$  fijos.

### 3.2.2.3 Incertidumbre asociada a los ensayos

Para algunos casos, se realizaron tres ensayos por cada experimento (ensayos “repetidos”), a fin de poder estimar la incertidumbre propia de la experiencia en laboratorio. Cada grupo de ensayos repetidos se realizó con el mismo tipo de arena, la misma altura de impacto, la misma boquilla (la boquilla es única para todos los experimentos) y procurando establecer el mismo caudal (y por ende la misma velocidad media  $U_0$ ). Entre ensayos correspondientes a un grupo, hubo pequeñas diferencias en la velocidad media impuesta, y se llegó a valores de longitudes características de la fosa algo distintas, lo cual es propio de la incertidumbre asociada a la realización de ensayos experimentales (ver Figura 3-11, Figura 3-12 y Figura 3-13.)

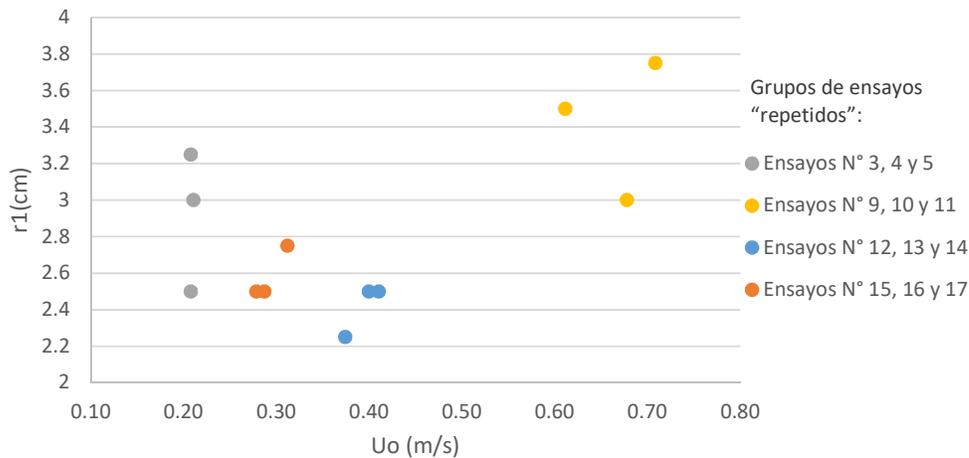


Figura 3-11. Medidas de  $r_1$  asociadas a los conjuntos de ensayos “repetidos”, los cuales se muestran diferenciados por color.

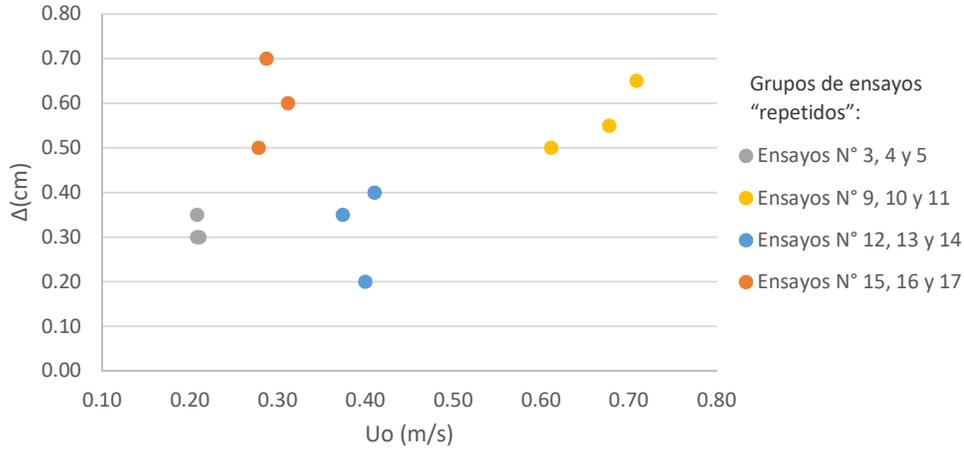


Figura 3-12. Medidas de  $\Delta$  asociadas a los conjuntos de ensayos “repetidos”, los cuales se muestran diferenciados por color.

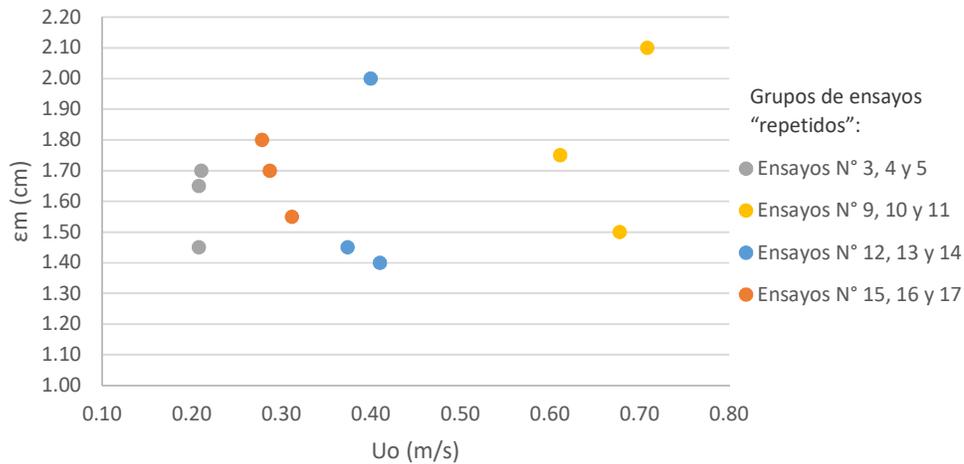


Figura 3-13. Medidas de  $\epsilon_m$  asociadas a los conjuntos de ensayos “repetidos”, los cuales se muestran diferenciados por color.

Como resultado del análisis de los ensayos “repetidos” se encontró que los ensayos de laboratorio realizados en esta tesis tienen un margen de incertidumbre asociado<sup>9</sup> de: 3.3mm en la medida de  $\epsilon_m$ , 3.8mm en la medida de  $r_1$  y 1 mm en la medida de  $\Delta$ . Esto implica que la incertidumbre representa entre un 16% y 28% en la medida de  $\epsilon_m$ , entre 10% y 22% en las medidas de  $r_1$ , y entre 15% y 52% en la medida de  $\Delta$  (ver Tabla 3-6).

Tabla 3-6. Incertidumbre asociada a la medida de las dimensiones características de la fosa de erosión de equilibrio en los ensayos realizados.

Dimensiones de la fosa	$\epsilon_m$	$r_1$	$\Delta$
Incertidumbre asociada a las medidas	3.3mm	3.8 mm	1 mm
Relación entre la incertidumbre y las medidas tomadas	Entre 16 % y 28 %	Entre 10 % y 22 %	Entre 15% y 52%

<sup>9</sup> Se calcula el margen de incertidumbre asociado a la medida de cada dimensión de la fosa en los ensayos realizados, como la máxima desviación estándar obtenida para cada conjunto de ensayos “repetidos”.

## 4 SIMULACIÓN NUMÉRICA

---

Esta sección contiene una descripción del modelo numérico utilizado en la simulación (ver sección 4.1), y la implementación de los casos de interés en el modelo (ver sección 4.2).

### 4.1 DESCRIPCIÓN DEL MODELO NUMÉRICO CAFFA3D-MPF

El código CFD seleccionado es el `caffa3d.MBRi` (`caffa3d`), el cual presenta grandes potencialidades para su aplicación a diversos problemas de ingeniería, en especial para el estudio de la dispersión de partículas en el seno de un flujo turbulento (Mendina & Usera, 2021). `Caffa3d` fue desarrollado en Fortran 90, por el Grupo de Mecánica de los Fluidos Computacional del Instituto de Mecánica de los Fluidos e Ingeniería Ambiental, y ya son varios casos de aplicación estudiados con este modelo, que permiten concluir la robustez del mismo (Fernandez, et al., 2020), (Mühle, et al., 2018), (Steinman, et al., 2013) (Fernandez, et al., 2018), (Sassi, et al., 2017), (Mendina, et al., 2014), (Usera, et al., 2010), entre otros).

A continuación, se listan las características principales y potencialidades de este código (Mendina, 2018):

- *Modelo de código abierto y desarrollo nacional.* Esto implica una gran ventaja económica. El acceso al código permite adaptar el programa a las necesidades específicas, estando en el Uruguay los mayores recursos humanos en cuanto al conocimiento y manejo del modelo.
- *Aplicable en flujos incompresibles viscosos, laminares o turbulentos.*
- *Mallas curvilíneas estructuradas por bloque.* La característica de curvilíneas brinda flexibilidad para trabajar con geometrías complejas, mientras que siendo estructuradas por bloques se puede mantener la eficiencia de la organización de datos mediante un esquema fijo a la vez que el refinamiento en zonas de particular interés (como por el ejemplo las cercanías de un objeto).
- *Modularidad.* Brinda cierta independencia para la programación del código lo que facilita la tarea de incorporar al modelo nuevos "submodelos" sin necesidad de retocar aquellas subrutinas que no son de interés específico para ello. Entre los módulos de interés en este trabajo se encuentran:
  - Modelo de partículas (Lalli, et al., 2005), (Mendina, 2018)) para simular el transporte de partículas en un fluido. Ver subsección 4.1.1.
  - Modelo de turbulencia de grandes vórtices (por sus siglas en inglés "LES"). Ver subsección 4.1.3
  - Método de condiciones de borde inmersas (Liao, et al., 2010), mediante el cual considera la interacción fluido estructuras. Ver subsección 4.1.4.
- *Programación en paralelo (MPI - Message Passing Interface).* Se optimiza el tiempo de computo ya que permite dividir un problema en varios problemas menores que se resuelven en forma simultánea. Ver detalles de implementación en (Mendina, et al., 2014)
- *Método implícito para la integración numérica.* Aunque requieren por su complejidad un cómputo mayor a los explícitos, se tornan más eficientes permitiendo pasos temporales mayores. En la subsección 4.1.2 se amplía sobre los métodos de discretización.

En esta sección se plantean las ecuaciones que describen el modelo matemático empleado en el `caffa3d` (ver sección 4.1.1), su discretización para la resolución numérica (ver sección 4.1.2), el modelo de turbulencia empleado (ver sección 4.1.3) y una breve descripción de módulo de condiciones de

borde inmersas (ver sección 4.1.4). Una descripción más completa puede encontrarse en (Ferziger & Peric, 2002) y (Usera, et al., 2008).

#### 4.1.1 Modelo matemático

Tal como se presenta en la tesis de doctorado de Mendina (2018), se utiliza un método euleriano para representar el transporte de partículas en el fluido, que considera el sistema fluido-partículas como un cuerpo pseudo-continuo de una sola fase. Se incorpora el efecto de las partículas por medio de una viscosidad efectiva que depende de las características locales de la fracción volumétrica de éstas en la mezcla. El modelo matemático empleado fue presentado previamente (Lalli, et al., 2005), siendo modificado por Mendina & Usera (2021) para ampliar el rango de aplicación a condiciones fuera del régimen de Stokes.

El modelo Fluido Partícula (MFP) considera para la fase dispersa un comportamiento Newtoniano con suspensiones diluidas donde la viscosidad depende únicamente de la concentración de partículas. A partir de cierta concentración, se utiliza una superposición del modelo Newtoniano y el modelo de Bingham para considerar la influencia de las tensiones de corte.

##### 4.1.1.1 Ecuaciones del movimiento de la mezcla

Se define la *fracción volumétrica de partículas* ( $\chi$ ) presentes en una región de fluido de volumen V:

$$\chi = \frac{\sum_{k=1}^{N_p} V_k}{V} \quad (4-1)$$

Donde:

- $N_p$  es el número de partículas
- $V_k$  es el volumen individual de las mismas
- $1 - \chi$  representa la porosidad del material  $\alpha$

El modelo introduce dos campos de velocidades para el material pseudo-continuo: u y v, campos promedio en volumen y masa respectivamente, que se calculan según:

$$u = \chi v^p + (1 - \chi) v^f \quad (4-2)$$

$$v = \frac{\chi \rho_p v^p + (1 - \chi) \rho_f v^f}{\rho} \quad (4-3)$$

$$\rho = \chi \rho_p + (1 - \chi) \rho_f \quad (4-4)$$

Donde:

- $\rho$  es la densidad de la mezcla.
- $(v^p, \rho_p)$  velocidad y densidad de la fase de partículas (p).
- $(v^f, \rho_f)$  velocidad y densidad de la fase de fluido (f).

Notar que el campo promedio en el volumen (u) es incompresible. Por tanto, si se considera cualquier región fija en el espacio o volumen de control  $\Omega$  definida dentro del dominio ocupado por el fluido y con frontera definida S, la ecuación de continuidad, escrita como ecuación de incompresibilidad es:

$$\int_S (\vec{u} \cdot \vec{n}_S) dS = 0 \quad (4-5)$$

Donde:

- $\vec{u}$  es el vector velocidad
- $\vec{n}_S$  es la normal saliente de la superficie en el diferencial dS.

#### 4.1.1.2 Ecuación constitutiva

Un fluido newtoniano es aquel cuya viscosidad tiene un valor definido que puede considerarse constante a lo largo del tiempo. En el caso incompresible, la relación entre la tensión rasante y su velocidad de deformación es lineal y su estado tensional (T) puede expresarse de acuerdo a:

$$T = -pI + 2\mu D \quad (4-6)$$

Donde:

- p es la presión del fluido.
- $\mu$  es la viscosidad dinámica del fluido
- D es el tensor de velocidad de deformación, que está dado por la siguiente expresión:

$$D = \frac{1}{2} [\nabla \vec{u} + (\nabla \vec{u})^T] \quad (4-7)$$

La viscosidad de los fluidos no newtonianos puede variar con la temperatura y la tensión de corte que se le aplica. En particular, los fluidos plásticos de Bingham son aquellos en los que el fluido se comporta como un sólido hasta que se excede un valor mínimo de la tensión rasante (tensión de fluencia  $\tau_0$ ), a partir del cual muestra una relación lineal entre ésta y la velocidad de deformación.

Para el cálculo de las *tensiones adicionales* ( $\tau^p$ ), generadas por el efecto de las partículas en la mezcla, se considera la ecuación constitutiva generalizada de un fluido viscoso Newtoniano:

$$\tau_{ij}^p = 2\mu_p S_{ij} \quad S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (4-8)$$

Donde:

- $S_{ij}$  representa las componentes del tensor de deformación D
- $\mu_p$  es la viscosidad dinámica efectiva que incorpora el efecto de las partículas en la mezcla

El comportamiento newtoniano se tiene en cuenta por medio de la fracción  $\tilde{\mu}$  mientras que el comportamiento no newtoniano se considera mediante la fracción  $\hat{\mu}$ ; el cambio entre estos comportamientos está dado a partir de un valor umbral  $\chi_{lm}$  según la siguiente expresión:

$$\mu_p = \begin{cases} \tilde{\mu}(\chi) & \text{si } \chi < \chi_{lm} \\ \tilde{\mu}(\chi_{lm}) + \hat{\mu}(\chi, S) & \text{si } \chi_{lm} < \chi < \chi_{lM} \end{cases} \quad (4-9)$$

Siendo  $\chi_{lM}$  el valor máximo de empaquetamiento de partículas, que típicamente adopta valores entre 0.5 y 0.7 para partículas sólidas (Lalli, et al., 2005). Las expresiones para  $\tilde{\mu}$  y  $\hat{\mu}$  se describen como sigue:

$$\left\{ \begin{array}{l} \tilde{\mu}(\chi) = \mu \left( 1 + \frac{\frac{3}{2}\chi}{1 - \frac{\chi}{\chi_{IM}}} \right)^2 \\ \hat{\mu}(\chi, S) = \frac{1}{2} \tau_0 (S_{II} + \varepsilon)^{-1/2}, \quad S_{II} = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} \\ \tau_0 = \frac{\chi - \chi_{lm}}{\chi_{IM} - \chi_{lm}} \tan \phi (\rho_p - \rho_f) g \int_{x_2}^{x_2^*} \chi dx'_2 \end{array} \right. \quad (4-10)$$

Donde:

- $\phi$  es el ángulo de fricción interna del material.
- $x_2^*$  es la altura de un punto arbitrario en donde el valor de  $\chi$  es nulo.
- $\tau_0$  es la tensión de fluencia, que representa la reología de la suspensión de un fluido de Bingham
- $\varepsilon$  es un parámetro que se agrega para desingularizar la ecuación y controlar la magnitud de la viscosidad, de manera que el límite cuando  $\varepsilon \rightarrow 0$  es el material visco elástico. Ver influencia del parámetro en (Lalli, et al., 2005). En los casos implementados en esta tesis se utilizó  $\varepsilon = 0.001$  (Mendina, 2018).

#### 4.1.1.3 Movimiento de las partículas

El movimiento de las partículas (sin la mezcla) se puede describir como ( (Schaflinger, et al., 1990) (Zhang & Acrivos, 1994)):

$$\begin{aligned} Q &= \chi v_i^p = \chi \left( v_i + w_i - \eta \frac{\partial \chi}{\partial x_i} \right) \\ w_i &= \hat{w}_i + \tilde{w}_i \end{aligned} \quad (4-11)$$

De acuerdo a las ecuaciones anteriores, se considera que el movimiento de partículas en suspensión se puede atribuir a los siguientes fenómenos ( (Schaflinger, et al., 1990), (Zhang & Acrivos, 1994) , (Mendina, 2018)):

- Efectos de flotación y esfuerzos de Drag, por medio de la velocidad de sedimentación  $\tilde{w}$ .

$$\tilde{w}_i = \frac{(1 - \chi)^2}{\left( 1 + \left( \frac{\rho_p}{\rho_f} - 1 \right) \chi \right)} \sqrt{\frac{8}{3} \left( \frac{\rho_p}{\rho_f} - 1 \right) r_p^2 |\vec{g}|} \frac{1}{C_D} \frac{\vec{g}}{|\vec{g}|} \quad (4-12)$$

Donde  $C_D$  es el coeficiente de Drag, que toma el valor de 1 cuando  $Re_{p,w} > 24$  , y de  $\frac{24}{Re_{p,w}}$  cuando  $Re_{p,w} \leq 24$  (Rouse, 1938). El N° de Reynolds de partícula se calcula como:  $Re_{p,w} = \frac{|\vec{w}| 2r_p}{\nu}$ , siendo  $\nu$  la viscosidad cinemática de la mezcla.

- Difusión turbulenta (ver sección 4.1.3).
- Re-suspensión viscosa de partículas, por medio de la velocidad  $\hat{w}$ .

$$\hat{w}_i = \frac{-r_p^2}{\mu} \frac{3}{5} \chi \frac{\partial(\mu S_{II}^{1/2})}{\partial x_i} \quad (4-13)$$

- Efecto difusivo generado por el gradiente de concentración presente en la mezcla, cuyo coeficiente de difusión es  $\eta$ .

$$\eta = S_{II}^{1/2} r_p^2 \frac{\chi}{3} \left(1 + \frac{e^{8.8\chi}}{2}\right) \quad (4-14)$$

El movimiento relativo de las partículas juega un rol fundamental a la hora de comprender la dinámica de la mezcla fluido-partícula. De acuerdo a lo presentado en (Lalli, et al., 2005), la velocidad relativa de las partículas respecto del movimiento del fluido se obtiene con la siguiente expresión:

$$v^r = v^p - v^f = (w - \eta \nabla \chi) \frac{(1 + (\frac{\rho_p}{\rho_f} - 1)\chi)}{1 - \chi} \quad (4-15)$$

#### 4.1.1.4 Ecuaciones generales del modelo

Las ecuaciones del modelo de mezcla están dadas por la ecuación de Navier-Stokes generalizada, y las ecuaciones de continuidad del fluido y de la fracción de volumétrica de partículas (Ungarish, 1993).

La primera ecuación de conservación de la masa, o continuidad del fluido, fue la presentada anteriormente (ver Ecuación (4-5)).

Por su parte, la ecuación de balance de momento, también conocida como ecuación de balance mecánico de la mezcla, se expresa de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} \int_{\Omega} \rho \frac{\partial \vec{v}}{\partial t} d\Omega + \int_S \rho \vec{v} (\vec{v} \cdot \hat{n}_S) dS \\ = \int_{\Omega} \chi (\rho_p - \rho_f) \vec{g} d\Omega + \int_{\Omega} \nabla \cdot (\chi (1 - \chi) \frac{\rho_p \rho_f}{\rho} v^r v^r) d\Omega \\ + \int_S (2\mu \mathbf{D} \cdot \hat{n}_S) dS + \int_S -p \hat{n}_S dS \end{aligned} \quad (4-16)$$

Los términos de la izquierda de la ecuación vectorial (4-16) corresponde a la derivada total de la cantidad de movimiento en la región  $\Omega$ . La primera integral a la derecha de la ecuación corresponde a la resultante de las fuerzas de masa actuantes sobre la misma región. Cuando el tamaño de las partículas es pequeño, la velocidad relativa de las mismas también lo será y por lo tanto el efecto del segundo miembro de la derecha de la ecuación anterior se vuelve despreciable frente a los efectos de la flotación (Lalli, et al., 2005). Por su parte, las últimas dos integrales a la derecha de la ecuación corresponden a la resultante de las fuerzas de contacto que actúan sobre  $\Omega$ , separada respectivamente de un término asociado a las presiones, normales a S, y otro a las tensiones rasantes. En este último término se desprecian las variaciones de la viscosidad dinámica con la temperatura.

Por último, la ecuación de transporte de partículas es la siguiente:

$$\int_{\Omega} \frac{\partial \chi}{\partial t} d\Omega + \int_S \chi (\vec{v} + \vec{w}) \cdot \hat{n}_S dS = \int_S \eta \chi (\nabla \chi \cdot \hat{n}_S) dS \quad (4-17)$$

La ecuación (4-17) expresa que la variación local de la magnitud  $\chi$  en la región  $\Omega$  (primer término de la izquierda) se debe respectivamente al transporte convectivo y al transporte difusivo.

Las ecuaciones (4-5) y (4-17) son ecuaciones escalares, mientras que la ecuación (4-16) es una ecuación vectorial, que deberá ser proyectada en la base de vectores definida en la discretización de

la misma. Entonces, las ecuaciones mencionadas definen un sistema de 5 ecuaciones escalares y 5 variables incógnitas correspondientes a la presión  $p$ , las tres componentes de la velocidad  $\vec{v} = (u, v, w)$  y a la magnitud escalar  $\chi$ .

Todas las ecuaciones que componen el modelo matemático fueron expresadas en su forma integral debido a que el método de discretización de volúmenes finitos emplea las ecuaciones de esta forma.

Finalmente, estas ecuaciones deben ir acompañadas de *condiciones iniciales* y *condiciones de borde*, que generalmente son cinemáticas (definidas sobre el campo de velocidades). Pueden estar constituidas por condiciones de flujos de entrada, de salida, condición de no deslizamiento (o de pared), y/o de simetría. En ocasiones se utilizan condiciones de borde dinámicas como, por ejemplo, sobre la presión, que consiste en especificar valores de presión determinados en la frontera de dominio numérico.

#### 4.1.2 Discretización de ecuaciones

No es posible resolver por computadora el sistema de ecuaciones diferenciales definido en el modelo matemático de forma directa, sino que es necesario sustituirlo por un sistema de ecuaciones algebraicas aproximado. Para esto se utilizan las técnicas de discretización, que permiten calcular los campos continuos de velocidad y presión en un conjunto finito de puntos en el tiempo y en el espacio. Estos métodos deben cumplir ciertos requisitos de estabilidad y consistencia que aseguren la convergencia de las soluciones del sistema lineal aproximado a la solución teórica determinada por el modelo matemático en la medida que se aumenta la densidad de los puntos de cálculo (Lopez, 2018).

##### 4.1.2.1 Métodos de discretización e integración temporal

El método de discretización implementado en el código *caffa3d* es el Método de Volúmenes Finitos, el cual consiste en aplicar las ecuaciones integrales del modelo matemático presentadas anteriormente a cada uno de los elementos de volumen que componen la malla de cálculo. La región a simular ocupada por el fluido (dominio numérico) es dividida por una malla que define volúmenes discretos (o celdas) no superpuestos. La resolución de las ecuaciones algebraicas obtenidas en la discretización se realiza en cada celda de la malla, obteniendo soluciones de las variables asociadas a cada uno de estos volúmenes (Lopez, 2018).

Como ventaja del método, la solución obtenida satisface la conservación integral de las distintas magnitudes no sólo en cada volumen de control, sino también en el dominio entero, siempre que se utilice la misma expresión discreta para los flujos entre celdas contiguas. La desventaja es que las ecuaciones deben ser aproximadas conjugando técnicas de interpolación, diferenciación e integración en volumen y superficie, con un orden de aproximación homogéneo, lo cual dificulta considerablemente la implementación de esquemas de aproximación superiores a segundo orden (Ferziger & Peric, 2002).

Respecto a la *discretización espacial* del problema, el dominio es representado mediante diferentes bloques que admiten una estructura irregular, mientras que dentro de cada uno de ellos se define malla estructurada. La misma puede ser una malla cartesiana ortogonal o curvilínea adaptable al sólido (*body fitted grids*). Sin embargo, tanto las propiedades geométricas como las propiedades del flujo siempre son expresadas en un sistema de coordenadas cartesianas. Esto permite obtener códigos más robustos, ya que las ecuaciones formuladas en este sistema resultan en una forma más sencilla de resolver numéricamente, completamente conservativa, asegurando la conservación de las magnitudes en todo el dominio numérico (Lopez, 2018).

Se requiere varios *tipos de aproximación* en la discretización de las ecuaciones matemáticas en su forma integral aplicadas a cada volumen de control definido en el dominio numérico. Las integrales

de superficie requieren evaluar las variables en las superficies que definen el volumen de control, debiendo recurrir a la *interpolación de los campos* dado que estos son resueltos solamente en el centro de dicho volumen. A su vez, para aproximar gradientes de las magnitudes que intervienen en las integrales de superficie de los términos difusivos, es necesario aplicar *esquemas de diferenciación* (Lopez, 2018).

La interpolación lineal de las magnitudes escalares en las superficies de las celdas constituye un método de segundo orden de aproximación cuando las mallas son ortogonales; en otro caso, se aplica un método basado en expansiones multidimensionales de las series de Taylor para conservar el segundo orden de aproximación del esquema de interpolación (Usera, et al., 2008).

En la discretización del término convectivo en las integrales de superficie se obtiene un término implícito de primer orden con un esquema Upwind y un término explícito de corrección diferida de segundo orden mediante la aproximación de diferencias centrales (por sus siglas en inglés: CDS). De esta forma se evitan problemas de convergencia que suelen surgir en la resolución de las ecuaciones algebraicas cuando se utilizan únicamente CDS. El aporte de esta aproximación se realiza mediante el coeficiente  $\gamma_{CDS}$  que puede tomar valores entre 0 y 1, variando entre esquemas puramente de primer orden y de segundo orden, respectivamente (Lehnhauser & Schäfer, 2003).

Se agrega un coeficiente de blending a la ecuación de transporte de partículas  $\gamma_{MFP}$  ( $0 \leq \gamma_{MFP} \leq 1$ ), de manera de acentuar el aporte upwind en aquellas situaciones que se requiera, en particular para reducir oscilaciones cuando la densidad del fluido es baja en relación a la densidad de las partículas. En los casos implementados en esta tesis se utilizó  $\gamma_{MFP} = 1$  (Mendina, 2018).

En las integrales de volumen para discretizar el término de las fuerzas de masa, como las variables son almacenadas en el centroide del volumen de control, se obtiene un esquema de aproximación de segundo orden. El esquema empleado en la discretización de los gradientes es obtenido a partir de la aplicación del Teorema de Gauss (Lopez, 2018).

El cálculo de los términos convectivos, difusivos y las interpolaciones en la frontera de los bloques debe ser realizado considerando que las celdas de uno o ambos bloques pueden estar dispuestos en una configuración no ortogonal. La resolución de las matrices de bloque múltiples se detalla en (Usera, et al., 2008).

En lo que respecta a *discretización temporal*, Caffa3d tiene la posibilidad de implementar diferentes esquemas implícitos en la ecuación de balance de momento discretizada: el método de primer orden Euler hacia atrás (utilizado en la implementación de esta tesis), y los métodos de segundo orden Crank-Nicholson y Three time level (tres niveles temporales) (Ferziger & Peric, 2002).

Una vez que se discretizan todos los términos de la ecuación de balance de momento (según las tres cardinales) se obtienen ecuaciones linealizadas, para cada celda de la malla y cada componente de la velocidad. Estas ecuaciones se agrupan en un sistema lineal de N ecuaciones (donde N corresponde a la cantidad total de celdas de la malla), al que se le asocian una matriz de coeficientes (NxN) y un vector de dimensión N que contiene los términos independientes de cada una de las ecuaciones. Cada *matriz de coeficientes* está asociada a una componente de la velocidad (Usera, et al., 2008).

#### **4.1.2.2 Acoplamiento de la presión y la velocidad**

El sistema conformado por la ecuación de balance de masa y el modelo de Navier-Stokes del balance de momentos para fluidos viscosos newtonianos está acoplado con relación a sus variables: las 3 componentes de la velocidad y la presión. La resolución de las tres ecuaciones escalares que componen el balance de momento requieren el conocimiento del campo de presiones  $p$ , que es

calculado a partir de la ecuación de balance de masa en la que además interviene el campo de velocidades (Lopez, 2018).

Si el fluido es incompresible puede soportar valores arbitrarios de presión para una misma densidad, por lo que en ese caso la ecuación de balance de masa carece de un vínculo directo con el campo de presiones, convirtiéndose en una restricción cinemática que debe cumplir el campo de velocidades. De esta manera, cuando el campo de fuerzas de masa es conocido y las condiciones de borde impuestas son puramente cinemáticas (es decir que están referidas exclusivamente al campo de velocidades) existen infinitas soluciones para el campo de presiones. Por esto es necesario brindarle al código *caffa3d* un valor de presión de referencia en algún punto del dominio de cálculo (Lopez, 2018).

El método utilizado en el *caffa3d* para resolver numéricamente el campo de presiones a partir de las ecuaciones discretizada del balance de masa y el balance de momento es el método SIMPLE (por sus siglas en inglés: Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations). El mismo propone una expresión que corrige progresivamente el campo discreto de presiones (pressure-correction) empleando un algoritmo iterativo hasta obtener un campo de velocidades que cumpla con las ecuaciones de balance de masa y de momento (Caretto, et al., 1973). La denominación semi-implícita en el nombre del método responde a la utilización de una expresión explícita para la corrección de velocidades mientras que la corrección de la presión es realizada de manera implícita resolviendo una ecuación lineal. La convergencia del campo de presiones requiere mayor número de iteraciones que el campo de velocidades, debido a aproximaciones poco rigurosas realizadas en el proceso (Patankar, 1980).

#### 4.1.2.3 Resolución de las ecuaciones

Para cada paso temporal, la resolución numérica del sistema de ecuaciones del modelo matemático debe ser realizada a través de bucles iterativos en dos niveles distintos de aplicación: interno y externo como se esquematiza en la Figura 4-1. Las iteraciones realizadas para alcanzar las convergencias de los campos de velocidad y presión, y escalares se denominan iteraciones externas, mientras iteraciones realizadas para resolver cada uno de los sistemas de ecuaciones algebraicas se denominan ecuaciones internas ( (Ferziger & Peric, 2002) (Peric, 2004)).

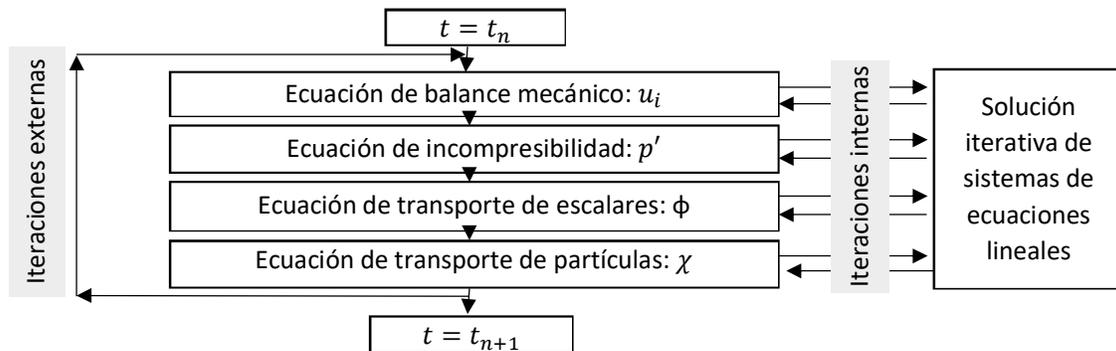


Figura 4-1. Esquema general del proceso iterativo implementado en el *caffa3d* par un paso temporal. Extraída de (Mendina, 2018)

Los sistemas lineales para cada ecuación en el modelo matemático se ensamblan y se resuelven con iteraciones internas pudiendo utilizarse una adaptación del algoritmo SIP (por sus siglas en inglés Strongly Implicit Procedure) para mallas estructuradas en bloques (Usera, et al., 2008), en forma sucesiva de manera que el acoplamiento entre las ecuaciones se actualiza después de la iteración de cada ecuación. El bucle externo se repite dentro de cada paso de tiempo ( $t_n$ ) hasta que se alcanza el

nivel deseado de convergencia, ya sea de acuerdo a una tolerancia preestablecida<sup>10</sup> o a un máximo de iteraciones<sup>11</sup>, antes de continuar al siguiente paso temporal ( $t_{n+1}$ ).

Casos de validación de las técnicas implementadas en el *caffa3d* se encuentran en Usera, et al. (2008), donde se comprueba que los esquemas de aproximación temporal y espacial empleados presentan una reducción de error con el refinamiento de la malla de segundo orden.

#### 4.1.3 Modelo de turbulencia de grandes vórtices (LES)

La idea central de la técnica LES es que la turbulencia de escalas diferentes se resuelve usando diferentes estrategias; para hacer esta separación se procede a realizar un filtrado espacial de las ecuaciones de Navier Stokes, donde las ecuaciones filtradas seguirán siendo dependientes del tiempo. Los vórtices de tamaño mayor al filtro aplicado son resueltos explícitamente mientras que los más pequeños son modelados usando modelos de turbulencia. El filtro generalmente se elige de forma que sea del orden del tamaño de la malla (Tao, 2013).

En el área de erosión en puentes, el modelo de turbulencia de Smagorinsky (SGS por sus siglas en inglés: sub grid scales) es el más usado como modelo LES. La clave del éxito de estos modelos se centra en la forma en que se modelan las escalas de subgrilla. Debido a la fuerte demanda de recursos computacionales, los métodos LES usados en simulaciones de ingeniería hidráulica están limitados a situaciones donde el  $N^\circ$  de Reynolds es relativamente bajo (en el orden de  $10^4$ ) o en escalas de experimentos de laboratorio (Tao, 2013).

En el modelo simple de Smagorinsky las componentes del tensor de subgrilla  $\tau_{ij}^{SGS}$  se representan según (Smagorinsky, 1963):

$$\tau_{ij}^{SGS} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \tau_{kk}^{SGS} = -2\mu_{SGS} \bar{S}_{ij} \quad (4-18)$$

Donde:

- $\mu_{SGS}$  es la viscosidad de subgrilla modelada, comúnmente llamada viscosidad turbulenta  $\mu_T$
- $\bar{S}_{ij}$  son las componentes del tensor deformación del campo filtrado.

La viscosidad turbulenta es calculada asumiendo que las pequeñas escalas están en equilibrio y por tanto la producción de energía es igual a la disipación. Esto lleva a una expresión del tipo:

$$\mu_{SGS} = (C_s \Delta)^2 |\bar{S}| \quad ; \quad \Delta = (\Delta_{ij})^{1/3} \quad (4-19)$$

En este esquema, la constante de Smagorinsky  $C_s$  permanece invariante en todo el dominio (Mendina, 2018), y su valor ha sido estudiado empíricamente por varios autores ( (Moin & Kim, 1982) (Germano, et al., 1991), (Jones & Wille, 1995)) .

La viscosidad total de la mezcla está compuesta entonces por la viscosidad molecular  $\mu_m$  y la suma de las viscosidades efectivas tanto de las partículas como la generada a partir del modelo de turbulencia  $\mu_T$ . Esto es:

$$\mu = \mu_T + \mu_p + \mu_m \quad (4-20)$$

<sup>10</sup> En los casos implementados en esta tesis se preestableció una tolerancia de  $1 \times 10^{-5}$ .

<sup>11</sup> En los casos implementados en esta tesis se realizaron 10 iteraciones externas.

#### 4.1.4 Condiciones de borde inmersas

El módulo de Condiciones de Borde Inmersas contenido en el código `caffa3d` sigue el método descrito en el trabajo de (Liao, et al., 2010), el cual consiste en simular cuerpos inmersos en un flujo mediante la utilización de mallas sencillas que no se ajusten a la superficie de éstos. La geometría de las superficies es representada por un campo de fuerzas de masa externo al fluido que actúa sobre el mismo de igual forma que lo haría la frontera si fuera realmente reproducida. Este método optimiza los tiempos de mallado y de cómputo, teniendo la precaución de que la grilla sea capaz de representar el objeto adecuadamente (Liao, et al., 2010).

## 4.2 IMPLEMENTACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO

Al comienzo de esta sección se describe la configuración utilizada para las simulaciones realizadas (ver sección 4.2.1) y se abordan algunas consideraciones y análisis realizados detallado para poder definir la forma de medición y/o cálculo de los parámetros y variables característicos del fenómeno (ver sección 4.2.2).

Se realizaron un total de 62 simulaciones, de las cuales 16 corresponden al análisis realizado para la elección de tamaño de malla y paso de tiempo (ver sección 4.2.6), 40 corresponden al análisis de sensibilidad a los parámetros del modelo que caracterizan el fenómeno (ver sección 4.2.3), y las 6 restantes corresponden a la simulación de casos correspondientes a ensayos de laboratorio (ver sección 4.2.4).

En la sección 4.2.5 se parte de los resultados de las simulaciones correspondientes a la sección 4.2.3 y se procede a analizar las relaciones existentes entre las longitudes de la fosa y los parámetros adimensionales que son relevantes en el fenómeno, así como a poner los resultados en contexto comparando con datos y formulaciones de estudios antecedentes.

### 4.2.1 Configuración del modelo numérico

En la Figura 4-2 se muestra un esquema del dominio numérico utilizado en las simulaciones, donde se indican las condiciones de borde y algunos parámetros que serán detallados a continuación.

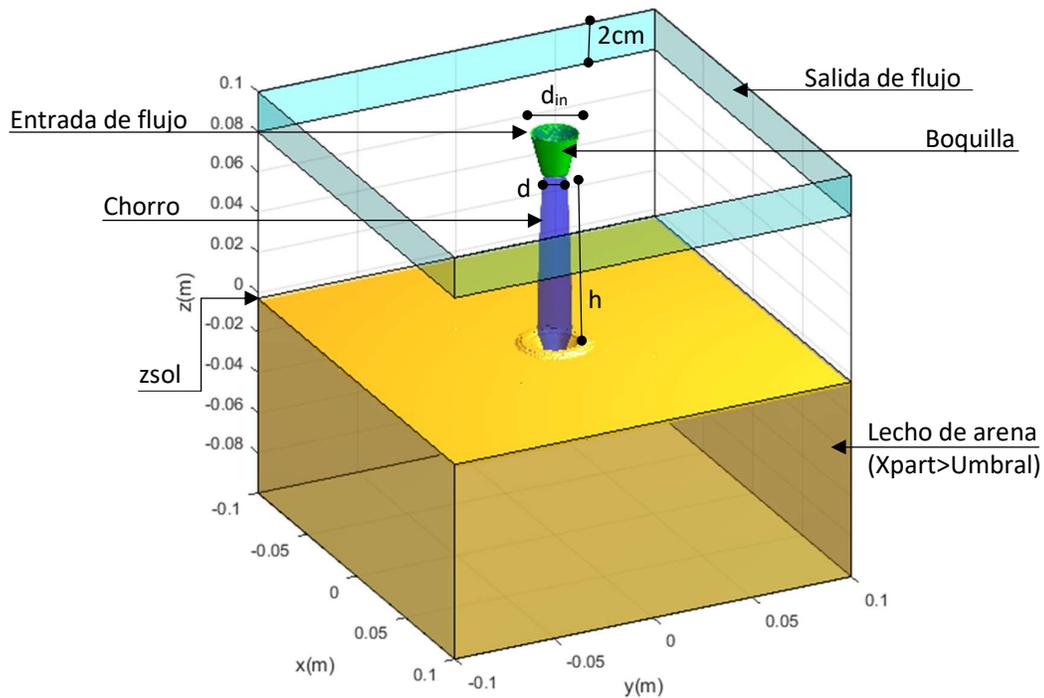


Figura 4-2. Esquema de dominio numérico.

La geometría del dominio numérico fue elegida procurando imitar las condiciones dadas en los ensayos de laboratorio llevados a cabo en esta tesis, con el fin de que la comparación de resultados se pueda realizar de forma más directa (sin tener que recurrir a formas adimensionadas). Es por esto que se trata de un cubo de  $B=20$  cm de lado, con las siguientes condiciones de borde:

- **Entrada:** Toda la cara superior, con velocidad nula en todas las celdas a excepción del círculo en el centro de la cara superior de diámetro  $d_{in}$  ( $d_{in}=2$ cm), con velocidad de flujo vertical descendente impuesta ( $U_{in}$ ).
  - La imposición de velocidad cero es equivalente a una condición de pared.
  - La velocidad impuesta  $U_{in}$  no es  $U_0$ , ya que esta última corresponde a la velocidad en el chorro a la salida de la boquilla. Por lo tanto, la velocidad  $U_0$  es alcanzada de forma indirecta como se explica más adelante en la sección 4.2.2.
  - El chorro es inicializado de forma que llega de velocidad 0 a  $U_{in}$  en 1 segundo, lo cual trata de simular la apertura de la válvula LL2 en los ensayos de laboratorio (ver sección 3.2).
- **Salida:** faja de 2cm en la zona superior de todas las caras laterales
  - Se implementa de esa forma con el objetivo de que las velocidades de salida no repercutan en el fenómeno central en estudio (Mendina & Usera, 2021).
  - La velocidad de salida no es impuesta, sino que se obtiene de forma indirecta por balance de masa en la cuba.
- **Pared:** todo el resto del cubo.
- **Inmersa:** materialización de la boquilla como un tronco-cono de 2cm de altura, de diámetro superior coincidente con el círculo de entrada del flujo (diámetro  $d_{in}=2$ cm) y diámetro inferior  $d$  (a determinar en sección 4.2.2).

La inclusión de un tronco-cono como boquilla tiene como objetivo generar turbulencia en la entrada; lo cual no es logrado efectivamente si se utiliza un cilindro como boquilla (Mendina & Usera, 2021).

La altura de impacto del chorro ( $h$ ) se obtiene de forma indirecta a través de la altura del colchón del sedimento, ya que la posición de la boquilla no varía. La altura del lecho de sedimentos se impone también de forma indirecta, a través del parámetro de fracción volumétrica de partículas inicial ( $X_{partIni}$  en el modelo) y la definición de la altura de referencia de la interfase sedimento-agua ( $z_{sol}$ ). Para evitar inestabilidades, previo a la inserción del chorro, se inicializa el experimento dejando que el lecho se asiente de forma natural, por el efecto de la gravedad sobre las densidades del agua y del sedimento.

El cubo se constituye por nueve bloques iguales (prisma de base cuadrada de  $B/3$  de lado y  $B$  de altura), a fin de mejorar en tiempos de cómputo mediante la técnica de paralelización MPI (Mendina & Usera, 2021). Cada bloque está conformado por cientos de miles de celdas cúbicas idénticas, cuyas dimensiones se sometieron a un análisis de sensibilidad a fin de elegir la resolución que permita disminuir el tiempo de cómputo sin comprometer la precisión de los resultados (ver sección 4.2.6).

#### 4.2.2 Consideraciones preliminares

##### 4.2.2.1 Cálculo de $Ec$

El valor de  $Ec$  es muy sensible a cómo se consideren las variables involucradas ( $U_0$ ,  $h$ ,  $d$  y  $D_s$ ), lo cual no es trivial cuando se trata de un dominio discreto, como el de una simulación numérica. Como el principal objetivo es poder relacionar y comparar las simulaciones con los casos ensayados en laboratorio (de esta tesis y de trabajos antecedentes), se decidió definir estos parámetros de la forma más parecida a lo que uno hace en laboratorio.

En la simulación numérica se considera un único diámetro de partícula, el cual caracteriza a toda la fase de partículas (ver sección 4.1.1.3). Esto es diferente a los casos de laboratorio, en que el lecho de los sedimentos tiene asociado una curva granulométrica, por lo que se debe elegir un tamaño representativo del sedimento. De acuerdo a Aderibigbe & Rajaratnam (1996), ese diámetro es el  $D_{50}$  y lo utilizan para calcular el  $Ec$ . Investigaciones posteriores señalan que el diámetro representativo es el  $D_{90}$  (Ade & Rajaratnam., 1998) , (Yeh, et al., 2009) y (Hunter, et al., 2013)).

La altura de impacto ( $h$ ) se calculó como el producto del número de celdas entre la interfase sedimento-agua y la celda inferior a la boquilla, y el tamaño de celda del caso de estudio; por lo tanto, hay pequeñas diferencias en la altura de impacto del chorro dependiendo del tamaño de malla utilizado (ver Tabla 4-14).

El diámetro de la boquilla ( $d$ ) es 8.5mm y se establece considerando el área transversal del chorro (calculada de forma discreta mediante el número de celdas) dentro de la boquilla inmediatamente antes de la salida de la misma.

En el laboratorio la forma de calcular la velocidad  $U_0$  es a través del caudal que ingresa y el diámetro de la boquilla, por lo que se trata de una velocidad promedio tanto en tiempo como en la sección del chorro. En el caso de las simulaciones numéricas, se cuenta directamente con la velocidad en cada celda a la salida de la boquilla, por lo que se calculará la velocidad  $U_0$  como el valor promedio de dichas velocidades.

En la Figura 4-3 y Figura 4-4 se muestra a modo ilustrativo un ejemplo de mapeo de la velocidad vertical ( $U_z$ ) en un instante de tiempo. En la Figura 4-3 se muestra un plano transversal ( $XY$ ) a la salida de la boquilla, donde se ve claramente las celdas que conforman la sección del chorro considerada

para el cálculo del diámetro de la boquilla. En la Figura 4-4 se muestra un plano vertical (ZX) en la zona central del chorro ( $y=0$  m), señalando la zona de salida de la boquilla.

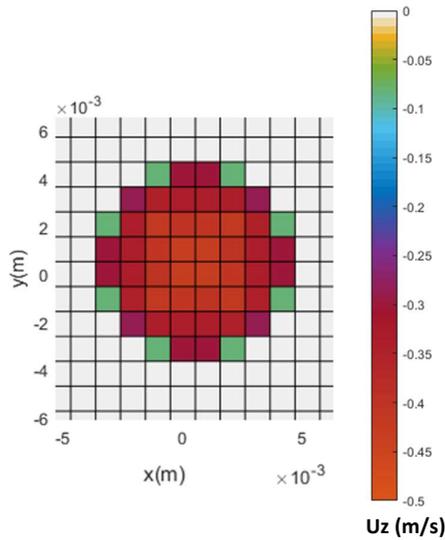


Figura 4-3. Mapeo de velocidad vertical ( $U_z$ ). Plano transversal (XY) a la salida de la boquilla ( $z=0.0813$ m)

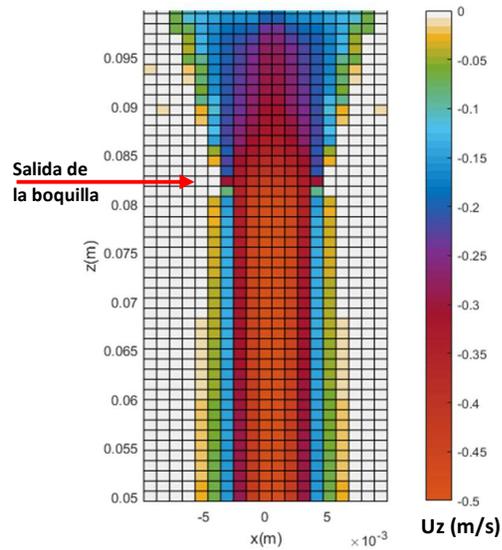


Figura 4-4. Mapeo de velocidad vertical ( $U_z$ ). Plano vertical (ZX) en la zona central del chorro ( $y=0$  m)

Se realizó una validación cualitativa del método de cálculo del  $Ec$ , comparando patrones de flujo y las formas de fosa obtenidas en cada caso con lo esperado de acuerdo a la clasificación presentada en la Figura 2-2. En este sentido se presentan, a modo ilustrativo, algunos casos de estudio cuyos parámetros son presentados en la sección 4.2.3 (ver Tabla 4-4 y Tabla 4-5):

- snd120 ( $Ec=0.12$ ) correspondiente al régimen esperado WDRJ II ( $0.14 < Ec \leq 0.2$ ) (ver Figura 4-5)
- snd121 ( $Ec=0.21$ ) correspondiente al régimen esperado WDRJ I ( $0.2 < Ec \leq 0.35$ ) (ver Figura 4-6)
- snd123 ( $Ec=0.36$ ), snd129 ( $Ec=0.73$ ) y snd139 ( $Ec=1.01$ ) correspondientes al régimen esperado SDRJ II ( $0.35 < Ec \leq 2$ ) (ver Figura 4-7, Figura 4-8 y Figura 4-9).

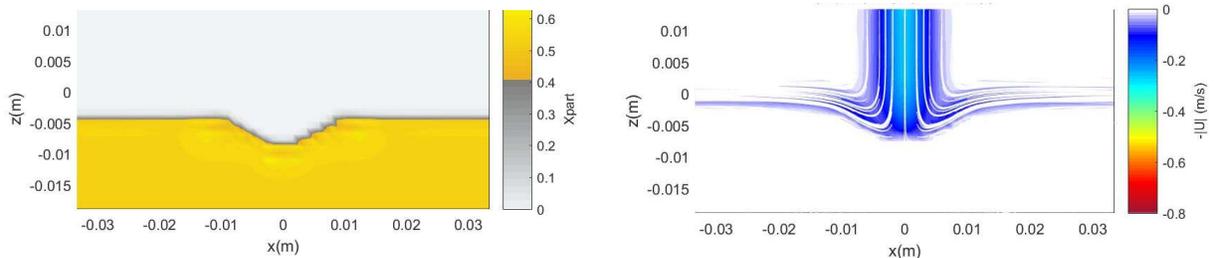


Figura 4-5. Caso snd120 ( $Ec=0.12$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: WDRJ II ( $0.14 < Ec \leq 0.2$ )

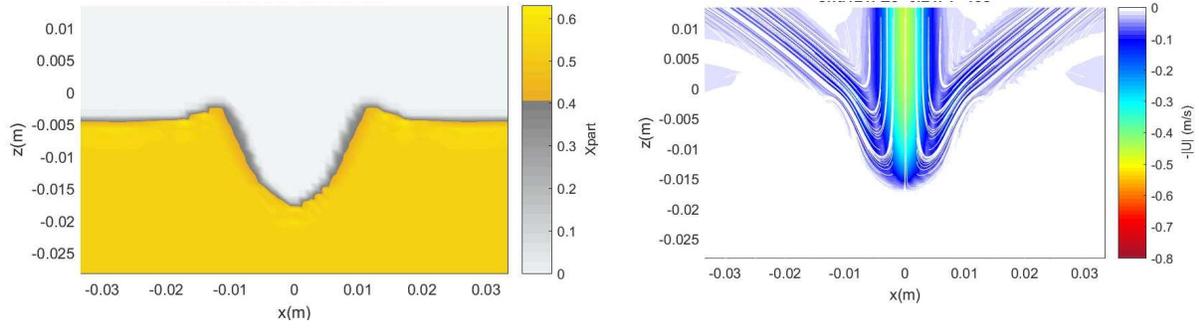


Figura 4-6. Caso *snd121* ( $Ec=0.21$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: WDRJ I ( $0.2 < Ec \leq 0.35$ )

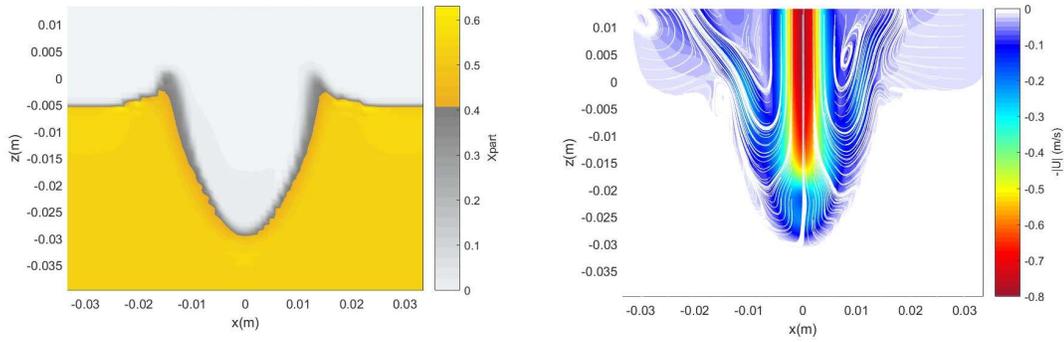


Figura 4-7. Caso *snd123* ( $Ec=0.36$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: SDRJ II ( $0.35 < Ec \leq 2$ )

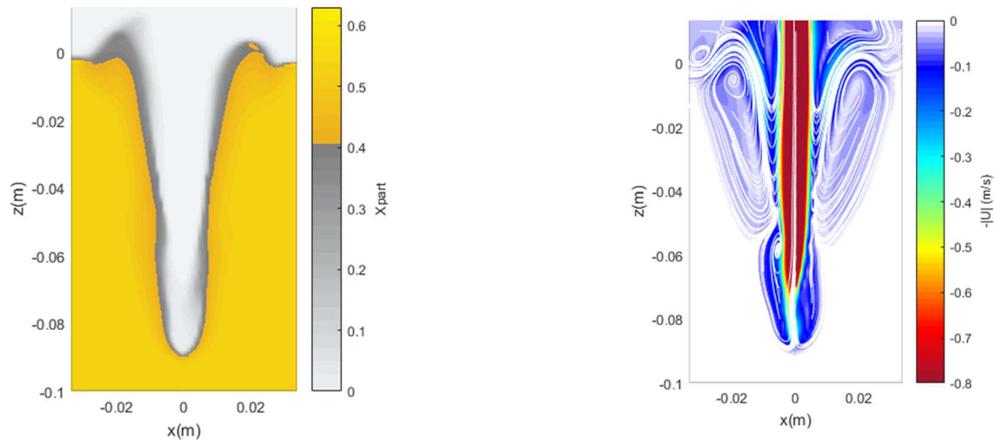


Figura 4-8. Caso *snd129* ( $Ec=0.73$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: SDRJ II ( $0.35 < Ec \leq 2$ )

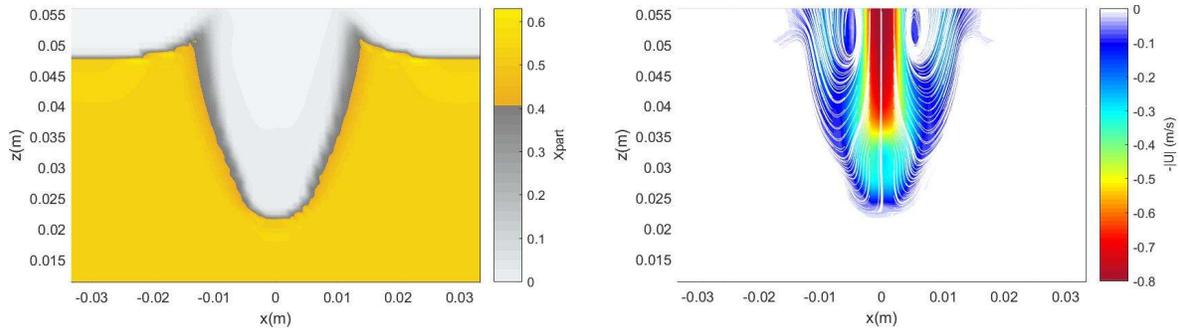


Figura 4-9. Caso snd139 ( $Ec=1.01$ ) se corresponde con el patrón de flujo esperado: SDRJ II ( $0.35 < Ec \leq 2$ )

#### 4.2.2.2 Definición de la fosa de erosión

Como se explicó en la sección 4.1.1.1, el modelo matemático es de una única fase, y la distinción entre el lecho de sedimentos y el fluido se realiza a través del parámetro de fracción volumétrica de partículas  $\chi$  (o “ $\chi_{part}$ ”). Por un lado, el valor umbral  $\chi_{lm}$  indica el cambio entre el comportamiento newtoniano (fluido) y no newtoniano (fluido con partículas de arena), y por otro, se establece el valor máximo de empaquetamiento de partículas  $\chi_{LM}$ . El estudio de referencia principal del cual parte este trabajo de tesis (Mendina, 2018), (Mendina & Usera, 2021)), considera los valores:  $\chi_{lm} = 0.52$  y  $\chi_{LM} = 0.63$ , de acuerdo a recomendaciones de Lalli, et al. (2005), y es por este motivo que en la mayoría de las simulaciones realizadas se utilizaron estos parámetros.

En aquellas zonas donde la concentración de partículas es menor a  $\chi_{lm}$  ( $0 < \chi < \chi_{lm}$ ) se entiende que hay partículas pero que simplemente el comportamiento de esa mezcla se modela como fluido newtoniano. Por lo tanto, se consideró oportuno revisar el valor del umbral de  $\chi_{part}$  que define la interfase, al momento de trazar la fosa de erosión a partir de los resultados obtenidos. El fin de este análisis fue poder medir las dimensiones de la fosa de erosión de manera que sea comparable con las observaciones de laboratorio. Es decir, una vez modelados los casos con  $\chi_{lm} = 0.52$  y  $\chi_{LM} = 0.63$ , lo que se hizo fue observar si para la definición de la fosa de erosión (superficie de interfase arena-fluido) pudiera ser más representativo considerar valores de umbral menores a  $\chi_{lm}$ . Esta interrogante surgió de observar en los ensayos de laboratorio que, mientras el chorro está encendido, y la erosión es dinámica, no es fácilmente distinguible el límite entre el lecho y el fluido. Por lo tanto, en el caso de las simulaciones numéricas, resultó razonable al menos hacer el ejercicio de evaluar la sensibilidad del perfil de la fosa (y sus dimensiones características) al umbral que define la interfase, teniendo en cuenta que las propias incertidumbres asociadas a la modelación numérica, y el hecho de que el dominio sea discreto, pueden generar dudas también para definir el trazado más representativo de la fosa.

En la Figura 4-10 se muestra la fosa de erosión de un caso con  $Ec=0.55$  (snd126 de Tabla 4-4) trazada con diferentes umbrales de  $\chi_{part}$ : 0.2, 0.3, 0.4 y 0.5. Se puede observar que, si se considera como umbral 0.5, no se vería la formación de la duna, lo cual no se condice con lo esperado, considerando su valor de  $Ec$ .

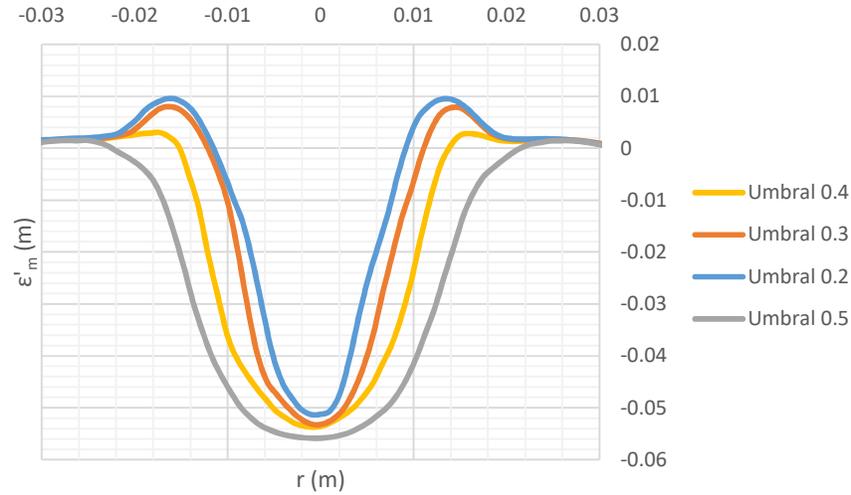


Figura 4-10. Comparación de fosas promedio entre 15 a 20 s de simulación, generadas con distintos umbrales de  $\chi$  para el caso *snd126*.

En la Figura 4-11 se muestra la fosa de erosión para un caso con  $E_c=0.61$  (*snd127* de Tabla 4-4) mapeada según la fracción volumétrica de partículas ( $X_{part}$ ) para dos instantes de tiempo ( $t_1=19s$  y  $t_2=20s$ ). Se puede apreciar que las zonas con valores de  $X_{part}$  menores a 0.4 no reflejan la forma esperada de una fosa y que, a su vez, son muy cambiantes de un instante a otro de la simulación. El comportamiento observado en estas zonas con baja concentración de partículas se entiende que refleja la suspensión dinámica de las partículas mientras el chorro impacta.

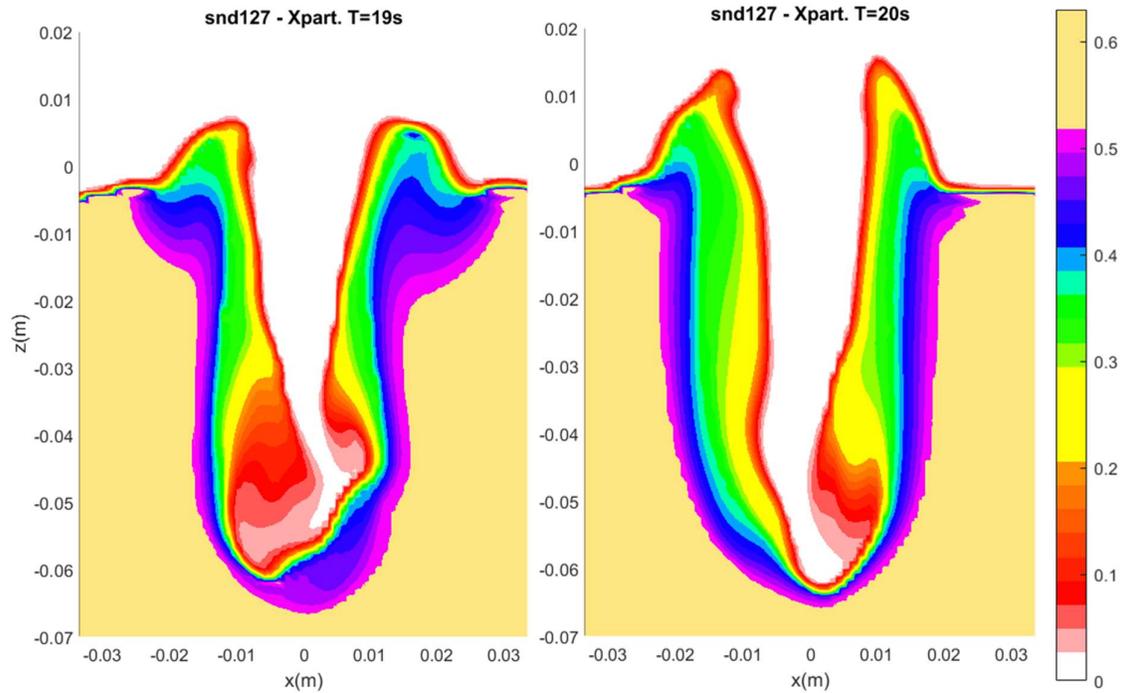


Figura 4-11. Foshas de erosión de caso 127 ( $E_c=0.61$ ) para dos instantes de tiempo ( $t_1=19s$  y  $t_2=20s$ ). Se mapea según concentración volumétrica de partículas " $X_{part}$ ".

A partir de las observaciones comentadas, y dada la necesidad de establecer un criterio razonable para la comparación de distintas simulaciones, y de estas con los ensayos de laboratorio, se elige el umbral de 0.4 (en los casos en que  $\chi_{lm} = 0.52$  y  $\chi_{lM} = 0.63$ ) a fin de poder medir las dimensiones características de la fosa.

*Es importante tener presente que los resultados del modelo numérico son extraídos mientras el chorro está encendido, es decir que corresponden a erosión dinámica. Por lo tanto, sólo serán comparables con los ensayos de laboratorio aquellos casos en que se tiene régimen de chorro débilmente desviado ( $Ec < 0.35$ ) en los que, de acuerdo a estudios antecedentes (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), la erosión dinámica coincide con la estática.*

Para el trazado de las fosas de erosión se realizó un promedio entre los perfiles de erosión generados en los planos  $X=0$  e  $Y=0$ , y luego se hizo un filtrado espacial para suavizar el efecto propio de la discretización numérica, el cual podía llevar a valores puntuales poco representativos. A su vez, al momento de calcular las longitudes características de la fosa que fueran representantes del estado de erosión de equilibrio dinámico, se realizó un promedio temporal durante los últimos 5 segundos de simulación (entre tiempo 15s y 20s), teniendo en cuenta que luego de los 10 segundos de simulación se llega a condiciones relativamente estables. Como las mediciones en la simulación se realizan en condiciones dinámicas, se decidió que era más representativo considerar un valor promedio de varios segundos antes que un valor que correspondiera a un instante arbitrario de simulación. Esto último teniendo como objetivo hacer comparaciones entre distintas simulaciones.

#### 4.2.3 Sensibilidad del modelo a los parámetros que caracterizan al fenómeno

Se realizaron un total de 40 simulaciones, variando los parámetros involucrados en la modelación del fenómeno: altura de impacto ( $h$ ), velocidad del chorro ( $U_0$ ), ángulo de fricción del grano ( $\varphi$ ), densidad del sedimento ( $\rho_s$ ), radio de partícula ( $r_p$ ) y concentración volumétrica de partículas de lecho ( $X_{part}$ ) (ver Tabla 4-1). En todos los casos se utilizó un paso de tiempo de 0.0025 s y una malla de 1.042 mm de lado (ver justificación en sección 4.2.6).

Tabla 4-1. Rango de valores de parámetros utilizados en las simulaciones.

Parámetro (Unidad)	Rango de valores testeados	Rango de $Ec$ correspondiente
<b>h (cm)</b>	2.9 – 12.9	0.23-1.01
<b><math>U_0</math> (m/s)</b>	0.18 – 1.11	0.12 – 0.73
<b><math>\varphi</math> (°)</b>	25 – 50	0.21
<b><math>\rho_s</math> (kg/m<sup>3</sup>)</b>	1500 – 3500	0.29 – 0.65
<b><math>r_p</math> (μm)</b>	250 – 1500	0.28 – 0.62
<b><math>X_{part}</math></b>	0.25 – 0.52	0.36

Todos los casos de estudio toman de referencia al caso base (snd123), cuyos parámetros se indican en la Tabla 4-2. Cada caso de estudio surge de tomar el caso base, y cambiar el valor de un parámetro a la vez (ver Tabla 4-3, Tabla 4-4, Tabla 4-6, Tabla 4-7 y Tabla 4-8). Así por ejemplo, de la Tabla 4-3 se lee que el caso snd126 sólo cambia el valor de  $U_{in}$  de 0.2 m/s a 0.35m/s (e indirectamente cambia el valor de  $U_0$ ), y de la Tabla 4-4 se lee que el caso snd135 cambia el valor de  $z_0$  de -0.0033m a 0.01m (e indirectamente cambia el valor de  $h$ ). En los casos de sensibilidad al ángulo de fricción del grano (casos 140 a 144) se toma el caso base snd123 pero con una velocidad menor ( $U_{in}=0.1m/s$ ) para que el  $Ec$  sea menor a 0.35, entendiendo que en estas condiciones se podría apreciar mejor la incidencia de ese parámetro (por ser la erosión dinámica igual a la erosión estática).

Tabla 4-2. Parámetros del caso base (snd123)

Caso base	$\rho_s$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\varphi$ (°)	$\chi_{lm} = X_{partini}$	zsol (m)	Uin (m/s)	rp ( $\mu$ m)	h (cm)	d (mm)	Uo (m/s)	Ec
<b>snd123</b>	2650	45	0.52	-0.0033	0.2	750	8.2	8.5	0.35	0.36

Tabla 4-3. Casos sensibilidad Uo

Caso	Uin (m/s)	Uo (m/s)	h/d	d/Ds	Fo	Ec
snd120	0.05	0.18	9.7	5.7	1.2	0.12
snd121	0.1	0.32	9.7	5.7	2.0	0.21
snd122	0.15	0.43	9.7	5.7	2.8	0.29
snd123	0.2	0.54	9.7	5.7	3.5	0.36
snd124	0.25	0.64	9.7	5.7	4.1	0.43
snd125	0.3	0.74	9.7	5.7	4.8	0.49
snd126	0.35	0.84	9.7	5.7	5.4	0.55
snd127	0.4	0.93	9.7	5.7	6.0	0.61
snd128	0.45	1.02	9.7	5.7	6.5	0.67
snd129	0.5	1.11	9.7	5.7	7.1	0.73

Tabla 4-4. Sensibilidad h

Caso	zsol (m)	h (cm)	h/d	d/Ds	Fo	Ec
snd130	-0.0500	12.9	15.2	5.7	3.5	0.23
snd131	-0.0400	11.9	14.0	5.7	3.5	0.25
snd132	-0.0300	10.9	12.9	5.7	3.5	0.27
snd133	-0.0200	9.9	11.7	5.7	3.5	0.30
snd134	-0.0100	9.0	9.7	5.7	3.5	0.33
snd123	-0.0033	8.2	10.6	5.7	3.5	0.36
snd135	0.0100	6.9	8.1	5.7	3.5	0.43
snd136	0.0200	5.9	7.0	5.7	3.5	0.50
snd137	0.0300	4.9	5.8	5.7	3.5	0.36
snd138	0.0400	4.0	4.7	5.7	3.5	0.74
snd139	0.0500	3.0	3.4	5.7	3.5	1.01

Tabla 4-5. Sensibilidad Xpart

Caso	$\chi_{lm} = X_{partini}$	h/d	d/Ds	Fo	Ec
snd155	0.25	9.7	5.7	3.5	0.36
snd156	0.30	9.7	5.7	3.5	0.36
snd157	0.35	9.7	5.7	3.5	0.36
snd158	0.40	9.7	5.7	3.5	0.36
snd159	0.45	9.7	5.7	3.5	0.36
snd123	0.52	9.7	5.7	3.5	0.36

Tabla 4-6. Sensibilidad ps

Caso	$\rho_s$ (kg/m <sup>3</sup> )	h/d	d/Ds	Fo	Ec
snd145	1500	9.7	5.7	6.3	0.65
snd146	2000	9.7	5.7	4.5	0.46
snd147	2500	9.7	5.7	3.6	0.38
snd123	2650	9.7	5.7	3.5	0.36
snd148	3000	9.7	5.7	3.2	0.32
snd149	3500	9.7	5.7	2.8	0.29

Tabla 4-7. Sensibilidad Rp

Caso	rp ( $\mu$ m)	h/d	d/Ds	Fo	Ec
snd150	250	9.7	17.0	6.0	0.62
snd151	500	9.7	8.5	4.3	0.44
snd123	750	9.7	5.7	3.5	0.36
snd152	1000	9.7	4.2	3.0	0.31
snd153	1250	9.7	3.4	2.7	0.28
snd154	1500				inestable

Tabla 4-8. Sensibilidad Angulo

Caso	$\varphi$ (°)	h/d	d/Ds	Fo	Ec
snd140	25.0	9.7	5.7	2.0	0.21
snd141	30.0	9.7	5.7	2.0	0.21
snd142	35.0	9.7	5.7	2.0	0.21
snd143	40.0	9.7	5.7	2.0	0.21
snd144	50.0	9.7	5.7	2.0	0.21

Se realizaron entre 5 y 10 simulaciones para cada parámetro, variando uno a la vez, para analizar la incidencia de cada uno por separado. Las variables observadas para evaluar la sensibilidad fueron las dimensiones características de la fosa de erosión dinámica ( $\epsilon'_m$ ,  $r_0$ ,  $r_1$ ,  $\Delta$ ,  $b$ ).

En todos los casos simulados se observó que las dimensiones de la fosa llegaban a un valor relativamente estable a los 10 segundos de iniciada la simulación aproximadamente.

Se observó la evolución temporal de las dimensiones características de la fosa de erosión dinámica y luego se consideró un promedio temporal (de algunos segundos) a fin de obtener valores de equilibrio dinámico para cada dimensión característica de la fosa para cada caso, y así poder relacionar

directamente cada dimensión ( $\epsilon'm$ ,  $r0$ ,  $r1$ ,  $\Delta$ ,  $b$ ) con cada parámetro involucrado en fenómeno ( $h$ ,  $Uo$ ,  $\phi$ ,  $\rho_s$ ,  $D$ ,  $r_p$ ,  $\chi|m$ ).

En la Figura 4-12 se muestra la forma de la fosa en el instante de tiempo  $t=20s$  para varios casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad al parámetro  $h$ . En la Figura 4-13 se muestra la sensibilidad de cada dimensión de la fosa (considerando el promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) a la variación de  $h$ . Se entiende que no es significativa la diferencia entre los perfiles de fosa generados para distintos  $h$ . Las dimensiones de profundidad de erosión dinámica máxima y el radio de la fosa ( $r1$  y  $r0$ ) presentan cierta una tendencia sutil pero apreciable respecto a su relación con la altura de impacto. Al aumentar la altura de impacto (y disminuir el correspondiente  $Ec$ ) disminuye la profundidad de erosión (como es esperable) y aumenta el radio de la fosa (no es lo esperado).

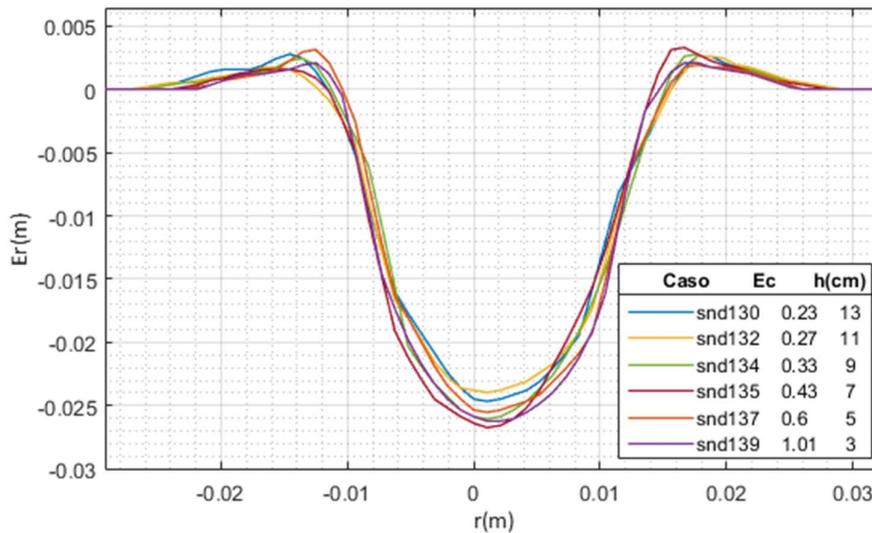


Figura 4-12. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo  $t=20s$  para algunos casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad a la altura de impacto  $h$ .

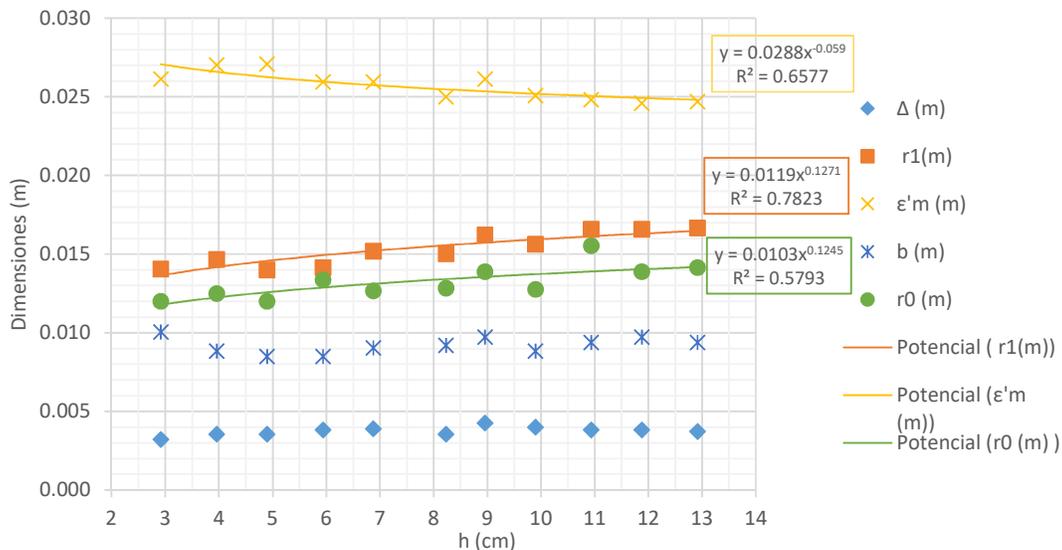


Figura 4-13. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes alturas de impacto del chorro ( $h$ ).

En la Figura 4-14 se muestra la forma de la fosa en el instante de tiempo  $t=20s$  para los casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad a la velocidad del chorro  $U_o$ . En las Figura 4-15 y Figura 4-16 se muestra la sensibilidad de cada dimensión de la fosa (considerando el promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) a la variación de  $U_o$ . Se observa una muy fuerte relación entre la profundidad de erosión dinámica máxima y la velocidad del chorro: al aumentar la velocidad (y aumentar el correspondiente  $E_c$ ) aumenta la profundidad de erosión. El resto de las dimensiones de la fosa también tienden a aumentar con el aumento de la velocidad del chorro. Se muestran en los gráficos los ajustes correspondientes con buenos coeficientes de correlación.

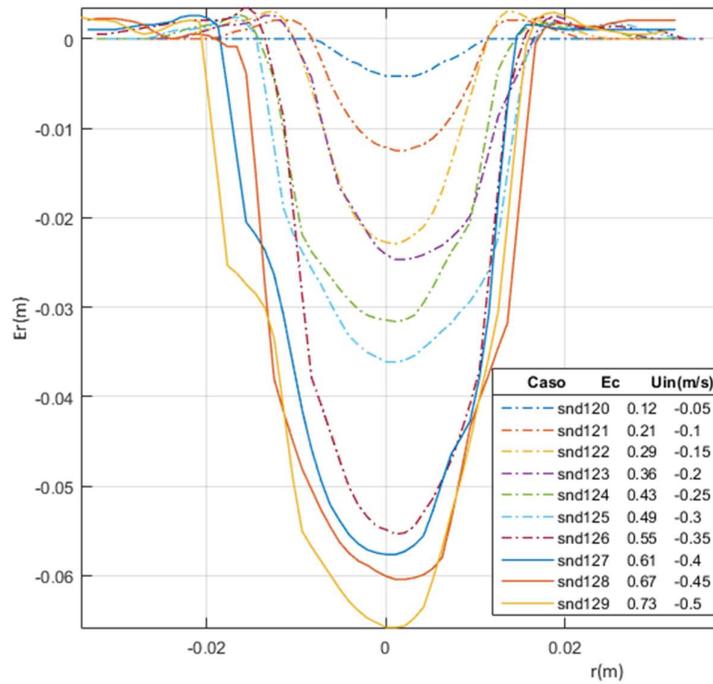


Figura 4-14. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo  $t=20s$  para casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad a la velocidad del chorro  $U_o$ .

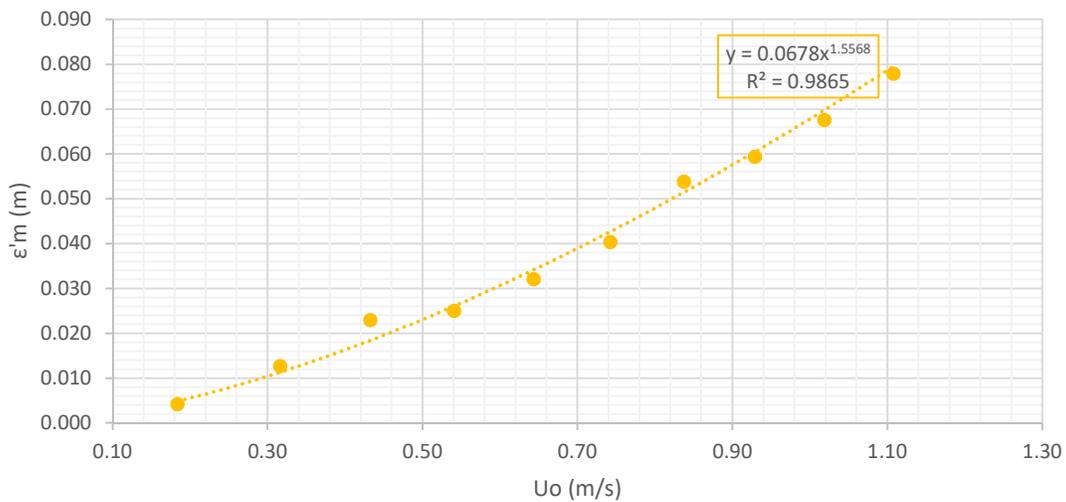


Figura 4-15. Profundidad máxima de erosión dinámica de la fosa de erosión promediada en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes velocidades de chorro ( $U_o$ )

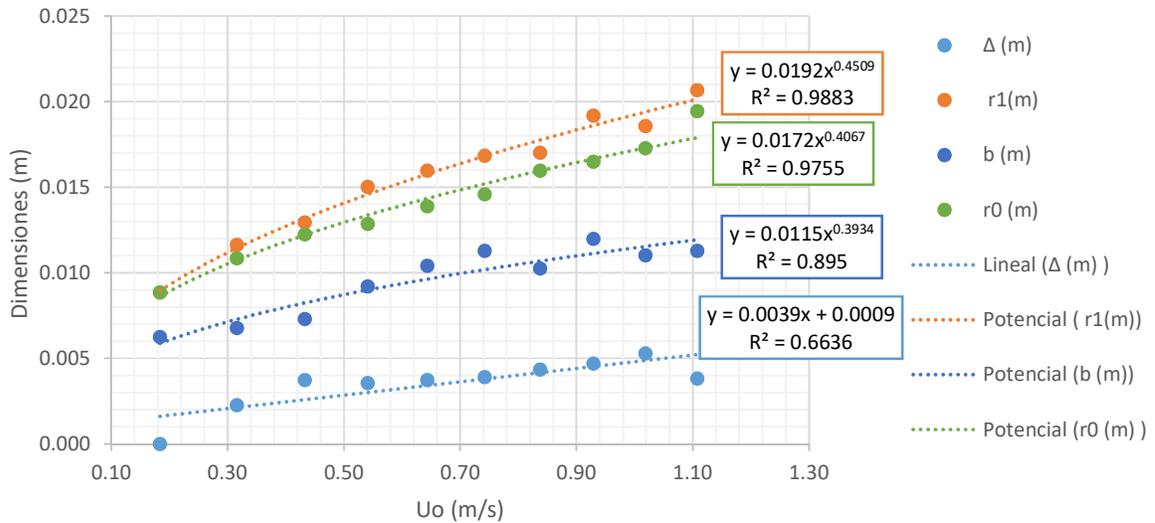


Figura 4-16. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes velocidades de chorro ( $U_o$ )

En la Figura 4-17 se muestra la forma de la fosa en el instante de tiempo  $t=20s$  para los casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad al ángulo de reposo interno de la arena. En la Figura 4-18 se muestra la sensibilidad de cada dimensión de la fosa (considerando el promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) a la variación de  $\phi$ . Los resultados apuntan a que el ángulo de reposo interno del sedimento no tiene clara relación con las dimensiones características de la fosa ni la forma de la misma.

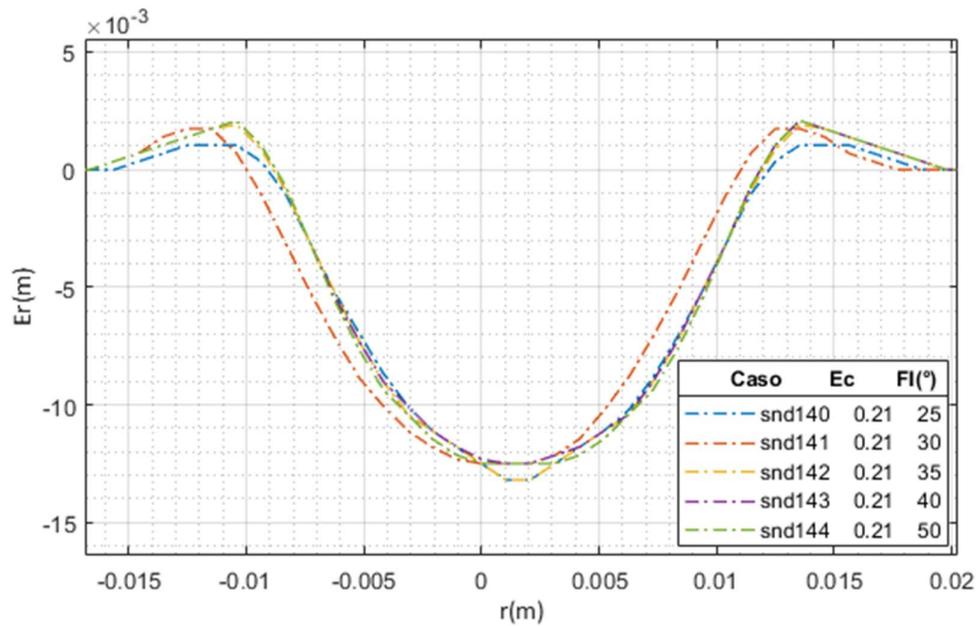


Figura 4-17. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo  $t=20s$  para casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad al ángulo de reposo interno de la arena.

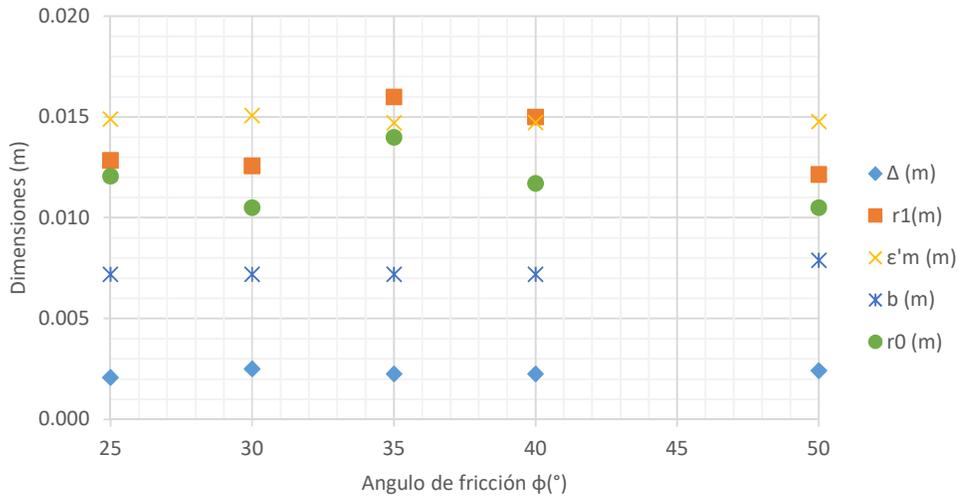


Figura 4-18. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes ángulos de fricción del sedimento ( $\phi$ ).

En la Figura 4-19 se muestra la forma de la fosa en el instante de tiempo  $t=20s$  para los casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad a la densidad de la arena. En las Figura 4-20 y Figura 4-21 se muestra la sensibilidad de cada dimensión de la fosa (considerando el promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) a la variación de  $\rho_s$ . Tanto la profundidad máxima de erosión dinámica como, en menor medida, el radio de la fosa ( $r0$  y  $r1$ ) y la longitud  $b$  tienden a disminuir cuando se incrementa la densidad del sedimento (y se reduce  $E_c$ ), lo cual tiene sentido físico: las partículas son más pesadas y tienden a moverse menos para las mismas condiciones de flujo. En los gráficos se incluyen los ajustes de tipo potencial realizados en las dimensiones mencionadas, junto con su coeficiente de correlación.

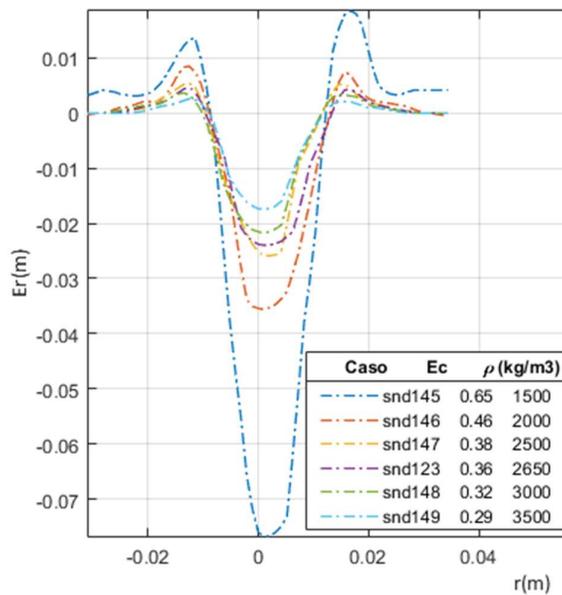


Figura 4-19. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo  $t=20s$  para casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad a la densidad de la arena.

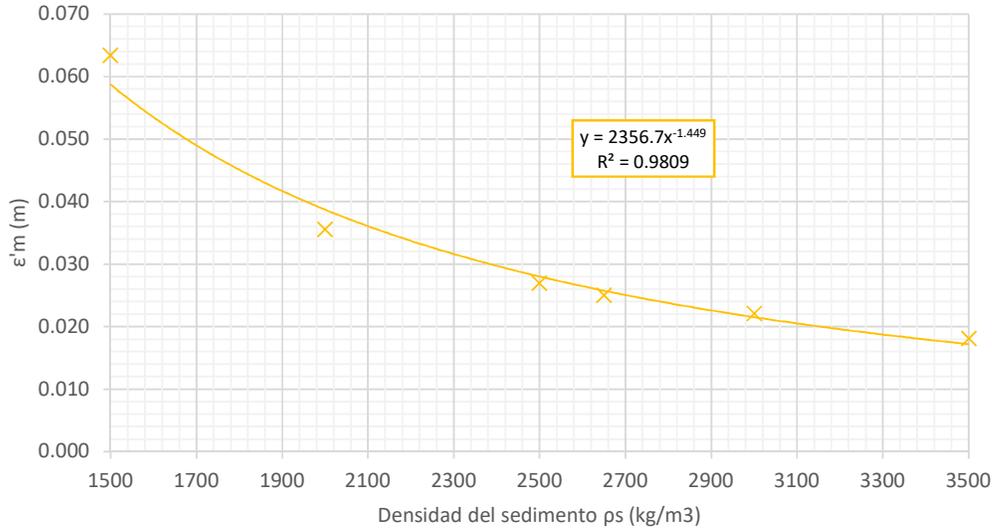


Figura 4-20. Profundidad máxima de erosión dinámica de la fosa de erosión promediada en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes densidades del sedimento ( $\rho_s$ ).

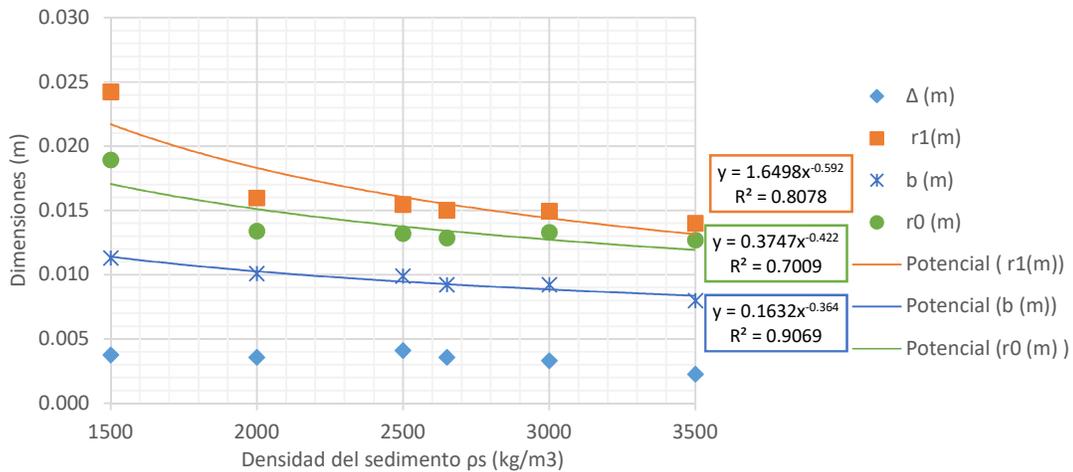


Figura 4-21. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes densidades del sedimento ( $\rho_s$ )

En la Figura 4-22 se muestra la forma de la fosa en el instante de tiempo  $t=20s$  para los casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad al tamaño del grano de arena. En la Figura 4-23 se muestra la sensibilidad de cada dimensión de la fosa (considerando el promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) a la variación de  $D_s$ . El radio de la fosa ( $r_1$  y  $r_0$ ) tiende a disminuir cuando se incrementa el tamaño de la partícula (y se reduce el correspondiente  $E_c$ ). La profundidad máxima de erosión dinámica muestra un comportamiento inverso al anterior, es decir, aumenta con el incremento del tamaño de partícula.

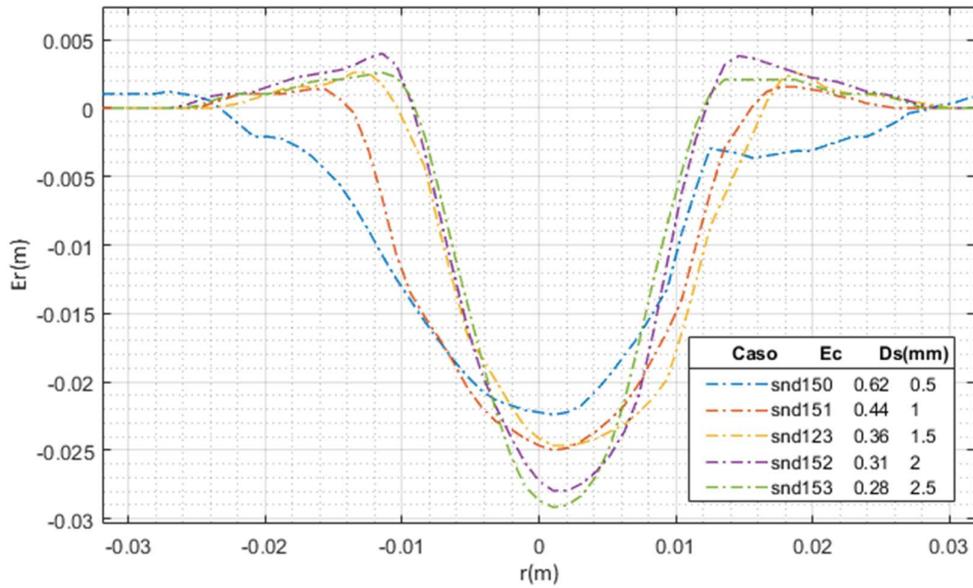


Figura 4-22. Forma de la fosa de erosión dinámica en el instante de tiempo  $t=20s$  para casos simulados correspondientes al análisis de sensibilidad al tamaño de grano de arena.

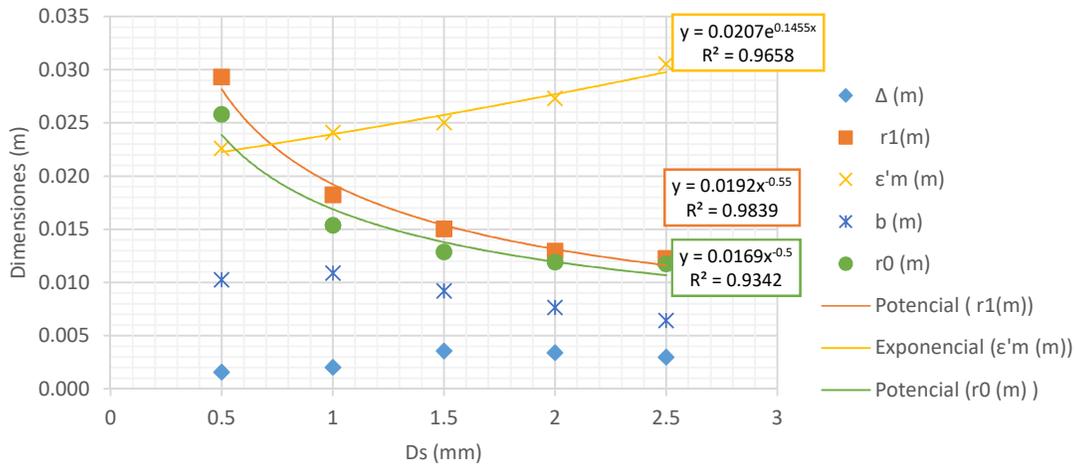


Figura 4-23. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15s y 20 s) para diferentes tamaños de partícula de sedimento ( $D_{50}$ )

En las siguientes figuras se muestra la sensibilidad de la forma de la fosa (Figura 4-25) y de cada dimensión de la fosa (Figura 4-23), considerando el promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación, a la variación de  $\chi_{lm}$ . Cabe aclarar que para realizar esta comparación se consideró en cada caso el umbral  $\chi_{lm}$ .

Para poder interpretar el resultado de forma correcta se debe hacer una aclaración respecto al significado de la concentración volumétrica de partículas y su correspondencia con ensayos de laboratorio. La concentración volumétrica de partículas  $\chi_{lm}$  impuesta en el modelo de mezcla se puede entender como indicador indirecto de la porosidad del lecho: mayor concentración menor porosidad. La porosidad ( $\alpha$ ) hace referencia a los espacios vacíos o libre que tiene un material, y la concentración volumétrica de partículas es el cociente entre el volumen ocupado por las partículas y

el volumen total, por lo que serían magnitudes complementarias ( $\alpha=1-\chi$ ). El modelo de mezcla que usa el código *caffa3d* no considera la porosidad de la arena de forma directa, porque de hecho no considera las partículas de forma discreta (como es la realidad), sino que traduce estas propiedades de la arena mediante el parámetro la concentración volumétrica de partícula.

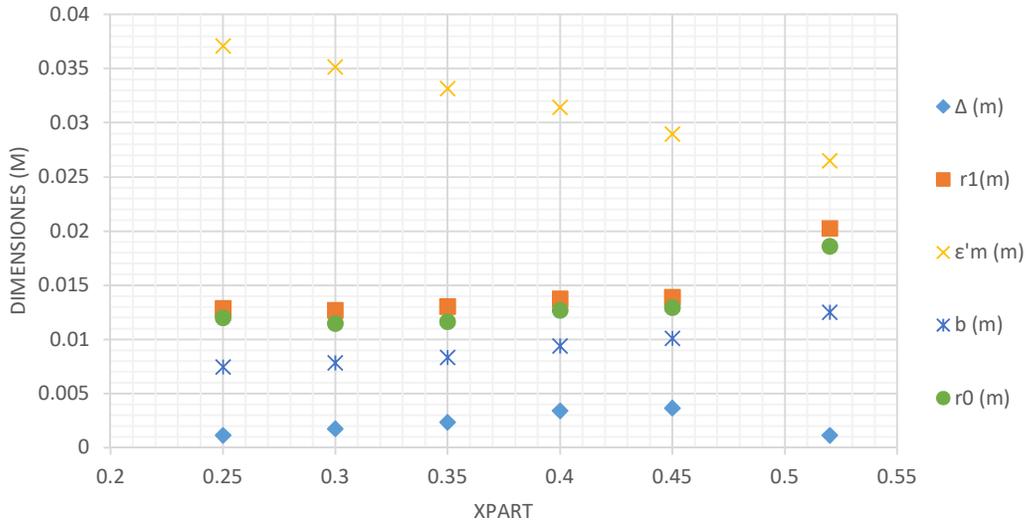


Figura 4-24. Dimensiones características de la fosa de erosión promediadas en el tiempo (entre instante 15 s y 20 s) para diferentes concentraciones volumétricas de partículas ( $\chi_{lm}$ )

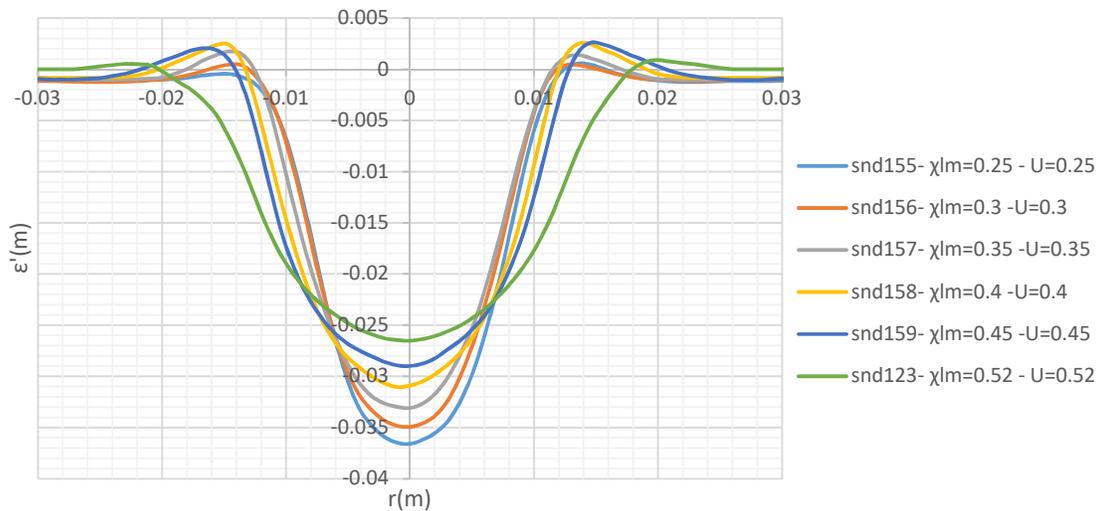


Figura 4-25. Forma de la fosa de erosión dinámica promediadas en el tiempo (entre instante 15 s y 20 s) para diferentes concentraciones volumétricas de partículas ( $\chi_{lm}$ )

Se observan claras tendencias en los gráficos anteriores: el aumento de la concentración volumétrica de partículas impuesta en el modelo (o “disminución de la porosidad”), disminuye la profundidad máxima de erosión dinámica y aumenta el radio de la fosa. Se entiende que esto tiene sentido, porque cuanto mayor la porosidad o menor el empaquetamiento de partículas, más “suelos” o libres de movimiento se encuentran los granos de arena y, por lo tanto, bajo las mismas condiciones de flujo, se genera mayor afectación en el lecho: mayor profundidad de erosión. Teniendo presente los

patrones de flujo y de formación de fosa, podría decirse que la variación de la concentración volumétrica de partículas tiende a afectar la forma de la fosa y los patrones de flujo, lo cual no está contemplado en los regímenes planteados en la Figura 2-2 (cuales se clasificaban según  $E_c$ ).

#### 4.2.4 Casos de laboratorio

Se modelaron aquellos casos de laboratorio tales que  $E_c < 0.35$ , considerando que en estos casos la erosión dinámica coincide con la erosión estática (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), y que el modelo numérico permite medir la erosión dinámica mientras que en laboratorio se mide la estática. En la Tabla 4-9 se muestran los casos de laboratorio considerados.

Como el modelo numérico no hace distinción respecto a cuál es el diámetro de partícula representativo del lecho, por cada caso de laboratorio se modelaron dos sub-casos: uno considerando  $D_s = D_{90}$  y otro considerando  $D_s = D_{50}$ . Por otro lado, como el diámetro de la boquilla de laboratorio es de 1cm y el diámetro de la boquilla del modelo numérico es de 8.5mm, se ajustó en la modelación numérica las alturas de impacto, de forma que en cada caso se conservara la relación  $h/d$ . En la Tabla 4-10 se presentan los parámetros utilizados para modelar los casos de laboratorio en el modelo numérico.

Tabla 4-9. Datos de casos de laboratorio utilizados para su modelación numérica.<sup>12</sup>

N° Ensayo	Datos									Números adimensionales				Dimensiones de la fosa		
	Arena	$\varphi(^{\circ})$	Porosidad (%)	$\rho_s$ (kg/m <sup>3</sup> )	D90 (mm)	D50 (mm)	d (cm)	$U_o$ (m/s)	h (cm)	$F_o$	J/Ws	$E_c$	h/d	r1 (cm)	$\Delta$ (cm)	$\epsilon_m$ (cm)
6	A	38	34	2490	1.1	0.6	1.0	0.12	6.0	1.2	624	0.21	6	2.50	0.55	1.25
Promedio de 15, 16 y 17 <sup>13</sup>	B	37	38	2548	1.3	1.2	1.0	0.29	8.0	2.2	557	0.28	8	2.58	0.60	1.68
7	A	38	34	2490	1.1	0.6	1.0	0.18	6.0	1.9	1394	0.31	6	3.00	0.55	1.35

Tabla 4-10. Parámetros de los casos de laboratorio modelados

N° Caso	N° Ensayo Laboratorio	Parámetros de entrada							Parámetros de entrada indirectos			Números adimensionales	
		$\rho_s$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\varphi(^{\circ})$	$\chi_{lm} = \chi_{partini}$	$\chi_{IM}$	zsol (m)	$U_{in}$ (m/s)	rp ( $\mu$ m)	h (cm)	d (mm)	$U_o$ (m/s)	h/d	$E_c$
snd160	6	2490	38	0.66	0.75	0.029	0.03	305	5.1	8.5	0.12	6	0.22
snd161								565					0.16
snd162	Promedio de 15, 16 y 17	2548	37	0.62	0.75	0.012	0.09	575	6.8	8.5	0.29	8	0.28
snd163								635					0.27
snd164	7	2490	38	0.66	0.75	0.029	0.05	305	5.1	8.5	0.18	6	0.33
snd165								565					0.24

En las Figura 4-26, Figura 4-27 y Figura 4-28 se muestra en color azul y naranja el perfil de erosión obtenido para cada caso modelado (promediados entre los 15 a 20 segundos de la modelación, considerando el umbral de interfase  $0.5^{14}$ ) y los puntos verdes representan las dimensiones de la fosa medidas en laboratorio (considerando la incertidumbre asociada a cada medida con barras color negro). Es decir, para representar los resultados de laboratorio se muestran tres puntos: el central

<sup>12</sup> Los números adimensionales  $F_o$ , J/Ws y  $E_c$  son calculados con  $D_{50}$

<sup>13</sup> Recordar que los ensayos 15, 16 y 17 se consideran ensayos "repetidos" (ver sección 3.2.2.3) y por lo tanto se usará como dato el promedio de los datos de cada caso.

<sup>14</sup> Se probó utilizar un umbral más cercano a los  $\chi_{lm}$  de cada caso (0.6), pero no dieron resultados satisfactorios.

correspondiente a la erosión máxima medida y luego a ambos lados se muestra la ubicación de los puntos altos de las dunas con sus respectivas alturas.

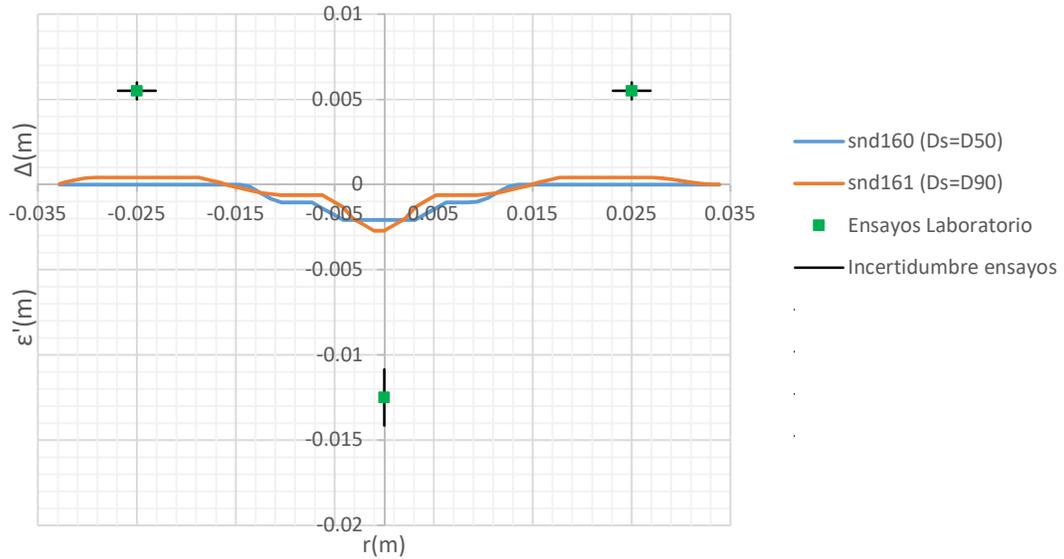


Figura 4-26. Comparación de resultados de fosas de erosión de ensayo de laboratorio N°6 con correspondientes casos simulados.

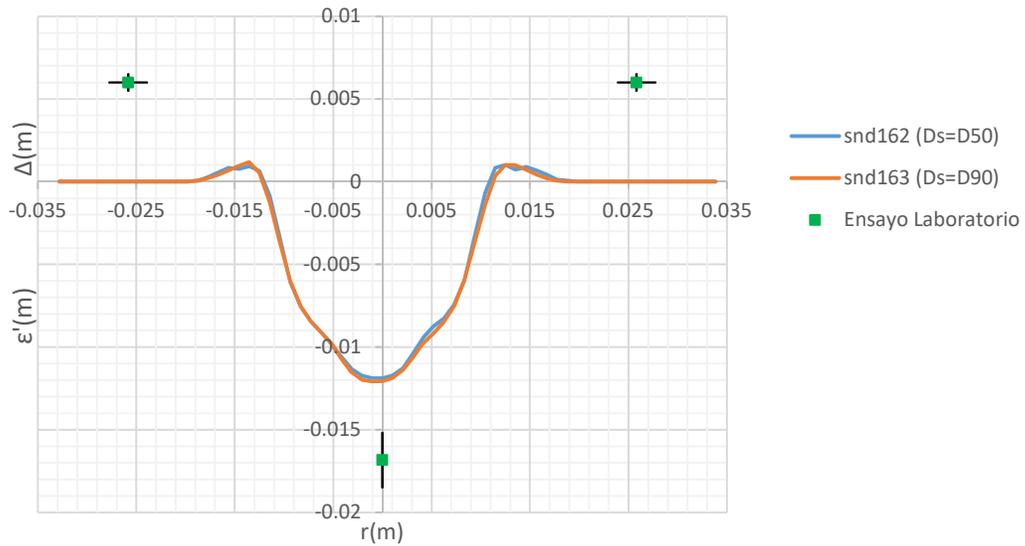


Figura 4-27. Comparación de resultados de fosas de erosión de ensayo de laboratorio promedio de N°15, 16 y 17 con correspondientes casos simulados.

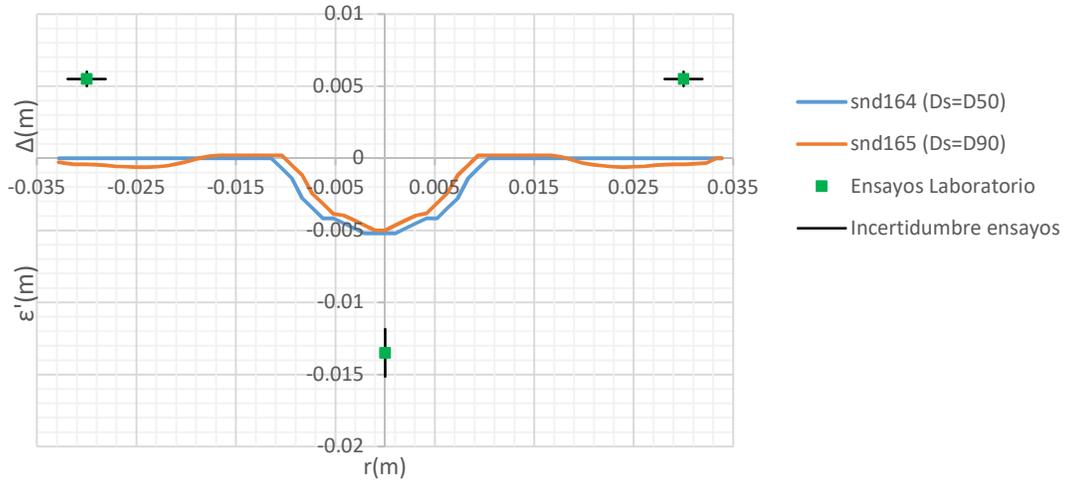


Figura 4-28. Comparación de resultados de fosas de erosión de ensayo de laboratorio N°7 con correspondientes casos simulados.

En las Figura 4-29, Figura 4-30 y Figura 4-31 se muestra la misma información que en las figuras anteriores pero graficando los perfiles de fosa adimensionalizados con la profundidad máxima de erosión ( $\epsilon'_m$ ).

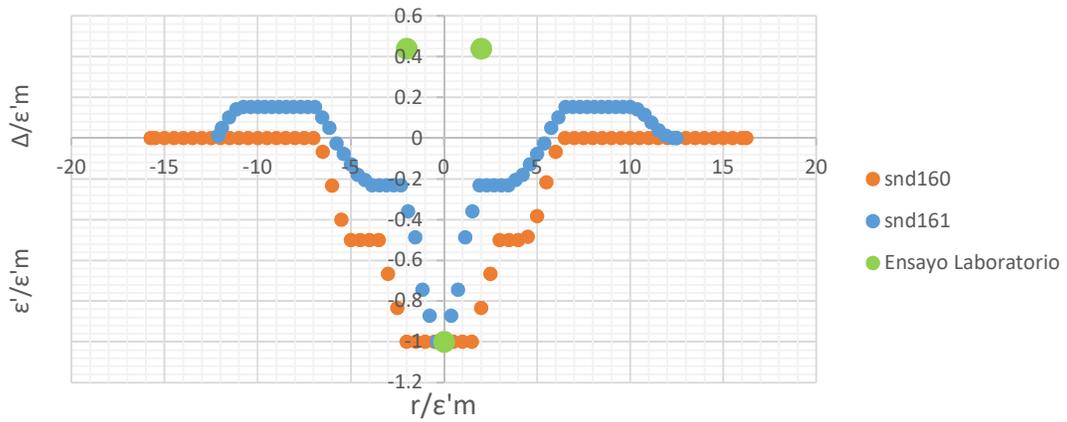


Figura 4-29. Comparación de resultados de fosas de erosión adimensionalizados con  $\epsilon'_m$  de ensayo de laboratorio N°6 con correspondientes casos simulados.

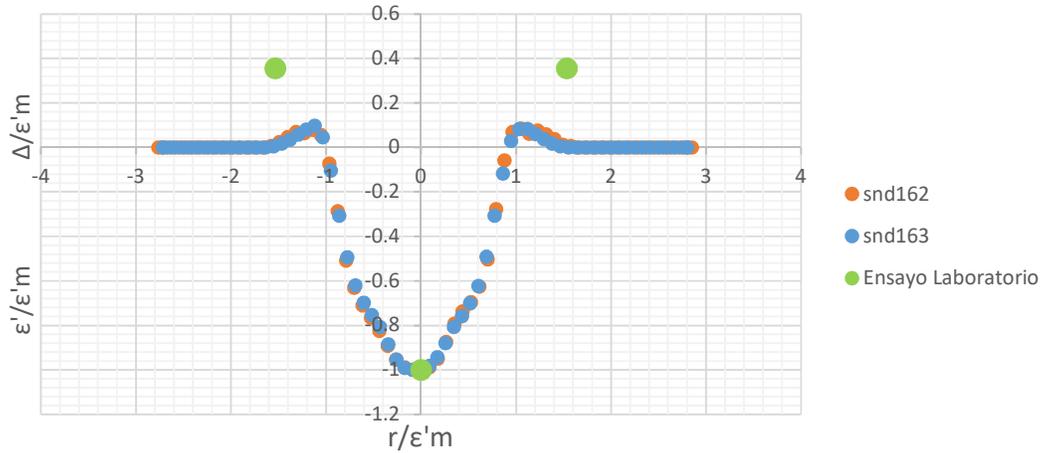


Figura 4-30. Comparación de resultados de fosas de erosión adimensionalizados con  $\epsilon'_m$  de ensayo de laboratorio promedio N°15, 16 y 17 con correspondientes casos simulados.

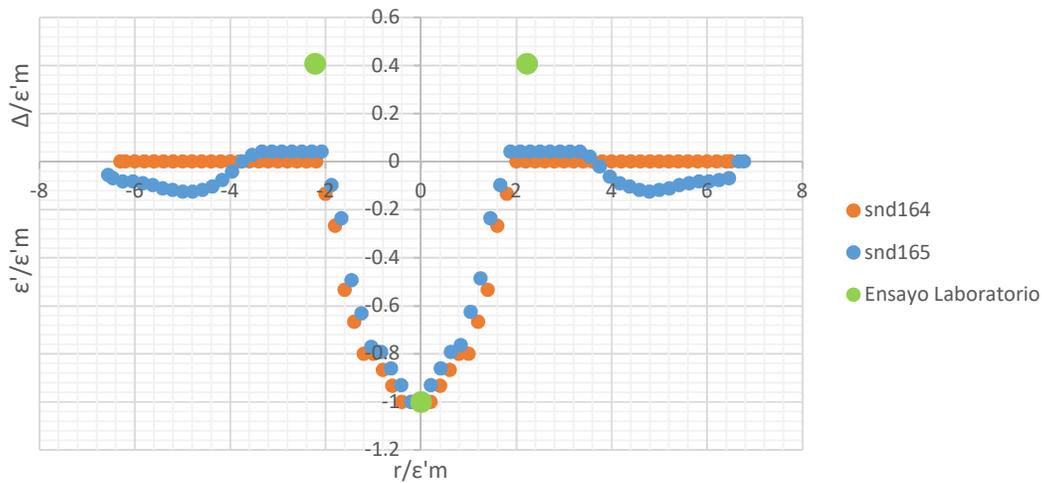


Figura 4-31. Comparación de resultados de fosas de erosión adimensionalizados con  $\epsilon'_m$  de ensayo de laboratorio N°6 con correspondientes casos simulados.

En todos los casos se observa que el modelo numérico subestima el tamaño de la fosa en general, y en particular: la erosión máxima, el radio y la altura de duna. Estas observaciones se pueden visualizar en Figura 4-32 donde se comparan las dimensiones de la fosa (profundidad de erosión máxima, radio de la fosa y la altura de duna) entre caso de laboratorio y caso simulados (considerando el promedio obtenido con la simulación realizada con  $D_s=D90$  y  $D_s=D50$ ). La Figura 4-33 es análoga a la anterior, pero considerando las dimensiones relativas a la altura de impacto.

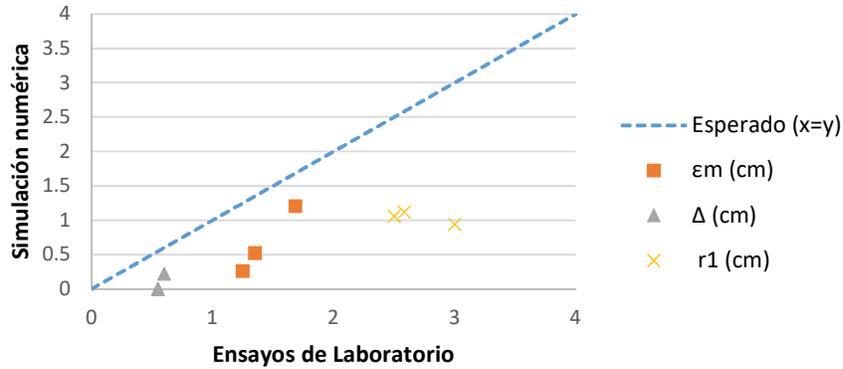


Figura 4-32. Comparación de dimensiones de la fosa obtenidas en los ensayos de laboratorio y en el modelo numérico. La línea recta señala la relación esperada: el modelo numérico da las mismas dimensiones que en laboratorio.

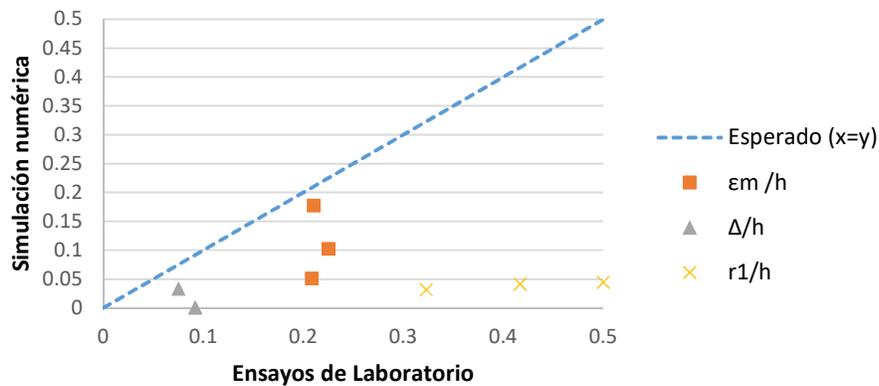


Figura 4-33. Comparación de dimensiones de la fosa relativas a la altura de impacto obtenidas en los ensayos de laboratorio y en el modelo numérico. La línea recta señala la relación esperada: el modelo numérico da las mismas dimensiones que en laboratorio.

Para complementar el análisis, en las Tabla 4-11, Tabla 4-12 y Tabla 4-13 se presenta para cada medida de la fosa, la relación entre los resultados de los ensayos en laboratorio y las simulaciones numéricas, calculando el cociente entre la medida en la simulación y la medida en el ensayo (expresado en % en columna 5) y el cociente entre la diferencia de las medidas y la medida en el ensayo (expresado en % en columna 6).

Tabla 4-11. Cálculo de diferencias entre las mediciones de radio de fosa en laboratorio y en las simulaciones.

Ensayo	Caso	Radio de fosa			
		Simulación (mm)	Ensayo (mm)	Sim/Ens	(Ens-Sim) / Ens
6	160	12.1	25.0	48%	52%
	161	14.4		58%	42%
Promedio de 15, 16 y 17	162	12.2	25.8	47%	53%
	163	12.3		48%	52%
7	164	9.9	30.0	33%	67%
	165	8.9		30%	70%

Tabla 4-12. Cálculo de diferencias entre las mediciones de altura de duna en laboratorio y en las simulaciones.

Altura de duna					
Ensayo	Caso	Simulación (mm)	Ensayo (mm)	Sim/Ens	(Ens-Sim) / Ens
6	160	0.0	5.5	0%	100%
	161	0.4		8%	92%
Promedio de 15, 16 y 17	162	1.0	6	17%	83%
	163	1.2		20%	80%
7	164	0.0	5.5	0%	100%
	165	0.2		4%	96%

Tabla 4-13. Cálculo de diferencias entre las mediciones de profundidad máxima de erosión en laboratorio y en las simulaciones.

Profundidad máxima de erosión					
Ensayo	Caso	Simulación (mm)	Ensayo (mm)	Sim/Ens	(Ens-Sim) / Ens
6	160	2.1	12.5	17%	83%
	161	2.7		22%	78%
Promedio de 15, 16 y 17	162	11.9	16.8	71%	29%
	163	12.1		72%	28%
7	164	5.2	13.5	39%	61%
	165	5.0		37%	63%

#### 4.2.5 Relaciones adimensionales

En esta sección se muestran gráficos con datos de todas las simulaciones de análisis de sensibilidad (a excepción de las que corresponden a la sensibilidad a  $X_{part}$  y sensibilidad de ángulo de fricción), donde se relacionan las dimensiones de la fosa (expresadas de forma adimensional) con parámetros adimensionales que han sido utilizados por otros autores para describir el fenómeno ( $E_c$ ,  $F_0$  y  $J/W_s$ ). Se seleccionaron aquellos gráficos que muestran cierta relación de dependencia entre las longitudes adimensionadas características de la fosa y los parámetros adimensionales que el fenómeno.

##### 4.2.5.1 Profundidad de erosión máxima

En el gráfico de la Figura 4-34 se muestra la variación de la profundidad de erosión dinámica relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión  $E_c$ , con el respectivo ajuste potencial (en azul el ajuste con todos los datos, y en naranja el ajuste con los datos con  $E_c < 0.35$ ). Los datos se categorizan según cuál el parámetro que se varió respecto al caso base  $snd123$ , y el caso base se representa con una cruz de color rojo. En las ordenadas se tiene  $e'm/h + 1$ , ya que el ajuste potencial de esta forma permite comparación directa con los coeficientes de las formulaciones antecedentes (ecuaciones (2-7) y (2-8)). Cabe recordar que estas formulaciones presentadas por otros autores son para profundidad de erosión de equilibrio (una vez apagado el chorro, erosión estática) que coincide con la profundidad máxima en erosión dinámica para  $E_c < 0.35$  (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). El ajuste potencial para  $E_c < 0.35$  (línea naranja en el gráfico) tiene un coeficiente de 1.7 y un exponente de 0.22, mientras que las ecuaciones (2-7) y (2-8) presentan coeficientes de 1.26 y 1.3 y exponentes de 0.11 y 0.15, respectivamente.

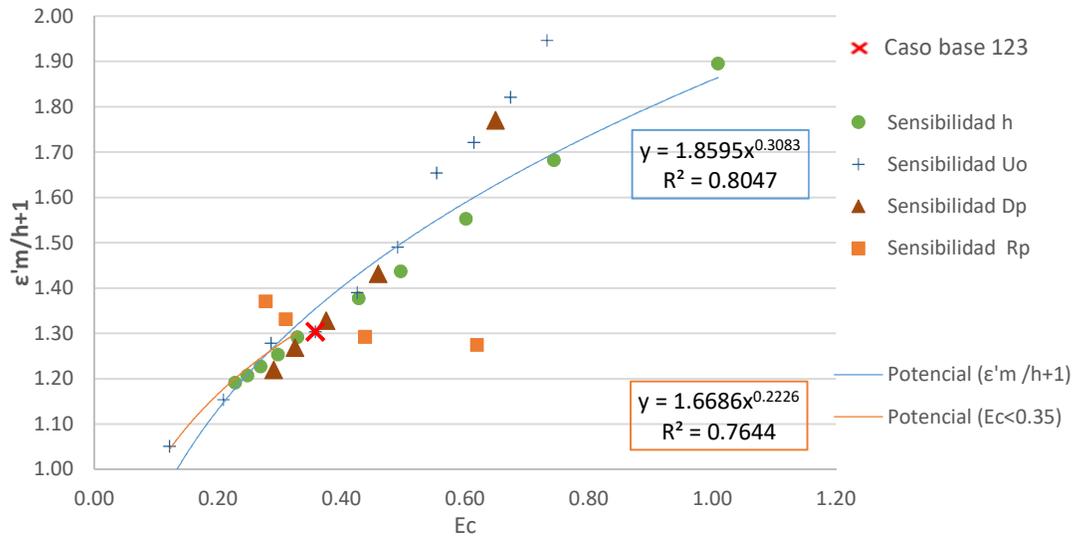


Figura 4-34. Izquierda: Variación de la profundidad de erosión dinámica relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión  $E_c$ . En las ordenadas se tiene  $\varepsilon'_m/h + 1$ .

En la Figura 4-35 se grafica la profundidad de erosión estática máxima relativa a la altura de impacto ( $\frac{\varepsilon_m}{h}$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ), que es la forma en la que habitualmente se presentan los resultados en estudios antecedentes. Dicho gráfico pone en contexto los resultados de las simulaciones realizadas en esta tesis, recogiendo todos los resultados encontrados en bibliografía y los datos de los ensayos de laboratorio de esta tesis, así como formulaciones que fueron presentadas en la Tabla 2-1 (ecuaciones ( 2-7) y ( 2-8)). A su vez, se incluye el ajuste potencial realizado a los resultados de esta tesis  $\frac{\varepsilon_{m\infty}}{h} = 1.67E_c^{0.22} - 1$  con  $R^2=0.76$ . Cabe aclarar que los datos de las simulaciones corresponden a erosión dinámica, por lo que sólo son comparables aquellos con  $E_c < 0.35$ , ya que de acuerdo a estudios antecedentes  $\varepsilon_m = \varepsilon'_m$  en ese rango (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).

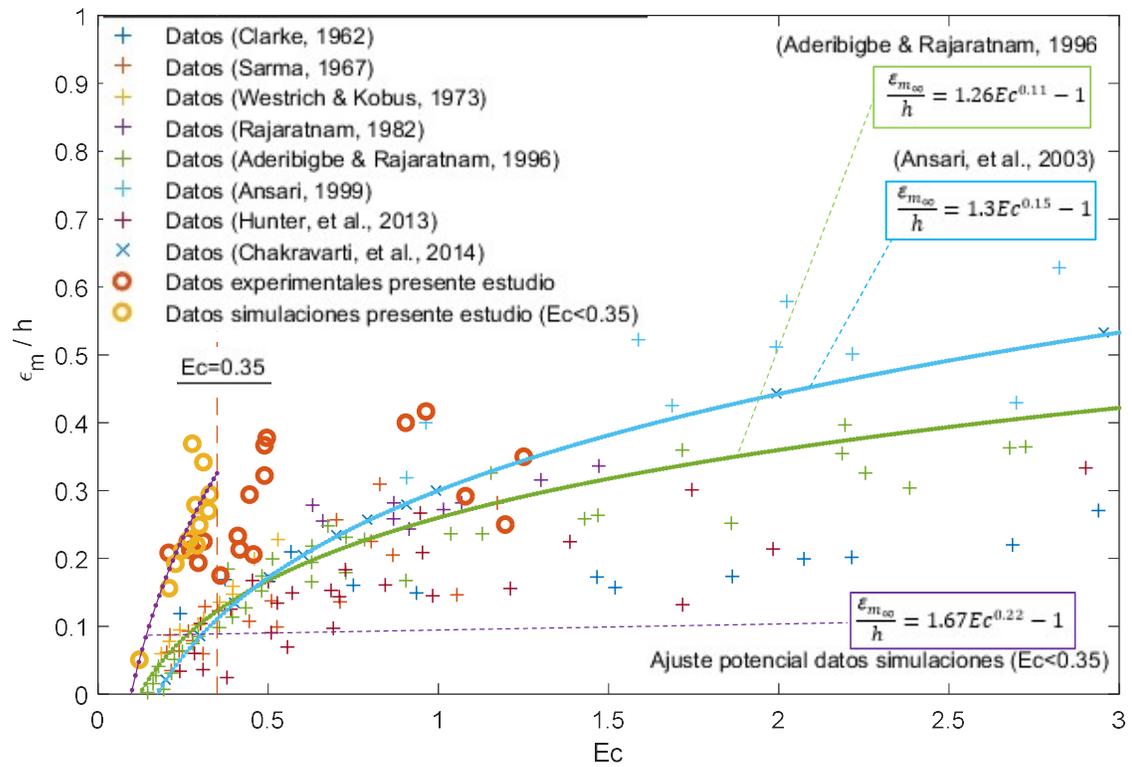


Figura 4-35. Comparación de datos de esta tesis (experimentales y de modelación numérica) y de otros autores, de profundidad de erosión estática máxima relativa a la altura de impacto ( $\frac{\epsilon_m}{h}$ ) en función del parámetro de erosión ( $Ec$ ).

En la Figura 4-36 se presenta la variación de la profundidad de erosión dinámica relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión  $Ec$  para los casos simulados (en color azul), así como el resultado de aplicar a cada caso la formulación (2-9) propuesta por (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996) para el cálculo de la profundidad de erosión dinámica relativa a la altura de impacto en función de  $Ec$  y la relación  $h/d$  (en color rojo). En todos los casos la estimación resultante de la formulación da valores mayores a los resultantes de la simulación.

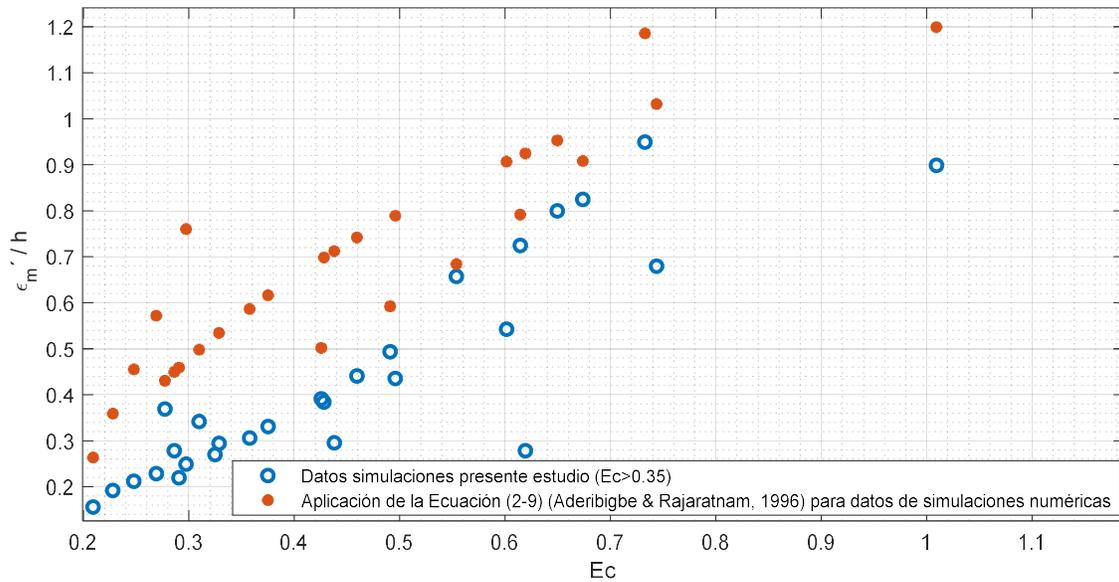


Figura 4-36. Profundidad de erosión dinámica relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión  $Ec$  para los casos simulados (en color azul) y para el resultado de aplicar a cada caso la formulación ( 2-9) de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996)

De acuerdo a lo planteado en la sección 3.2.2.2, del análisis adimensional se tiene la ecuación ( 3-1):  $\frac{L}{d} = f(F_0, \frac{D_s}{d}, \frac{h}{d})$  y por lo tanto, cualquier longitud característica de la fosa adimensionalizada es función de los tres grupos adimensionales:  $F_0, \frac{D_s}{d}, \frac{h}{d}$ . Así entonces, para poder apreciar si se dan relaciones de interés respecto a alguno de esos números adimensionales, se debe dejar fijo los restantes números. De las simulaciones realizadas, se toman aquellas que tienen igual  $h, d$  y  $D_s$  (todos los correspondientes a las Tabla 4-3 y Tabla 4-6), por lo que para este conjunto de datos se tienen los números adimensionales  $\frac{D_s}{h}, \frac{d}{h}$  fijos. El objetivo de los gráficos que se presentan a continuación (ver Figura 4-40 y Figura 4-41) es mostrar la influencia del grupo adimensional ( $F_0$ ) en la profundidad de erosión máxima relativa a la altura de impacto ( $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h}$ ), ya que los otros dos parámetros adimensionales de la ecuación ( 3-2) no varían. En la Figura 4-40 se muestra el gráfico de  $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h}$  en función del  $F_0$ , junto con el ajuste potencial realizado:  $\frac{\epsilon_{m\infty}}{h} = 0.045F_0^{0.55}$  con  $R^2=0.99$ .

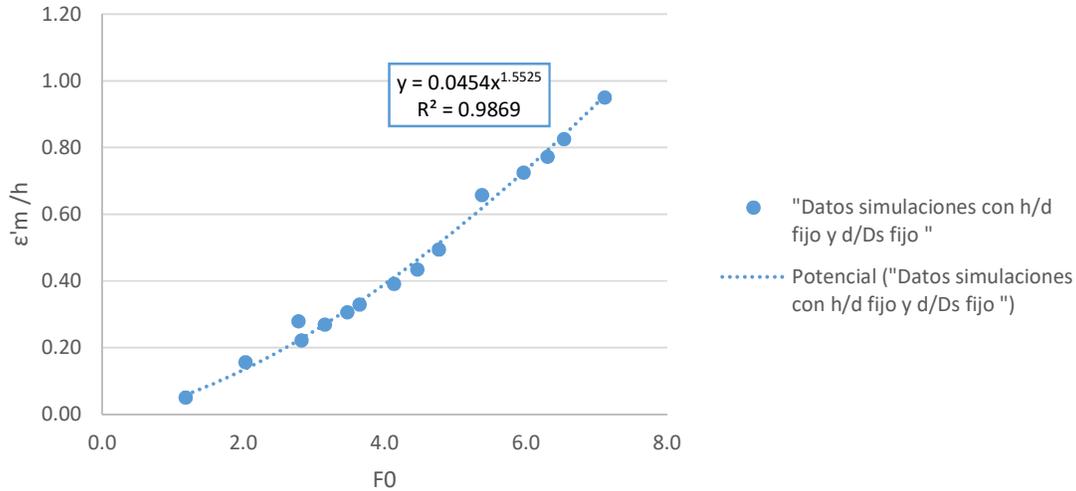


Figura 4-37. Resultados de profundidad máxima de erosión de equilibrio en función del número de Froude densimétrico, para simulaciones realizadas con los grupos adimensionales  $\frac{D_s}{h}, \frac{d}{h}$  fijos.

En la Figura 4-41 se muestran los mismos datos que la Figura 3-9 pero graficando  $\frac{\epsilon'_{m\infty}}{h} + 1$  en función del  $Ec$ , con el fin de que las curvas de ajuste realizadas ( $\frac{\epsilon'_{m\infty}}{h} = 1.99Ec^{0.355} - 1$  con  $R^2=0.9$  y  $\frac{\epsilon'_{m\infty}}{h} = 4715Ec \left(\frac{d}{h}\right)^{4.04Ec^{0.062} - 1} - 1$  con  $R^2=0.9$ ) sean comparables con las ecuación ( 2-9).

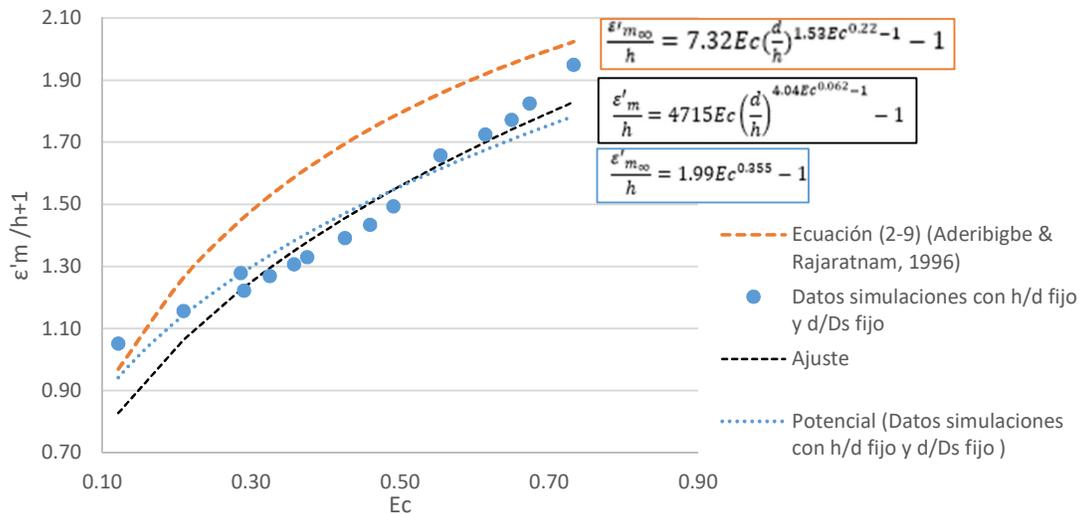


Figura 4-38. Resultados de profundidad máxima de erosión de equilibrio en función del parámetro de erosión, para simulaciones realizados con los grupos adimensionales  $\frac{D_s}{h}, \frac{d}{h}$  fijos.

En el gráfico de Figura 4-39 se presenta la variación de la profundidad de erosión dinámica relativa al radio de la fosa  $r_0$  en función del parámetro de erosión  $Ec$ , y en la Figura 4-40 se muestra su relación con el número de Froude densimétrico  $F_0$ . En ambos gráficos los datos se categorizan según cuál el parámetro que se varió respecto al caso base  $snd_{123}$ , y el caso base se representa con una cruz de color rojo. Los casos correspondientes a la sensibilidad en  $U_0$  y en  $D_p$  muestran una tendencia similar en cuanto a la relación de  $\epsilon'_{m\infty}/r_0$  con  $Ec$  y  $F_0$ ; mientras que los casos donde se varía la altura de impacto ( $h$ ) y donde se varía el tamaño del grano ( $R_p$ ), muestran relaciones diferentes. Esto tiene

concordancia con el análisis realizado en la sección 3.2.2.2, donde se expuso que del análisis adimensional se tiene que cualquier longitud característica de la fosa adimensionalizada es función de los tres grupos adimensionales:  $F_0, \frac{D_s}{d}, \frac{h}{d}$ . Por lo tanto, al considerar la totalidad de los datos, sin dejar fijo ningún parámetro adimensional, los gráficos presentarán mayor dispersión y será más difícil poder relacionar las variables en busca de la comprensión del fenómeno.

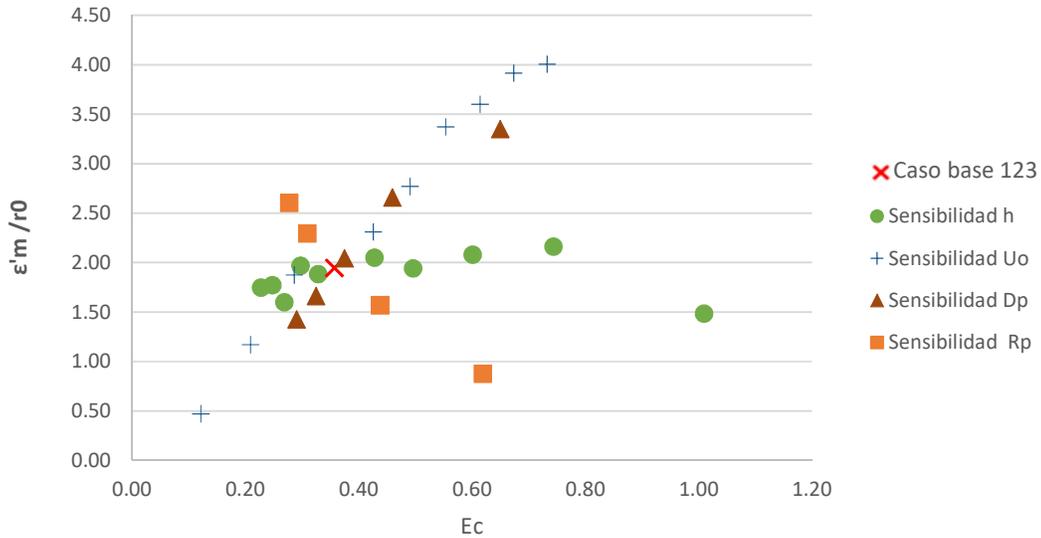
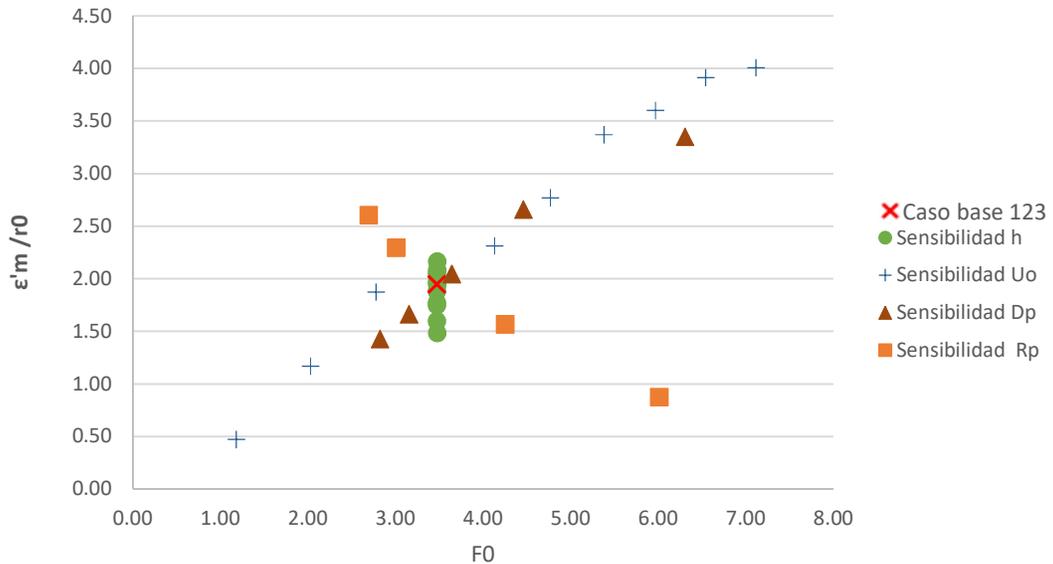


Figura 4-39. Variación de la profundidad de erosión dinámica relativa al radio de la fosa  $r0$  en función del parámetro de erosión  $Ec$ .



teniendo en ambos casos un alto coeficiente de correlación, lo cual apuntaría a que es más acertado adimensionalizar la profundidad de erosión máxima con el diámetro de la partícula en lugar de utilizar el radio de la fosa. La ecuación de ajuste del segundo gráfico tiene el mismo formato que la ecuación (2-10) (cuyo coeficiente es 2.18 y exponente 0.34), aplicable para casos de chorros altamente erosivos ( $\frac{J}{W_s} > 10^5$ ).

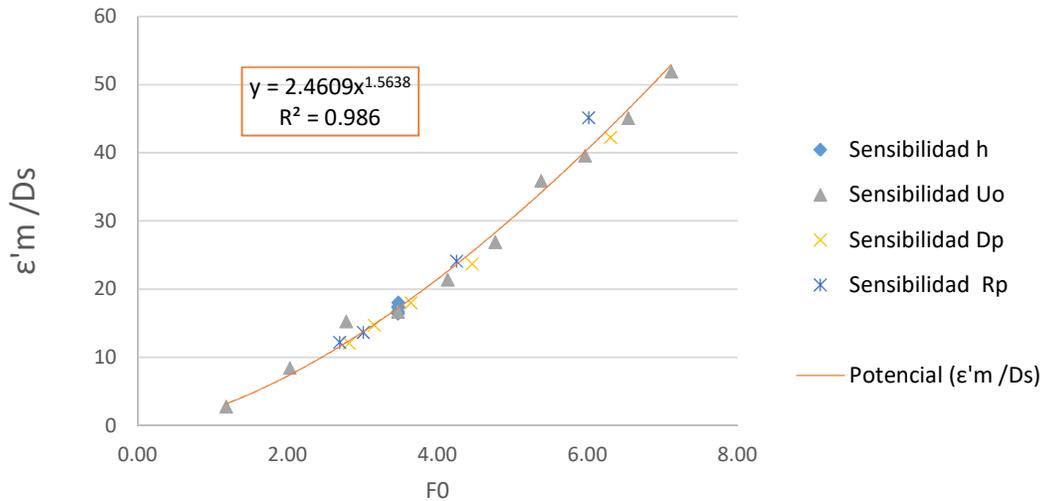


Figura 4-41. Variación de la profundidad de erosión dinámica relativa al diámetro de la partícula en función del Froude densimétrico  $F_0$ . Ajuste potencial con su correspondiente coeficiente de correlación.

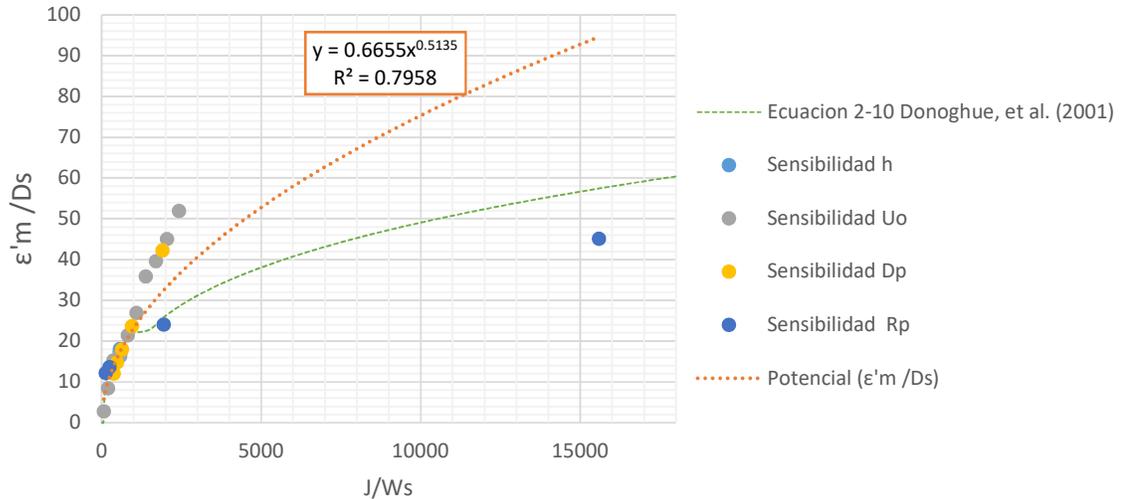


Figura 4-42. Variación de la profundidad de erosión dinámica relativa al tamaño de partícula en función de  $J/W_s$ .

En la Figura 4-43 se presentan los datos de las simulaciones numéricas tomando como base un gráfico antecedente (Donoghue, et al., 2001) de profundidad máxima de erosión dinámica de la fosa relativa al diámetro del chorro ( $\frac{\epsilon' m}{d}$ ) en función del Froude densimétrico ( $F_0$ ). En dicho gráfico, los investigadores realizan distintos ajustes de acuerdo a la relación  $d/D_s$ , abarcando datos con  $d/D_s$  entre 20 y 1400. Los resultados de esta tesis agregan valor a este gráfico al contemplar valores de  $d/D_s$  en el rango entre 4 y 17. Cabe puntualizar que las simulaciones los datos de esta tesis tienen asociado

un valor de  $h/d$  entre 3 y 15 y los del estudio precedente corresponden a ensayos con  $h/d=5$  y 13. Donoghue, et al (2001) tuvieron presente la incidencia de dicho parámetro adimensional, considerando que cuando  $h/d>6.6$ , el valor de  $d$  y de  $F_o$  deben ser calculados con la velocidad y diámetro del chorro en el lecho ( $d_L, F_{oL}$ ), para lo cual aplican una corrección basada en la teoría del chorro libre turbulento de Schlichting (1968). Esto también fue considerado al graficar los datos de esta tesis.

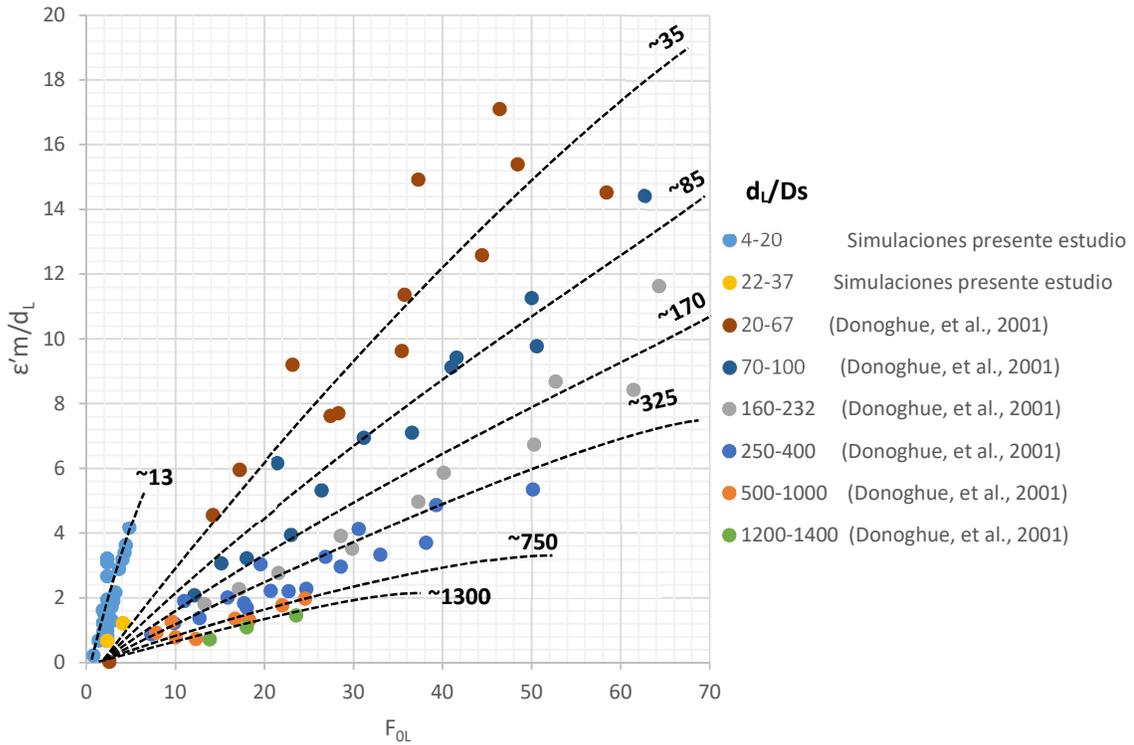


Figura 4-43. Gráfico de profundidad máxima de erosión dinámica de la fosa relativa al diámetro del chorro ( $\frac{\epsilon' m}{d_L}$ ) en función del Froude densimétrico ( $F_{oL}$ ). Imagen de base extraída de (Donoghue, et al., 2001)

#### 4.2.5.2 Radio de fosa

En los gráficos de Figura 4-44 y Figura 4-45, a fin de poder comparar directamente con la ecuación (2-11) se presenta, por un lado, la magnitud  $ro/h + 1$  en función del parámetro de erosión  $E_c$  para los datos con  $E_c < 0.5$  (Figura 4-44) con un ajuste potencial; y por otro lado, la magnitud  $ro/h$  en función del parámetro de erosión  $E_c$  para los datos con  $E_c > 0.5$  (Figura 4-45), con un ajuste lineal.

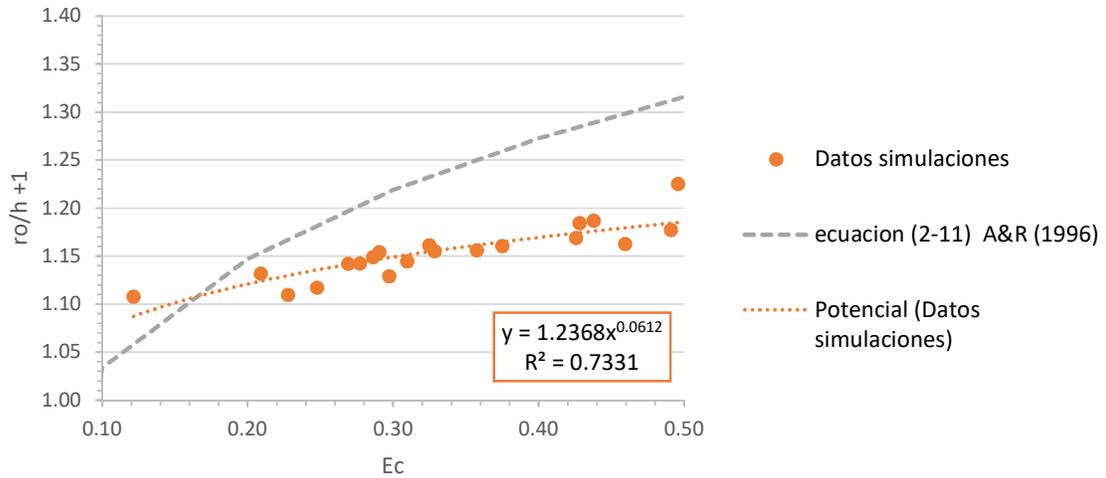


Figura 4-44. Variación del radio de la fosa  $r_0$  relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión  $Ec$ . Casos con  $Ec \leq 0.5$ .

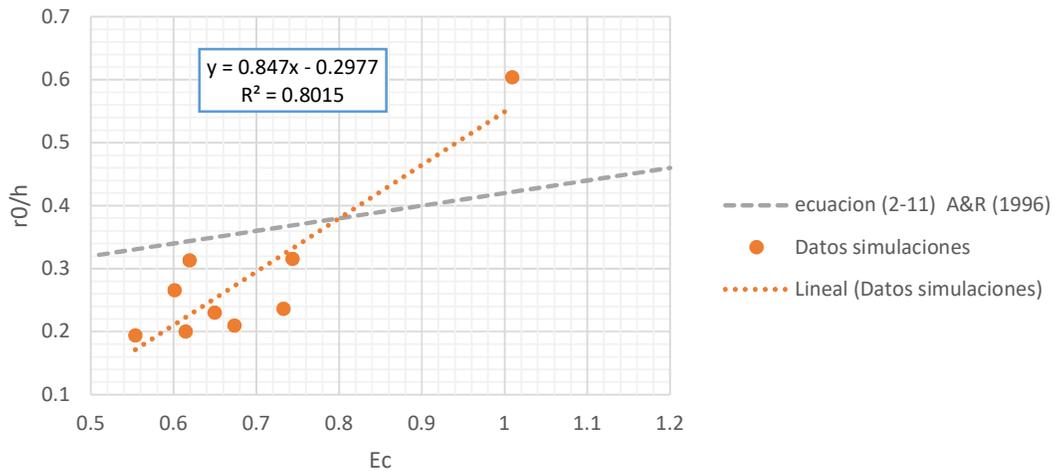


Figura 4-45. Variación del radio de la fosa  $r_0$  relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión  $Ec$ . Casos con  $Ec > 0.5$ .

En la Figura 4-46 se muestran los resultados de este trabajo en lo que respecta al radio de la fosa relativo a la altura de impacto del chorro ( $r_1/h$ ) en función del parámetro de erosión, tomando como base el gráfico presentado por (Hunter, et al., 2013). Los datos de esta tesis se encuentran en buena concordancia con el resto.

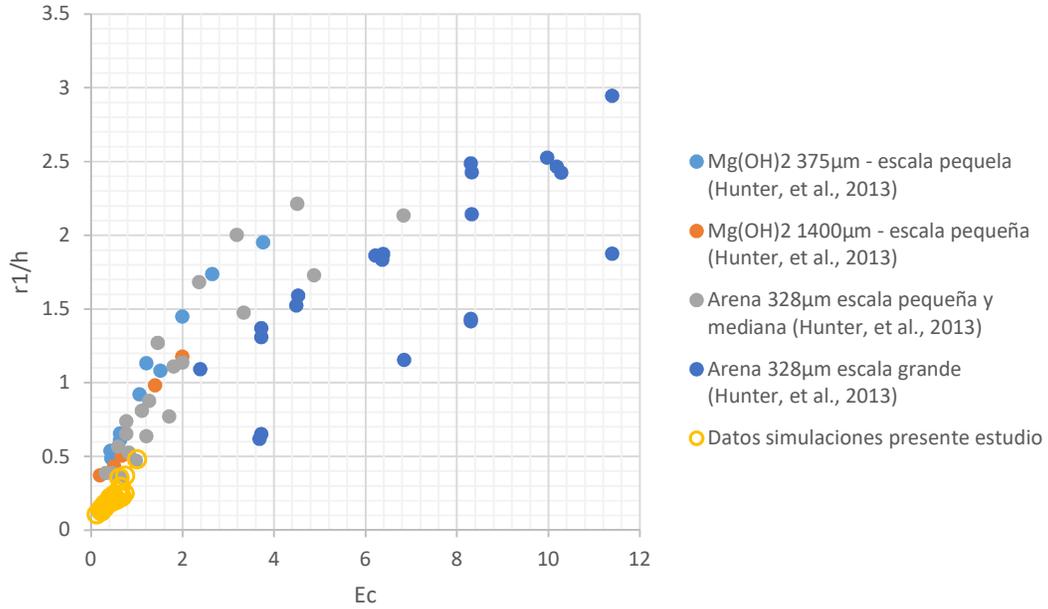


Figura 4-46. Radio de la fosa relativo a la altura de impacto del chorro ( $r1/h$ ) en función del parámetro de erosión. Imagen de base extraída de (Hunter, et al., 2013).

En las Figura 4-47 y Figura 4-48 se muestran gráficos de  $r0/h$  y  $b/h$  en función  $Ec$ , presentados por (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996), donde se incluyen los resultados de las simulaciones numéricas realizadas en esta tesis. En ambos casos, la amplia mayoría de los datos de esta tesis se encuentran en buena concordancia con el resto.

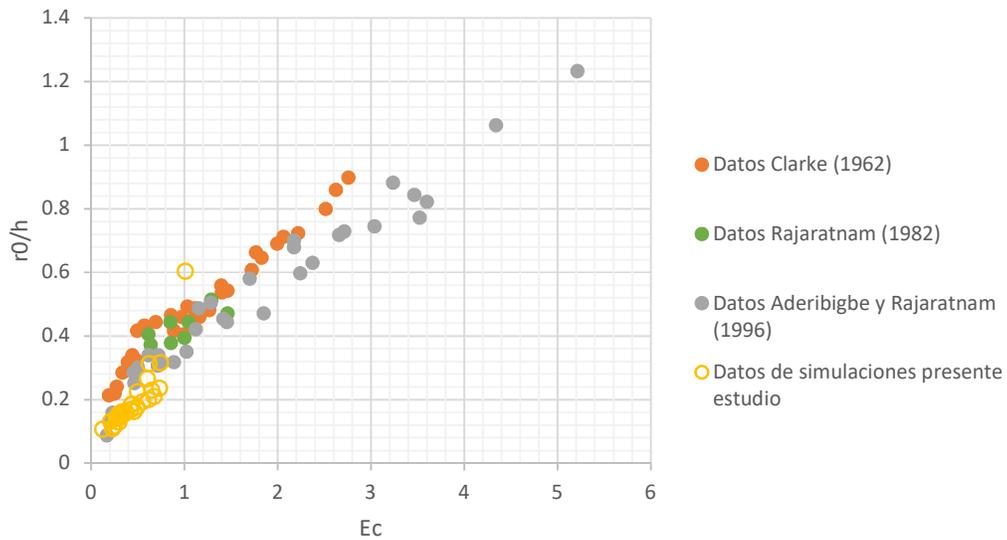


Figura 4-47. Radio de fosa de erosión relativo a la altura de impacto ( $r0/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $Ec$ ). Imagen de base extraída de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).

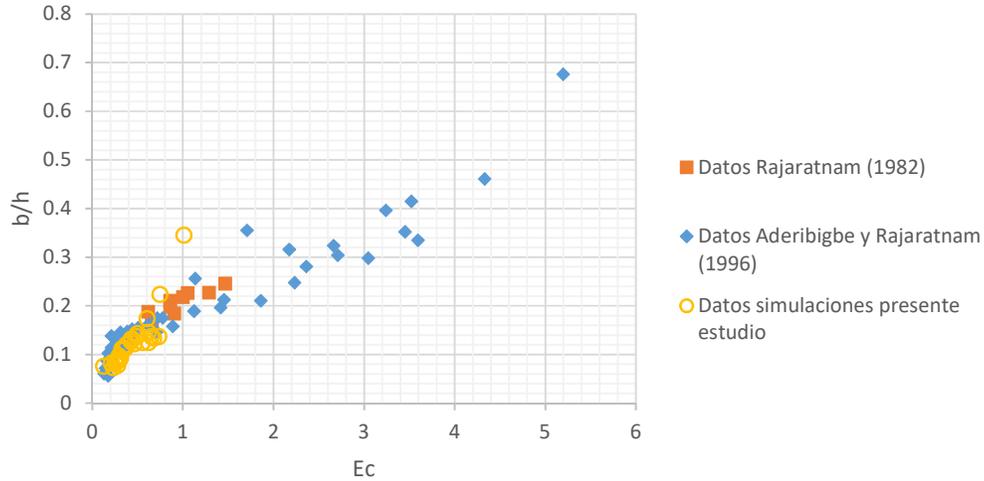


Figura 4-48. Escala de longitud  $b$  de la fosa de erosión relativa a la altura de impacto ( $b/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $Ec$ ). Imagen de base extraída de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).

#### 4.2.5.3 Altura de duna

En la Figura 4-49 se muestra la variación de la altura de duna relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión  $Ec$ , y se realiza un ajuste lineal con la finalidad de comparar con la ecuación (2-14).

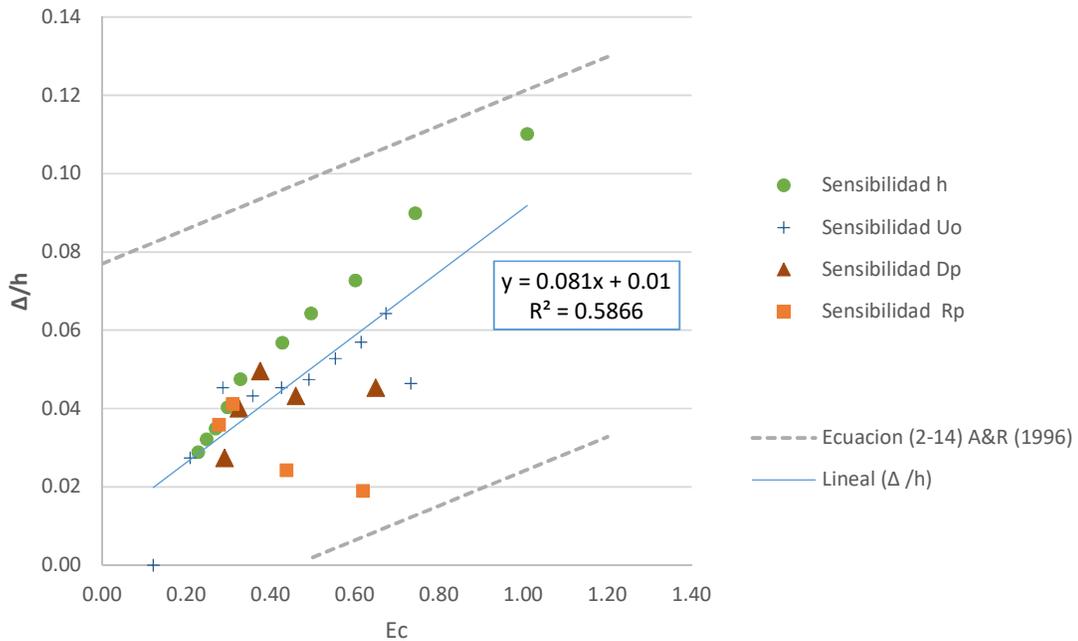


Figura 4-49. Variación de la altura de duna relativa a la altura de impacto en función del parámetro de erosión  $Ec$ .

En la Figura 4-50 se presentan los resultados de la altura de duna relativa a la altura de impacto ( $\Delta/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $Ec$ ) tomando de base el gráfico presentado en (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996). Se observa que los datos de la presente tesis se encuentran en sintonía con el conjunto de datos antecedentes.

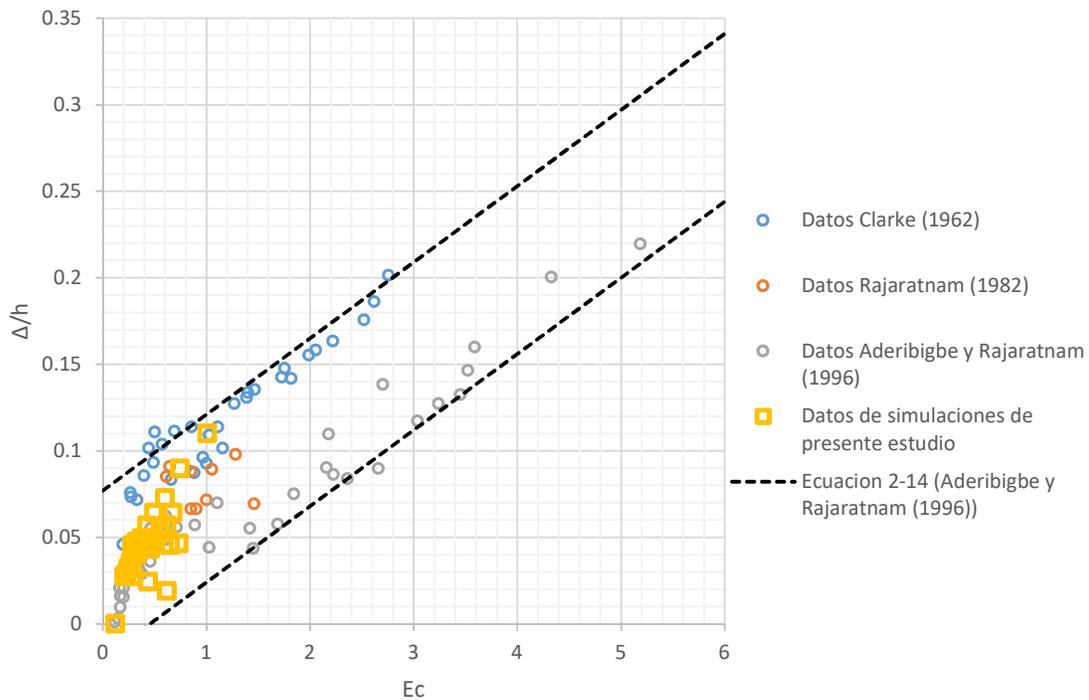


Figura 4-50. Altura de duna relativa a la altura de impacto ( $\Delta/h$ ) en función del parámetro de erosión ( $E_c$ ). Imagen de base extraída de (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996).

#### 4.2.5.4 Perfiles de fosa

En el gráfico de la Figura 4-51 se muestran perfiles de fosa adimensionalizados con la profundidad máxima de erosión. Se incluyeron algunos de los resultados de Aderibigbe & Rajaratnam (1996) y algunos de los casos simulados en esta tesis. En el gráfico original presentado por Aderibigbe & Rajaratnam (1996) se incluían más casos con  $E_c > 0.35$ , cuyas fosas adimensionales colapsaban en el centro (muy similares a la indicada en color azul correspondiente a  $E_c = 3.52$ ).

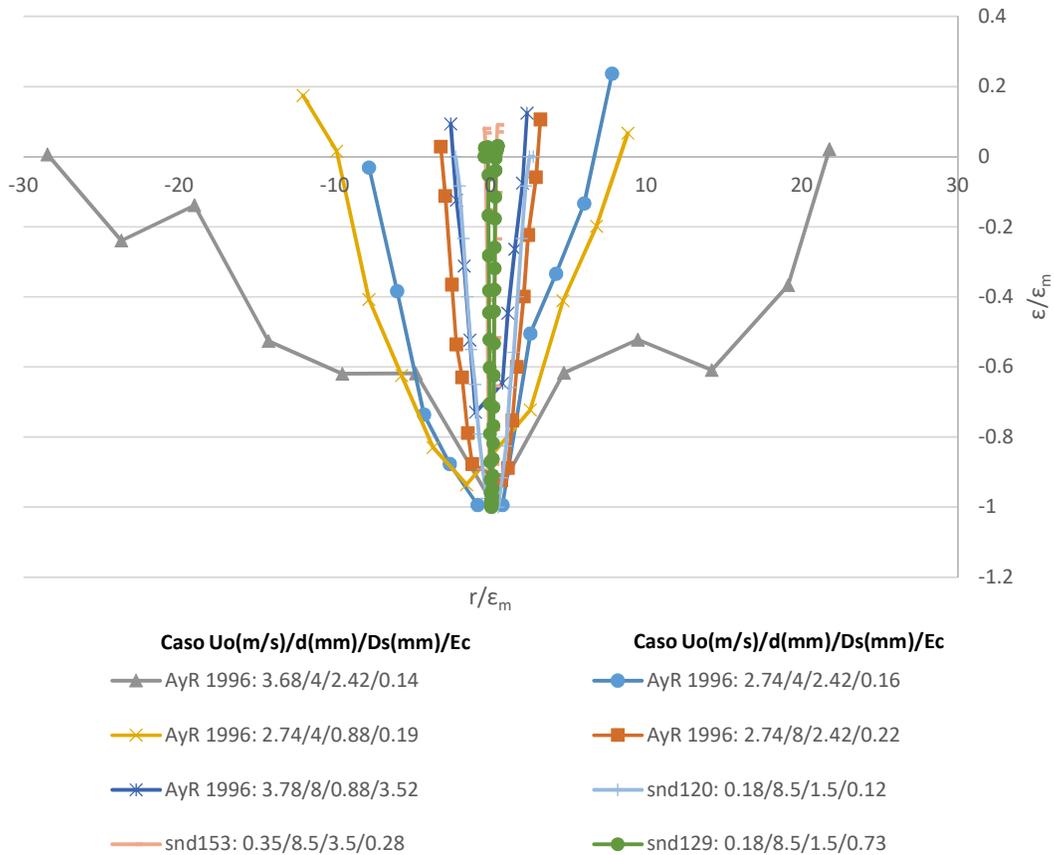


Figura 4-51 Perfiles de fosa adimensionalizados con la profundidad máxima. Datos de AyR 1996 y resultados propios. En las referencias se lee:  $U_o(m/s)/d(mm)/D_s(mm)/E_c$

En el gráfico de la Figura 4-51 se observa que los casos de Aderibigbe & Rajaratnam (1996) con  $E_c$  bajos (entre 0.14 y 0.22) resultan con anchos mayores, llegando a  $r_1/\epsilon_m=30$ . Por su parte, las fosas adimensionales de los casos de esta tesis tienen todas relaciones  $r_1/\epsilon_m$  menor 1, incluso en el caso de  $E_c=0.12$ . A fin de poder sacar conclusiones contemplando todos los casos simulados y ensayados experimentalmente en esta tesis (y no los pocos incluidos en la Figura 4-51), se calculó el valor  $r_1/\epsilon_m$  para cada caso, lo cual se muestra asociado al correspondiente valor de  $E_c$  en la Figura 4-52. De dicho gráfico se puede ver que en todos los casos la relación  $r_1/\epsilon_m$  es menor a 5, y que en general, los casos simulados presentaron fosas más estrechas, lo cual parcialmente podría ser explicado porque en esos casos se mide en condiciones dinámicas, y por tanto la profundidad máxima es mayor a la medida una vez apagado el chorro.

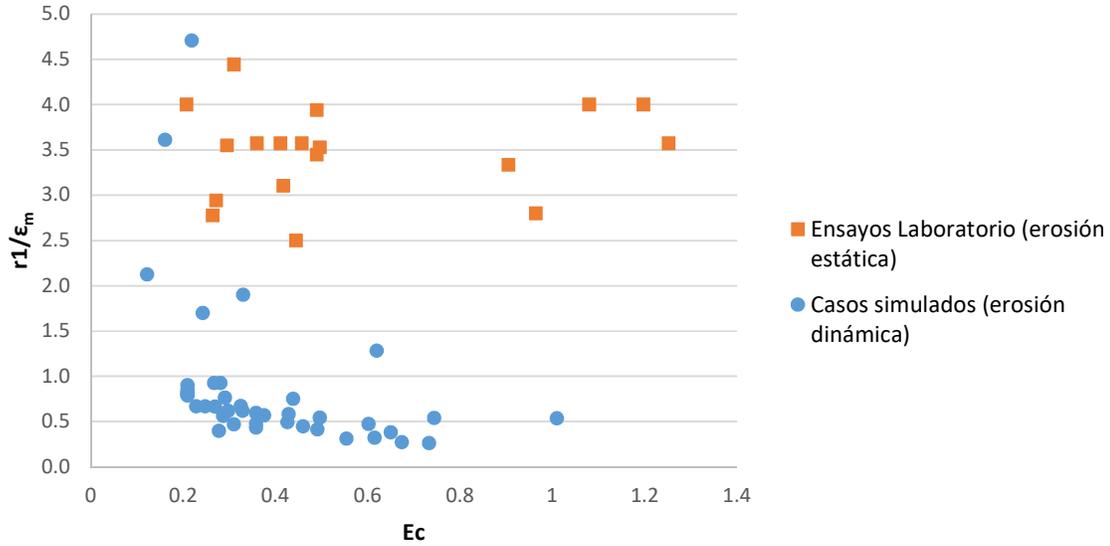


Figura 4-52. Relación entre radio y profundidad máxima de la fosa en función del  $Ec$  para cada caso ensayado y simulado en esta tesis.

En la Figura 4-53 se muestran perfiles de fosa adimensionalizados con la profundidad máxima de erosión dinámica, para casos simulados con  $Ec < 0.35$ . De acuerdo a los estudios de (Aderibigbe & Rajaratnam (1996), para  $Ec < 0.35$  se espera que las fosas sean más estrechas (menor  $r1/\epsilon_m$ ) cuanto mayor es  $Ec$ . Sin embargo, para los casos simulados, esto se cumple para los casos con igual  $h/d$  e igual  $d/D_s$  (casos: snd120, snd121, snd149 y snd122), lo cual tiene sentido desde el punto de vista de análisis dimensional. Los casos snd130, snd131, snd132 y snd133 difieren únicamente en el valor de  $h/d$  (tiene igual  $F_0$  y  $d/D_s$ ) y todos colapsan en una misma curva, a pesar de tener  $Ec$  distintos. Los casos snd153, snd152 difieren únicamente en el valor con  $d/D_s$ , y tienen menor  $d/D_s$  respecto al resto de los casos graficados, y se observa que cuanto menor  $d/D_s$ , más estrecha es la fosa, sin importar el valor de  $Ec$ .

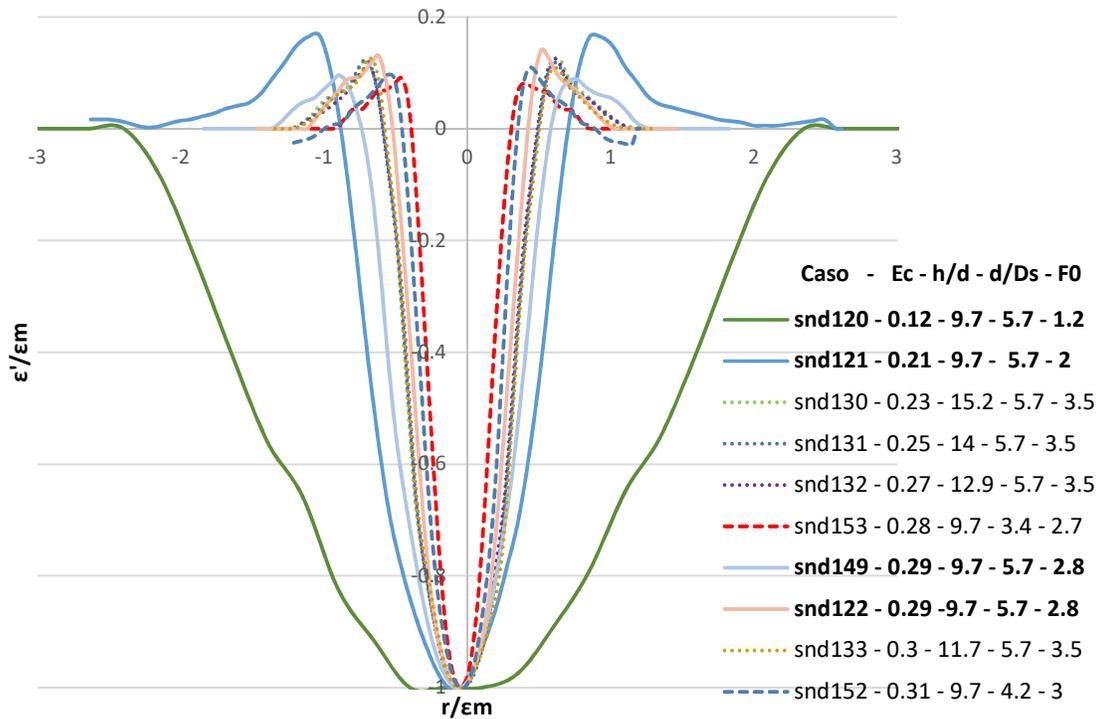


Figura 4-53. Perfiles de fosa adimensionalizados con la profundidad máxima (realizadas con el promedio de los perfiles entre los tiempos 15s y 20s). Datos de simulaciones con  $E_c < 0.35$ .

#### 4.2.6 Selección de tamaño de malla y paso temporal

Antes de realizar todas las simulaciones presentadas en las secciones 4.2.3 y 4.2.4 se planteó un primer objetivo de determinar la configuración que permitiera optimizar en tiempo de cómputo y asegurar la convergencia de la solución con suficiente resolución en los resultados. Para esto se corrieron 16 casos con diferentes combinaciones de tamaño de malla<sup>15</sup>, paso de tiempo y velocidad del chorro (ver Tabla 4-14), dejando fijos los parámetros mostrados en la Tabla 4-15. La variación de la velocidad del chorro se realizó a fin de variar el parámetro de erosión  $E_c$ , y utilizar este parámetro para comparar los distintos casos testeados. Es decir, se consideró que los resultados de dos casos con diferente tamaño de malla y paso de tiempo eran comparables si tenían asociado un valor de  $E_c$  similar.

De acuerdo a la Tabla 4-14, se probó con varios tamaños la malla (de lado  $\Delta x$ ) mediante la variación de la cantidad de celdas por bloque ( $N_i$ ,  $N_j$ ,  $N_k$ , según coordenadas  $x$ ,  $y$  y  $z$  respectivamente) (ver Tabla 4-16), así como también se probaron diferentes pasos temporales:  $\Delta t(s) = [0.001 \ 0.0025 \ 0.004 \ 0.005 \ 0.01]$ .

Como se muestra en la Tabla 4-14, en todos los casos testados se tuvo presente el cálculo del número de Courant máximo. El mismo es un indicador de estabilidad, y se procura su valor sea menor a 1 para evitar las oscilaciones en la interfase (Mendina, 2018). La restricción en el número de Courant se puede interpretar como que una partícula de fluido no puede moverse más que el largo de una celda de la malla en un paso de tiempo (Ferziger & Peric, 2002). El número de Courant se define como el cociente entre el paso de tiempo y el tiempo de residencia en un volumen finito, que en el caso

<sup>15</sup> El dominio numérico está conformado por celdas cúbicas idénticas (ver 4.2.1); al decir “tamaño de malla” se hace referencia al lado de una celda de la malla.

unidimensional se calcula de acuerdo a la siguiente ecuación:  $C = \frac{u\Delta t}{\Delta x}$ , siendo C el número de Courant y u la velocidad del fluido.

Tabla 4-14. Casos simulados para análisis de sensibilidad al tamaño de malla y paso de tiempo.

Caso	$\Delta t$ (s)	$\Delta x$ (mm)	Uin (m/s)	Courant Max	h (mm)	d (mm)	Uo (m/s)	Ec
snd101	0.005	0.694	-0.15	1.5	83	8.6	0.41	0.27
snd102	0.005	0.889	-0.15	1.3	82	8.3	0.43	0.28
snd103	0.005	1.042	-0.18	1.1	82	8.5	0.44	0.29
snd104	0.005	2.083	-0.18	0.6	81	9.4	0.33	0.25
snd105	0.005	0.694	-0.1	1.5	83	8.6	0.30	0.20
snd106	0.005	0.889	-0.1	1.3	82	8.3	0.32	0.21
snd107	0.005	1.042	-0.13	1.2	82	8.5	0.34	0.22
snd108	0.005	2.083	-0.13	0.6	81	9.4	0.25	0.18
snd109	0.0025	0.694	-0.1	0.8	83	8.6	0.34	0.23
snd110	0.0025	0.889	-0.1	0.7	82	8.3	0.36	0.24
snd111	0.005	1.042	-0.2	1.1	82	8.5	0.47	0.31
snd112	0.0025	1.042	-0.14	0.5	82	8.5	0.41	0.27
snd113	0.01	1.042	-0.14	2.2	82	8.5	0.31	0.21
snd114	0.005	1.042	-0.14	1.2	82	8.5	0.36	0.24
snd115	0.004	1.042	-0.14	0.8	82	8.5	0.37	0.25
snd116	0.001	1.042	-0.14	0.2	82	8.5	0.49	0.32

Tabla 4-15. Parámetros fijos en el análisis de sensibilidad al paso temporal y resolución espacial.

$\rho_s$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\varphi$ (°)	$r_p$ (μm)	$\chi_{lm}$	$\chi_{lM}$	$z_{sol}$	$X_{partini}$
2650	45	750	0.52	0.63	-0.003	0.52

Tabla 4-16. Tamaños de mallas testeados en el análisis de sensibilidad, con la respectiva cantidad de celdas.

$\Delta x$ (mm)	$N_i = N_j$	$N_k$	# celdas total
0.694	96	288	23,887,872
0.889	75	225	11,390,625
1.042	64	192	7,077,888
1.042	64	192	7,077,888
2.083	32	96	884,736

Se realizaron 16 simulaciones para este análisis, a partir del cual se concluye que la configuración que permite optimizar en tiempo de cómputo, asegurar la convergencia de la solución y suficiente resolución en los resultados es considerar un paso de tiempo de 0.0025 s y una malla conformada por celdas de 1.042 mm de lado. Se describirá de forma ilustrativa los razonamientos empleados para la elección del tamaño de malla y el paso de tiempo.

#### 4.2.6.1 Elección del tamaño de malla

En las Figura 4-54, Figura 4-55 y Figura 4-56 se comparan las fosas y la estructura de flujo generadas para los casos snd104, snd105, snd106 y snd107, ya que tienen igual paso de tiempo ( $\Delta t=0.005s$ ), diferente tamaño de malla (entre 0.694mm y 2.083mm) y similar Ec (entre 0.20 y 0.25). El número de

Courant desciende al aumentar el tamaño de la malla, teniendo valores mayores a la unidad en todos los casos a excepción del caso snd104.

Se descarta la configuración con  $\Delta x=2.083$  mm (casos snd104 y snd108 de la Tabla 4-14), ya que los resultados de las simulaciones difieren de forma significativa con los casos comparados (snd105, snd106 y snd107), en particular en lo que respecta la forma de la fosa generada.

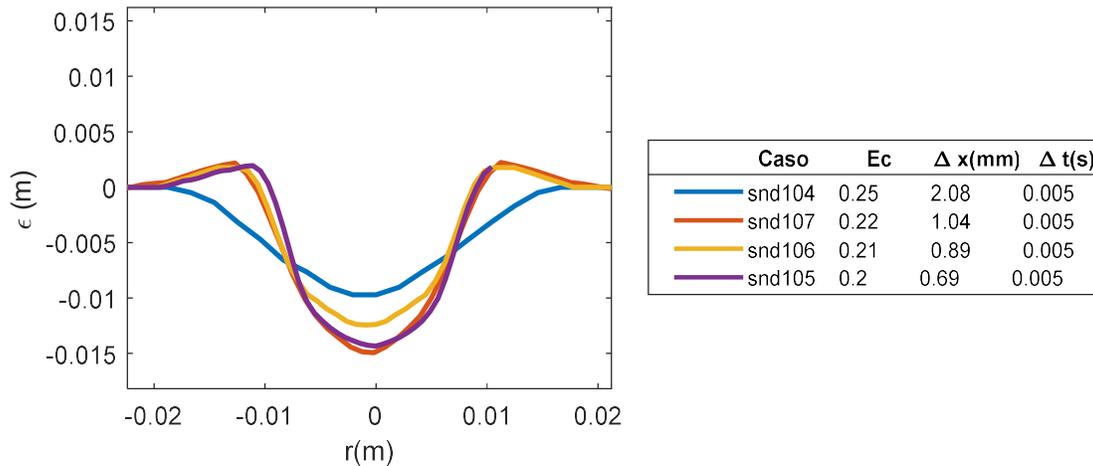


Figura 4-54. Forma de la fosa de erosión dinámica (promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) para casos con diferente tamaño de malla, igual paso de tiempo y similar Ec.

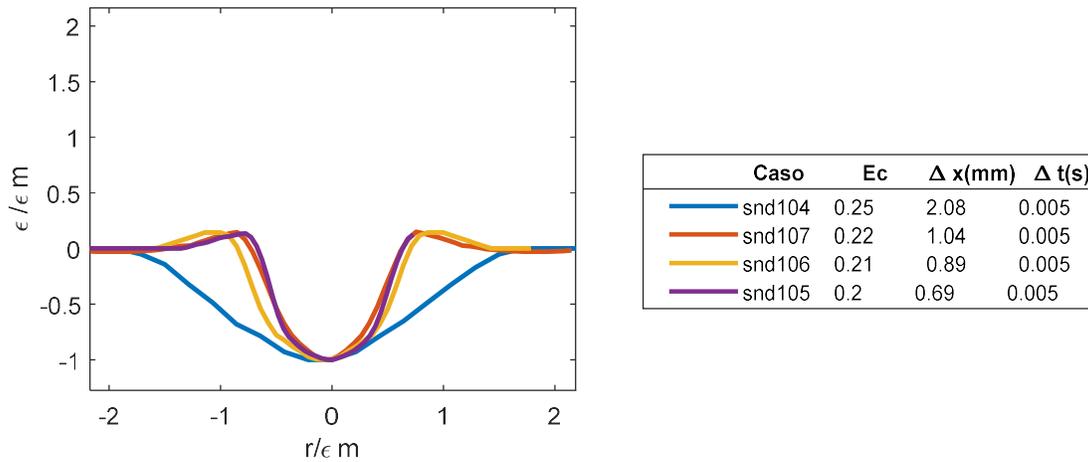


Figura 4-55. Forma de la fosa de erosión dinámica adimensionada (promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) para casos con diferente tamaño de malla, igual paso de tiempo y similar Ec.

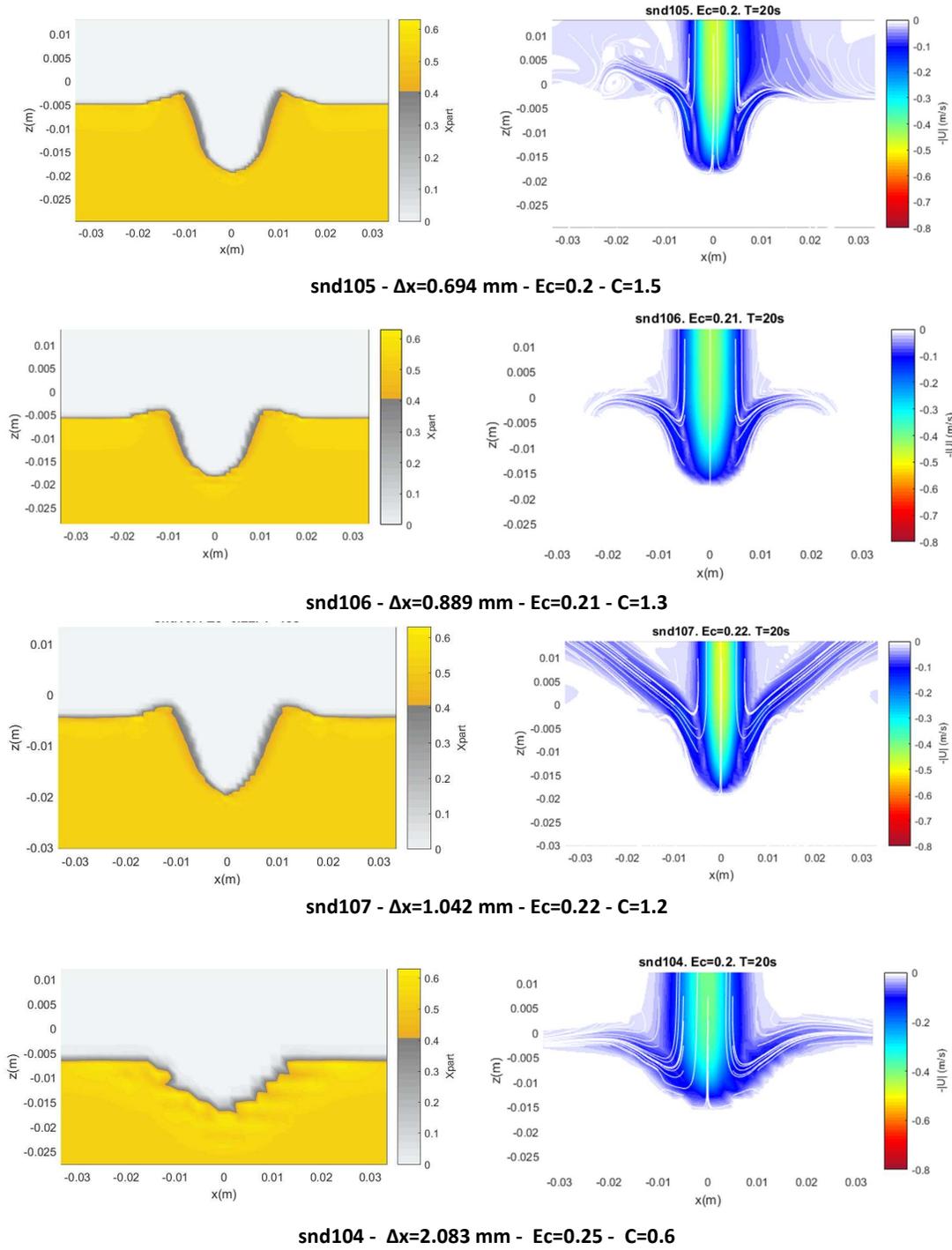


Figura 4-56. Comparación de formación de la fosa en un mismo instante ( $t=20s$ ) para casos con similar  $E_c$  y diferente tamaño de malla

En la Figura 4-57 y Figura 4-58 se comparan las fosas y la estructura de flujo generadas para los casos snd101, snd102 y snd103, ya que tienen igual paso de tiempo ( $\Delta t=0.005s$ ), diferente tamaño de malla (entre 0.694mm y 1.024mm) y similar  $E_c$  (entre 0.27 y 0.29).

Los perfiles de fosa generados tienen sentido: se incrementa la profundidad de erosión con el  $E_c$  y los perfiles adimensionados dan prácticamente iguales (ver Figura 4-57). Esto permite concluir que

disminuyendo el tamaño de malla no se tiene una mejora significativa en los resultados. A su vez, se puede visualizar que la estructura de flujo obtenida para el caso con tamaño de malla más pequeño snd101 ( $\Delta x=0.694$  mm,  $E_c=0.27$ ,  $C=1.5$ ) es diferente a lo esperado para este régimen (WDJR I, ver Figura 2-2), siendo más representativo lo obtenido para los casos con mayor tamaño de malla (snd102 ( $\Delta x=0.889$  mm,  $C=1.3$ ) y snd103 ( $\Delta x=1.042$  mm,  $C=1.1$ )). Esto podría explicarse por el aumento del valor de número de Courant al aumentar la resolución de la malla.

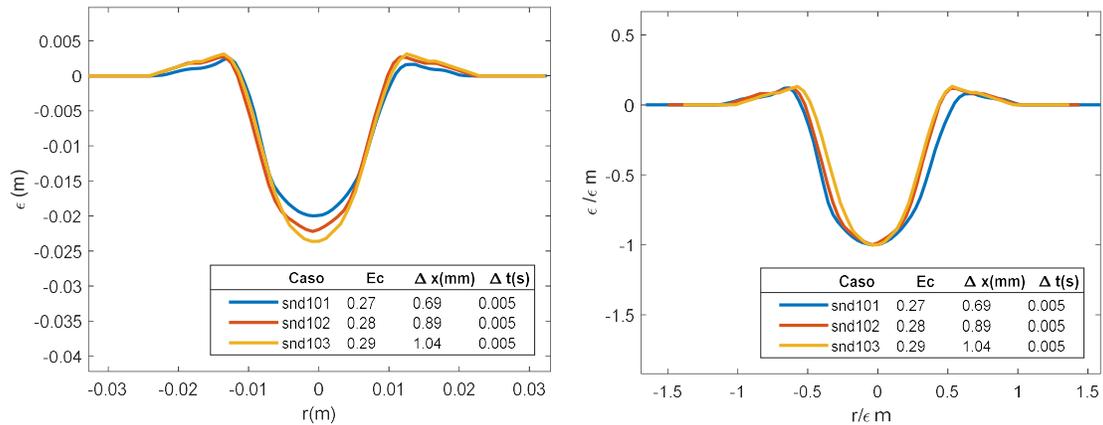


Figura 4-57. Forma de la fosa de erosión dinámica (promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) para casos con diferente tamaño de malla, igual paso de tiempo y similar  $E_c$ . La imagen de la derecha corresponde al perfil adimensionalizado con la profundidad máxima de erosión.

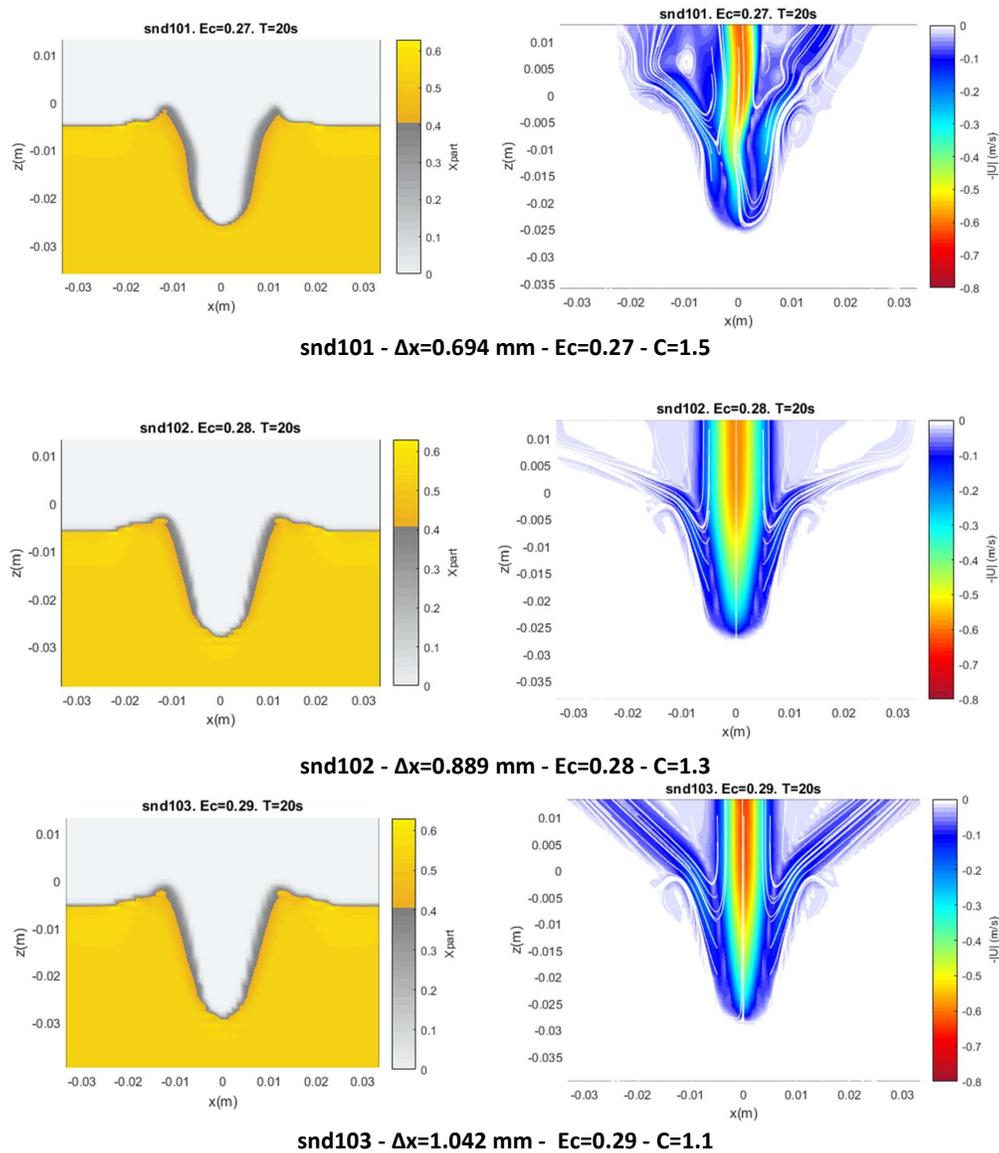


Figura 4-58. Comparación de estructura de flujo en un mismo instante ( $t=20s$ ) para casos con similar  $E_c$  y diferente tamaño de malla.

Se decide entonces seleccionar el tamaño de malla  $\Delta x=1.042$  mm como aquel que permite buena resolución de resultados optimizando el tiempo de computo. Se observó, por un lado, que utilizar un tamaño de malla mayor al elegido generaba resultados no acordes con lo esperado y, por otro lado, que no se tienen mejoras significativas al disminuir aún más el tamaño de la malla.

#### 4.2.6.2 Elección del paso de tiempo

Para el tamaño de malla elegido, en los casos mostrados en la sección anterior el número de Courant presenta valores algo mayores a lo recomendado (snd103 con  $C=1.1$  y snd107 con  $C=1.2$ ). Considerando que va a ser de interés contemplar el rango más amplio posible de velocidades de flujo, se decide evaluar la utilización de pasos de tiempo menores.

En la Figura 4-59 comparan casos con el tamaño de malla seleccionado ( $\Delta x=1.024$ mm) y diferente paso de tiempo, considerando los parámetros  $E_c$  y  $C$ . Se puede observar, en primer lugar que los casos

snd111 ( $\Delta t=0.005s$ ,  $C=1.1$ ) y snd116 ( $\Delta t=0.001s$ ,  $C=0.2$ ) dan fosas prácticamente iguales para  $E_c$  muy similares (0.31 y 0.32, respectivamente). En segundo lugar, comparando los casos snd114 ( $\Delta t=0.005s$ ,  $C=1.2$ ), snd115 ( $\Delta t=0.004s$ ,  $C=0.8$ ) y snd112 ( $\Delta t=0.0025s$ ,  $C=0.5$ ) con  $E_c$  similares (0.24, 0.25 y 0.27, respectivamente), se observa que se obtiene mayor profundidad de fosa con el aumento del  $E_c$ , lo cual es un resultado razonable.

Por lo tanto, para el rango de  $E_c$  testado, no se obtienen mejores resultados al reducir el paso de tiempo. Sin embargo, como se presentó en la sección 4.2.3, era un objetivo de las simulaciones probar el modelo en un amplio rango de velocidades, por lo que se optó por elegir el paso de tiempo  $\Delta t=0.0025s$  de forma conservadora, procurando que el número de Courant se mantuviera dentro del rango aceptable en todos los casos de estudio<sup>16</sup>.

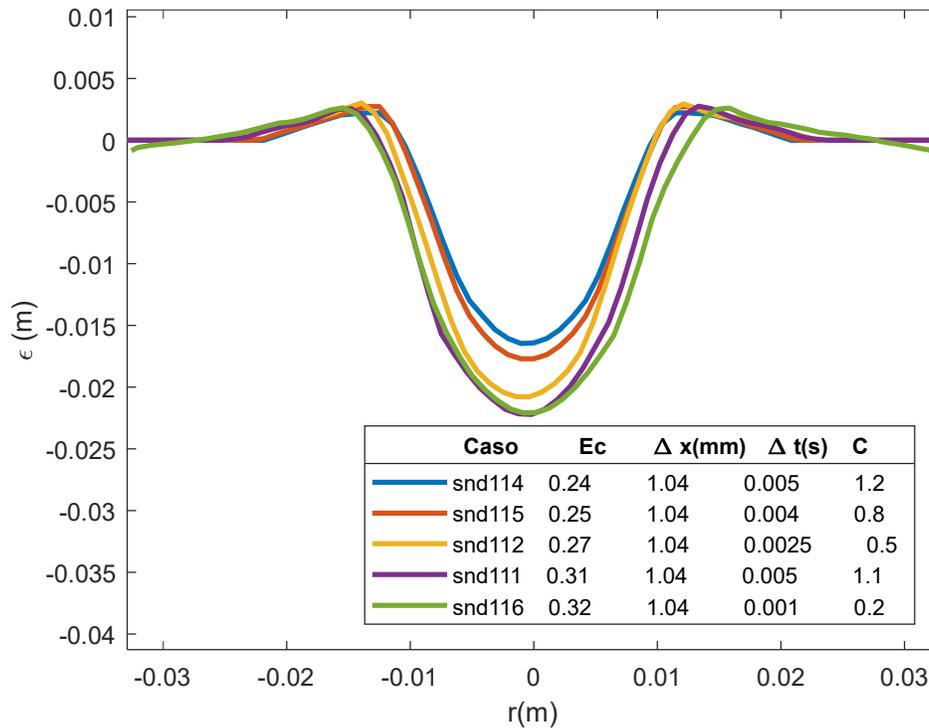


Figura 4-59. Forma de la fosa de erosión dinámica (promedio de los valores entre los instantes 15s y 20s de la simulación) para casos con diferente tamaño de malla, igual paso de tiempo y similar  $E_c$

<sup>16</sup> En el caso con mayor velocidad de entrada (snd129) el número de Courant resulta 0.67.

## 5 DISCUSIÓN DE RESULTADOS

---

### 5.1 INTRODUCCIÓN

Tanto en los ensayos de laboratorio como en las simulaciones numéricas los resultados deben ser evaluados y analizados teniendo en cuenta el margen de incertidumbre presente en cada caso.

Respecto a los resultados de los ensayos de laboratorio, en la sección 3.2.2.3 se aborda este tema calculando la incertidumbre asociada a la medida de las longitudes de erosión considerando la realización de ensayos repetidos. De esta forma, se obtuvo una medida de la incertidumbre asociada a los ensayos, la cual depende tanto de los instrumentos de medición (apreciación, resolución, sensibilidad, etc.) como de los métodos y procedimientos utilizados (aproximaciones, suposiciones, etc.) (Cortela, et al., 2019). La incertidumbre calculada representa entre 10 y 30% aprox. en las medidas de radio y profundidad máxima de la fosa de equilibrio, y entre 15 y 50 % aprox. en la medida de la altura de duna. En la medida de altura de duna tiene sentido que la incertidumbre sea considerable en algunos casos debido a los bajos valores que toma esta magnitud: hasta 2 mm, lo cual es aprox. 2 veces el diámetro de los granos de arena.

En el caso de las simulaciones, es necesario tener presente que las soluciones numéricas de la dinámica de fluidos son soluciones aproximadas. Además de los errores que pueden ser introducidos en el desarrollo del método numérico, en la programación o en el seteo de las condiciones de borde, las soluciones numéricas siempre incluyen tres tipos de errores sistemáticos (Ferziger & Peric, 2002):

- *Errores de modelación*: que son definidos como la diferencia entre el flujo real y la exacta solución del modelo matemático.
- *Errores de discretización*: definidos como la diferencia entre la solución exacta de las ecuaciones conservativas y la solución exacta del sistema de ecuaciones algebraicas obtenidas al discretizar esas ecuaciones.
- *Errores de iteración*: definidas como la diferencia entre la iteración y la exacta solución de los sistemas de ecuaciones algebraicas.

Los errores de modelación solo pueden ser evaluados comparando soluciones en las que los errores de discretización e iteración sean despreciables respecto a la precisión de los datos experimentales (Ferziger & Peric, 2002). Es esencial controlar y estimar los errores de discretización y convergencia antes juzgar los modelos de los fenómenos físicos. Con este propósito se realizó el análisis de sensibilidad al tamaño de malla y paso temporal, eligiendo la configuración que permitiera optimizar en tiempo de cómputo y asegurar la convergencia de la solución con suficiente resolución en los resultados.

A su vez, se entiende que hay un error o incertidumbre asociada a la forma de definir los parámetros y variables que gobiernan el fenómeno en el modelo numérico, ya que si bien en esta tesis se procuró definirlos de la manera más consistente posible con los métodos utilizados en laboratorio (ver sección 4.2.2), se entiende que los criterios utilizados pueden ser cuestionados y mejorados. Cabe mencionar que se observó que en los distintos estudios antecedentes existen diferencias en la forma de definir los parámetros y en muchos casos no es clara la metodología utilizada para la medición de las variables de interés.

Se evaluarán los resultados de los ensayos de laboratorio y las simulaciones numéricas realizadas en este trabajo de tesis teniendo en cuenta todo lo mencionado hasta el momento. Las diferencias entre los resultados numéricos y los resultados esperados por el conocimiento del fenómeno físico se

intentarán explicar discutiendo los posibles puntos de mejora que puede tener el modelo matemático del código *caffa3d* para representar el movimiento de las partículas inmersas en el fluido en este tipo de fenómeno.

Se entiende que cualitativamente el modelo numérico trabaja bien, generando formas de fosa y patrones de flujo de acuerdo a lo esperado. Para poder evaluar la performance del modelo de forma cuantitativa, se llevaron adelante distintos análisis cuyos resultados serán discutidos a continuación (ver secciones 5.4, 5.2, 5.3).

Como no se contó con datos propios de medidas de erosión dinámica en laboratorio, la comparación entre el modelo numérico y los ensayos quedó restringida a los casos con  $E_c < 0.35$  (ver sección 4.2.4), por considerarse que la erosión dinámica y estática coinciden en este rango. Estos resultados son discutidos en la sección 5.3.

Se realizó un profundo estudio del comportamiento del modelo numérico, llevando a cabo una cantidad considerable de simulaciones para analizar la sensibilidad del modelo numérico a los parámetros que describen el fenómeno (ver 4.2.3). Estos resultados son discutidos en la sección 5.2.

Los resultados de los ensayos de laboratorio y los casos simulados se compararon con datos de otros autores y formulaciones de estudios antecedentes. Al no contar con datos crudos de estudios antecedentes, esta comparación no se puede realizar de manera directa, sino que es necesario recurrir a expresiones adimensionales. A su vez, considerando los grupos adimensionales que intervienen en el fenómeno, se complementó el análisis de resultados de esta tesis, obteniendo gráficos con menor dispersión, que permiten dar un paso más en la comprensión del fenómeno. Todos estos resultados correspondientes a las secciones 3.2.2.1, 3.2.2.2 y 4.2.5 son discutidos en la sección 5.4.

## 5.2 ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DEL MODELO NUMÉRICO A LOS PARÁMETROS INVOLUCRADOS EN LA MODELACIÓN DEL FENÓMENO

A partir de los resultados del análisis de sensibilidad del modelo numérico a los parámetros involucrados en la modelación del fenómeno (ver sección 4.2.3), se puede concluir que el modelo numérico responde de la siguiente manera:

- La *altura de impacto* ( $h$ ) no tiene una incidencia significativa en la fosa de erosión dinámica generada, habiendo considerado un rango de  $h/d$  entre 3.4 y 15.2 (correspondiente a:  $d/D_s=5.7$  y  $F_0=3.5$ ), dejando fijos el resto de los parámetros.
  - Esto tiene sentido considerando que el rango de  $h/d$  testado tal vez no sea suficiente como para que las diferencias entre casos sean significativas y entonces los resultados puedan ser concluyentes.
  - A su vez, la incidencia poco significativa de la altura de impacto puede explicarse considerando que este parámetro es relevante en lo que tiene que ver con el desarrollo del perfil de velocidades del chorro. De acuerdo con Badr, et al (2014) cuando  $h/d$  es menor a 8 aprox. la velocidad del chorro en la boquilla coincide con la velocidad del chorro en el lecho (por encontrarse en régimen potencial), y por lo tanto, en ese rango tiene sentido que no haya mayor incidencia del parámetro.
  - Se tiene presente lo reportado por Aderibigbe & Rajaratnam (1996), quienes observan que el aumento de la altura de impacto lleva a disminución en la profundidad de erosión dinámica máxima, de forma significativa. En sus estudios, realizan dos sets de experimentos dejando constantes todos los parámetros a excepción de  $h$  que lo

varían en un amplio rango ( $h/d$  entre 5 y 125 aprox.). En sus ensayos:  $d/D_s= 3.3$  y  $4.5$ ,  $F_0=14$  y  $23$ , respectivamente.

- La *velocidad media del chorro* ( $U_0$ ) es un parámetro de gran incidencia en la formación de la fosa de erosión dinámica, manteniendo una relación potencial con las dimensiones características de la fosa, especialmente con la profundidad de erosión máxima. Las simulaciones fueron realizadas con  $h/d$  de  $9.7$ ,  $d/D_s=5.7$  y  $F_0$  entre  $1.2$  y  $7.1$  ( $E_c$  en un rango de  $0.12$  a  $0.73$ ).
- El *ángulo de fricción de la arena* ( $\phi$ ) no tiene incidencia en la forma de la fosa de erosión, habiendo testado un amplio rango de  $25^\circ$  a  $50^\circ$ .
  - Este parámetro se esperaba que tuviera incidencia en la forma de la fosa, y en especial en el ángulo de inclinación adoptado por los taludes que la conforman. Se entiende que para, condiciones dinámicas, esta forma puede estar determinada más por las fuerzas del propio flujo de agua y no por las condiciones de estabilidad de la arena. Es de esperar que la incidencia de este parámetro se pueda observar en condiciones estáticas (luego de apagado el chorro)
  - En el modelo matemático este parámetro está presente en la fórmula de cálculo de la tensión de fluencia correspondiente a la reología de la suspensión de un fluido de Bingham. Esta tensión está considerada en el cálculo de la viscosidad dinámica efectiva que incorpora el efecto de las partículas en la mezcla (ver 4.1.1.2).
- La *densidad de la arena* ( $\rho_s$ ) afecta la forma de la fosa de tal forma que cuanto más densa es la arena, menos profunda es la fosa y menor radio tiene, lo cual tiene sentido físico.
- El *radio de partícula* ( $r_p$ ) influencia la forma de la fosa de erosión de manera que, al aumentar el tamaño del grano (reducción de  $E_c$ ), incrementa la profundidad de erosión y disminuye el radio de la fosa, para el rango de valores de  $E_c$  testeados: entre  $0.23$  a  $0.52$ . La incidencia en la profundidad de erosión no es la esperada, ya que es de esperar que una arena de tamaño de grano mayor sea más difícil de mover que una de menor tamaño de grano.
  - En el modelo matemático (ver sección 4.1.1), el tamaño del grano es tenido en cuenta en el cálculo de la velocidad de sedimentación, en la velocidad asociada a la re-suspensión viscosa de las partículas y en el efecto difusivo generado por el gradiente de concentración presente en la mezcla. Teniendo presente la ecuación (4-11), la velocidad de las partículas será mayor (en el sentido de la gravedad) cuanto más grande sea el grano de la partícula, lo cual podría explicar los resultados encontrados.
- La *concentración volumétrica de partículas de lecho* ( $X_{part}$ ) también incide en la forma de la fosa, generando una fosa más profunda y estrecha en casos con menores valores de concentración, lo cual tiene sentido físico ya que podría considerarse como equivalente a casos con mayor porosidad del lecho. Este es un parámetro que no se tiene en cuenta en el cálculo de  $E_c$ , ni en lo estudiado en la mayoría de las investigaciones antecedentes revisadas en esta tesis.

### 5.3 COMPARACIÓN DE ENSAYOS DE LABORATORIO Y SUS CORRESPONDIENTES CASOS MODELADOS

En cuanto a la modelación numérica de los casos en laboratorio, se observó que la misma reproduce cualitativamente de forma satisfactoria al fenómeno. Sin embargo, cuantitativamente se subestima la formación de las fosas de erosión y sus dimensiones características (ver sección 4.2.4).

Sólo fue posible comparar tres ensayos, por tratarse de aquellos cuyo  $E_c < 0.35$ , ya que es en este rango en el cual la erosión dinámica (medida en las simulaciones) coincide con la estática (medida en el laboratorio). Por lo tanto, en principio se considera que no son suficientes como para que las

observaciones sean concluyentes. A su vez, hay que tener en cuenta la propia incertidumbre de los resultados de los ensayos presentada en la sección 3.2.2.3, que puede considerarse aproximadamente un 15% en la medida del radio de la fosa, 20% en la medida de la altura de la duna y entre 20 y 30% en la medida de la profundidad máxima de erosión.

En los tres casos de comparación, las simulaciones subestimaron las tres longitudes características medidas en los ensayos. En el mejor de los casos, la diferencias entre las medidas de profundidad máxima de erosión de laboratorio y de simulaciones representan entre 20 y 30 % en la medida de laboratorio. Esto es equivalente a decir que las simulaciones subestimaron entre un 20 y 30% la medida de la erosión máxima en ese caso. En los otros dos casos, las simulaciones subestimaron entre un 60 y 80 % aprox. En cuanto la altura de duna, en todos los casos la subestimación fue considerable (mayor al 80%). Y respecto al radio de la fosa, las simulaciones subestimaron su medida entre 40 y 70%, según el caso.

Respecto a que uno de los ensayos simulados haya dado resultados más cercanos a lo medido en laboratorio, se observa que el mismo corresponde a aquel con mayor velocidad de chorro, siendo el resto de los parámetros muy similares (teniendo en cuenta la sensibilidad del modelo a los mismos). A su vez, se observa que dicho ensayo se realizó con la arena más uniforme, y que el modelo matemático asume que todas las partículas del lecho tienen igual tamaño, lo cual es una hipótesis menos fuerte en ese tipo de casos.

#### 5.4 RELACIÓN ENTRE EL PERFIL DE EROSIÓN, SUS DIMENSIONES CARACTERÍSTICAS Y NÚMEROS ADIMENSIONALES

En primer lugar, en la revisión de estudios antecedentes se observó que existe una gran dispersión en los gráficos cuando se relacionan las medidas de la fosa adimensional respecto al parámetro de erosión  $E_c$ . Teniendo esto presente, en este tipo de gráficos los datos de esta tesis, tanto de los ensayos de laboratorio como los de las simulaciones, se comportan de acuerdo a lo esperado (ver Figura 3-6, Figura 3-7, Figura 3-8, Figura 4-35, Figura 4-46, Figura 4-47, Figura 4-48, Figura 4-50).

Aderibigbe & Rajaratnam (1996) presentaron la ecuación ( 2-9) en la cual se escribe la profundidad dinámica máxima de erosión relativa a la altura de impacto en función de  $E_c$  y  $h/d$ . Los datos de las simulaciones resultaron menores a los valores estimados con dicha ecuación (ver Figura 4-36, y Figura 4-38).

El gráfico de la Figura 4-43 es el único de los gráficos de estudios antecedentes que plantea la dependencia de la profundidad de erosión dinámica máxima adimensionalizada (con el diámetro del chorro en el lecho  $d_l$ ) respecto a dos parámetros adimensionales: el Froude densimétrico considerando la velocidad del chorro en el lecho y la relación  $d_l/D_s$ . A su vez, de esta forma, Donoghue, et al (2001) también tuvieron presente la influencia de la altura de impacto. En dicho gráfico, se incluyeron los resultados de las simulaciones numéricas de esta tesis, y se comportan de acuerdo a lo esperado.

Considerando cuáles son los grupos adimensionales que gobiernan el fenómeno, se procedió a analizar las relaciones que se dan entre dichos parámetros adimensionales y las longitudes características adimensionadas de la fosa. Esto se hizo tanto para los datos de profundidad de erosión máxima de los ensayos de laboratorio como para los casos simulados numéricamente, y se obtuvieron gráficos con menor dispersión (ver Figura 3-9, Figura 3-10, Figura 4-37 y Figura 4-38).

A partir de los casos de laboratorio, se puede decir que la profundidad máxima de erosión estática aumenta con el número de Froude densimétrico, cuando se deja fijo  $h/d$  y  $d/D_s$  (ver Figura 3-9). Para

estos casos, se hizo un ajuste de la profundidad máxima de erosión estática relativa a la altura de impacto ( $\frac{\varepsilon_{m\infty}}{h}$ ) en función de  $E_c$ , comparable con las ecuaciones de Aderibigbe & Rajaratnam (1996) y Ansari, et al. (2003). Resultó que  $\frac{\varepsilon_{m\infty}}{h}$  aumenta con  $E_c$  pero crece más lento que lo estimado con las ecuaciones antecedentes; y en particular, se da que para datos con  $E_c < 0.9$ , el ajuste de este tesis da valores más altos de profundidad de erosión que lo estimado con las ecuaciones antecedentes.

Los perfiles de fosa adimensionados con la profundidad máxima de erosión presentados por otros autores (Aderibigbe & Rajaratnam, 1996) sugerían que, para bajos  $E_c$  ( $E_c < 0.35$ ) los perfiles de fosa son más anchos, con relación  $r_1/\varepsilon_m$  entre 5 y 30. Esto no fue encontrado en los resultados de las simulaciones numéricas ni los ensayos de esta tesis, obteniendo en todos los casos perfiles más estrechos ( $r_1/\varepsilon_m < 5$ ) (ver Figura 4-51, Figura 4-52). A su vez, las simulaciones resultaron en general en fosas más estrechas que los ensayos realizados, lo cual podría deberse a que en el primer caso se mide en condiciones dinámicas, y por lo tanto hay las partículas en suspensión.

De acuerdo a los estudios de Aderibigbe & Rajaratnam (1996), para  $E_c < 0.35$  se espera que las fosas sean más estrechas cuanto mayor es  $E_c$ , por lo que se evaluó esta hipótesis en los casos simulados en este tesis (ver Figura 4-53). Resultó que esto se cumple sólo para los casos con igual  $h/d$  e igual  $d/D_s$ , lo cual tiene sentido desde el punto de vista de análisis dimensional. Por otro lado, se observó que los casos que difieren únicamente en el valor de  $h/d$  (tienen igual  $F_0$  y  $d/D_s$ ) todos colapsan en una misma curva, a pesar de tener  $E_c$  distintos; y que cuanto menor es  $d/D_s$  más estrecha es la fosa (dejando el resto de los parámetros fijos), sin importar el valor de  $E_c$ .

## 6 CONCLUSIONES

---

En este trabajo de tesis se estudió en profundidad el fenómeno de erosión por chorro de agua vertical circular sumergido que impacta de forma perpendicular en un lecho de arena.

Se logró establecer el estado del arte en la temática, a través de una revisión exhaustiva de bibliografía que contempla el inicio de las investigaciones en el área (hace más de 80 años) hasta la actualidad. Dicho recorrido implicó el adentramiento en estudios de diferente índole, en los cuales se utilizaron diferentes parámetros, definiciones, nomenclatura, técnicas, etc. Esto hizo que no fuera tarea sencilla uniformizar toda la información disponible, de forma que sea útil para poder comparar con nuevos resultados.

Se llevó a cabo un estudio experimental en laboratorio que sirvió de acercamiento al entendimiento del fenómeno y la caracterización de las variables y parámetros fundamentales. La experiencia en laboratorio se realizó con una metodología descrita de forma tal que pueda ser llevada a cabo por terceros, y a partir de la cual se obtuvieron una serie de resultados de interés. Dichos resultados se suman y complementan la base de datos que, con resultados de otros autores antecedentes, se ha ido generando y la cual será de utilidad para futuras investigaciones en la temática. Para ensayos con iguales grupos adimensionales  $\frac{D_s}{h}$  y  $\frac{d}{h}$ , se encontró una relación (con alto coeficiente de correlación) entre la profundidad de erosión de equilibrio de la fosa ( $\epsilon_{m\infty}$ ) y el parámetro adimensional que caracteriza el fenómeno (*parámetro de erosión*  $E_c$ , ver definición en sección 2.1.2). Dicha relación es comparable con formulaciones semi-empíricas presentadas por otros autores para un rango de  $h/d$  que no incluye a los experimentos llevados a cabo en esta tesis.

Se utilizó el modelo numérico *caffa3d-MFP* para implementar una importante cantidad de casos, de dimensiones generales muy similares al arreglo experimental. Se realizó un análisis de sensibilidad al tamaño de malla y paso de tiempo utilizados en la modelación con el objetivo de independizar los resultados de estos parámetros y poder realizar las simulaciones en condiciones óptimas de tiempo computacional y convergencia de solución. Se llevó a cabo un análisis de sensibilidad de los parámetros del modelo que caracterizan al fenómeno (altura y velocidad del chorro, tamaño, densidad, porosidad y ángulo de reposo interno del sedimento), logrando identificar aquellos que tienen mayor afectación en la formación de la fosa y sus dimensiones principales.

Se obtuvieron los resultados esperados en relación a la incidencia de la variación en la velocidad del chorro, la densidad del grano de arena y la porosidad del lecho. Algo interesante es que este último parámetro no es considerado importante en la caracterización del lecho en la mayoría de los estudios antecedentes. Por otro lado, resultó que el modelo no sería sensible a ángulo de reposo interno, pero sí al resto de los parámetros y, si bien se hubiera esperado que la variación de la altura de impacto del chorro tuviera mayor incidencia en los resultados, el modelo no se vio muy afectado por la variación de dicho parámetro. A su vez, resultó que aumentar el tamaño del grano de arena incrementa la profundidad de erosión y disminuye el radio de la fosa, y esto no era lo esperado.

Se simularon en el modelo numérico aquellos casos de laboratorio en que las condiciones hidro-sedimentológicas hacen que la erosión estática (única erosión medida en laboratorio) sea igual a la erosión dinámica (única erosión medida en la simulación numérica). Esto se hizo ingresando al modelo las características que identifican cada caso particular, con la sutileza de corregir la altura de impacto ( $h$ ) para conservar la relación  $h/d$  ya que el diámetro de la boquilla en la modelación es más pequeño que el del laboratorio. Para cada caso de laboratorio se realizaron dos modelaciones: una, considerando como diámetro característico del sedimento el D50, y la otra, el D90. En los tres casos

modelados se obtuvieron fosas de dimensiones más pequeñas que las que resultaron en el laboratorio, tanto en profundidad máxima, como en radio de fosa y altura de duna.

Se analizaron las capacidades actuales del modelo *caffa3d-MFP* para representar el fenómeno de erosión local, identificando las fortalezas y debilidades para la simulación de los diferentes procesos físicos involucrados. En este sentido, se evaluó la performance del modelo numérico *caffa3d-MFP* para representar la profundidad de erosión, comparando con experimentos en modelos físicos (propios y ajenos). El modelo tuvo buenos resultados a nivel cualitativo, teniendo aspectos a mejorar a nivel cuantitativo. En particular, se considera que la granulometría y el ángulo de fricción de fricción interna de la arena son parámetros en los que habría que profundizar. La incidencia de los mismos en los resultados de esta tesis podría ameritar la revisión de las ecuaciones utilizadas en el modelo de partícula, teniendo en cuenta que estas son de base experimental.

## 7 BIBLIOGRAFÍA

---

- Abdelaziz, S., Bui, M.-D. & Rutschmann, P., 2010. Numerical simulation of scour development due to submerged horizontal jet. *River Flow 2010. Karlsruhe: Bundesanstalt für Wasserbau. S.*, pp. 1597-1604..
- Ade, F. & Rajaratnam., N., 1998. Generalized study of erosion by circular horizontal turbulent jets.. *J. Hydraul. Res.*, p. 36 (4): 613–636..
- Aderibigbe, O. & Rajaratnam, N., 1996. Erosion of loose beds by submerged circular impinging vertical turbulent jets.. *J. Hydraul. Res.*, pp. 34 (1), 19–33..
- Aderibigbe, O. & Rajaratnam, N., 1996. Erosion of loose beds by submerged circular impinging vertical turbulent jets.. *J. Hydraul. Res.* , pp. 34 (1), 19–33..
- Ahmad, N., Melville, B. W., Mohammad, T. & Suif, Z., 2018. Evaluation of pier scour prediction for wide piers. *International Journal of GEOMATE Vol.14, Issue 42*, pp. 140-145.
- Amicarelli, A., Agate, G. & Guandalini., R., 2013. A 3D fully Lagrangian smoothed particle hydrodynamics model with both volume and surface discrete elements.. *Int. J. Numer. Methods Eng.* , p. 95 (5): 419–450. .
- Amicarelli, A., Kocak, B., Sibilla, S. & Grabe., J., 2017. A 3D smoothed particle hydrodynamics model for erosional dam-break floods.. *Int. J. Comput. Fluid Dyn.*, p. 31 (10): 413–434. .
- Anderson, M. T. & Lu, N., 2001. Role of microscopic physicochemical forces in large volumetric strains for clay sediments.. *J Eng Mech-Asce* , pp. 127: 710-719..
- Ansari, S., 1999. *Influence of cohesion on local scour.*.. s.l.:Ph.D. thesis, Department of Civil Engineering, IIT Roorkee..
- Ansari, S., Kothyari, U. & Ranga Raju, K., 2003. Influence of cohesion on scour under submerged circular vertical jet.. *J. Hydraul. Eng.*, pp. 129(12), 1014–1019..
- Armaghani, A., Lashkar-Ara, B. & Akhond-Ali, A., 2016. The Process of Plunge Pool Bed Form Changes by a Vertical Jet Impinging Upon Non-Cohesive Sediment. *Irrigation Sciences and Engineering Vol.40, No. 3, Fall 2017*, pp. 77-85.
- Armenio, V. & Fiorotto, V., 2001. The importance of the forces acting on particles in turbulent flows.. *Phys Fluids*, 13(8), pp. 2437-40.
- Arneson, L., Zevenbergen, L., Lagasse, P. & Clopper, P., 2012. Evaluating scour at bridges.. *Hydraulic engineering circular*, Issue 18, p. 1–340..
- ASTM, 2003. *Norma C 136-01.* s.l.:s.n.
- ASTM, 2011. *Standard practice for classification of soils for engineering.* s.l.:s.n.
- Badr, S., Gauthier, G. & Gondret., P., 2014. Erosion threshold of a liquid immersed granular bed by an impinging plane liquid jet.. *Phys. Fluids* 26 (2), p. 023302.
- Badr, S., Gauthier, G. & Gondret, P., 2014. Erosion threshold of a liquid immersed granular bed by an impinging plane liquid jet. *Physics of Fluids* 26, p. 023302.

- Benseghier, Z., Cuéllar, P., Luu, L.-H. & Delenne, J.-Y., 2020. Relevance of Free Jet Model for Soil Erosion by Impinging Jets. *J. Hydraul. Eng.* , p. 146(1): 04019047.
- Bohorquez, P., 2008. *Study and Numerical Simulation of Sediment Transport in Free-Surface Flow*. Malaga, España: Department of Mechanical Engineering and Fluid Mechanics.
- Bombardelli, F. A. & Gioia, G., 2006. Scouring of granular beds by jet-driven axisymmetric turbulent cauldrons. *Physics of fluids* 18.
- Bombardelli, F., Palermo, M. & Pagliara, S., 2018. Temporal evolution of jet induced scour depth in cohesionless granular beds and the phenomenological theory of turbulence.. *Phys. Fluids* , pp. 30, 1–19..
- Boyaval, S. y otros, 2018. A semi-Lagrangian splitting method for the numerical simulation of sediment transport with free surface flows. *Computers and Fluids* , pp. 1-13.
- Brunier-Coulin, F., Cuéllar, P. & Philippe, P., 2017. Erosion onset of a cohesionless granular medium by an immersed impinging round jet. *Physical Review Fluids, American Physical Society*, 3(2), p. 034302.
- Caquot, A. & Karisel, J., 1969. *Tratado de Mecánica de Suelos*. Madrid España: Interciencia.
- Caretto, L. S., Gosman, A. D., Patankar, S. V. & Spalding., D. B., 1973. Two calculation procedures for steady, three-dimensional flows with recirculation. En: *Proceedings of the third international conference on numerical methods in fluid Mechanics. Lecture Notes in Physics, vol 19*. Berlin, Heidelberg: Springer, pp. 60-68.
- Chakravarti, A., Jain, R. & Kothiyari, U., 2014. Scour under submerged circular vertical jets in cohesionless sediments.. *ISH J. Hydraul. Eng.*, pp. 20 (1), 32–37..
- Chauchat, J. & Médale, M., 2010. A three-dimensional numerical model for incompressible two-phase flow of a granular bed submitted to a laminar shearing flow. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 199 , p. 439–449.
- Cheng, N. S., Lu, Y. S., Wei, M. X. & Chiew, Y. M., 2021. Unified Criterion for Clear-Water Local Scour Induced by Junction Flows and Wall Jet. *Water Resources Research*, p. Vol 57 Issue 5.
- Chin, C. O., Chiew, Y. M., Lim, S. Y. & Lim, F. H., 1996. Jet Scour around Vertical Pile. *Journal of Waterway Port Coastal and Ocean Engineering*, p. Vol 122 Issue 2.
- Chreties, C., 2008. *Erosión en pilas de puentes. Determinación experimental de profundidades de erosión de equilibrio*.. Montevideo, Uruguay: Universidad de la República.
- Chreties, C., 2011. *Erosion local en pilas de puentes. Generalización del fenómeno de no-memoria y aplicaciones para la determinación de erosión de equilibrio y diseño de protecciones*.. Montevideo, Uruguay: Facultad de Ingeniería, UdelaR.
- Chreties, C., Simarro, G. & Teixeira, L., 2008. New Experimental Method to Find Equilibrium Scour at Bridge Piers. *JOURNAL OF HYDRAULIC ENGINEERING*, pp. 1491-1495.
- Clarke, F., 1962. *The Action of Submerged Jets on Movable Material*. United Kingdom: University of London.
- Cortela, Garay & Freire, 2019. *Procesos de medición y tratamiento de datos*.. Montevideo: Facultad de Ciencias.

- Costet, J. & Sanglerat, G., 1975. *Curso práctico de mecánica de suelos*. Barcelona, España: Ediciones Omega S.A..
- Deng, J. y otros, 2008. Numerical simulation of scouring of aerated jet flow. *J Sichuan U (Eng Sci Ed)*, p. 40(3): 1–5.
- Doddiah, D., Albertson, M. L. & Thomas, R., 1953. Scour from jets. *Minnesota International Hydraulics Convention*..
- Donoghue, T., Trajkovic, B. & Piggins, J., 2001. *Sand bed response to submerged water jet*. s.l., Proc., Eleventh Int. Offshore and Polar Engineering Conference, Stavanger, Norway, June 17–22..
- Ettema, R., Constantinescu, G., Melville & Bruce, W., 2017. Flow-Field Complexity and Design Estimation of Pier-Scour Depth: Sixty Years since Laursen and Toch. *Journal of Hydraulic Engineering*, p. 143(9): 03117006.
- Fan, W. y otros, 2020. Experimental Study on the Effects of a Vertical Jet Impinging on Soft Bottom Sediments.. *Sustainability* , pp. 12, 3775.
- Fernandez, G. y otros, 2018. Numerical simulation of atmospheric pollutants dispersion in an urban environment. *Proc. of the Tenth International Conference on Computational Fluid Dynamics (ICCFD10)*, pp. 1-16.
- Fernandez, G., Mendina, M. & Usera, G., 2020. Heterogeneous computing (cpu–gpu) for pollution dispersion in an urban environment.. *Computation*, 8(3)..
- Ferziger, J. & Peric, M., 2002. *Computational methods for fluid dynamic*.. Berlin.: Springer. .
- Gaël Epely-Chauvin, Cesare, G. D. & Schwindt, S., 2014. Numerical Modelling of Plunge Pool Scour Evolution In Non-Cohesive Sediments. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*,, pp. 8:4, 477-487, .
- Gauntner, J. W., Livingood, J. N. B. & Hrycak, P., 1970. Survey of Literatura on flow characteristics of a single turbullent jet impinging on a flat plate.. *Lewis Research Center. National Aeronautics and Space Administration*.
- Germano, M., Piomelli, U., Moin, P. & Cabot, W. H., 1991. A dynamic subgrid-scale eddy viscosity model. *Phys. Fluids A* 3, pp. 1760-1765.
- Ghazavi, M., Hossein, M. & Mollanouri., M., 2008. “A comparison between Angle of Repose and Friction Angle of Sand” 2008.. *International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG)*.
- Goeree, J., van Rhee, C. & Bugdayci, H., 2013. *Numerical sediment simulation using a continuous flowmodel*. Cannes, France, 16th International Conference on Multiphase Production Technology.
- Gorb, Y., Mierka, O., Rivkind, L. & Kuzminb, D., 2014. Finite element simulation of three-dimensional particulate flows using mixture models. *Journal of Computational and Applied Mathematics*, pp. 443-450.
- Haehnel, R. & Dade, W. B., 2008. Physics of Particle Entrainment Under the Influence of an Impinging Jet. *US Army Corp, Cold Regions Research and Engineering Laboratory*.
- Hanson, G. J., 1990. Surface erodibility of earthen channels at high stresses part II - developing an in situ testing device. *Transactions of the ASAE*, 1(33), p. 132–137..

- Hanson, G. J. & Cook, K. R., 2004. Apparatus, test procedures, and analytical methods to measure soil erodibility in situ.. En: s.l.:American Society of Agricultural Engineers ISSN 0883-8542., p. Vol. 20(4): 455-462.
- Ho, C. & Huerre, P., 1984. Perturbated free shear layers. *Annu. Rev. Fluid Mech.* , Issue 16, p. 365-424.
- Hogg, A., Huppert, H. & Dade, W., 1997. Erosion by planar turbulent wall jets.. *J. Fluid Mech.*, pp. 338: 317-340.
- Hou, J. y otros, 2016. Theoretical and experimental study of scour depth by submerged water jet.. *Advances in Mechanical Engineering* , p. Vol. 8(12) 1-9.
- Huai, W. X., Wang, Z. W. & Qian, Z. D., 2011. Numerical simulation of sandy bed erosion by 2D vertical jet.. *Sci China Tech Sci*, pp. 54: 3265-3274.
- Hunter, T. y otros, 2013. The influence of system scale on impinging jet sediment erosion: Observed using novel and standard measurement techniques. *Chemical Engineering Research and Design*, pp. 722-734.
- Ikari, H., Gotoh, H. & Ejiri, T. T. T., 2015. MPS-based simulation of scouring due to sumrged vertical jet with sub-particle scale suspended load model.
- Jalal, H. K. & Hassan, W., 2020. Three-dimensional numerical simulation of local scour around circular bridge pier using Flow-3D software. *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* 745 012150.
- Jones, W. & Wille, M., 1995. Large eddy simulation of a jet in a cross-flow. *10th Symp. on Turbulent Shear Flows, The Pennsylvania State University, 4,* pp. 1-6.
- Kobus, H., Leister, P. & Westrich, B., 1979. Flow field and scouring effects of steady and pulsating jets impinging on a movable bed. *J Hydraul Res*, pp. 17: 175-192.
- Kobus, H., Leister, P. & Westrich, B., 1979. Flow field and scouring effects of steady and pulsating jets on a movable bed.. *J. Hydraul. Res.*, pp. 17(2), 175-192..
- Kuang, S., LaMarche, C., Curtis, J. & Yu., A., 2013. Discrete particle simulation of jet-induced cratering of granular bed. *Powder Technol.*, p. 239 (May): 319-336..
- Kumar, V., Ranga Raju, K. G. & Vittal, N., 1999. Reduction of scour around bridge piers using slots and collars.. *J. Hydraul. Eng.* 125(12), p. 1302-1305..
- Kuroiwa, J. M., 1999. Scour caused by rectangular impinging jets in cohesionless beds.
- Lalli, F., Esposito, P. G., Piscopia, R. & Verzicco, R., 2005. Fluid-particle flow simulation by averaged continuous model. *Computers & Fluids* 34, p. 1040-1061.
- Lalli, F., Esposito, P. G. & Verzicco, R., 2006. A Constitutive Equation for Fluid-particle Flow Simulation. *International Journal of Offshore and Polar Engineering Vol. 16, No. 1,* p. 18-24.
- Lehnhauser, T. & Schäfer, M., 2003. Efficient discretization of pressure-correction equations on nonorthogonal grids.. *Int. J. Numer. Methods Fluids*, Volumen 42, pp. 211-231.
- Liao, C., Chang, Y., Lin, C. & McDonough, J., 2010. Simulating flows with moving rigid boundary using immersed-boundary method.. *Computers and Fluids*, 39, pp. 152-167..
- Li, F. J. & Cheng, L., 2001. Prediction of lee-wake scouring of pipelines in currents.. *Journal of Waterway, Port, Cast, Ocean Engineering*, Volumen 127, p. 106-112.

- Liu, S., Yang, Y. & Wu, X., 2017. Simulations of Local Scour Around a Cylindrical Bridge Pier And a Semicircular Abutment Using Unsteady k- $\epsilon$  Model Combined with  $\sigma$ -Grid.. *The Open Civil Engineering Journal* 11, pp. 598-614.
- Lopez, B., 2018. *Desarrollo de un tunel de viento numérico*.. Montevideo, Uruguay: Facultad de Ingenieria.
- López, G., 2013. *Erosión local en pilas de puentes. Evolución temporal y enfoque probabilístico*.. Montevideo, Uruguay.: Univerdiad de la República..
- Mazurek, K. & Hossain, T., 2007. Scour by jets in cohesionless and cohesive soils.. *Can. J. Civil Eng.* , pp. 34, 744-751..
- McNaughton, K. J. & Sinclair, C. G., 1966. Sumerged Jet in Short Cylindrical Flow Vessels. *J. Fluid MEch*, 25(2), pp. 367-375.
- Melville, B. & Coleman, S., 2000. Bridge scour.. *Highlands Ranch, USA: Water Resources Publications*.
- Mendina, M., 2018. *Simulacion numerica de flujos fluido partucula mediante la implementacion de un modelo euleriano de una sola fase*.. Montevideo, Uruguay.: Universidad de la República.
- Mendina, M. y otros, 2014. A general purpose parallel block structured open source incompressible flow solver. *Cluster Computing*, 17 (2), p. 231 – 241.
- Mendina, M. & Usera, G., 2021. Numerical simulation of turbulent jet scour through the implementation of a single phase eulerian model.. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering* ., p. EMID:df2043444ae3810..
- Mercier, F. y otros, 2013. Comparison of CFD simulations with experimental Jet Erosion Tests results.. *J. of hydraulic engineering, American Society of Civil Engineers*, pp. 140 (5): 04014006, 1 – 11..
- Meza, L. G., 2008. Guia de Laboratorio de Materiales..
- Moin, P. & Kim, J., 1982. Numerical investigation of turbulent channel flow.. *J. of Fluid Mechanics*, 118, p. 341–377..
- Mühle, F. y otros, 2018. Blind test comparison on the wake behind a yawed wind turbine.. *Wind Energy Sci*, 3(2), p. 883–903.
- Nasar, A. M., 2016. *Eulerian and Lagrangian Smoothed Particle Hydrodynamics as Models for the Interaction of Fluids and Flexible Structures in Biomedical Flows*. Manchester: School of Mechanical, Aerospace and Civil Engineering.
- Neyshabour, S. A. A. S., Silva, A. M. F. d. & Barron, R., 2003. Numerical simulation of scour by a free falling jet. *Journal of Hydraulic Research* , 41(5), p. 533–539.
- Nguyen, D. y otros, 2014. A Two Phase Numerical Model For The Water Injection Dredging (WID) Technology: An Unified Formulation For Continuum Mechanic. *International Conference on Hydroinformatics. City University of New York (CUNY)*..
- Nguyen, K. y otros, 2014. *A two-phase numerical model for the water injection dredging (wid) technology: an unified formulation for continuum mechanic.*, s.l.: City University of New York. Academic Works.

- Niven, R. & Khalili, N., 1998. In situ fluidisation by a single internal vertical jet. *Journal of Hydraulic Research IAHR Vol 36 N°2*, pp. 199-228.
- Ozan, A. Y. & Yüksel, Y., 2010. Simulation of a 3 D submerged jet flow around a pile. *Ocean Engineering* 37, p. 819-832.
- Patankar, S. V., 1980. *Numerical heat transfer and fluid flow*. s.l.:CRC press.
- Peric, M., 2004. Numerical methods for computing turbulent flows. *Computational Dynamics Ltd*.
- Pizzaro, A., Manfreda, S. & Tubaldi, E., 2020. The Science behind Scour at Bridge Foundations: A Review. *Water*, pp. 12, 374.
- Qian, Z. D., Hu, X. Q. & Huai, W. X., 2010. Numerical simulation of sediment erosion by submerged jets using an Eulerian model.. *Sci China Tech Sci*, p. 53: 3324-3330.
- Rajaratnam, N., 1982. Erosion by submerged circular jets.. *J. Hydraul. Div. Am. Soc. Civ. Eng.* 108 (2), pp. 262-267.
- Rajaratnam, N. & Beltaos, S., 1977. Erosion by impinging circular turbulent jets.. *J Hydr Eng Div*, p. 103(10): 1191-1205.
- Rajaratnam, N. & Beltaos, S., 1977. Erosion by impinging circular turbulent jets.. *J Hydr Eng Div*, p. 103(10): 1191-1205.
- Rajaratnam, N. & Mazurek, K., 2003. Erosion of sand by circular impinging water jets with small tail water.. *J. Hydraul. Eng., ASCE*, , pp. 129(3), 225-229..
- Rajaratnam, N., Zhu, D. & Rai, S., 2010. Turbulence measurements in the impinging region of a circular jet.. *Can. J. Civil Eng.*, pp. 37, 782-786..
- Raudikivi, A., 1992. Loose boundary hydraulics. En: *Pergamon Press*. s.l.: New York., pp. Chap. 9, 3rd ed..
- Rouse, H., 1938. *Fluid Mechanics for Hydraulic*.. s.l.:McGraw-Hill.
- Rouse, H., 1939. Criteria for similarity in the transportation of sediment.. *Bulletin 20, University of Iowa, Iowa, USA*., p. 33-49..
- Salcedo, J. L. S., 2018. *Influencia de las características físicas en la determinación del ángulo de fricción y coeficiente de permeabilidad para arenas mal graduadas en estado saturado*. Juliaca, Peru: Universidad Peruana Union .
- Samma, H. y otros, 2020. Numerical simulation of scour and flow field over movable bed induced by a submerged wall jet. *Journal of Hydroinformatics*, p. 22 (2): 385-401..
- Sarma, K., 1967. *Study of scour phenomenon and its functional form*.. Banglore, India.: Indian Institute of Sciences.
- Sassi, P. y otros, 2017. Coupled discrete element and finite volume methods for simulating loaded elastic fishnets in interaction with fluid. *Computers and Fluids*, 156, pp. 200-208.
- Schaflinger, U., Acrivos, A. & Zhang, L. K., 1990. Viscous resuspension of a sediment within a laminar and stratified flow.. *J. Multiphase Flow*, Volumen 16, pp. 567-578.
- Schlichting, H., 1968. *Boundary Layer Theory*. McGraw-Hill, New York.

- Shahriar, A. R., Ortiz, A. C., Montoya, B. M. & Gabr, M. A., 2021. Bridge Pier Scour: An overview of factors affecting the phenomenon and comparative evaluation of selected models. *Transportation Geotechnics*, Issue 28, p. 100549.
- Smagorinsky, J., 1963. General circulation experiments with the primitive equations. I. The basic experiment .. *Mon. Weather Rev.*, 91 (3), pp. 99-164..
- Soltani-Gerdefaramarzi, S., 2014. Effect of jet injection on flow structure in local pier scour.. *Brit J Appl Sci Technol*, p. 4: 477–491..
- Soltani-Gerdefaramarzi, S., Afzalimehr, H. & Chiew, Y., 2013. Jets to control scour around circular bridge piers.. *Can J Civil Eng*, p. 40: 204–212..
- Spalart, P. R., 2000. Strategies for turbulence modelling and simulations.. *Int. J. Heat Fluid Flow*, pp. 252-263.
- Steinman, D. A. y otros, 2013. Variability of computational fluid dynamics solutions for pressure and flow in a giant aneurysm: The ASME 2012 summer bioengineering conference CFD challenge.. *J. Biomech. Eng.*, 135(2), p. 021016.
- Tao, J., 2013. *Fusion of numerical modeling and innovative sensing yo advance bridge scour research and practice.*, Cleveland, OH, USA: Department of Civil Engineering, Case Western Reserve University.
- Terzaghi, K. & Peck, R., 1967. *Soil Mechanics in Engineering Practice.*. New York: 2nd Edition, John Wiley.
- Ubbink, O. & Issa, R. I., 1999. A Method for Capturing Sharp Fluid Interfaces on Arbitrary Meshes. *J. of Computational Physics*, 153, pp. 26-50.
- Ungarish, M., 1993. *Hydrodynamics of suspensions. Fundamentals of centrifugal and gravity separation.*.. s.l.:Springer.
- Usera, G. y otros, 2010. *Avances en la modelacion numerica del fenomenos de socavacion local en pilas*, Montevideo, Uruguay: Universidad de la República.
- Usera, G., Vernet, A. & Ferré, J. A., 2008. A parallel block-structured finite volume method for flows in complex geometry with sliding interfaces. *Flow, Turbulence and Combustion*, 81 (3), pp. 471-495.
- van Rijn, L., 1987. Mathematical Modeling of Morphological Processes in the Case of Suspended Sediment Transport. *Ph.D. Dissertation, Delft University of Technology. The Netherlands.*
- Vickers, J. M. F., 1959. Heat Transfer Coefficients Between Fluids Jets and Normal Surfaces. *Ind. Eng. Chem.*, 51(8), pp. 967-972.
- Vilaseca, F., Chreties, C. & Teixeira, L., 2015. *Avances para el estudio del efecto de la viscosidad en el dimensionado de enrocado de protección de pilas de puentes*, Montevideo, Uruguay: IMFIA-Facultad de Ingeniería, Universidad de la República.
- Wahl, T., 2016. *The submerged jet erosion test: past-present-future.*.. s.l.: International Symposium on the Mechanics of Internal Erosion for Dams and Levees.
- Wang, C., Wang, Y., C. Peng, C. & X. Meng, X., 2017. Dilatancy and compaction effects on the submerged granular column collapse.. *Phys. Fluids*, p. 29 (10): 103307.

- Wang, C., Wang, Y., Peng, C. & Meng, X., 2016. Smoothed particle hydrodynamics simulation of water-soil mixture flows.. *J. Hydraul. Eng.*, p. 142 (10): 04016032.
- Wang, C., Wang, Y., Peng, C. & Meng, X., 2017. Two-fluid smoothed particle hydrodynamics simulation of submerged granular column collapse.. *Mech. Res. Commun.*, p. 79: 15–23.
- Wang, H. y otros, 2020. Numerical Study of the Normal Impinging Water Jet at Different Impinging Height, Based on Wray–Agarwal Turbulence Model. *Energies* , pp. 13, 1744;
- Weij, D., Keetels, G. H., Goeree, J. & Rhee, C. v., 2016. *An Approach to Research of the Breaching Process*. Miami, Florida, USA,, s.n.
- Westrich, B. & Kobus, H., 1973. Erosion of a uniform sand bed by continuous and pulsating jets.. *Int. Assoc. Hydraul. Res.* , p. 91–98.
- Yan, X., Mohammadian, A. & Rennie, C. D., 2020. Numerical modeling of local scour due to submerged wall jets using a strict vertex-based, terrain conformal, moving-mesh technique in OpenFOAM .. *International Journal of Sediment Research.*, pp. Volume 35, Issue 3, 237-248.
- Yeh, P. y otros, 2009. Large-scale laboratory experiment on erosion of sand beds by moving circular vertical jets.. *Ocean Eng.*, pp. 36 (3–4), 248–255..
- Yuan, Q. y otros, 2019. Investigation of Submerged Soil Excavation by High-Velocity Water Jet Using Two-Fluid Smoothed Particle Hydrodynamics Method. *J. Hydraul. Eng.*, p. 145(6): 04019016.
- Yu, C. Z., 1993. *Turbulent Jet (in Chinese)*., Beijing.: Higher Education Press.
- Zhang, K. & Acrivos, A., 1994. Viscous resuspension in fully developed laminar pipe flows.. *Int. J. Multiphase Flow*, Volumen 20, pp. 579-591.