



Análisis Hidrodinámico del Flujo y Reducción de la Socavación Local en Muros Longitudinales en Ríos con Lecho Granular

Nelson Javier Cely Calixto
Ing. Civil, Esp. Msc.
Código 201905022

Universidad del Valle
Facultad de Ingeniería - Programa de Doctorado en Ingeniería
Área de Énfasis Ingeniería Sanitaria y Ambiental
Santiago de Cali, Colombia
2024

Análisis Hidrodinámico del Flujo y Reducción de la Socavación Local en Muros Longitudinales en Ríos con Lecho Granular

Nelson Javier Cely Calixto
Ing. Civil, Esp. Msc.
Código 201905022

Tesis presentada al Programa de
Doctorado en Ingeniería - Área de Énfasis en Ingeniería Sanitaria y Ambiental
como parte de los requisitos para obtener el título de:
Doctor en Ingeniería

Director

Alberto Galvis Castaño, PhD.
Profesor Titular, Universidad del Valle
Instituto CINARA
Grupo de Investigación en Gestión Integrada del Recurso Hídrico - GIRH

Codirector

Gustavo Adolfo Carrillo Soto, PhD.
Profesor Asociado, Universidad Francisco de Paula Santander
Grupo de Investigación en Hidrología y Recursos Hídricos - HYDROS

Universidad del Valle
Facultad de Ingeniería - Programa de Doctorado en Ingeniería
Área de Énfasis Ingeniería Sanitaria y Ambiental
Santiago de Cali, Colombia

2024

*A mis hijos Yurnel, James, Nicolás, y a mi esposa Yurby,
a mi madre Carmen*

Agradecimientos

Agradezco de manera especial a mi director el Dr. Alberto Galvis Castaño, por su dedicación y orientación a lo largo de todo este proceso de investigación. Su experiencia y consejos fueron fundamentales para el desarrollo de este trabajo.

Agradezco también al Dr. Gustavo Adolfo Carrillo y la docente Alix Moncada, por sus aportes y orientación durante el desarrollo de la investigación.

Agradezco al Dr. Melquisedec Cortés Zambrano por sus asesorías, amistad y por darme la oportunidad de realizar la pasantía en la universidad Santo Tomas sede Tunja.

Quiero expresar mi gratitud a los miembros del comité evaluador, Dr. José Luis Aragón Hernández, Dr. Esteban Sánchez Cordero y al Dr. Andrés Vargas Luna quienes generosamente aceptaron formar parte de esta tesis doctoral y contribuyeron con valiosas sugerencias y comentarios que enriquecieron y consolidaron este trabajo.

Igualmente, agradeciendo a la Universidad Francisco de Paula Santander sede Cúcuta, por permitirme realizar mi estudio doctoral con el apoyo financiero.

A la Universidad del Valle por la oportunidad de estudiar y por su excelencia académica en cada asignatura y por la selección idónea en cada uno de sus docentes.

A la Universidad Santo Tomas sede Tunja, y al personal de laboratorio, cuya habilidad y dedicación han sido cruciales en la realización de los experimentos de la tesis. Agradezco especialmente a los laboratoristas Fredy Hernández y Ángel Miranda por su amistad y por siempre estar dispuestos a ayudarme en cualquier momento.

No puedo dejar de mencionar, de manera especial a mi familia, mi madre Carmen Calixto, mi esposa Yurby Vargas y mis hijos Yurnel, James y Nicolas por su apoyo incondicional durante todos estos años de estudio. Gracias a su comprensión y aliento, he logrado alcanzar esta meta tan importante en mi vida.

Finalmente, agradeciendo a los ingenieros Yrany Rubio Gómez, Christian Rey Bermont y Ana Fernanda del Rio, por su apoyo y motivación durante el desarrollo de la investigación.

Tabla de Contenido

	Pág.
RESUMEN	xii
SUMMARY	xiii
ESTRUCTURA GENERAL DE LA TESIS.....	xiv
CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN GENERAL.....	1
1.1. PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA	1
1.2. JUSTIFICACIÓN.....	2
1.3. OBJETIVOS DE LA INVESTIGACIONES.....	3
1.3.1. Objetivo general	3
1.3.2. Objetivos específicos.....	3
CAPITULO 2. REVISIÓN DE LITERATURA.....	4
2.1. FUNDAMENTOS DE LA SOCAVACIÓN EN ESTRUCTURAS HIDRÁULICAS.....	4
2.2. HIDRODINÁMICA DEL FLUJO EN MUROS LONGITUDINALES.....	8
2.3. ESTRATEGIAS DE MITIGACIÓN DE LA SOCAVACIÓN.....	9
2.4. METODOLOGÍAS PARA EL ANÁLISIS DE LA SOCAVACIÓN EN MUROS LONGITUDINALES.....	10
2.5. DISEÑO DE MUROS LONGITUDINALES Y SELECCIÓN DE CONTRAMEDIDAS.....	11
2.6. BRECHAS DE CONOCIMIENTO Y PERSPECTIVAS FUTURAS.....	11
CAPITULO 3. EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO HIDRODINÁMICO DE LA SOCAVACIÓN LOCAL EN MUROS LONGITUDINALES CON LECHO GRANULAR.....	13
3.1. REVISIÓN DE LA LITERATURA	13
3.2. MATERIALES Y MÉTODOS	16
3.2.1. Implementación y caracterización del modelo experimental	16
3.2.2. Modelado numérico y validación computacional.....	18
3.2.3. Validación de ecuaciones y formulación de la nueva expresión matemática	22
3.3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN.....	24
3.3.1. Implementación del modelo experimental.....	24
3.3.2. Modelo numérico y validación computacional.....	28
3.3.3. Validación de ecuaciones y formulación de la expresión matemática.....	36
3.4. CONCLUSIONES (Objetivo 1).....	42
CAPITULO 4. EVALUACIÓN DE LA EFICACIA DE TÉCNICAS DE BLINDAJE Y ALTERACIÓN DEL FLUJO PARA LA REDUCCIÓN DE SOCAVACIÓN LOCAL EN MUROS LONGITUDINALES.....	43
4.1. REVISIÓN DE LA LITERATURA	43
4.2. MATERIALES Y MÉTODOS	48

4.2.1. Implementación de contramedidas en el modelo numérico.....	48
4.2.2. Análisis de contramedidas en el modelo experimental.....	50
4.2.3. Evaluación del impacto de las contramedidas en la reducción de la socavación	53
4.3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN	54
4.3.1. Contramedidas de alteración del flujo del modelo numérico	54
4.3.2. Disposición de las contramedidas en el modelo experimental	55
4.3.3. Eficacia de las contramedidas.....	65
4.4. CONCLUSIONES (Objetivo 2).....	73
CAPITULO 5. RECOMENDACIONES DE DISEÑO PARA MITIGACIÓN DE SOCAVACIÓN EN MUROS LONGITUDINALES EN RÍOS COLOMBIANOS CON LECHO GRANULAR.....	75
5.1. REVISIÓN DE LA LITERATURA	75
5.1.1. Criterios de diseño para mitigación de socavación en muros longitudinales	75
5.1.2. Desarrollo y adaptación de recomendaciones de diseño para muros longitudinales	75
5.2. MATERIALES Y MÉTODOS	76
5.2.1. Revisión de normativas y políticas	76
5.2.2. Establecimiento del banco de preguntas y establecimiento de la encuesta final	77
5.2.3. Aplicación de la encuesta principal	78
5.2.4. Desarrollo y validación de recomendaciones de diseño para muros longitudinales.....	78
5.3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN	78
5.3.1. Revisión de normativas y políticas.....	78
5.3.2. Validación del banco de preguntas	80
5.3.3. Implementación y análisis de la encuesta.....	81
5.3.4. Desarrollo y validación de recomendaciones de diseño para muros longitudinales.....	83
5.4. CONCLUSIONES (Objetivo 3).....	84
CAPÍTULO 6. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	85
6.1. CONCLUSIONES FINALES	85
6.2. RECOMENDACIONES	86
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	88
ANEXOS.....	100
Anexo A 1. Expresiones Matemáticas de Socavación: General, Transversal y Local	101
Anexo A 2. Proceso de Análisis Multicriterio y Validación de Ecuaciones.....	106
Anexo A 3. Modelo de Encuesta para la Evaluación de Prácticas de Mitigación de Socavación en Estructuras Hidráulicas en Ríos de Lecho Granular	110
Anexo A 4. Criterios de Diseño para Muros Longitudinales y Contramedidas de Socavación en Ríos con Lecho Granular	116

Lista de Tablas

	Pág.
Tabla 3.1. Análisis comparativo de estudios sobre la socavación en muros longitudinales (2000–2022)..	15
Tabla 3.2. Datos de entrada para Flow-3D	19
Tabla 3.3. Características de las dos diferentes granulometrías de sedimentos aplicada para el modelo Flow-3D.....	20
Tabla 3.4. Variables empleadas en el análisis dimensional	23
Tabla 3.5. Validación de las ecuaciones con resultados obtenidos en el canal recto.....	36
Tabla 3.6. Validación de las ecuaciones con resultados obtenidos en el canal curvo.....	37
Tabla 3.7. Coeficientes de correlación y de determinación de los parámetros adimensionales conformados	39
Tabla 3.8. Coeficientes para cada una de las variables involucradas del análisis dimensional	40
Tabla 3.9. Comparación entre las variables independientes Fr y Fr_d en función de la variable dependiente H_s/Y_n	40
Tabla 4.1. Caracterización de estudios previos sobre contramedidas aplicadas a muros longitudinales....	47
Tabla 5.1. Estadísticas Descriptivas de la Prueba Piloto del Cuestionario	80
Tabla 5.2. Distribución de roles y preferencias en la mitigación de la socavación en Colombia	82

Lista de Figuras

	Pág.
Figura 2.1. Fallas de muros por socavación: a) Socavación del muro que afectó la carretera sobre el río Virgin, EE.UU. b) Socavación del muro con afectación de una autopista en Mérida, Venezuela	4
Figura 2.2. Cronología del estudio para la estimación de la socavación en estructuras hidráulicas	7
Figura 2.3. Esquema de un muro longitudinal: a) antes y b) después de socavación en la base.....	8
Figura 3.1. Comportamiento del flujo sobre el muro longitudinal. a) elevación de la superficie del agua. b) dirección del flujo	13
Figura 3.2. Distribución del tamaño de partículas de los materiales del lecho utilizados en el modelo.....	16
Figura 3.3. Modelo experimental del muro curvo. a) vista en planta y b) vista isométrica	17
Figura 3.4. Modelo experimental del muro recto. a) vista en planta y b) vista isométrica	18
Figura 3.5. Esquema del canal en el modelo numérico con los puntos de medición	21
Figura 3.6. Mallado generado en los canales de estudio: (a) malla en la curva, (b) malla general en el canal curvo y (c) malla general del canal recto	22
Figura 3.7. Perfiles de socavación en el muro longitudinal recto para diferentes pendientes. a) 0.5%, b) 1%, c) 1.5%, d) 2%, e) 2.5%	25
Figura 3.8. Perfiles de socavación externa del muro longitudinal curvo para diferentes pendientes. a) 0.5%, b) 1%, c) 1.5%, d) 2%, e) 2.5%	26
Figura 3.9. Comparación de la profundidad de socavación máxima generada en el punto de control 4, en los canales recto y curvo	27
Figura 3.10. Análisis de sensibilidad de la malla Flow-3D. a) canal recto; b) canal curvo	28
Figura 3.11. Comparación de las velocidades vs el tiempo simulado en el canal curvo	29
Figura 3.12. Comparación de las velocidades vs el tiempo simulado en el canal recto.....	30
Figura 3.13. Profundidad de socavación simulada y experimental. a) Canal recto, b) Canal curvo.....	32
Figura 3.14. Planta – perfil de socavación simulados con Flow-3D: a) Vista en planta del canal curvo, b) Perfil longitudinal del canal curvo, c) Vista en planta del canal recto, d) Perfil longitudinal del canal recto	34
Figura 3.15. Comparación de la variación espacial – modelos experimental y numérico a pendiente y caudal máximo	35
Figura 3.16. Comparación energía cinética canal recto y curvo en los puntos de control	35
Figura 3.17. Comparación de socavación observada con la socavación estimada en el canal recto según la ecuación de: a) Lischtván-Lebediev (1967), b) Los Andes	37
Figura 3.18. Comparación de socavación observada con la socavación estimada en el canal curvo según la ecuación de: a) Lischtván-Lebediev (1967), b) Los Andes	38
Figura 3.19. Curvas adimensionales de la nueva expresión matemática	42
Figura 4.1. Contramedidas de blindaje: a) Geo bolsa en estribos; b) Bloques atados con cables; c) Colchones de gaviones; d) Rip-rap con vegetación; e) Bloques de hormigón articulados; f) Rip-rap en pilar	44
Figura 4.2. Contramedidas de alteración del flujo: a) Pilotes de sacrificio en pilar; b) Collar trapezoidal en estribo; c) Paleta sumergida en estribo de puente; d) Alféizar y ranura para protección de pilar cilíndrico.	46
Figura 4.3. Porcentajes de reducción de la socavación para diferentes contramedidas	48
Figura 4.4. Escenarios de longitudes de contramedida de mini espigones sumergidos. a) 0.15 m en contraflujo; b) 0.15 m dirección al flujo; c) 0.30 m en contraflujo; d) 0.30 m en dirección al flujo; e) 0.47 m en contraflujo; f) 0.47 m en dirección al flujo; g) 0.60 m en contraflujo; h) 0.60 m en dirección al flujo; i) 0.75 m en contraflujo; j) 0.75 m en dirección al flujo	49

Figura 4.5. Escenarios de contramedida de nervaduras verticales. a) 0.05x0.05 m separadas 0.125 m; b) 0.1x0.1 m separadas 0.25 m; c) 0.15x0.15 m separadas 0.375 m; d) 0.2x0.2 m separadas 0.50 m	50
Figura 4.6. Escenarios de mini espigones como contramedida de alteración del flujo. a) L=0.06 m; b) L=0.09 m; c) L=0.12 m.....	51
Figura 4.7. Esquema de disposición de las nervaduras L=0.02x0.02 m. a) separación de 0.05 m; b) separación de 0.1 m.....	51
Figura 4.8. Esquema de disposición de las nervaduras L=0.04x0.04 m. a) separación de 0.05 m; b) separación de 0.1 m.....	52
Figura 4.9. Escenarios de disposición de los mantos anti-socavación. a) L=0.08 m; b) L=0.12 m	52
Figura 4.10. Escenarios de disposición de rip-rap	53
Figura 4.11. Combinaciones de contramedidas: mini espigones y mantos. a) L=0.06 m y L=0.06 m; b) L=0.06 m y L=0.09 m; c) L=0.06 m y L=0.12 m; d) L=0.09 m y L=0.09 m; e) L=0.09 m y L=0.12 m; f) L=0.09 m y L=0.15 m.....	53
Figura 4.12. Perfiles de socavación escenarios de contramedida de mini espigones sumergidos en el modelo numérico	54
Figura 4.13. Perfiles de socavación de la contramedida de nervaduras verticales en el modelo numérico	55
Figura 4.14. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.06 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	56
Figura 4.15. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.09 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	56
Figura 4.16. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.12 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	56
Figura 4.17. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.06 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	57
Figura 4.18. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.09 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	58
Figura 4.19. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.12 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	58
Figura 4.20. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de nervaduras de 0.02x0.02 m con separación de 0.05 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %.....	59
Figura 4.21. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de nervaduras de 0.02x0.02 m con separación de 0.1 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %.....	59
Figura 4.22. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de nervaduras de 0.04x0.04 m con separación de 0.05 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %.....	59
Figura 4.23. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de nervaduras de 0.04x0.04 m con separación de 0.1 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %.....	60

Figura 4.24. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del manto anti-socavación $L=0.08$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	60
Figura 4.25. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del manto anti-socavación $L=0.12$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	61
Figura 4.26. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del manto anti-socavación $L=0.15$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	61
Figura 4.27. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del rip-rap 1 ¼" m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 % ..	62
Figura 4.28. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del rip-rap 1 ½" vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %	62
Figura 4.29. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.06$ m con manto anti-socavación $L=0.06$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %	63
Figura 4.30. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.06$ m con manto anti-socavación $L=0.09$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %	63
Figura 4.31. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.06$ m con manto anti-socavación $L=0.12$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %	63
Figura 4.32. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.09$ m con manto anti-socavación $L=0.09$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %	64
Figura 4.33. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.09$ m con manto anti-socavación $L=0.12$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %	64
Figura 4.34. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.09$ m con manto anti-socavación $L=0.15$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %	64
Figura 4.35. Eficacia de las nervaduras verticales	66
Figura 4.36. Distribución en planta de la energía cinética turbulenta – contramedida de nervaduras	67
Figura 4.37. Comparación de perfiles de distribución de energía cinética nervaduras – sin contramedida	67
Figura 4.38. Perfiles de distribución de presión. a) sin contramedida; b) con contramedida de nervaduras	68
Figura 4.39. Eficacia de los espigones sumergidos	69
Figura 4.40. Comparación de perfiles de distribución de energía cinética mini espigones – sin contramedida	70
Figura 4.41. Eficacia de los mantos anti-socavación	71
Figura 4.42. Eficacia del rip-rap	72
Figura 4.43. Eficacia de los espigones en conjunto con los mantos anti-socavación	73

Lista de Abreviaturas y Acrónimos

BRI-STAR	Bridge Stream Tube model for Alluvial River Simulation
CFD	Computational Fluid Dynamics
CSU	Colorado State University
Cu	Coeficiente de Uniformidad
Delft-3D	Open Source Software and facilitates the hydrodynamic
DEM	Digital Elevation Model
Dm	Diámetro medio
EE.UU	Estados Unidos
FESWMS-2DH	Finite Element Surface-Water Modeling System
FHWA	Federal Highway Administration
HEC	Hydraulic Engineering Center
IE	Índice de Exactitud
INVIAS	Instituto Nacional de Vías
K-ϵ	K-épsilon
K-ω	K-Omega
MNE	Error Medio Normalizado
MPF	Factor Medio de Predicción
MSE	Error Medio Cuadrático
NCHRP	National Cooperative Highway Research Program
PVC	Policloruro de Vinilo
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes
RAS	River Analysis System
RNG	Renormalization Group
SPSS	Statistical Package for the Social Sciences
STL	Standard Tessellation Language
VOF	Volume of Fluid
WSPRO	Water-Surface Profile Computation Model

RESUMEN

CELY NELSON. Análisis Hidrodinámico del Flujo y Reducción de la Socavación Local en Muros Longitudinales en Ríos con Lecho Granular. Tesis (Doctorado) - Universidad del Valle, 2024.

La investigación se centró en analizar la hidrodinámica del flujo y proponer nuevas medidas de protección contra la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular, a partir de modelaciones físicas en un canal de 9 metros de longitud y modelación numérica con el software Flow-3D, se analizaron diferentes configuraciones de pendiente y caudal, así como de alternativas de contramedidas. Los resultados experimentales indicaron que la socavación aumenta con la pendiente y el caudal, con profundidades máximas de socavación que se incrementan hasta un 60 % en condiciones de alta pendiente. La validación del modelo numérico mostró una alta concordancia con los datos experimentales, lo que confirma la fiabilidad del modelo para predecir la socavación en condiciones extremas. Además, del desarrollo teórico – experimental se planteó una expresión matemática para la estimación de la socavación en muros longitudinales en ríos con lecho granular bien gradado.

El estudio de las configuraciones de escenarios de contramedidas evidencio una reducción de la socavación de hasta un 58.37 % para los mini espigones sumergidos en el escenario de longitud de 0.09 m, y en el que se define la relación adimensional entre la longitud del mini espigón y el ancho del cauce de 0.3 para contramedidas a mayor escala. En contraste, La combinación de técnicas de blindaje, como los mantos anti-socavación, con alteración del flujo incrementó significativamente la reducción de la socavación, alcanzando un 74.42 %, mientras que las nervaduras verticales lograron un rendimiento máximo del 83.94 % en el escenario de 0.02x0.02 m con separación de 0.1 m en condiciones ajustadas a escala aumentada, tomando la relación entre la longitud de la nervadura y el tirante hidráulico de 0.16, mientras que, para el espaciamiento, toma la separación entre nervaduras y el tirante del flujo de 0.80. Así mismo, la disposición de alternativas de contramedida de blindaje mediante mantos anti-socavación demostró un mayor desempeño, alcanzando hasta un 90.34 % de la reducción de la socavación cuando se cumple la relación entre el ancho de la estructura y la profundidad máxima de socavación sin contramedida, mayor a 1.5. Por otro lado, el rip-rap mostró un desempeño sobresaliente, reduciendo la socavación en un 94.03 % con un diámetro de 1½”, empleando la ecuación de Maynard para su dimensionamiento. Sin embargo, se observó que la disposición incorrecta de estas estructuras podría incrementar la socavación, como ocurrió con los espigones de mayor tamaño dispuestos en contra flujo al reducir el ancho del canal y aumentar la velocidad del flujo.

Finalmente, la integración de la experimentación física y las simulaciones numéricas permitió identificar que la combinación de técnicas de blindaje y alteración del flujo ofrece una protección superior en comparación con la aplicación de contramedidas de alteración del flujo por separado, las estructuras de blindaje representan eficacias mayores, confirmando lo encontrado en la revisión de literatura. El estudio concluye que es crucial ajustar las recomendaciones de diseño para adaptarlas a las condiciones locales de los ríos colombianos, considerando la variabilidad en la gradación de los sedimentos y las dinámicas específicas del flujo. Se recomienda actualizar los criterios de diseño en las guías nacionales e internacionales, priorizando el uso de contramedidas de blindaje y promover el monitoreo continuo y ajustes periódicos de las obras hidráulicas. Estas medidas no solo mejorarán la durabilidad y seguridad de las estructuras hidráulicas, sino que también contribuirán a la sostenibilidad y resiliencia de los entornos fluviales frente a los desafíos de la socavación.

Palabras Clave: Socavación, Muros longitudinales, Contramedidas, Lecho granular, Modelación numérica, Erosión, Estructuras hidráulicas.

SUMMARY

CELY NELSON. Hydrodynamic Analysis of Flow and Reduction of Local Scour in Longitudinal Walls in Rivers with Granular Beds. Thesis (Doctorate) - Universidad del Valle, 2024.

The research focused on analyzing the hydrodynamics of flow and proposing new protective measures against local scour at longitudinal walls in rivers with granular beds. Physical modeling was conducted in a 9-meter-long flume, complemented by numerical modeling using Flow-3D software. Various slope and discharge configurations, as well as alternative countermeasure scenarios, were analyzed. Experimental results indicated that scour depth increases with both slope and discharge, with maximum scour depths increasing by up to 60% under high-slope conditions. Validation of the numerical model demonstrated high agreement with experimental data, confirming the model's reliability in predicting scour under extreme conditions. Furthermore, theoretical and experimental development resulted in a mathematical expression for estimating scour at longitudinal walls in rivers with well-graded granular beds.

The study of countermeasure scenarios revealed a scour reduction of up to 58.37% for submerged mini-groynes in a configuration with a length of 0.09 m. For larger-scale countermeasures, a dimensionless relationship between the mini-groyne length and the channel width of 0.3 was established. In contrast, combining shielding techniques, such as anti-scour mats, with flow-altering measures significantly enhanced scour reduction, achieving a reduction of 74.42%. Vertical ribs performed even better, with a maximum efficiency of 83.94% under a 0.02×0.02 m configuration with 0.1 m spacing, scaled for larger conditions. This configuration considered a dimensionless ratio of rib length to hydraulic depth of 0.16 and a spacing-to-flow depth ratio of 0.80. Similarly, shielding countermeasures using anti-scour mats demonstrated superior performance, achieving up to 90.34% scour reduction when the ratio between the structure width and the maximum scour depth without countermeasures exceeded 1.5. Riprap also showed outstanding performance, reducing scour by 94.03% with a 1½-inch diameter, sized using the Maynard equation. However, incorrect placement of these structures was observed to increase scour in some cases, as seen with larger groynes placed counter to the flow, which reduced channel width and increased flow velocity.

Finally, the integration of physical experimentation and numerical simulations allowed identifying that the combination of armoring and flow alteration techniques offers superior protection compared to the application of flow alteration countermeasures separately, the armoring structures represent higher efficiencies, confirming what was found in the literature review. The study concludes that it is crucial to adjust the design recommendations to adapt them to the local conditions of Colombian rivers, considering the variability in sediment gradation and specific flow dynamics. It is recommended to update the design criteria in national and international guidelines, prioritizing using armoring countermeasures and promoting continuous monitoring and periodic adjustments of hydraulic works. These measures will not only improve the durability and safety of hydraulic structures but will also contribute to the sustainability and resilience of river environments in the face of scour challenges.

Keywords: Scour, Longitudinal walls, Countermeasures, Granular bedding, Numerical modeling, Erosion, Hydraulic structures.

ESTRUCTURA GENERAL DE LA TESIS

La tesis se estructura en seis capítulos, organizados de manera que cada uno aborda aspectos clave para el desarrollo y comprensión de la investigación, tal como se describe a continuación:

Capítulo 1: Introducción General. Este capítulo aborda el contexto general de la investigación, presentando el planteamiento del problema, la justificación del estudio y los objetivos específicos que guían la investigación.

Capítulo 2: Revisión de Literatura. En este capítulo, se lleva a cabo una revisión de la literatura relevante, incluyendo los fundamentos teóricos y conceptuales de la socavación en estructuras hidráulicas, con énfasis en muros longitudinales. Se exploran estudios previos y se evalúan modelos y técnicas aplicadas, identificando los avances y limitaciones en el diseño de contramedidas. Este capítulo proporciona un marco conceptual que sustenta la investigación.

Capítulo 3: Evaluación del Comportamiento Hidrodinámico de la Socavación Local en Muros Longitudinales. Este capítulo está relacionado con el Objetivo 1 de la tesis. Se analiza el comportamiento hidrodinámico de la socavación en muros longitudinales en ríos con lechos granulares mediante metodologías experimentales y numéricas. Se describe la implementación de experimentos en un canal de ensayos que caracterizan el comportamiento del flujo y los patrones de socavación generados. Se detalla el desarrollo de un modelo numérico tridimensional con Flow-3D, validado con datos experimentales, lo cual permite comprender la interacción del flujo con los muros y los factores hidrodinámicos que influyen en la socavación, destacando las condiciones que agravan la erosión en estos entornos fluviales.

Capítulo 4: Evaluación de la Eficacia de Técnicas de Blindaje y Alteración del Flujo para la Mitigación de Socavación en Muros Longitudinales. Este capítulo está relacionado con el Objetivo 2 de la tesis. Se aborda la evaluación de técnicas de mitigación de socavación, como rip-rap, gaviones, mantos anti-socavación, mini espigones sumergidos y la combinación de estas dos últimas, empleando modelos físicos y numéricos en un canal experimental. Se analiza la interacción hidrodinámica del flujo con las contramedidas y su eficacia en reducir la socavación. Los resultados resaltan la relevancia de integrar diversas estrategias de protección para optimizar la estabilidad estructural de los muros longitudinales en ríos con lechos granulares.

Capítulo 5: Recomendaciones de Diseño para la Mitigación de la Socavación en Muros Longitudinales en Ríos Colombianos con Lecho Granular. Este capítulo está relacionado con el Objetivo 3 de la tesis. Se enfoca en la formulación de criterios de diseño y recomendaciones específicas basadas en los resultados obtenidos. Se proponen lineamientos para el dimensionamiento y selección de contramedidas que optimicen la estabilidad de los muros longitudinales en ríos colombianos. Estas recomendaciones fueron validadas a través de simulaciones y consultas con expertos.

Capítulo 6: Conclusiones Finales y Recomendaciones. Este capítulo sintetiza los principales conclusiones y recomendaciones finales de la tesis.

La estructura general de la tesis, con los objetivos, herramientas metodológicas empleadas y los productos obtenidos se presentan a continuación:

(Capítulo 1) Introducción general Planteamiento del problema Justificación Objetivos de la investigación: General y específicos	(Capítulo 2) Revisión de literatura Fundamentos de la socavación en estructuras hidráulicas Hidrodinámica del flujo en muros longitudinales Estrategias de mitigación de la socavación Metodologías para el análisis de la socavación en muros longitudinales Diseño de muros longitudinales y selección de contramedidas Brechas del conocimiento	Objetivos Objetivo general Analizar la hidrodinámica del flujo y proponer nuevas medidas de protección contra la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular. Objetivo específico 1 (Capítulo 3) Profundizar en el entendimiento del comportamiento hidrodinámico de la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular aplicando modelación física y numérica Objetivo específico 2 (Capítulo 4) Evaluar la eficacia de técnicas de blindaje y alteración del flujo en la reducción de la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular aplicando modelación física y numérica Objetivo específico 3 (Capítulo 5) Proponer recomendaciones que contribuyan a la actualización de criterios utilizados de diseño en Colombia para la mitigación de la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular	Herramientas metodológicas Objetivo específico 1 (Capítulo 3) • Bases de datos • Canal de ensayos HM 162 • Micro molinete • Medidor de nivel • Software de modelamiento tridimensional Flow-3D • Software estadístico R • Algoritmo de optimización, funciones objetivo de minimización del error • Teorema de Vaschy Buckingham Objetivo específico 2 (Capítulo 4) • Bases de datos • Canal de ensayos HM 162 • Micro molinete • Medidor de nivel • Software de modelamiento tridimensional Flow-3D • Software estadístico R • Algoritmo de optimización, funciones objetivo de minimización del error Objetivo específico 3 (Capítulo 5) • Bases de datos • Resultados Objetivo 1 y 2 • Normas y políticas de criterios de diseño para la protección de muros longitudinales • Directrices y guías de diseño la protección de muros longitudinales • Formato de solicitud de información • Encuestas digitales	Productos obtenidos Objetivo específico 1 (Capítulo 3) • Modelo numérico validado y calibrado • Nueva expresión matemática para la estimación de la socavación local en muros longitudinales en ríos con Objetivo específico 2 (Capítulo 4) • Modelo conceptual de la socavación y las contramedidas • Análisis de socavación y eficacia de las contramedidas • Categorización de las contramedidas consideradas • Identificación de dimensiones favorables de instalación Objetivo específico 3 (Capítulo 5) Planteamiento de recomendaciones de criterios de diseño de muros longitudinales y contramedidas de socavación en ríos con lecho granular bien gradado	(Capítulo 6) Conclusiones finales y recomendaciones Conclusiones finales Recomendaciones
--	--	--	--	--	--

Estructura general de la tesis

CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN GENERAL

1.1. PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

Los muros longitudinales, utilizados como estructuras de protección en ríos, juegan un papel fundamental en la gestión de los cauces fluviales y en la defensa de infraestructura aledaña. Estas estructuras son esenciales para mitigar la erosión de márgenes y controlar las inundaciones en diversas zonas urbanas y rurales. Sin embargo, enfrentan un problema crítico de estabilidad debido a la socavación local, un proceso erosivo que se manifiesta en la formación de fosos profundos alrededor de la base del muro como resultado de la interacción entre el flujo de agua y la estructura. Este fenómeno compromete gravemente la integridad de los muros, exponiendo sus cimientos y elevando considerablemente el riesgo de fallas estructurales, lo que representa una amenaza significativa tanto para la infraestructura como para la seguridad pública (Bento et al., 2020; Khosronejad et al., 2012).

Las dinámicas hidráulicas asociadas a la socavación local en ríos con lechos granulares presentan características complejas que exigen un análisis detallado para comprender los mecanismos que las rigen. Investigaciones recientes han demostrado que la interacción entre el flujo y los sedimentos no es uniforme; las partículas sedimentarias responden a fluctuaciones en las fuerzas de cizalladura, generando patrones dinámicos de erosión y deposición que varían a lo largo del tiempo (Hsu et al., 2014). Estos procesos, exacerbados por la variabilidad en la granulometría del lecho y las características geométricas de los muros, contribuyen a la formación de fosos profundos alrededor de sus bases. Además, se ha identificado que las interacciones entre partículas sedimentarias y el flujo tridimensional inducen comportamientos de transporte irregular, como los saltos hidráulicamente inducidos, los cuales aumentan la inestabilidad de la estructura (Smith et al., 2005). Este escenario plantea desafíos significativos para el diseño y mantenimiento de los muros longitudinales. La dependencia de modelos empíricos simplificados, muchas veces diseñados para otras estructuras como pilas de puentes, limita la capacidad de los ingenieros para predecir de manera precisa las condiciones específicas de socavación en ríos con lechos granulares (Lei et al., 2019).

La socavación local se ha identificado como una de las principales causas de colapsos en obras hidráulicas, y sus implicaciones van más allá de los daños físicos, ya que también generan elevados costos de reparación y mantenimiento, interrupciones en la conectividad vial, y en casos extremos, la pérdida de vidas humanas (Chiew, 2008; Radice et al., 2008). Aunque el problema de la socavación ha sido ampliamente estudiado en estructuras como estribos y pilas de puentes, los muros longitudinales han recibido menor atención, lo que ha llevado a una adaptación inapropiada de metodologías diseñadas para otros contextos. Estas adaptaciones no siempre consideran las condiciones hidráulicas, geométricas y materiales específicos de los muros longitudinales, lo que limita la capacidad de los ingenieros para diseñar y aplicar contramedidas efectivas que mitiguen la socavación y aseguren la estabilidad de estas estructuras.

Uno de los factores que agravan la problemática de la socavación es la falta de guías específicas y criterios de diseño adaptados a las particularidades de los muros longitudinales en ríos con lecho granular. Actualmente, muchos ingenieros deben basarse en criterios genéricos desarrollados para otras estructuras, como los pilares y estribos de puentes, que no siempre son adecuados para las condiciones de los muros longitudinales. Esta carencia de especificidad en los criterios de diseño incrementa la incertidumbre en las decisiones de construcción y mantenimiento, afectando la durabilidad y eficacia de las soluciones implementadas. Además, la complejidad de los flujos y la interacción con el lecho granular aumentan el desafío, ya que las soluciones convencionales pueden resultar ineficaces o incluso contraproducentes en estos entornos (Khosronejad et al., 2019; INVIAS, 2009).

A pesar de los esfuerzos por desarrollar contramedidas como blindajes y estructuras de alteración del flujo, la efectividad de estas soluciones sigue siendo limitada debido a la falta de criterios específicos para muros longitudinales en ríos con lechos granulares. Este vacío en el conocimiento impide una selección adecuada de técnicas que se ajusten a las condiciones particulares de cada entorno fluvial. En la práctica, esto significa que las contramedidas adoptadas a menudo no logran reducir eficazmente la socavación o, peor aún, pueden exacerbar la problemática debido a la incompatibilidad entre las características de las soluciones implementadas y las necesidades reales de los muros longitudinales (Sotiropoulos & Diplas, 2017).

El desafío radica no solo en la falta de conocimiento específico, sino también en la complejidad inherente de los ríos con lecho granular, donde los patrones de flujo y los vórtices asociados juegan un papel determinante en la socavación. La limitada representatividad de los estudios experimentales y la generalización de los criterios de diseño hacen evidente la necesidad de una mayor precisión en la comprensión de la hidrodinámica del flujo en estas estructuras. Por tanto, es necesario un enfoque que permita identificar los mecanismos predominantes en la socavación y desarrollar criterios de diseño que respondan a las particularidades de los muros longitudinales en estos contextos específicos. Esto contribuiría no solo a optimizar la selección de contramedidas, sino también a mejorar la seguridad y la resiliencia de las infraestructuras hidráulicas frente a los desafíos erosivos en los ríos.

1.2. JUSTIFICACIÓN

La protección de muros longitudinales en ríos con lecho granular es fundamental para la gestión de cauces y de infraestructura aledaña, ya que estas estructuras desempeñan un papel crucial en la mitigación de la erosión de márgenes y el control de inundaciones, brindando seguridad y estabilidad a zonas urbanas y rurales, estos muros enfrentan el desafío significativo de la socavación local, un fenómeno caracterizado por la formación de fosos profundos debido a la interacción del flujo con la estructura. Este proceso erosivo no solo expone los cimientos y aumenta el riesgo de fallas estructurales, sino que también conlleva elevados costos de reparación y mantenimiento, interrupciones en la conectividad vial, y, en casos extremos, la pérdida de vidas humanas.

Sin embargo, los avances recientes en el estudio de la socavación se han centrado mayoritariamente en estribos y pilas de puentes, dejando un vacío crítico en la investigación de muros longitudinales. En consecuencia, se ha recurrido al uso de metodologías desarrolladas para otras tipologías estructurales, que en su mayoría no consideran las particularidades hidráulicas, geométricas y materiales propios de los muros longitudinales. Esta limitación metodológica reduce la disponibilidad de herramientas técnicas para los ingenieros, dificultando la implementación de contramedidas optimizadas y adaptadas a estas estructuras. Asimismo, la carencia de guías técnicas específicas y criterios ajustados a las condiciones locales incrementa la complejidad del diseño, lo que compromete tanto la durabilidad como la funcionalidad de las soluciones aplicadas. Esto, a su vez, amplifica la incertidumbre en las decisiones de diseño y construcción, afectando directamente la eficacia de las infraestructuras hidráulicas frente a los desafíos de la socavación.

Las dinámicas hidráulicas en ríos con lechos granulares no solo afectan la estabilidad de las estructuras, sino que también impactan la morfología del cauce y los patrones de flujo. Estudios recientes han mostrado que estas dinámicas se caracterizan por interacciones complejas entre los flujos de agua, los sedimentos y las superficies de las estructuras hidráulicas (Lei et al., 2019). Por ejemplo, se ha observado que los flujos turbulentos inducen redistribuciones rápidas de sedimentos, mientras que las fuerzas de cizalladura localizadas, generan erosión diferencial en las bases de las estructuras (Hersberger et al., 2015). Esta complejidad exige una comprensión detallada de las fuerzas en juego y su relación con la configuración geométrica y material de los muros longitudinales. Además, el cambio climático y los eventos hidrológicos extremos están alterando los patrones de flujo en los ríos, aumentando la presión sobre las infraestructuras

hidráulicas existentes. En este contexto, la falta de herramientas específicas para predecir los cambios en la morfología del cauce y su interacción con los muros longitudinales representa un desafío significativo. Modelos avanzados, como el CFD-DEM (Computational Fluid Dynamics and Discrete Element Method), han demostrado ser prometedores para abordar estos problemas, proporcionando simulaciones detalladas que pueden informar el diseño y la gestión de estas estructuras (Smith et al., 2005).

Por lo tanto, el diseño y la implementación de contramedidas son esenciales para garantizar la integridad de estas estructuras. Sin embargo, la elección de estas medidas a menudo se basa en conocimientos y criterios genéricos que no siempre son adecuados para ríos con lechos granulares. Factores como las características del sedimento, la interacción del flujo con la estructura y la variabilidad geométrica de los muros influyen directamente en la efectividad de las contramedidas. En muchos casos, los ingenieros enfrentan la difícil tarea de adaptar técnicas y métodos diseñados para otras estructuras, lo que puede resultar en soluciones que no optimizan la protección y, en algunos casos, incluso exacerban el problema de socavación.

Dado este contexto, la presente investigación propone desarrollar un marco metodológico robusto que combine la experimentación física y la modelación numérica tridimensional para analizar la hidrodinámica del flujo y la socavación en muros longitudinales en ríos con lecho granular. Esta aproximación permitirá identificar los patrones de flujo y vórtices que contribuyen a la socavación, así como evaluar la eficacia de diversas contramedidas, proporcionando una base empírica y teórica para optimizar el diseño y la selección de medidas de protección. Los resultados de este estudio contribuirán a desarrollar criterios de diseño y directrices aplicables que podrán ser utilizados por ingenieros y tomadores de decisiones, promoviendo prácticas más seguras y eficaces, reduciendo los riesgos de fallas, optimizando costos de mantenimiento y mejorando la resiliencia de las infraestructuras fluviales frente a desafíos erosivos, fortaleciendo la protección de comunidades y recursos hídricos en el país.

1.3. OBJETIVOS DE LA INVESTIGACIONES

1.3.1. Objetivo general

Analizar la hidrodinámica del flujo y proponer nuevas medidas de protección contra la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular.

1.3.2. Objetivos específicos

- i) Profundizar en el entendimiento del comportamiento hidrodinámico de la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular aplicando modelación física y numérica.
- ii) Evaluar la eficacia de técnicas de blindaje y alteración del flujo en la reducción de la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular aplicando modelación física y numérica.
- iii) Proponer recomendaciones que contribuyan a la actualización de criterios utilizados de diseño en Colombia para la mitigación de la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular.

CAPITULO 2. REVISIÓN DE LITERATURA

2.1. FUNDAMENTOS DE LA SOCAVACIÓN EN ESTRUCTURAS HIDRÁULICAS

La socavación es un proceso erosivo que ocurre en las proximidades de una estructura hidráulica debido a la interacción del flujo del agua con el lecho del río, provocando la remoción de sedimentos y la formación de fosos que pueden comprometer la estabilidad de dicha estructura (Khosronejad et al., 2012). Este fenómeno se clasifica principalmente en dos tipos en relación con estructuras hidráulicas: socavación local y socavación transversal. La socavación local se manifiesta específicamente alrededor de estructuras como muros longitudinales, donde la alteración del flujo genera vórtices intensos y zonas de alta turbulencia, comprometiendo su estabilidad (Khosronejad et al., 2019). Por otro lado, la socavación transversal se presenta cuando una estructura reduce el ancho del cauce, como sucede con puentes, lo que incrementa la velocidad del flujo y la capacidad erosiva del agua, agravando la socavación a lo largo de las paredes del muro (Sotiropoulos & Diplas, 2017).

El impacto de la socavación en la estructura hidráulica es considerable, siendo una de las principales causas de fallas y colapsos (Khosronejad et al., 2012). La formación de fosos alrededor de la estructura expone sus cimientos y, si no se controla adecuadamente, puede llevar a la pérdida de soporte estructural y al colapso total de la obra. Este fenómeno es evidente en casos documentados como los mostrados en la Figura 2.1, donde la socavación ha afectado significativamente infraestructura crítica, incluyendo una carretera sobre el río Virgin en EE.UU. (Figura 2.1a) y una autopista en Mérida, Venezuela (Figura 2.1b). Esto no solo afecta la función protectora del muro longitudinal, sino que también puede desencadenar problemas mayores, como la erosión de las márgenes del río y efectos adversos sobre infraestructura adyacente, tales como caminos y edificaciones (Chiew, 2008; Radice et al., 2008). Además, el tipo de socavación y su magnitud dependen de factores hidráulicos, geométricos y del material del lecho, que influyen directamente en el desarrollo del fenómeno. (Para una comprensión detallada de las expresiones matemáticas utilizadas en el análisis de la socavación local y transversal, se puede consultar el Anexo A 1, el cual recoge los métodos y ecuaciones más relevantes aplicados en este estudio).

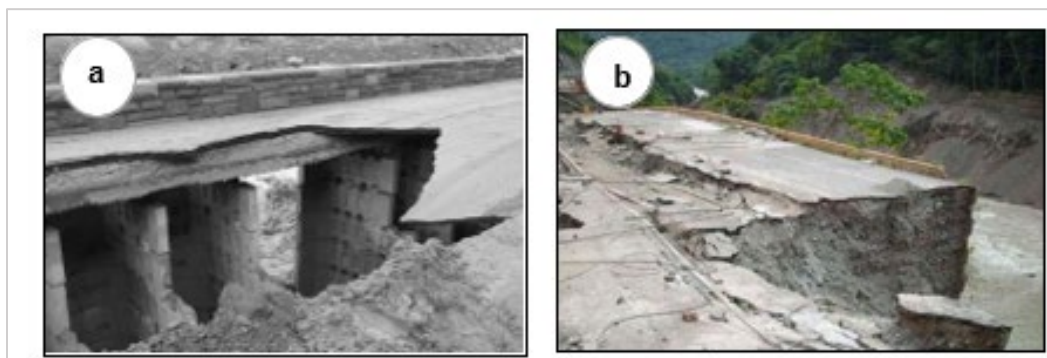


Figura 2.1. Fallas de muros por socavación: a) Socavación del muro que afectó la carretera sobre el río Virgin, EE.UU. b) Socavación del muro con afectación de una autopista en Mérida, Venezuela

Fuente: a) Anderson & Williams (2002) y b) Borges (2008)

Los factores hidráulicos, como la velocidad del flujo, la profundidad del agua y la turbulencia generada por las estructuras, son fundamentales en la formación de vórtices de herradura y de estela, los cuales incrementan significativamente la erosión en las proximidades de los muros (Khosronejad et al., 2019). En este sentido, comprender las dinámicas hidráulicas que ocurren alrededor de los muros longitudinales es esencial para anticipar los efectos del flujo sobre el sistema fluvial. Investigaciones

recientes han subrayado que las variaciones locales en la velocidad y dirección del flujo, al interactuar con las irregularidades geométricas de las estructuras, generan fenómenos complejos en las capas límite del flujo (Orlandi, 2019). Por ejemplo, la disipación de energía en dichas capas puede provocar fluctuaciones de presión que afectan tanto el transporte de sedimentos como la estabilidad del lecho en zonas críticas (Martins, 2016). Además, los factores geométricos, como la forma, tamaño y disposición de las estructuras, juegan un papel crucial, ya que los muros rectos o curvos desvían y concentran el flujo de manera distinta, influyendo directamente en la erosión de la base. El tipo de sedimento del lecho, ya sea arena, grava o rocas, y su gradación también es determinante; en particular, los lechos bien gradados muestran una mayor resistencia a la erosión en comparación con los uniformes (Borges, 2008; INVIAS, 2009).

De igual forma, los estudios experimentales y numéricos han demostrado que las zonas de alta energía cinética, localizadas cerca de la base de los muros, son responsables de la redistribución de sedimentos aguas abajo, lo cual tiene implicaciones directas en la gestión de la morfología del cauce (Abreu et al., 2020). Estas observaciones enfatizan la necesidad de integrar datos hidráulicos detallados en el diseño de estructuras, con el objetivo de minimizar los efectos adversos.

Inicialmente, se utilizaron fórmulas empíricas, como las de Lacey et al., (1930) y Blench et al., (1939), que no consideraban la forma del cauce y ofrecían predicciones limitadas. Posteriormente, se desarrollaron métodos más complejos con Artamonov (1953) y Lischtván & Lebediev (1959), introduciendo fórmulas semiempíricas que se convirtieron en referentes en Colombia para la predicción de la socavación general con contracción. El método de Maza & Sánchez (1964) proporcionó un enfoque más completo para la estimación de la socavación en pilares de puentes, abarcando diversas configuraciones geométricas y condiciones de flujo. Con el avance de la tecnología, la modelación computacional marcó un punto de inflexión, como se evidencia en la cronología de la Figura 2.2. Modelos como HEC-RAS (1995), el primer modelo unidimensional gratuito ampliamente utilizado, permitieron analizar con mayor detalle las interacciones hidrodinámicas complejas entre el flujo y las estructuras. Otros modelos, como FESWMS-2DH (1995), WSPRO (1997), y BRI-STAR (2000), incorporaron análisis unidimensionales y bidimensionales, mejorando la capacidad predictiva y la precisión en la simulación de la socavación.

La figura también destaca los aportes de Melville & Sutherland (1988) y Melville, (1992), quienes avanzaron en la inclusión de factores geométricos y dinámicos del flujo en los modelos predictivos. Estudios recientes, como los de Khosronejad et al. (2019), validan la eficacia de los modelos tridimensionales al combinar simulaciones numéricas con datos experimentales, logrando una representación más precisa de los procesos de socavación local y general.

Actualmente, los modelos computacionales son esenciales para evaluar la socavación y optimizar las medidas de protección estructural, permiten simular la interacción del flujo con las estructuras y el lecho granular, identificando zonas de alto riesgo y facilitando el diseño de contramedidas más efectivas (Duc et al., 2004; Abbasnia & Ghiassi, 2011). La integración de modelos físicos y numéricos ha enriquecido la comprensión de los mecanismos subyacentes a la socavación, proporcionando un marco robusto para la implementación de soluciones adaptadas a las condiciones específicas del cauce y el sedimento (Sotiropoulos & Diplas, 2017). Las contramedidas, como el blindaje con rip-rap y gaviones o la alteración del flujo mediante collares y pantallas de burbujas, se han desarrollado para mitigar los efectos erosivos sobre las estructuras hidráulicas (Cardoso & Fael, 2009; Lagasse et al., 2009). La combinación de estos enfoques con la modelación avanzada mejora significativamente la predicción y control de la socavación, garantizando una mayor durabilidad y estabilidad de la infraestructura fluvial.

Investigaciones recientes han abordado la influencia de las características del lecho granular y la dinámica del flujo en la formación y mitigación de socavaciones alrededor de muros longitudinales, aportando nuevos enfoques para optimizar el diseño y protección de estas estructuras. Por ejemplo, se ha

identificado que la composición del lecho granular bien gradada mejora significativamente la resistencia a la erosión frente a configuraciones de sedimentos más uniformes, lo que se traduce en un menor desarrollo de fosos de socavación en condiciones de flujo controlado (Wang et al., 2021). Asimismo, los análisis numéricos han confirmado que la integración de elementos estructurales como rugosidades en las paredes de los muros disminuye la velocidad del flujo en áreas críticas, minimizando los impactos erosivos en la base de las estructuras hidráulicas (Hersberger et al., 2015).

Además, estudios experimentales recientes han evaluado la interacción entre el flujo, el gradiente del cauce y la distribución del tamaño de grano, logrando estimaciones más precisas de la profundidad máxima de socavación en escenarios de alta complejidad hidráulica (Korpak et al., 2021). Estos hallazgos no solo mejoran las predicciones, sino que también permiten desarrollar soluciones personalizadas que optimizan el comportamiento hidráulico y estructural de los sistemas fluviales.

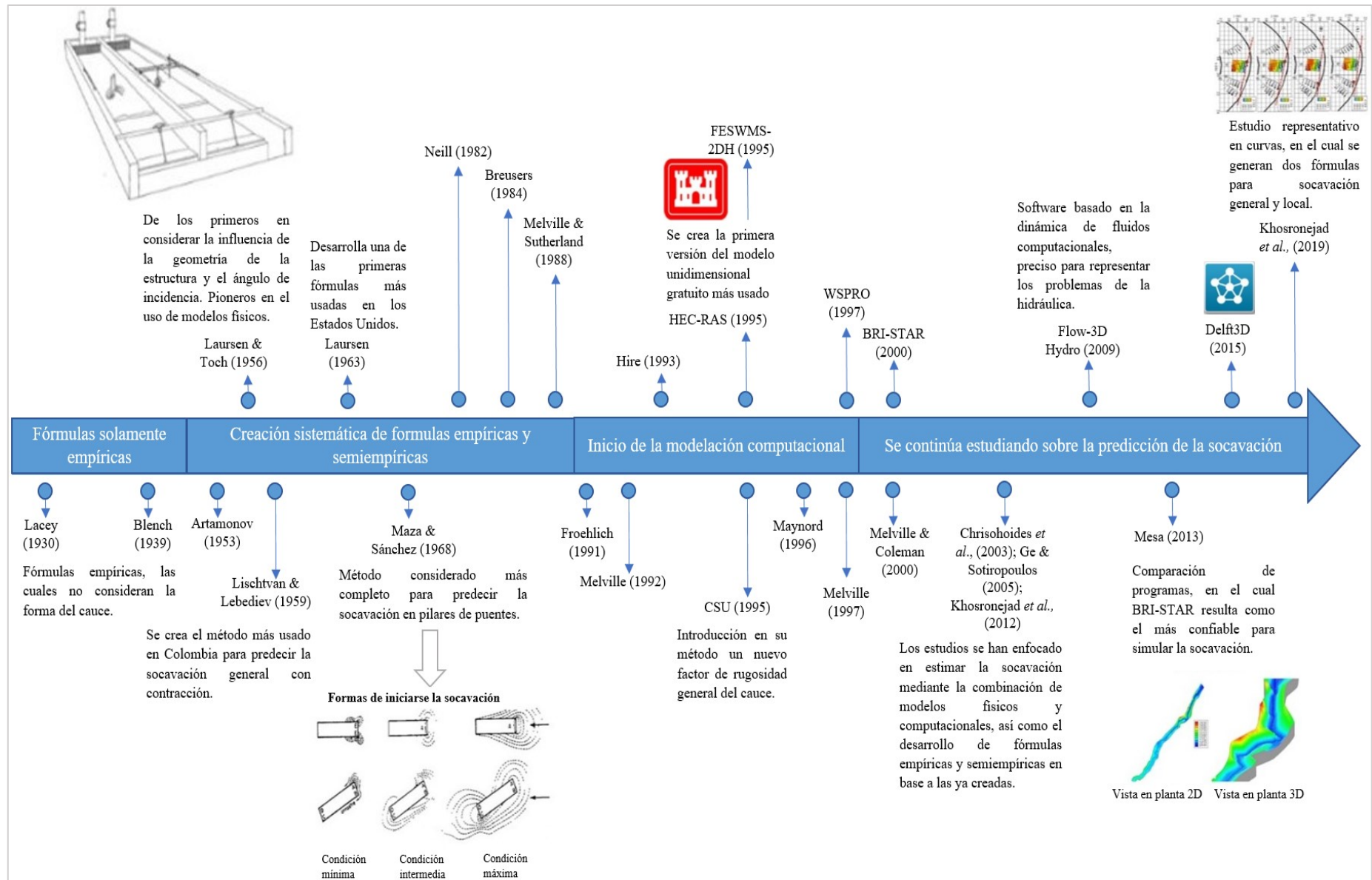


Figura 2.2. Cronología del estudio para la estimación de la socavación en estructuras hidráulicas

2.2. HIDRODINÁMICA DEL FLUJO EN MUROS LONGITUDINALES

La hidrodinámica del flujo en muros longitudinales es crucial para entender cómo las interacciones entre el agua y la estructura contribuyen al proceso de socavación. Los muros longitudinales, que se emplean principalmente para la protección de márgenes en ríos, alteran la trayectoria y la dinámica del flujo, lo cual puede intensificar la erosión en áreas específicas (Khosronejad et al., 2019). Este fenómeno se explica por la formación de estructuras como los vórtices de herradura y de estela, los cuales generan áreas de alta turbulencia y presiones negativas tanto en la base como detrás del muro, incrementando los riesgos de socavación (Sotiropoulos & Diplas, 2017).

Estas alteraciones en la trayectoria del flujo no solo modifican los patrones de velocidad, sino también generan gradientes de presión que influyen en la disipación de energía cerca del lecho. Por ejemplo, investigaciones recientes han demostrado que los cambios en la rugosidad del lecho y la inclinación del muro pueden amplificar las zonas de presión negativa, afectando significativamente el transporte de sedimentos (Bross et al., 2019). Por otra parte, simulaciones numéricas tridimensionales han mostrado que las dinámicas del flujo turbulento en estas estructuras son altamente sensibles a variaciones en el caudal y la forma del cauce, lo que subraya la importancia de realizar análisis específicos para cada configuración hidráulica (Espinoza-Jara et al., 2022).

Los vórtices de herradura son particularmente importantes, ya que se forman en la base del muro debido al impacto del flujo, removiendo sedimentos y creando fosos profundos que pueden desestabilizar la estructura (Borges, 2008). La Figura 2.3 muestra el esquema de un muro longitudinal antes y después de la socavación en la base, evidenciando cómo la erosión debilita la estructura y puede llevar al colapso, resaltando la importancia de un diseño adecuado para mitigar estos efectos erosivos. Este proceso, donde el muro pasa de una condición estable (Figura 2.3a) a una situación de colapso (Figura 2.3b) debido a la socavación en su base. Adicionalmente, la geometría del muro juega un papel crucial en la mitigación de estos efectos. Mientras que muros rectos tienden a concentrar el flujo, incrementando su capacidad erosiva en puntos específicos, diseños curvos o inclinados permiten redistribuir el flujo, modificando los patrones de velocidad y dirección del agua, y reduciendo así la intensidad de la socavación (Khosronejad et al., 2019; Sotiropoulos & Diplas, 2017).

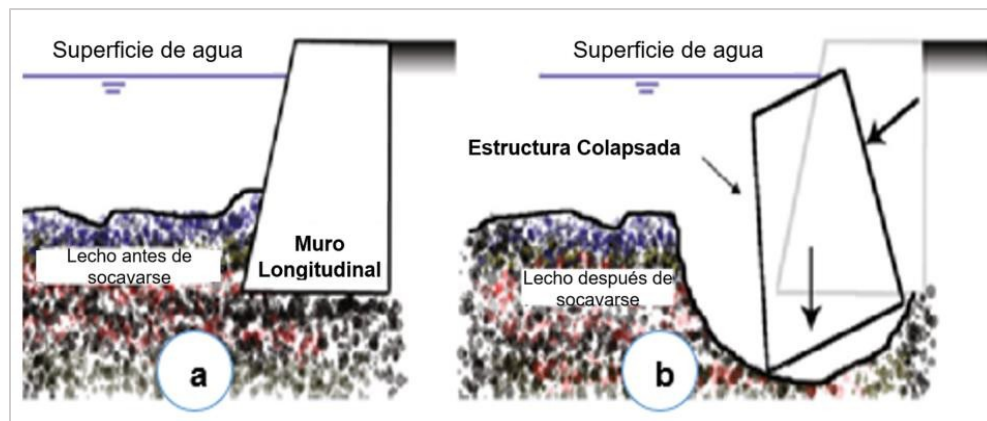


Figura 2.3. Esquema de un muro longitudinal: a) antes y b) después de socavación en la base

Fuente: a) Khosronejad et al., (2019) y b) Borges, (2008); Masjedi et al., (2010)

El uso de modelos matemáticos y computacionales ha permitido avanzar significativamente en la comprensión de los fenómenos de socavación, proporcionando simulaciones detalladas del comportamiento

del flujo en torno a los muros longitudinales. Los modelos tridimensionales (3D) son especialmente útiles, ya que capturan la complejidad de las interacciones entre el flujo, el muro y el lecho granular, considerando no solo la geometría de la estructura sino también las propiedades del lecho. Estos modelos se calibran con datos experimentales obtenidos de ensayos en canales, lo que permite prever con precisión cómo diferentes diseños de muros y configuraciones del flujo influyen en la socavación (Abbasnia & Ghiassi, 2011; Khosronejad et al., 2012).

Además, la interacción entre el flujo y el lecho granular es un factor determinante en la magnitud de la socavación, especialmente en lechos con sedimentos de granulometría variada. Los lechos compuestos por una mezcla de partículas grandes y pequeñas muestran una mayor resistencia a la erosión que aquellos con sedimentos uniformes, debido a la mayor estabilidad que confiere la diversidad de tamaños frente a la acción erosiva de los vórtices. Esta compleja interacción subraya la necesidad de integrar tanto la geometría del muro como las características del lecho en el diseño de estructuras que busquen minimizar los efectos de la socavación, destacando el valor de los modelos 3D para optimizar dichas configuraciones (Borges, 2008; López, 2005).

2.3. ESTRATEGIAS DE MITIGACIÓN DE LA SOCAVACIÓN

Para mitigar los efectos de la socavación en muros longitudinales en ríos, se han implementado diversas estrategias que combinan contramedidas de blindaje y de alteración del flujo. Estas estrategias, orientadas a proteger el lecho fluvial o a modificar el comportamiento del flujo, buscan reducir la erosión y prolongar la vida útil de las estructuras hidráulicas (Guevara, 2016). Entre las contramedidas de blindaje más comunes destacan el rip-rap, los gaviones y los bloques de hormigón. El rip-rap, que consiste en la colocación de rocas o bloques en la base del muro, es una técnica eficaz para disipar la energía del flujo, disminuyendo así la velocidad del agua y minimizando la remoción de sedimentos (Lagasse et al., 2009). De manera similar, los gaviones y los bloques de hormigón ofrecen protección al lecho, siendo además modulares y adaptables a diferentes condiciones del flujo.

Además, las contramedidas de alteración del flujo están diseñadas específicamente para modificar la dirección o velocidad del agua antes de que esta impacte directamente en la estructura. Ejemplos clave son los collares, las paletas sumergidas y los pilotes de sacrificio (Radice & Davari, 2014). Los collares, instalados alrededor de los pilares y bases de los muros, modifican los vórtices, reduciendo tanto la presión como la velocidad del agua que impacta en la estructura. Por su parte, las paletas sumergidas y los pilotes de sacrificio crean barreras físicas que desvían el flujo, disminuyendo su capacidad erosiva (Khosravinia et al., 2018; Bhatia & Setia, 2019). La integración de estas medidas, analizada mediante modelos experimentales y computacionales, ha evidenciado su efectividad conjunta para tratar los distintos mecanismos asociados al proceso de socavación (Sotiropoulos & Diplas, 2017).

Finalmente, es crucial adaptar estas estrategias a las condiciones particulares del río y al diseño del muro. En ríos con alta velocidad de flujo y lechos uniformes, se ha demostrado que la combinación de rip-rap con pilotes de sacrificio es especialmente efectiva, ya que disminuye significativamente la profundidad de los fosos de socavación y estabiliza la base del muro (Biswas & Barbhuiya, 2018). Este enfoque integrado de blindaje y alteración del flujo no solo optimiza la funcionalidad de las contramedidas, sino que también garantiza una solución sostenible y adaptable a largo plazo, fortaleciendo la resiliencia de las estructuras hidráulicas frente a condiciones adversas (Lagasse et al., 2009).

2.4.METODOLOGÍAS PARA EL ANÁLISIS DE LA SOCAVACIÓN EN MUROS LONGITUDINALES

El análisis de la socavación en muros longitudinales ha sido un área de estudio clave debido a la complejidad del fenómeno y su impacto directo en la estabilidad de estas estructuras. Las metodologías empleadas para estudiar la socavación combinan experimentos físicos y modelos numéricos, los cuales ofrecen una comprensión detallada de los procesos hidrodinámicos que ocurren alrededor de los muros. En primer lugar, los modelos físicos han sido una herramienta fundamental para el estudio de la socavación en muros longitudinales. Estos modelos replican a escala reducida las condiciones de un cauce natural y la interacción del flujo con la estructura, permitiendo observar directamente los patrones de socavación y las formaciones de vórtices. Mediante el uso de canales de ensayo, se realizan pruebas con diferentes caudales, inclinaciones del lecho y tipos de contramedidas, lo cual facilita el análisis detallado de las variables que afectan la socavación (Hersberger, 2002; Sotiropoulos & Diplas, 2017). La ventaja de los modelos físicos radica en su capacidad para simular de manera realista las condiciones de campo, proporcionando datos empíricos cruciales para validar modelos numéricos. Sin embargo, presentan limitaciones significativas; una de las principales es la influencia de los efectos de escala, que pueden distorsionar la representación de la interacción entre el flujo y la estructura, especialmente en entornos complejos (Lu et al., 2023). Además, los modelos físicos suelen ser costosos en términos de tiempo y recursos limitando su accesibilidad, mientras que las simulaciones numéricas como las realizadas por Khosronejad et al. (2019) pueden ofrecer mayor eficiencia. Por último, los modelos físicos carecen de flexibilidad para explorar múltiples escenarios, algo que los modelos numéricos permiten con precisión, mejorando significativamente el diseño y análisis de estructuras hidráulicas.

Para superar las limitaciones asociadas a los modelos físicos, los estudios recientes han recurrido a simulaciones numéricas que incorporan datos experimentales como base de calibración. Estas simulaciones permiten analizar escenarios específicos en condiciones tridimensionales, lo cual es especialmente útil para identificar patrones de flujo en estructuras complejas (Nguyen et al., 2018). Por ejemplo, los estudios han demostrado que el uso de modelos acoplados, que integran simulaciones de flujo con análisis de transporte de sedimentos, facilita la evaluación de zonas críticas de erosión y acumulación, optimizando el diseño de contramedidas (Espinoza-Jara et al., 2022). Este enfoque ha permitido validar con mayor precisión las herramientas computacionales, logrando un equilibrio entre detalle y eficiencia computacional.

Por otro lado, la modelación numérica ha revolucionado el análisis de la socavación al permitir la simulación de escenarios complejos que serían difíciles de replicar físicamente. Los modelos numéricos tridimensionales en particular, han demostrado ser altamente efectivos para predecir el comportamiento del flujo y la socavación alrededor de los muros longitudinales (Khosronejad et al., 2012; Abbasnia & Ghiassi, 2011). Estos modelos promedian las ecuaciones de Navier-Stokes para el flujo turbulento, lo que permite capturar con precisión la dinámica de los vórtices y su impacto erosivo sobre el lecho granular. Además, los modelos numéricos pueden ajustarse para incluir variaciones en la geometría del muro, el tipo de material del lecho y la configuración de las contramedidas, brindando una flexibilidad que es difícil de lograr con modelos físicos. Sin embargo, presentan limitaciones notables; una de ellas es la necesidad de gran capacidad computacional, lo que puede hacer que las simulaciones sean costosas y lentas en escenarios muy detallados (Lu et al., 2023). Además, la precisión de los resultados depende en gran medida de la calidad de los datos de entrada, como las condiciones iniciales y las propiedades del material, lo que puede introducir incertidumbre en las predicciones (Nguyen et al., 2022). También, aunque son altamente adaptables, los modelos numéricos pueden simplificar ciertos fenómenos físicos complejos, como la interacción fluido-estructura-sedimento, lo que limita su aplicabilidad en condiciones extremas.

Además, un enfoque común en el análisis es el uso de modelos computacionales acoplados, que combinan modelos hidrodinámicos con modelos de transporte de sedimentos. Este acoplamiento permite

evaluar no solo la interacción del flujo con la estructura, sino también cómo los sedimentos son transportados y depositados, lo cual es crucial para entender la formación y evolución de los fosos de socavación (Duc et al., 2004). Los modelos numéricos también permiten realizar análisis de sensibilidad para identificar qué variables tienen un mayor impacto en la socavación y cuáles son los escenarios más críticos para la estabilidad del muro.

Finalmente, la validación de los modelos numéricos es un paso crucial en la investigación de la socavación. Para garantizar que las predicciones numéricas sean confiables, los resultados de los modelos se comparan con datos obtenidos de experimentos físicos o mediciones de campo (Khosronejad et al., 2019). Este proceso de calibración y validación asegura que los modelos numéricos reflejen de manera precisa el comportamiento real del flujo y la socavación, lo cual es fundamental para su aplicación en el diseño de contramedidas y la toma de decisiones en proyectos de ingeniería fluvial.

2.5. DISEÑO DE MUROS LONGITUDINALES Y SELECCIÓN DE CONTRAMEDIDAS

El diseño de muros longitudinales y la selección de contramedidas adecuadas son aspectos críticos para minimizar los efectos de la socavación y asegurar la estabilidad de estas estructuras en los cauces de los ríos. Para el diseño de los muros, es esencial considerar no solo la geometría y los materiales de construcción, sino también las condiciones del flujo y el tipo de lecho en el que se ubicarán, ya que estos factores influyen directamente en la magnitud de la socavación (Lagasse et al., 2009; Sotiropoulos & Diplas, 2017). La evaluación de parámetros como la altura, la inclinación y el grosor del muro, así como su interacción con el flujo son fundamentales. La forma del muro, ya sea recto o curvo, afecta cómo el flujo es desviado y concentrado a lo largo de la estructura, influyendo en la distribución de la socavación (Borges, 2008).

En el proceso de diseño de las contramedidas, es esencial integrar criterios específicos que permitan su efectividad en función de las características del cauce y las condiciones del flujo. Por ejemplo, las contramedidas estructurales deben diseñarse considerando la resistencia del material utilizado, la estabilidad frente a corrientes intensas y la capacidad de disipar energía para minimizar el impacto directo sobre el muro (Lagasse et al., 2009). En el caso de las contramedidas de alteración del flujo, su diseño debe enfocarse en optimizar la interacción entre la estructura y las dinámicas del flujo, ajustando parámetros como la colocación, el tamaño y la orientación de elementos como los collares y pilotes de sacrificio para reducir los vórtices y la turbulencia (Khosravinia et al., 2018; Radice & Davari, 2014). Además, el diseño debe incorporar análisis hidráulicos detallados y pruebas en modelos físicos o computacionales que simulen las condiciones específicas del sitio, asegurando así su desempeño antes de la instalación.

Por último, la selección de contramedidas debe considerar factores como la eficacia, el costo, la durabilidad y la facilidad de instalación y mantenimiento. Guías y normas internacionales, como el manual HEC-23 del Departamento de Transporte de Estados Unidos, proporcionan criterios de diseño específicos para diferentes tipos de estructuras hidráulicas (Lagasse et al., 2009). No obstante, es fundamental adaptar estas recomendaciones a las condiciones locales del cauce y del material del lecho para optimizar la protección del muro longitudinal, asegurando su estabilidad y funcionalidad a largo plazo.

2.6. BRECHAS DE CONOCIMIENTO Y PERSPECTIVAS FUTURAS

A pesar de los avances significativos en el estudio de la socavación en muros longitudinales, aún persisten importantes brechas de conocimiento que limitan la comprensión completa del fenómeno y la implementación de soluciones efectivas. Una de las principales brechas identificadas es la limitada investigación sobre la socavación en muros longitudinales en lechos granulares bien gradados, ya que la

mayoría de los estudios se han centrado en lechos uniformes con granulometrías homogéneas (Borges, 2008). Esta falta de datos experimentales y numéricos específicos dificulta la formulación de expresiones predictivas y el diseño de contramedidas adecuadas.

Además, el rendimiento de las contramedidas en condiciones de alta turbulencia y flujos complejos sigue siendo un área poco explorada. Aunque contramedidas como los collares, pilotes de sacrificio y estructuras de rip-rap han demostrado ser efectivas en ciertos escenarios, su rendimiento en condiciones extremas, como caudales variables y flujos altamente turbulentos, aún no se ha investigado en profundidad (Radice & Davari, 2014). Esto crea incertidumbres sobre la durabilidad y la capacidad de estas medidas para proporcionar protección continua en situaciones adversas. En consecuencia, es crucial desarrollar metodologías de modelado accesibles y confiables que integren la física del flujo, la dinámica sedimentaria y la interacción con las contramedidas (Khosronejad et al., 2019). Se necesita un mayor esfuerzo en la evaluación de nuevas contramedidas adaptadas a las condiciones específicas de los ríos con alta variabilidad en sus flujos. Esto contribuirá a una mejor comprensión y a una respuesta efectiva a la socavación, protegiendo las estructuras hidráulicas y gestionando de manera sostenible los recursos fluviales.

De acuerdo con las brechas identificadas, en esta investigación doctoral se contribuye con la siguiente brecha del conocimiento:

Contribuir en el entendimiento del origen de la socavación en la base del muro longitudinal, tanto con contramedidas, como sin la presencia de éstas. También, en la evaluación de contramedidas de blindaje y alteración del flujo, de manera individual o en conjunto, con el fin de proteger adecuadamente la estructura, en ríos con lecho granular bien gradado. Adicionalmente, se contribuye con el desarrollo de una propuesta de recomendaciones sobre criterios de diseño, en el contexto nacional, para la mitigación de la socavación local en la base de muros longitudinales.

CAPITULO 3. EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO HIDRODINÁMICO DE LA SOCAVACIÓN LOCAL EN MUROS LONGITUDINALES CON LECHO GRANULAR

3.1. REVISIÓN DE LA LITERATURA

En las últimas décadas, los estudios en ingeniería hidráulica han avanzado significativamente hacia una comprensión más detallada de cómo las estructuras artificiales modifican las dinámicas del flujo fluvial. Los muros longitudinales, fundamentales para la protección y estabilización de cauces, no solo redirigen el flujo, sino que también generan perturbaciones hidrodinámicas que pueden desencadenar fenómenos complejos, como zonas de recirculación y gradientes de esfuerzo cortante. Estas interacciones no solo alteran el entorno inmediato de las estructuras, sino que también condicionan la distribución de velocidades y presiones en el flujo. Investigaciones recientes han resaltado que aspectos como la geometría tridimensional del muro, las propiedades del material y las condiciones de borde juegan un papel crucial en el comportamiento del caudal, influyendo en la formación de patrones hidrodinámicos específicos (Borges, 2008; Sotiropoulos & Diplas, 2017). Este enfoque ha permitido desarrollar modelos más precisos que facilitan la evaluación de las dinámicas en escenarios controlados. Un ejemplo destacado de este análisis puede observarse en la Figura 3.1, donde se detalla la interacción entre el flujo y un muro longitudinal bajo condiciones experimentales.

La Figura 3.1 profundiza en la dinámica del flujo en torno a un muro longitudinal, destacando las implicaciones de su diseño en un entorno controlado. En la sección (a), se observa cómo la obstrucción introducida por el muro genera un aumento en la velocidad local del flujo y una disminución de la profundidad del agua. Este efecto, aunque no representa directamente procesos erosivos, resalta las alteraciones hidrodinámicas que condicionan el comportamiento del caudal en proximidad a la estructura. En la sección (b), los vectores de flujo revelan la formación de vórtices en la base del muro, los cuales se derivan de la reducción de la sección transversal y la acumulación de energía cinética. Estos patrones destacan un comportamiento clave: la generación de áreas de recirculación que concentran esfuerzos en regiones específicas, lo que en escenarios reales puede intensificar la erosión y socavación (Sotiropoulos & Diplas, 2017). Además, el análisis de las trayectorias del flujo muestra una clara tendencia hacia la concentración de líneas de corriente cerca de los bordes del muro, lo que sugiere que las condiciones de borde tienen un papel fundamental en la redistribución de la energía y la formación de turbulencias.

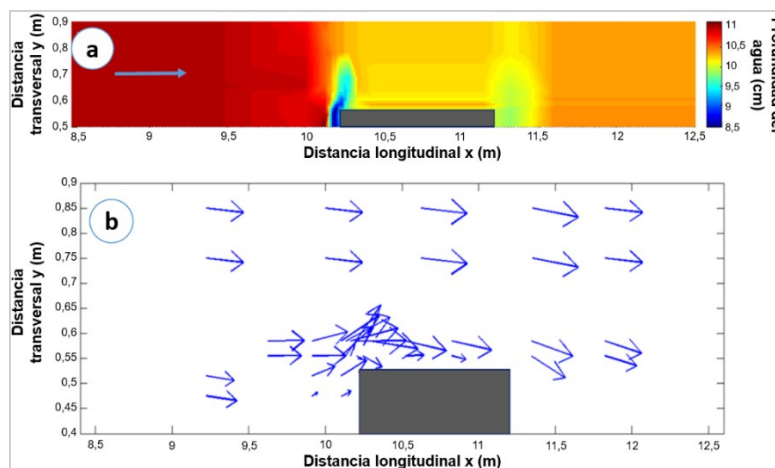


Figura 3.1. Comportamiento del flujo sobre el muro longitudinal. a) elevación de la superficie del agua. b) dirección del flujo

Fuente: Sotiropoulos & Diplas, (2017)

Además, los modelos tridimensionales (3D) han sido herramientas fundamentales en este proceso de adaptación, ya que permiten simular con gran detalle las complejas interacciones entre el flujo y los muros longitudinales. Estos modelos, como el software Flow-3D emplean las ecuaciones tridimensionales de Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS), lo que permite capturar los patrones de flujo turbulento, la formación de vórtices y las áreas de mayor erosión alrededor del muro (Ge & Sotiropoulos, 2005). Gracias a estas simulaciones, es posible no solo ajustar las ecuaciones matemáticas existentes, sino también explorar escenarios experimentales difíciles de replicar físicamente, como variaciones en la inclinación del muro o la presencia de sedimentos no cohesivos. Esto ha llevado a una mejor comprensión de cómo diferentes configuraciones geométricas y condiciones del flujo impactan en la estabilidad de los muros longitudinales.

El diseño técnico del empotramiento de muros en márgenes fluviales es una estrategia clave para reducir la socavación, proporcionando estabilidad al anclar la base del muro en el lecho del cauce y distribuyendo las fuerzas erosivas a lo largo de la estructura. Este empotramiento disminuye el impacto directo del flujo sobre la base del muro y modifica la dirección del flujo cercano, reduciendo la formación de vórtices que intensifican la erosión. La configuración adecuada del empotramiento y de las contramedidas asociadas es esencial para el mantenimiento de la integridad estructural a lo largo del tiempo.

La Tabla 3.1 presenta un análisis cronológico de estudios enfocados en la socavación de muros longitudinales realizados entre 2000 y 2022, revelando patrones en el uso de diferentes metodologías y condiciones de aplicación. Un patrón evidente en los estudios es la predominancia de modelos físicos para analizar la interacción entre el flujo y las estructuras, especialmente en muros curvos y rectos, como lo muestran las investigaciones de Hersberger (2002) y Borges (2008). En estas investigaciones, se exploran diferentes geometrías de muros y tipos de sedimentos, confirmando que las configuraciones de los muros influyen significativamente en la profundidad de la socavación. Estudios como los de Sotiropoulos & Diplas (2017) integran modelos físicos y computacionales para desarrollar ecuaciones de predicción, lo que demuestra la creciente integración de herramientas numéricas para entender la dinámica de la socavación en diferentes escenarios geométricos.

Adicionalmente, los estudios reflejan una tendencia hacia la incorporación de contramedidas que modifican el flujo y fortalecen el muro, como la rugosidad y la alteración de la geometría del canal. Por ejemplo, las investigaciones de Cely-Calixto et al., (2023a) muestran que las combinaciones de simulaciones físicas y numéricas proporcionan una comprensión más precisa de los efectos de la socavación, permitiendo diseñar contramedidas que optimicen la protección del lecho y de los muros longitudinales. Estas estrategias no solo buscan reducir la socavación, sino también gestionar la estabilidad del sedimento mediante configuraciones que minimizan el impacto de las corrientes secundarias y los vórtices.

Los estudios recopilados destacan que la efectividad de los muros y sus contramedidas depende de la combinación de múltiples factores, como la inclinación del muro, el tipo de sedimento y la geometría del canal. Esto subraya la necesidad de enfoques integrados en el diseño de muros longitudinales que consideren tanto las propiedades hidráulicas como las geométricas del entorno. La integración de datos experimentales y simulaciones computacionales se muestra como una estrategia efectiva para predecir y mitigar la socavación, adaptando las medidas de protección a las condiciones específicas de cada caso, lo cual es crucial para el desarrollo de soluciones hidráulicas más seguras y eficaces.

Tabla 3.1. Análisis comparativo de estudios sobre la socavación en muros longitudinales (2000–2022)

AUTOR	TIPO DE MURO	OBJETIVO DE LA INVESTIGACIÓN	MÉTODO DE APLICACIÓN	CONDICIÓN DE SOCACACIÓN	CONDICIONES							
					Geometría del canal o río (m)	Geometría del muro (m)	Sedimento (D: mm)	Inclinación del muro (°)	Pendiente del canal (%)	Caudal (m³/s)	Espesor del muro (m)	Otros
Hersberger (2002)	Muros curvos	Desarrollar una expresión matemática para un muro curvo y estudiar los efectos de rugosidad como contramedida.	Modelo físico	Lecho móvil	Tramo de entrada 7.5; Codo de 90°; salida 7.5 y 6.0	Alto de muro lateral 1 m	Mezcla de tamaños Diámetros representativos: D10: 3.2; D35: 4.4; D50: 5.3; D75: 9.1; D90: 14.8 CU: 2.1	vertical	0.35; 0.50 y 0.70	0.040 – 0.212	NR	
Martin-Vidé (2007)	Muros salientes de riveras	Desarrollar expresiones para la socavación.	Modelo físico	NR	11 x 1 (longitud x ancho)	NR	Arena D50: 1.65	90°, 60° y 30°	NR	NR	NR	Relación de contracción: 1.11 a 2.0
Borges (2008)	Muro recto	Desarrollar una ecuación para muros con base en fórmulas de socavación general y local en estribos.	Modelo físico y comprobación en campo (río de montaña)	Agua clara	22 x 1 (longitud x ancho)	0.60 x 0.45	60% lecho grueso (grava y cantos rodados) Diámetros representativos: D16: 0.57; D50: 5.5; D75: 27.5; D85: 36.0 CU: 26	vertical	Entre 1.0 y 3.5	0.0283	0.05, 0.08 y 0.11	
Castro (2013)	Muros en riveras (tramos curvos y rectos)	Predecir la socavación en los muros de encauzamiento del río Amojú.	Tramo de río	Lecho móvil	196000 longitud del tramo	Cimentación 1.2 m de profundidad	35 % Arenas y gravas; 17% rocas de 3"-6"; 15% rocas de 9"-12"; 20% rocas de >12" Diámetro medio: 125	NR	3.4	238.7	NR	Ángulo de incidencia: 22°
Sotiropoulos & Diplas (2017)	Muro recto	Realizar simulaciones numéricas para desarrollar ecuaciones de regresión y predecir la profundidad máxima de socavación.	Modelo físico y modelo computacional	Agua clara	15 x 1.2 (longitud x ancho)	1 m de largo	Grava gruesa de 0.1 m Diámetros representativos: D50: 3.6 y D90: 6.0 CU: 2.5	28°, 35°, 45° y 70°	0.25	0.08	0.6	Desviación estándar geométrica: 1.53
Khosronejad et al. (2019)	Muro en curva		Canal real y modelo computacional	Agua clara	NR	NR	Diámetro medio: 0.7	vertical	NR	0.28	NR	Ángulo de incidencia 1:130° y 1:40°

*NR: No registra

3.2. MATERIALES Y MÉTODOS

3.2.1. Implementación y caracterización del modelo experimental

3.2.1.1. Preparación y caracterización física del lecho granular

Para este estudio, se seleccionaron materiales granulares con el fin de construir lechos experimentales que replicaran las condiciones típicas de sistemas fluviales. En primer lugar, los diámetros medios (D_m) de 7.75 mm y 4.18 mm, junto con los coeficientes de uniformidad (C_u) de 20.49 y 22.20, fueron determinados mediante la relación d_{60}/d_{10} , según los criterios empleados por (Attal & Lavé, 2009; Istanbuluoglu et al., 2003). Estos valores se validaron mediante análisis granulométricos, lo que permitió garantizar que las muestras fueran representativas de las características de los lechos granulares descritos en la literatura (Borges, 2008). Así, se aseguró que las propiedades físicas de los materiales empleados cumplieran con los estándares necesarios para los objetivos de la investigación.

Además, con el propósito de representar lechos típicos de ríos aluviales, se realizó un escalamiento de las curvas granulométricas originales, ampliando los diámetros medios a valores entre 25 y 35 mm y ajustando los coeficientes de uniformidad a un rango entre 24.81 y 24.96. Este procedimiento permitió generar una aproximación más realista a las condiciones de campo, tal como lo sugieren Guzmán et al. (2021) y Khan & Valentino (2022). Es importante destacar que la Figura 3.2 presenta los coeficientes de uniformidad obtenidos para las curvas granulométricas, cuyos valores oscilaron entre 24.81 y 24.96, mientras que los diámetros medios alcanzaron 35.21 mm y 22.86 mm, respectivamente. Dichos valores fueron empleados para modelar de forma teórica los lechos granulares, ajustando nuevamente los parámetros a diámetros medios de 7.75 mm y 4.18 mm, con coeficientes de uniformidad de 20.49 y 22.20. Este ajuste aseguró que los modelos representaran de manera adecuada lechos bien gradados. Por último, se procedió a calcular las proporciones necesarias de los materiales constituyentes de los lechos, los cuales incluyeron arena fina, arena gruesa y grava. Para el lecho con un diámetro medio de 7.75 mm, se definieron proporciones de 46 %, 26 % y 28 %, respectivamente; mientras que para el lecho con un diámetro medio de 4.18 mm, las proporciones fueron de 40 %, 29 % y 31 %. Finalmente, los lechos fueron preparados y dispuestos en los canales experimentales, asignándose el material con un diámetro medio de 7.75 mm al canal recto y el de 4.18 mm al canal curvo. Este diseño permitió evaluar el comportamiento de los flujos en diferentes configuraciones geométricas, garantizando la reproducibilidad y representatividad de las condiciones experimentales.

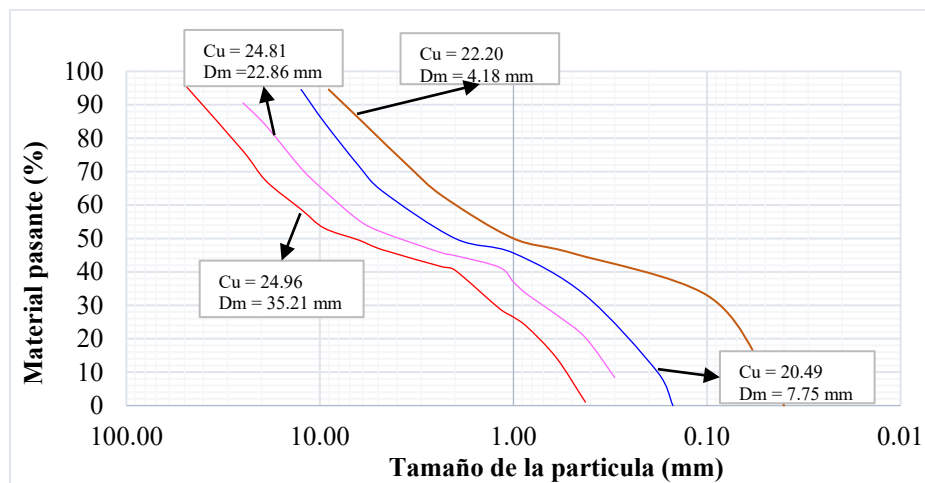


Figura 3.2. Distribución del tamaño de partículas de los materiales del lecho utilizados en el modelo

3.2.1.2. Configuración del canal de ensayos y parámetros hidrodinámicos

El experimento se llevó a cabo en un canal hidráulico HM 162 (G.U.N.T. Gerätebau GmbH, Hamburgo, Alemania) con circuito de agua cerrado, perteneciente al laboratorio de hidráulica de la Universidad Santo Tomás (Tunja, Colombia). Este canal, de 5 m de longitud, 0.3 m de ancho y 0.4 m de profundidad, cuenta con un medidor de tirante del flujo y un micro molinete para registrar la velocidad, lo que permite un control preciso de las condiciones hidráulicas. Tanto la pendiente como el caudal se ajustaron mediante un graduador de pendiente y una válvula reguladora, respectivamente, con el propósito de simular escenarios fluviales representativos de ríos con lechos granulares. El lecho granular se ubicó a una distancia de 1.7 m desde la entrada del canal, evaluándose caudales de entrada en el rango de 0.008 a 0.030 m³/s y pendientes entre el 0.5 % y 2.5 %. Para garantizar la estabilización de la socavación, los experimentos continuaron hasta que las variaciones de profundidad en el lecho granular fueran inferiores al 5 % durante cuatro horas consecutivas en las que se presenta la estabilización temporal del lecho. Este periodo permitió observar el comportamiento hidrodinámico bajo condiciones controladas, logrando la convergencia en los perfiles de socavación.

Se realizaron mediciones continuas en los puntos de control distribuidos tanto en el muro izquierdo del canal curvo (9 puntos, Figura 3.3) como en el canal recto (11 puntos, Figura 3.4), garantizando una cobertura representativa de las dinámicas de socavación en ambas configuraciones geométricas. Los muros longitudinales se instalaron a 1.7 m de la entrada del canal, con una longitud equivalente al 60 % del tramo recto o curvo del canal. Las pruebas se efectuaron con caudales constantes entre 0.008 m³/s y 0.030 m³/s, ajustados mediante válvulas reguladoras y monitoreados con sensores de precisión ± 0.1 mm. Las pendientes del canal, reguladas mediante un graduador ajustable, oscilaron entre el 0.5 % y el 2.5 %. El control estricto de estas condiciones permitió replicar escenarios fluviales de alta precisión.

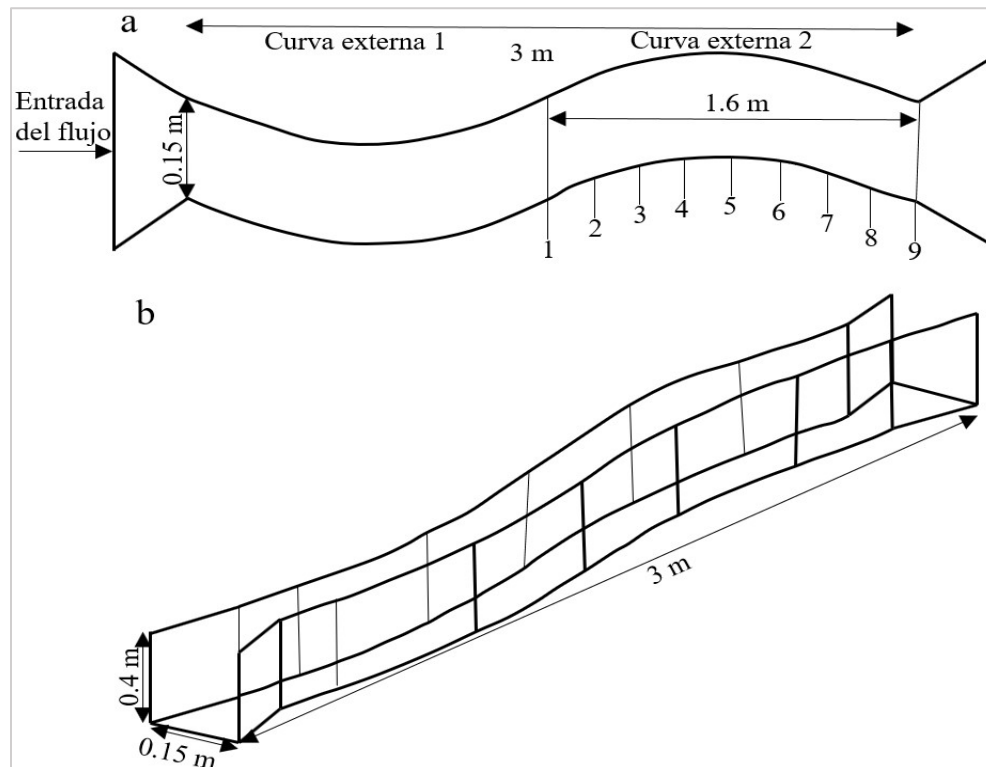


Figura 3.3. Modelo experimental del muro curvo. a) vista en planta y b) vista isométrica

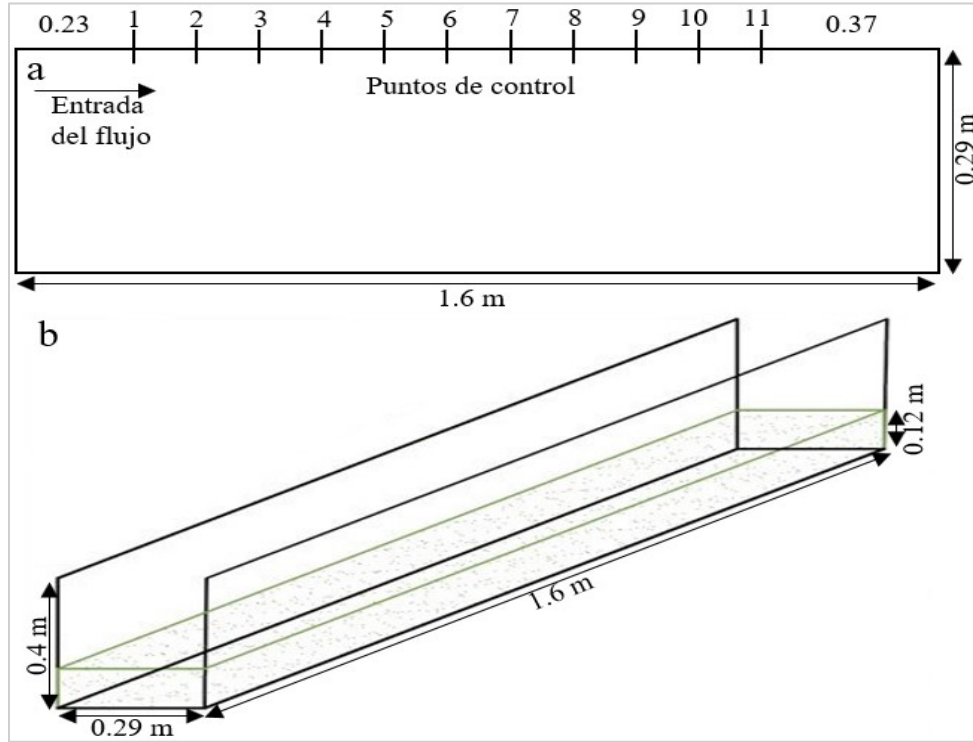


Figura 3.4. Modelo experimental del muro recto. a) vista en planta y b) vista isométrica

3.2.2. Modelado numérico y validación computacional

3.2.2.1. Modelado hidrodinámico tridimensional del flujo y transporte de sedimentos

Se emplean las ecuaciones de Navier-Stokes promediadas de Reynolds (Ecuaciones 3.1 y 3.2) para modelar el comportamiento del flujo, considerando la aceleración del fluido, presión, viscosidad, y fuerzas externas (Liu et al., 2022). Estas ecuaciones permitieron replicar la interacción del flujo con el lecho y los límites del canal, facilitando una mejor comprensión de los procesos de socavación.

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_i \partial x_j} - \rho u_i u_j \quad (3.2)$$

Donde la densidad del fluido (ρ) es la cantidad de masa contenida dentro de un volumen dado de la sustancia, e influye en el comportamiento del fluido a medida que fluye en la dirección del canal. La velocidad (u_j) mide la rapidez con la que el agua se mueve en la dirección del canal y a menudo se describe en términos de sus componentes en diferentes direcciones debido a la interacción del fluido con los límites del lecho. La fluctuación de la velocidad (u_i) se refiere a los cambios en la velocidad que ocurren con el tiempo en una dirección específica y pueden afectar el movimiento del fluido y la interacción con el lecho y los límites del canal. La viscosidad cinemática (μ) describe la resistencia del fluido al movimiento, mientras que la presión efectiva (p) es la presión ejercida sobre el fluido por su entorno.

Para modelar estos fenómenos, se empleó el software Flow-3D, que integra modelos avanzados de turbulencia (K-épsilon, K-Omega y RNG) con el método de volumen fraccionario de fluido (VOF). Este último permitió simular interfaces líquido-aire y reproducir con precisión el comportamiento hidrodinámico en flujo libre y régimen turbulento (Rodríguez & Marcelo, 2020). Las condiciones del modelo numérico

fueron ajustadas mediante un escalamiento cinco veces mayor con respecto al modelo experimental, siguiendo estrictamente las leyes de similitud hidráulica. La similitud geométrica garantizó que las proporciones de las dimensiones del modelo físico fueran equivalentes en el modelo numérico, manteniendo relaciones consistentes entre longitud, altura y pendiente del canal, los sedimentos se escalan tomando referencia de la curva granulométrica obtenida y del factor $\lambda L = \frac{L''}{L'}$, donde L' es el diámetro medio de la curva granulométrica del cauce real, mientras L'' es el diámetro medio de la curva granulométrica obtenida del tamizaje en el laboratorio, de esto se obtiene una escala geométrica lineal, aproximadamente de $\lambda L = 1/5$, aplicada al escalamiento de los sedimentos y de las dimensiones del canal. La similitud cinemática se logró igualando el número de Froude entre ambos modelos, asegurando patrones de flujo comparables en términos de movimiento, teniendo en cuenta el factor de escala geométrico, se aplica el escalamiento del caudal, tomando referencia del caudal de laboratorio y de $Q' = \frac{Q''}{\lambda L^{5/2}}$, obteniendo así caudales aproximados de 0.45, 0.95, 1.4 y 1.68 m³/s. Finalmente, la similitud dinámica fue clave para igualar las fuerzas adimensionales, como el número de Reynolds que reflejan el equilibrio entre las fuerzas inerciales y viscosas en el sistema, se toma referencia de la velocidad de flujo del modelo experimental y de $\lambda V = \lambda L^{1/2} = \frac{V''}{V'}$, para la verificación de la relación obtenida de $\lambda L^{1/2} = \frac{V''}{V'}$, siendo V'' la velocidad del modelo experimental y V' la velocidad del prototipo.

El escalamiento del modelo implicó ajustes específicos en los parámetros principales. El caudal utilizado varió entre 0.45, 0.95, 1.4 y 1.68 m³/s, mientras que la pendiente máxima del canal se mantuvo en un 2.5 %. Estas condiciones fueron complementadas con la simulación de dos granulometrías características del lecho granular: una con un diámetro medio (D_m) de 0.00775 m y coeficiente de uniformidad (Cu) de 20.49, y otra con un D_m de 0.00418 m y Cu de 22.20. Estas granulometrías se seleccionaron para reproducir comportamientos hidrodinámicos representativos de ríos aluviales. Los modelos de turbulencia empleados se configuraron específicamente para cada caudal simulado, ajustando parámetros internos, como los límites de energía cinética en el modelo K-épsilon, con el objetivo de garantizar la validez de los resultados. La profundidad inicial del fluido se mantuvo constante en 2.2 m y se aplicó en la entrada del dominio computacional, cubriendo las primeras 10 celdas computacionales en dirección longitudinal para asegurar uniformidad. Además, se incluyeron propiedades específicas del aire, como densidad (1.225 kg/m³) y viscosidad dinámica, fundamentales para modelar adecuadamente las interacciones en la interfaz líquido-gas. Finalmente, la rugosidad del PVC, modelada con un valor de 1.5×10^{-6} m, fue implementada en las paredes y el lecho del canal. Este parámetro resultó crucial para capturar con precisión la dinámica de la capa límite y las interacciones turbulentas en las cercanías del lecho. Este enfoque permitió extrapolar los resultados hacia condiciones reales, destacando la importancia del escalamiento como una herramienta esencial para el análisis de la socavación en estructuras hidráulicas (ver Tabla 3.2).

Tabla 3.2. Datos de entrada para Flow-3D

Parámetro	Valor	Detalle de Aplicación
Pendiente máxima (%)	2.5	Aplicada en la longitud total del canal para garantizar consistencia en las simulaciones.
Caudal (m ³ /s)	0.45, 0.95, 1.4, 1.68	Cuatro caudales independientes para evaluar diferentes condiciones de flujo.
Elevación del fluido (m)	2.2	Condición inicial aplicada en la entrada del dominio computacional en caudal máximo para asegurar uniformidad.
Rugosidad PVC (m)	1.5×10^{-6}	Condición de las paredes, influencia el desarrollo de la turbulencia sobre la pared del canal.
Granulometría Dm (m)	0.00775, 0.00418	Dos distribuciones de sedimentos representativas para evaluar diferentes interacciones flujo-lecho.

3.2.2.2. Disposición del lecho en el modelo numérico

El transporte de sedimentos se modeló utilizando la ecuación de Meyer-Peter & Müller para el cálculo de la capacidad de transporte de carga de fondo y el parámetro de Shields, mediante la ecuación de Soulsby-Whitehouse (Cevallos & Ochoa, 2020). Los sedimentos se caracterizaron como un lecho granular compuesto por partículas con un diámetro medio (D_m) de hasta 7.75 mm y un coeficiente de uniformidad ($C_u > 20$) según Borges (2008). Este diseño fue ajustado para reflejar las condiciones típicas de cauces aluviales reales, siguiendo las recomendaciones de López (2005).

La conexión entre las granulometrías utilizadas en el modelo numérico y los sedimentos empleados en el modelo físico se estableció mediante un proceso de escalamiento que preserva las propiedades hidrodinámicas clave de los sedimentos naturales. En el modelo físico, se seleccionaron arenas y gravas que reflejan las propiedades granulométricas observadas en sistemas fluviales reales. Estas granulometrías fueron replicadas en el modelo numérico mediante la definición de distribuciones granulométricas con diámetros equivalentes y coeficientes de uniformidad (C_u) similares. Este enfoque asegura que el modelo físico y el numérico representen de manera consistente el comportamiento del lecho granular frente a los procesos de socavación y erosión.

Como se detalla en la Tabla 3.3, se analizaron tres categorías principales de sedimentos: arenas finas, arenas gruesas y gravillas, cada una con diferentes composiciones, densidades, y ángulos de reposo. Estas características no solo se replicaron entre los modelos, sino que también se escalaron cuidadosamente para garantizar que los procesos de transporte de sedimentos y la estabilidad del lecho se ajustaran a las condiciones hidráulicas reales. Por ejemplo, el diámetro medio y el coeficiente de uniformidad en el modelo numérico reflejan directamente las condiciones sedimentológicas establecidas experimentalmente, permitiendo que las simulaciones reproduzcan fielmente las interacciones flujo-lecho observadas en el laboratorio.

Este proceso de asociación asegura que tanto el modelo físico como el numérico respondan de manera equivalente a las fuerzas hidráulicas, garantizando que las granulometrías simuladas representen con fidelidad los sedimentos naturales. Por su parte, en la Figura 3.5 se presenta la esquematización del canal y el lecho, en el modelo numérico, con los respectivos puntos de medición planteados y escalados con referencia en los dispuestos en el modelo experimental.

Tabla 3.3. Características de las dos diferentes granulometrías de sedimentos aplicada para el modelo Flow-3D

Tipo de sedimentos	Canal	Dm (mm)	Diámetro (m)	Densidad (Kg/m ³)	Ángulo de reposo (°)	Composición en volumen (%)
Arena fina	Recto	7.75	0.0009	1600	29	46
	Curvo	4.18	0.0015			40
Arena gruesa	Recto	7.75	0.0092	1600	32.5	26
	Curvo	4.18	0.0046		29	29
Gravilla	Recto	7.75	0.0280	1700	31	28
	Curvo	4.18	0.0282		38	31

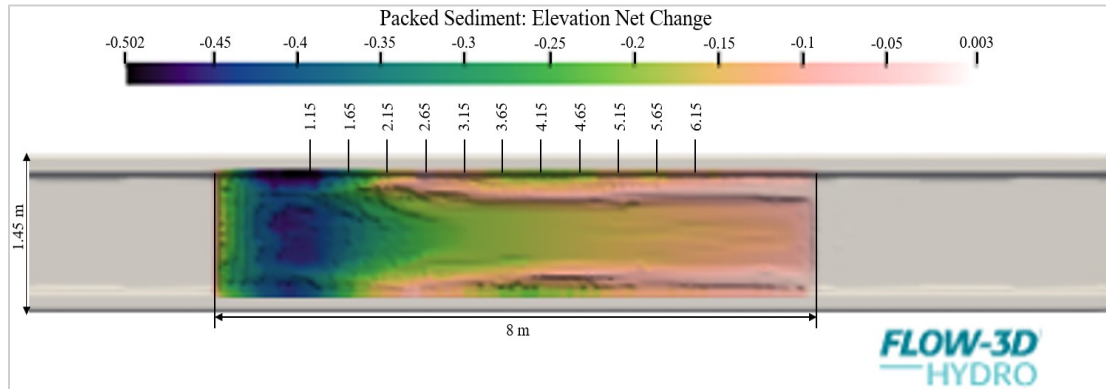


Figura 3.5. Esquema del canal en el modelo numérico con los puntos de medición

3.2.2.3. Generación de geometrías y mallado computacional

Para garantizar la precisión y estabilidad del modelo computacional, se implementaron criterios rigurosos en la generación y evaluación del mallado. Las métricas de calidad incluyeron la relación de aspecto, la ortogonalidad y la simetría de los elementos, que se seleccionaron para minimizar errores numéricos y asegurar un comportamiento estable en las simulaciones. Específicamente, se mantuvo una relación de aspecto óptima (2:1) para evitar distorsiones en las celdas, particularmente en regiones críticas, mientras que la ortogonalidad superó el 90 %, garantizando que los ángulos entre celdas fueran consistentes con los gradientes de flujo y los esfuerzos cortantes. Estas configuraciones facilitaron la representación precisa de los fenómenos hidráulicos y sedimentarios en las simulaciones. Adicionalmente, se ajustó la distancia adimensional a la pared (y^+) a valores entre 10 y 30, siguiendo las recomendaciones para la captura de fenómenos en la capa límite turbulenta (Rezaeiha et al., 2019).

Este rango aseguró una adecuada resolución de las dinámicas cercanas a las superficies sólidas, manteniendo al mismo tiempo un balance eficiente entre precisión y costos computacionales. Las geometrías del canal y los sedimentos fueron importadas al software Flow-3D en formato STL, permitiendo la definición precisa de las formas tridimensionales del dominio computacional. Para modelar las dinámicas de flujo y sedimentación, se implementó un esquema de doble mallado: una malla general, con tamaños de celda de 0.05 m, 0.07 m y 0.09 m, cubrió el dominio completo, mientras que una malla refinada, con una relación de tamaño de celda de 2:1 respecto a la general, se utilizó en las zonas críticas, como el paquete sedimentario (Figura 3.6). En total, el dominio computacional incluyó aproximadamente 1.5 millones de elementos, distribuidos estratégicamente para maximizar la resolución en áreas de interés.

El análisis de sensibilidad del tamaño de celda mostró que, a partir de un tamaño de 0.07 m, los valores de profundidad de socavación convergen, indicando independencia del modelo respecto al mallado. Este tamaño se adoptó como referencia para optimizar la precisión y los costos computacionales. Además, se verificaron métricas de calidad del mallado, como ortogonalidad ($>90\%$), relación de aspecto ($<2:1$) y valores de y^+ en el rango de 10 a 30, alineados con las dinámicas de la capa límite turbulenta. En cuanto a las condiciones iniciales y de frontera, en la entrada del dominio computacional se impuso un caudal constante ajustado mediante una elevación inicial de 2.2 m para todos los caudales de flujo analizados.

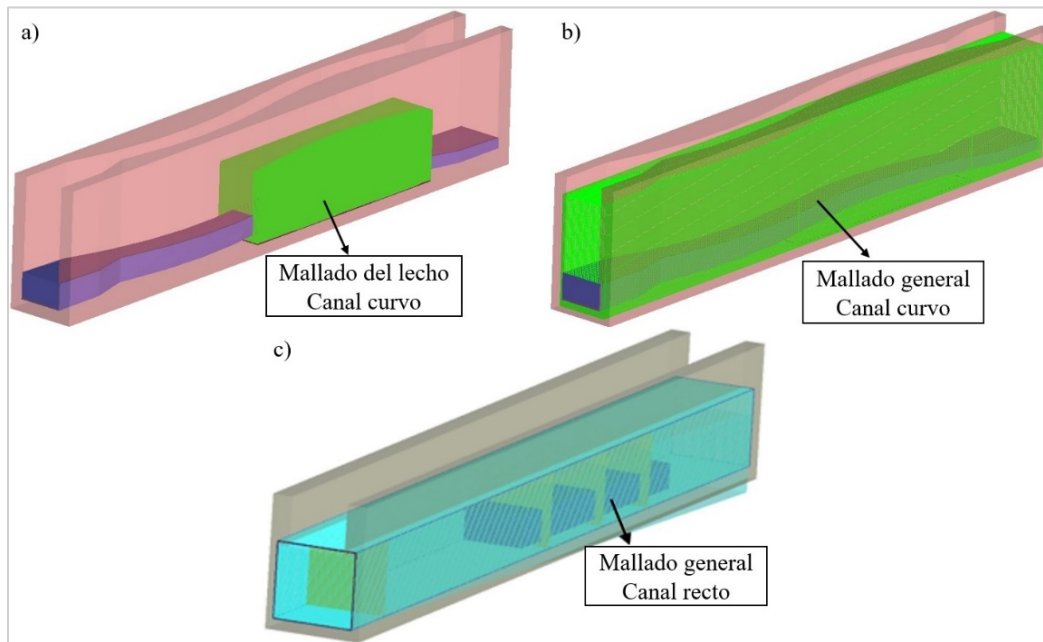


Figura 3.6. Mallado generado en los canales de estudio: (a) malla en la curva, (b) malla general en el canal curvo y (c) malla general del canal recto

3.2.2.4. Establecimiento de condiciones de contorno y parametrización de bordes

Para la simulación numérica, se definieron cuidadosamente las condiciones de contorno y los parámetros del dominio computacional. En la entrada del modelo (X_{min} , Q), se estableció un caudal volumétrico constante para replicar las condiciones del modelo físico, asegurando la conservación de masa y la estabilidad del flujo. En la salida (X_{max} , P), se aplicó una condición de presión atmosférica, permitiendo el desarrollo completo del flujo sin retroalimentaciones aguas arriba. Los bordes laterales (Y_{min} , S y Y_{max} , S) se trataron como límites simétricos, minimizando interferencias laterales en las dinámicas hidráulicas. El fondo del canal (Z_{min} , S) fue modelado como un sólido con sedimentos bien gradados, lo que permitió capturar la interacción entre el flujo y el lecho granular, incluyendo efectos de socavación y deposición. Para la superficie libre (Z_{max} , P), se utilizó el enfoque VOF (Volume of Fluid), simulándola como un plano imaginario sin fricción, lo que garantizó una representación precisa de la interfaz aire-agua y sus fluctuaciones (Cevallos & Ochoa, 2020).

Las condiciones iniciales incluyeron una elevación de fluido de 2.2 m en la entrada del canal, para caudal máximo ($0.030 \text{ m}^3/\text{s}$). Se incorporaron viscosidades dinámicas del agua ($1.003 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$) y del aire ($1.825 \times 10^{-5} \text{ Pa}\cdot\text{s}$), asegurando números de Reynolds superiores a 5000, cumpliendo con los regímenes de flujo turbulento establecidos experimentalmente. Estas configuraciones garantizaron la estabilidad numérica y reprodujeron de forma precisa las dinámicas hidráulicas y sedimentarias bajo condiciones controladas.

3.2.3. Validación de ecuaciones y formulación de la nueva expresión matemática

3.2.3.1. Validación y análisis estadístico

La validación se realizó mediante la evaluación de expresiones matemáticas para predecir la socavación, como las ecuaciones de Lischvan & Lebediev (1967), Maza & Sánchez (1964), y Khosronejad et al. (2019). La precisión del modelo se evaluó utilizando métricas estadísticas como el Error Medio

Normalizado (MNE), el Factor Medio de Predicción (MPF), el Error Medio Cuadrático (MSE) y el Índice de Exactitud (IE), de acuerdo con las siguientes ecuaciones:

$$MNE = \frac{100}{N} \sum_{i=1}^N \frac{|X_{mi} - X_{ci}|}{X_{mi}} \quad (3.3)$$

$$MPF = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \text{Max} \left(\frac{X_{mi}}{X_{ci}}, \frac{X_{ci}}{X_{mi}} \right) \quad (3.4)$$

Donde: X_{mi} son los datos reales (medidos); X_{ci} son datos teóricos (calculados); i es valor inicial; N es la cantidad total de datos.

$$MSE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (X_{mi} - X_{ci})^2 \quad (3.5)$$

Donde: $\hat{y}_i$ son los datos teóricos (calculados); y_i son los datos reales (medidos); i es valor inicial; N es cantidad total de datos.

$$IE = \frac{MNE}{100} * MPF \quad (3.6)$$

Donde: MNE es el Error Medio Normalizado y MPF es el Factor Medio de Predicción.

3.2.3.2. Desarrollo de una nueva expresión matemática a través de análisis dimensional

El desarrollo de la nueva ecuación matemática se fundamentó en el análisis dimensional utilizando el Teorema de Vaschy-Buckingham. Donde inicialmente, se identificaron las variables fundamentales que influyen en el proceso de socavación, como la profundidad de socavación (H_s), la velocidad del flujo (V), el diámetro medio de los sedimentos (D_m), la pendiente del canal (S), la geometría del canal, entre otras variables relevantes descritas en la Tabla 3.4; así mismo, se validan los datos mediante ecuaciones obtenidas del análisis multicriterio implementado, esto con el fin de discriminar el número de expresiones matemáticas para la estimación de socavación, dejando las más relevantes para el desarrollo de la investigación, así como para la comparación con la expresión propuesta, partiendo de criterios iniciales como las variables tenidas en cuenta en cada ecuación, las recomendaciones de aplicación de los autores y el rango de confiabilidad de la aplicación. Se realiza discriminación de ecuaciones partiendo del método de asignación de pesos con el proceso de análisis jerárquico (AHP) y se procede con el método Topsis, con el que se obtienen soluciones ideales positivas y negativas, ampliando la confiabilidad de la jerarquización de las ecuaciones (El procedimiento detallado del análisis multicriterio, la asignación de pesos a las matrices de decisión, y la validación de las ecuaciones empleadas en la investigación se encuentra descrito en el Anexo A 2).

Tabla 3.4. Variables empleadas en el análisis dimensional

Variable	Símbolo	Dimensiones
Profundidad de socavación	H_s	L
Gravedad	g	LT^{-2}
Velocidad de flujo	V	LT^{-1}
Diámetro medio	D_m	L
Base del canal	B	L
Profundidad media	Y_n	L
Pendiente	S	$M^0L^0T^0$
Coeficiente de Uniformidad	CU	$M^0L^0T^0$

3.3.RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.3.1. Implementación del modelo experimental

3.3.1.1. Análisis de socavación del modelo físico

El desarrollo experimental se llevó a cabo empleando un diseño factorial con superficie de respuesta, evaluando la profundidad de socavación como variable principal. En el canal recto, el flujo se desarrolló desde el punto de control 0 hasta el punto de control 11, mientras que, en el canal curvo, el flujo se direccionó desde el punto de control 0 hasta el punto de control 9, permitiendo evaluar las variaciones de socavación a lo largo de estos puntos. Se realizaron 20 experimentos como base para cada canal (curvo y recto), por duplicado cada uno de estos, teniendo en total 40 experimentos por canal. Se registraron las profundidades máximas de socavación en condiciones naturales del flujo, tomando un total de datos de 360 y 440 para el canal curvo y recto respectivamente. Los perfiles de socavación obtenidos con los datos recolectados se presentan en las Figura 3.7 y Figura 3.8.

En el canal recto, los perfiles de socavación muestran una tendencia similar a los observados en el canal curvo, en términos de la influencia de la pendiente longitudinal y el incremento de la profundidad máxima de socavación (Figura 3.7 y Figura 3.8). Esto se alinea con los hallazgos de Yamaguchi & Kyuka (2019), quienes al estudiar un canal sinuoso identificaron que parámetros morfológicos, como la profundidad del lecho y la velocidad del flujo, afectan significativamente el tamaño de la socavación. En la Figura 3.7, se observa que la profundidad máxima de socavación varía de 26.17 mm a 96.75 mm para pendientes de 0.5 %, 1.0 %, 1.5 %, 2.0 % y 2.5 %, en los puntos de control 3, 4, 5, 6 y 7, respectivamente, bajo un caudal de 0.025 m³/s. Se observa que, después del punto de control 7 la socavación disminuye de manera considerable en varios puntos de control, dependiendo de la pendiente.

Las pendientes más pronunciadas muestran una tendencia a aumentar los niveles de socavación de manera significativa en los últimos puntos de control, lo que indica una relación directa entre el caudal y la pendiente. En la Figura 3.8 se observa que para caudales de 0.025 y 0.03 m³/s, la erosión en el punto de control 2 comienza con valores de 35 y 40 mm (Figura 3.8a) y aumenta a 60 y 100 mm con una pendiente final de 2.5 % (Figura 3.8e). Para caudales menores de 0.008 y 0.017 m³/s, la erosión inicia en 10 y 20 mm (Figura 3.8a) y crece a 40 y 60 mm conforme la pendiente se acentúa (Figura 3.8e). En el punto de control 8, caudales mayores como 0.025 y 0.03 m³/s disminuyen la erosión entre un 30 % y un 60 % comparado con su punto más bajo a distintas pendientes. Los valores finales en este punto para caudales de 0.025 y 0.03 m³/s son: 10 y 20 mm a 0.5 % de pendiente (Figura 3.8a), 40 y 45 mm a 1 % de pendiente (Figura 3.8b), y 60 y 70 mm a pendiente de 2.5 % (Figura 3.8d). Estos resultados concuerdan con Ghasemi & Soltani-Gerdefaramarzi (2017), quienes evaluaron un modelo de simulación de socavación a diferentes caudales, y con Di Pietro & Mahajan (2022), que describen cómo la remoción de sedimentos en un canal curvo ocurre principalmente en los primeros puntos de control debido al choque del flujo al ingreso, arrastrando el sedimento.

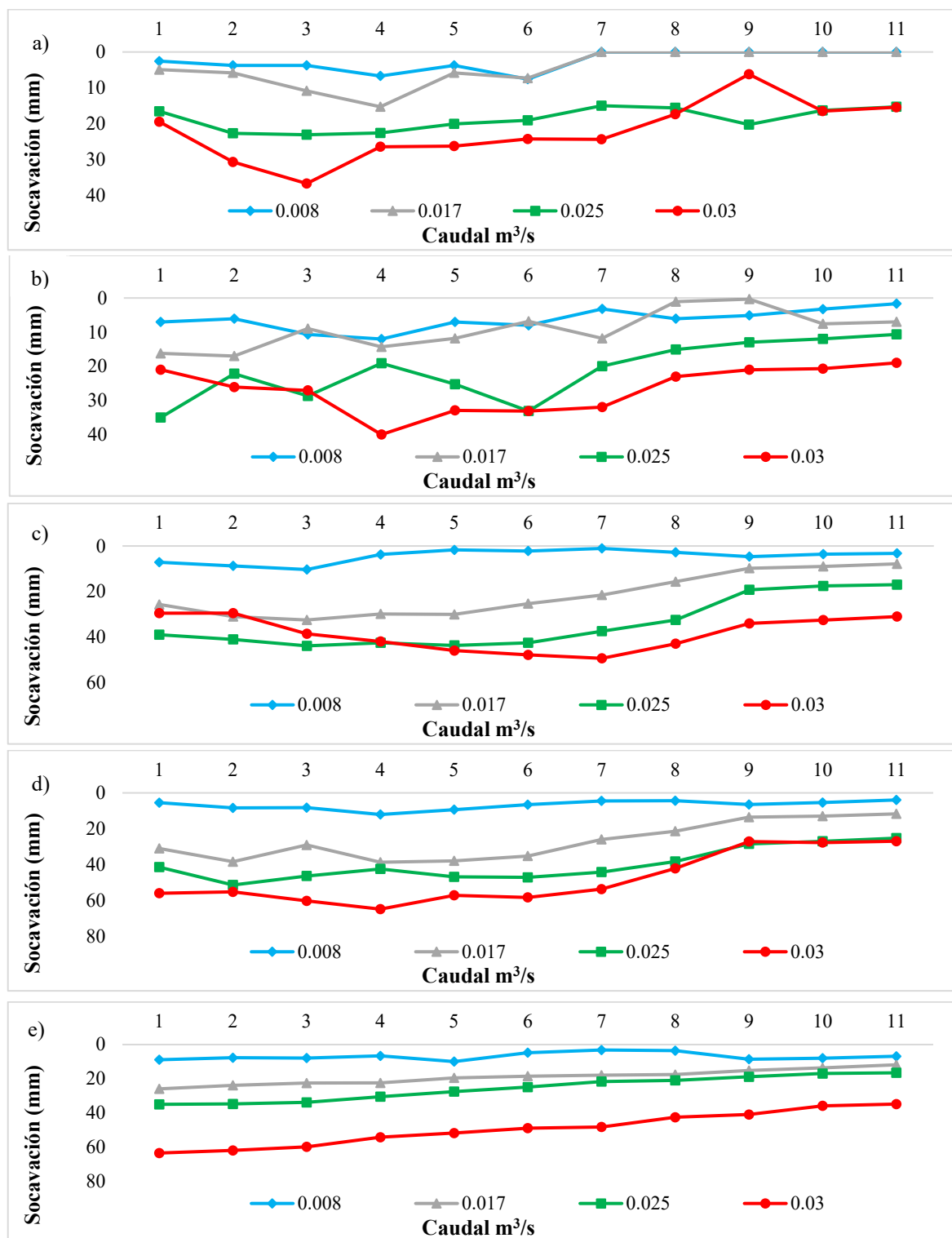


Figura 3.7. Perfiles de socavación en el muro longitudinal recto para diferentes pendientes. a) 0.5%, b) 1%, c) 1.5%, d) 2%, e) 2.5%

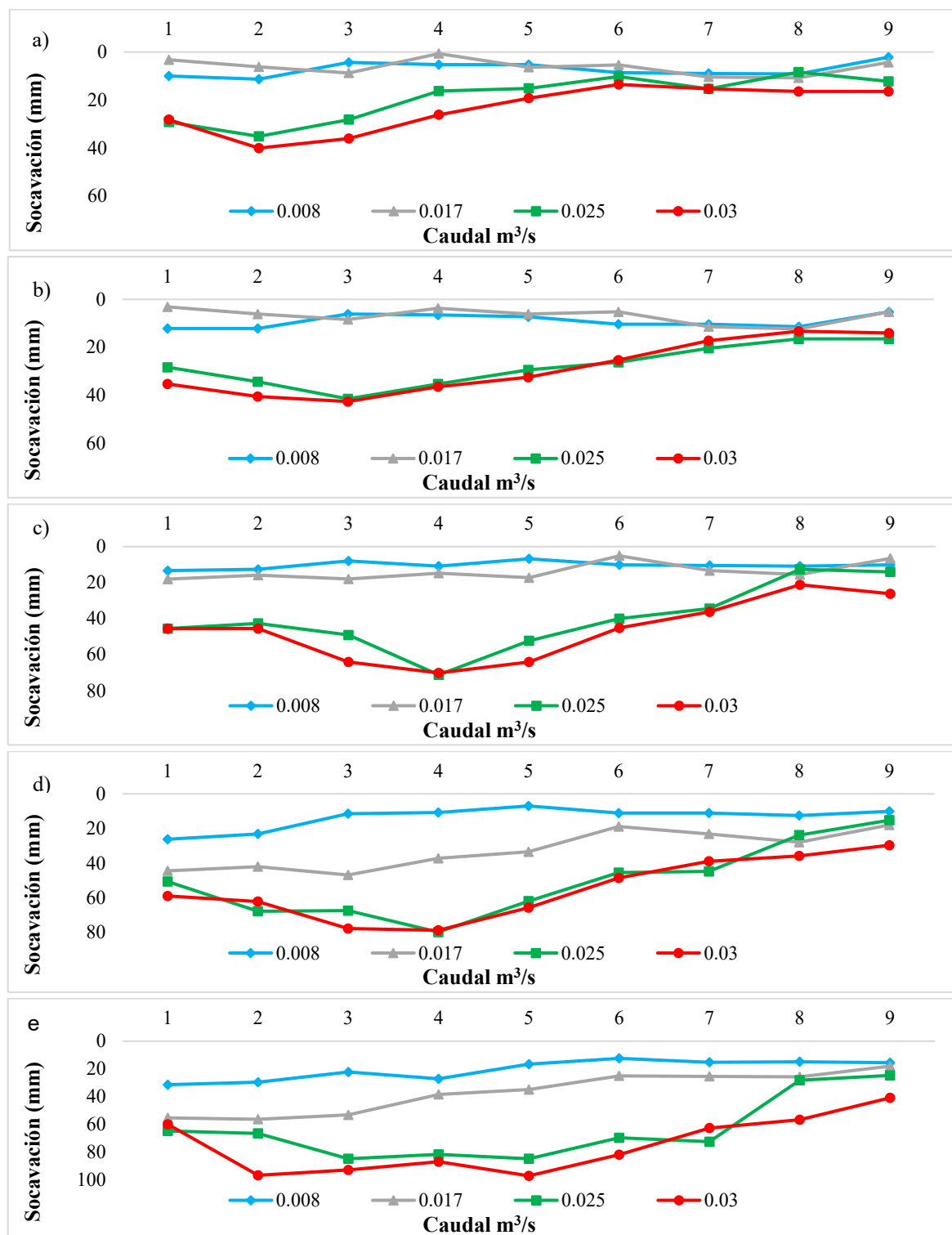


Figura 3.8. Perfiles de socavación externa del muro longitudinal curvo para diferentes pendientes. a) 0.5%, b) 1%, c) 1.5%, d) 2%, e) 2.5%

En la evaluación de los efectos de la pendiente y el caudal sobre la socavación en canales con lecho granular, se observó que estos factores desempeñan un papel crucial en la profundización de los fosos. Los

resultados indican que la variación de la pendiente y el caudal influye significativamente en la erosión. La Figura 3.7 y Figura 3.8 muestran que a medida que la pendiente aumenta, la profundidad de socavación también se incrementa, esto se ve principalmente en canales de ambientes aluviales y montañosos con altas pendientes y baja sinuosidad (Khosronejad et al., 2019). En el canal curvo, se detecta una socavación localizada en las proximidades de la curva exterior, que se extiende a lo largo de los puntos de control dispuestos (Biswas & Barbhuiya, 2018), mientras que, en el canal recto, la remoción de sedimentos se concentra en los primeros puntos de control debido al impacto inicial del flujo, que arrastra material sedimentario (Di Pietro & Mahajan, 2022).

Además, la profundidad de socavación aumenta con el incremento del caudal, aunque este efecto no es uniforme en todos los puntos. En ciertos puntos del canal curvo, se observa el fenómeno de acorazamiento del lecho, donde partículas finas son removidas mientras que las más grandes permanecen, creando una capa protectora que limita la socavación adicional (Borges et al., 2008). Esta reacomodación explica por qué el aumento del caudal no siempre resulta en mayores profundidades de socavación. La Figura 3.9 compara los canales curvo y recto, mostrando que la combinación de alta pendiente y la restricción del flujo en el canal curvo intensifica la socavación debido a mayores velocidades y efectos gravitacionales (Chen et al., 2016a).

Cabe resaltar que este fue seleccionado como referencia debido a su ubicación estratégica en la zona media del dominio computacional, donde convergen los efectos iniciales de la pendiente y el caudal antes de que las dinámicas locales, como las fuerzas centrífugas en curvas o el transporte acumulativo en tramos rectos, intensifiquen las profundidades de socavación en otros puntos. Aunque no siempre corresponde al punto con mayor socavación, el punto 5 permite evaluar tendencias iniciales y globales que son fundamentales para comparar ambos canales bajo condiciones controladas.

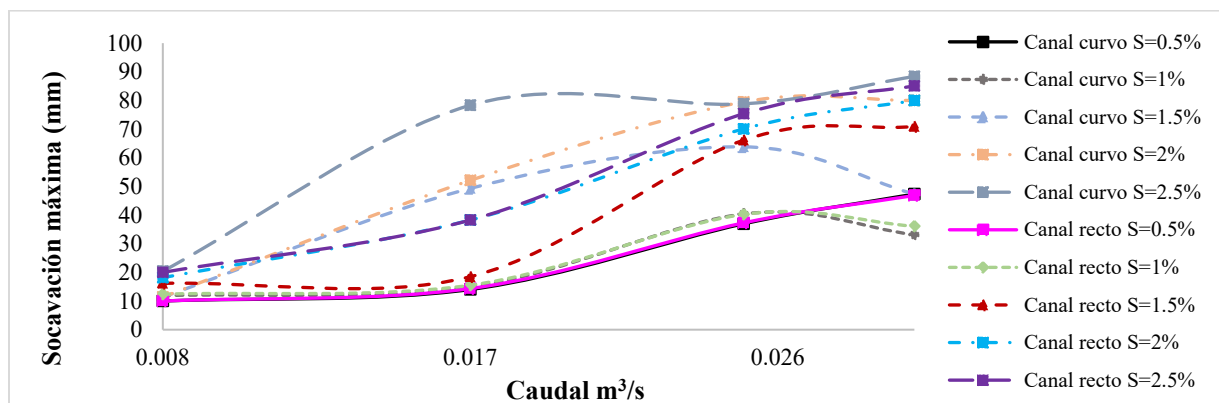


Figura 3.9. Comparación de la profundidad de socavación máxima generada en el punto de control 4, en los canales recto y curvo

Comparativamente, la socavación es más intensa en el canal curvo debido a la menor sección hidráulica, lo que incrementa la velocidad y el arrastre de sedimentos. Los registros en el punto de control 5 evidencian cómo la geometría del canal curvo y la pendiente amplifican el proceso erosivo, mostrando socavación más profunda que en los puntos de control iniciales. La socavación y deposición en curvas se atribuyen a la modificación de la velocidad del flujo en la curva (Biswas & Barbhuiya, 2018; Roca et al., 2009), mientras que la amplia distribución granulométrica, dominada por grava, influye significativamente en el transporte de sedimentos, destacando la importancia de la geometría y dinámica del flujo en el comportamiento erosivo del canal curvo (Barbhuiya & Mazumder, 2014; Hersberger, 2002; Sotiropoulos & Diplas, 2017).

3.3.2. Modelo numérico y validación computacional

3.3.2.1. Análisis de sensibilidad de la malla

El análisis de sensibilidad realizado en el modelo Flow-3D muestra que la profundidad de socavación es directamente proporcional al caudal, alcanzando valores máximos a un caudal de $0.025 \text{ m}^3/\text{s}$ en ambos canales (Figura 3.10). En el canal curvo, la profundidad máxima registrada fue de 0.0883 m , mientras que en el canal recto alcanzó 0.068 m . Estas diferencias evidencian cómo la geometría del canal afecta el comportamiento del flujo: en el canal curvo, la menor sección hidráulica y las fuerzas centrífugas generan velocidades más altas y, consecuentemente, mayor socavación. Este resultado coincide con lo reportado por Biswas y Barbhuiya, (2018), quienes identificaron que la interacción del flujo con la curva exterior intensifica los procesos erosivos debido a los vórtices generados en la curva.

Asimismo, los resultados demuestran que las mallas con tamaños de celda de 0.05 m y 0.07 m producen profundidades de socavación consistentes, ambas cercanas a los valores experimentales. La celda de 0.07 m ofrece una mayor eficiencia computacional sin comprometer la precisión, lo que la posiciona como la opción más adecuada para simular fenómenos hidrodinámicos complejos en ambos canales. En contraste, la malla con celdas de 0.09 m presentó desviaciones significativas respecto a los datos experimentales, particularmente a caudales bajos, lo que coincide con los hallazgos de Yamaguchi y Kyuka, (2019), quienes destacaron la importancia de una resolución espacial adecuada para capturar las interacciones flujo-lecho en escenarios de alta variabilidad.

En el canal curvo, se observa una tendencia más pronunciada hacia la convergencia de los valores simulados con los experimentales en caudales altos, lo que refuerza el impacto de la geometría sobre la dinámica del flujo. Investigaciones previas, como las de Barbhuiya y Mazumder, (2014), también destacan cómo las curvas generan redistribuciones del flujo que intensifican la socavación en puntos específicos. Por otro lado, en el canal recto, la socavación muestra una progresión más uniforme, asociada a la ausencia de fuerzas centrífugas que modifiquen el patrón del flujo. En términos de precisión, los resultados indican que la elección de un tamaño de celda menor a 0.07 m no ofrece beneficios significativos, ya que las simulaciones convergen hacia valores consistentes en ambos canales. Este comportamiento confirma que el tamaño de celda óptimo depende de un balance entre resolución y costo computacional, como lo señalan Roca et al., (2009) en estudios similares sobre erosión en canales fluviales.

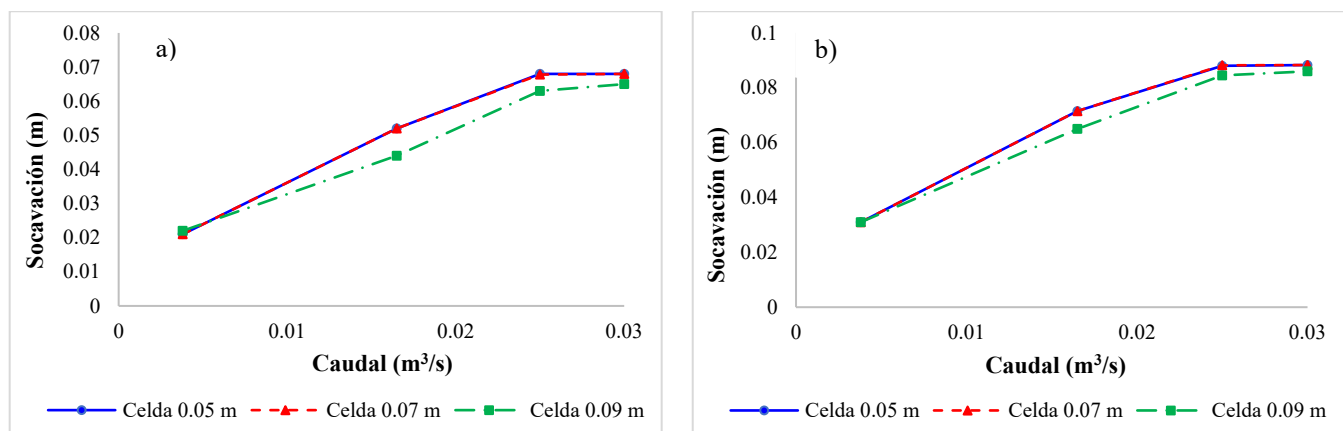


Figura 3.10. Análisis de sensibilidad de la malla Flow-3D. a) canal recto; b) canal curvo

3.3.2.2. Selección del modelo de turbulencia

Se realizaron 20 simulaciones en Flow 3D Hydro para calibrar los modelos de turbulencia RNG, k- ω y k- ϵ , comparando con el modelo físico bajo máxima pendiente y caudal analizadas en la investigación experimental (Figura 3.11). En el canal curvo, el modelo k- ω mostró mayor precisión y estabilidad al reproducir las fluctuaciones de flujo observadas experimentalmente, comparando en este la velocidad media del flujo del modelo experimental con la velocidad del modelo numérico, lo cual es consistente con estudios que destacan su superioridad en la simulación de condiciones complejas, como lo es el caso de canales curvos (Rezaeiha et al., 2019). El modelo k- ϵ subestimó las velocidades, en línea con investigaciones que resaltan sus limitaciones, mientras que el RNG sobreestimó inicialmente, ajustándose con el tiempo, pero con desviaciones persistentes, similar a lo reportado en otras evaluaciones del modelo (Gao et al., 2012).

En la figura, se observa que la velocidad del flujo aumenta rápidamente hasta alcanzar un valor máximo cercano a 3.2 m/s en los primeros segundos de la simulación, lo cual refleja la respuesta inicial del sistema a las condiciones de entrada. Posteriormente, la velocidad se estabiliza alrededor de 2.5 m/s, indicando que el modelo k- ω es capaz de simular eficazmente la disipación de energía cinética y la evolución hacia un estado de flujo estable. Esta estabilización sugiere que el modelo k- ω maneja adecuadamente la representación de la turbulencia y los gradientes de velocidad, lo cual es fundamental para la precisión en la predicción de la dinámica del flujo.

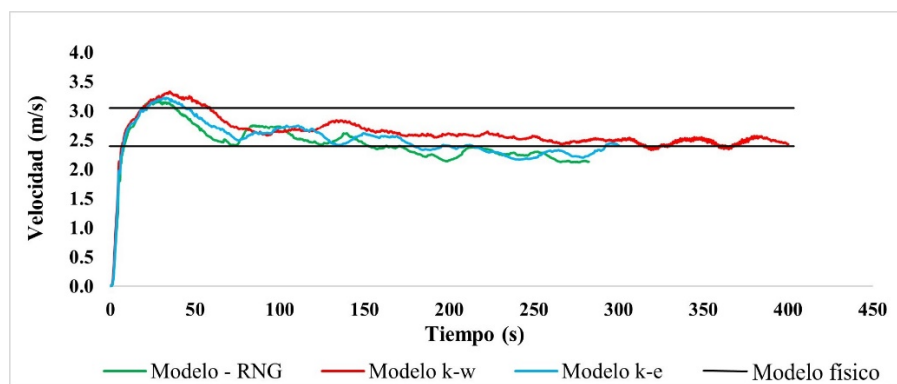


Figura 3.11. Comparación de las velocidades vs el tiempo simulado en el canal curvo

El comportamiento observado en la curva de velocidad valida la efectividad del modelo k- ω para simular flujos turbulentos en canales curvos, destacándose por su balance entre la modelación de la turbulencia y la resolución espacial de la malla. La estabilidad de la curva no solo refleja la correcta captura de los fenómenos de entrada y disipación de energía, sino también la capacidad del modelo para adaptarse a cambios en las condiciones de flujo sin introducir oscilaciones numéricas significativas. Estudios previos, como los de Shamohamadi & Mehboudi, (2016), confirman que el modelo k- ω es especialmente adecuado para aplicaciones en ingeniería hidráulica debido a su habilidad para representar de manera precisa la distribución de velocidades y las características turbulentas del flujo (Shamohamadi & Mehboudi, 2016).

Además, la elección del modelo k- ω se justifica por su ventaja sobre otros modelos de turbulencia, como el k- ϵ , en la simulación de flujos cercanos a la pared y en escenarios donde los gradientes de velocidad son prominentes. Esta capacidad de capturar la estructura detallada del flujo sin comprometer la estabilidad numérica lo convierte en una herramienta valiosa para la predicción y análisis de fenómenos hidráulicos complejos, como la socavación y la interacción con estructuras curvas.

Por otra parte, se efectuaron simulaciones variando los modelos de turbulencia para identificar el que mejor se ajusta a las condiciones de estudio del canal recto, como se muestra en la Figura 3.12. La figura presenta una comparación de las simulaciones realizadas con los modelos de turbulencia RNG, $k-\omega$, y $k-\epsilon$ aplicados al canal recto bajo condiciones de máxima pendiente y caudal analizadas en el modelo experimental, evaluando cuál de estos modelos reproduce con mayor precisión el comportamiento del flujo en el canal, comparando en estos la velocidad del modelo numérico con el tiempo de simulación, y contrastando con el que se asemeja con mayor precisión a la velocidad promedio del modelo experimental.

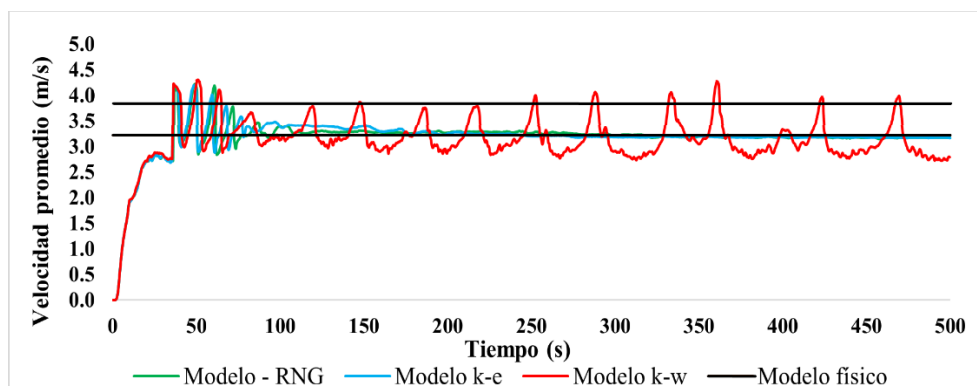


Figura 3.12. Comparación de las velocidades vs el tiempo simulado en el canal recto

Los resultados indican que el modelo RNG se ajusta de manera más precisa al comportamiento observado en el modelo físico. En la figura, se puede observar que la curva del modelo RNG sigue de cerca la evolución de la velocidad del flujo, mostrando una estabilización efectiva en términos de energía cinética y una buena representación de las características turbulentas sin presentar oscilaciones significativas a lo largo del tiempo. Este comportamiento refleja la capacidad del modelo RNG para adaptarse a los efectos de turbulencia generados en canales rectos, así como las condiciones del entorno de pendientes y caudales máximos analizados en el modelo experimental.

Por otro lado, el modelo $k-\epsilon$ también muestra un buen desempeño, manteniendo una curva de velocidad relativamente estable y cercana a la del modelo físico, lo cual, valida su capacidad para representar la dinámica del flujo y la disipación de energía, como la generada en condiciones de pendiente y caudal máximos de la investigación. Sin embargo, presenta ligeras oscilaciones que pueden indicar un menor control en la resolución de algunos fenómenos turbulentos en comparación con el modelo RNG. Este comportamiento es consistente con estudios previos, como los realizados por Shamohamadi & Mehboudi, (2016), que encontraron que el modelo $k-\epsilon$ ofrece una buena precisión en la simulación de flujos turbulentos, aunque puede ser superado por el RNG en escenarios específicos de flujo complejo (Shamohamadi & Mehboudi, 2016).

El modelo $k-\omega$, en contraste, muestra una tendencia a generar oscilaciones periódicas a lo largo del tiempo, lo cual sugiere que no controla adecuadamente las fluctuaciones de la energía cinética, particularmente bajo las condiciones de alta pendiente y caudal evaluadas. Estas oscilaciones indican que el modelo $k-\omega$ puede ser menos adecuado para simular flujos con características turbulentas intensas o variaciones rápidas en el flujo. Este comportamiento es un reflejo de la limitación del modelo $k-\omega$ para capturar adecuadamente las interacciones de la turbulencia en la capa límite y en áreas con gradientes de velocidad pronunciados.

El modelo de turbulencia RNG se destacó como el más adecuado para las condiciones geométricas e hidráulicas del canal recto, capturando con precisión la dinámica del flujo bajo condiciones de caudal y

pendiente máxima. La estabilización de la velocidad en valores constantes y sin grandes oscilaciones indica que el modelo RNG es particularmente eficiente para simular flujos complejos, donde los gradientes de velocidad y la turbulencia pueden presentar desafíos significativos para la precisión de la modelación. La capacidad del modelo RNG para controlar las fluctuaciones de velocidad y disipar la energía de manera efectiva destaca su superioridad en comparación con otros modelos de turbulencia, como el $k-\omega$ y el $k-\epsilon$, que mostraron mayor inestabilidad en condiciones similares.

El desempeño del modelo RNG, como se muestra en la figura, subraya la importancia de seleccionar un modelo de turbulencia que optimice tanto la precisión como el rendimiento numérico, especialmente bajo condiciones extremas de flujo. Su capacidad para replicar fielmente la dinámica del flujo en escenarios de alta complejidad lo convierte en una herramienta valiosa para la simulación de fenómenos hidráulicos y para el diseño de estructuras que deben resistir condiciones de flujo severas. Estos resultados son consistentes con estudios previos, que han demostrado que el modelo RNG ofrece una representación detallada y precisa de los flujos turbulentos, superando a otros modelos en la captura de la disipación de energía y el control de las oscilaciones del flujo (Shamohamadi & Mehboudi, 2016).

La Figura 3.13 compara las profundidades de socavación obtenidas a través del modelo numérico Flow-3D y el modelo experimental, mostrando una buena correlación entre ambos bajo una pendiente longitudinal máxima del 2.5 %. En el canal curvo, la socavación simulada se estabilizó en aproximadamente 0.088 m, lo cual corresponde a las condiciones escaladas de modelación en el modelo experimental. Estas mediciones se realizaron en el mismo punto de control (punto 5 en el muro izquierdo), permitiendo una comparación directa y precisa entre los resultados. En el canal recto, la profundidad máxima de socavación alcanzada fue de 0.08 m, evidenciando concordancia significativa entre ambos métodos en cuanto a la magnitud y distribución del fenómeno.

En el canal recto, los resultados reflejan que la ausencia de cambios significativos en la sección transversal y las características del lecho genera una menor intensidad de socavación. Esto se explica porque, en canales rectos, la energía cinética del flujo tiende a distribuirse uniformemente a lo largo del cauce, minimizando las zonas de erosión localizada. Por otro lado, en el canal curvo, el cambio en la sección transversal, especialmente en el lado cóncavo, incrementa la interacción entre el flujo y la curvatura del canal, intensificando tanto la erosión como el transporte de sedimentos hacia la curva exterior. Estos resultados son consistentes con lo reportado por Booij, (2003), quien encontró que las curvas generan una concentración de esfuerzos cortantes que amplifican la socavación en el lado exterior.

La precisión del modelo Flow-3D para replicar los perfiles de socavación se confirma en este análisis, ya que los resultados simulados presentan errores menores al 8 % en comparación con los datos experimentales, lo que es coherente con investigaciones previas de Shamohamadi & Mehboudi, (2016). En el canal curvo, la complejidad adicional del flujo genera patrones de circulación y vórtices secundarios que aumentan la concentración de fuerzas erosivas sobre el lecho. Este comportamiento fue documentado por Froehlich, (2020), quien destacó que los flujos curvilíneos intensifican la socavación debido a la acumulación de velocidades y esfuerzos cortantes en el lado exterior de las curvas. Estos patrones complejos validan el uso del modelo numérico como herramienta predictiva robusta para capturar las dinámicas de socavación en diferentes geometrías.

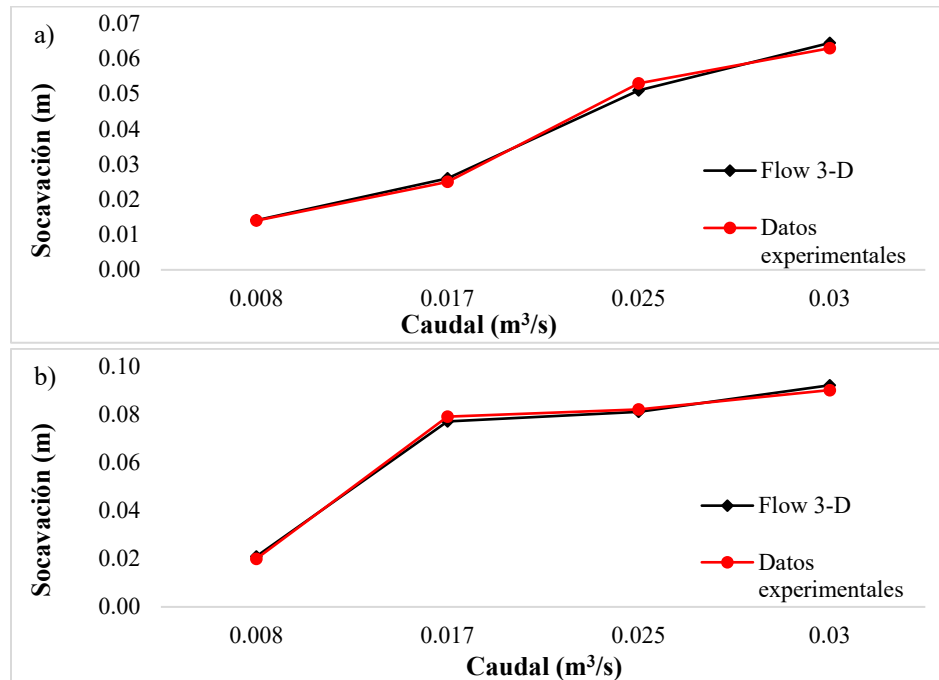


Figura 3.13. Profundidad de socavación simulada y experimental. a) Canal recto, b) Canal curvo

3.3.2.3. Análisis del comportamiento hidrodinámico de la socavación

El mallado para el análisis del comportamiento hidrodinámico del flujo y la formación de socavación en el modelo numérico se realizó con un método de multi-bloques para maximizar la resolución en áreas críticas, empleando celdas de 0.070 m para el dominio general y 0.035 m en las zonas cercanas al lecho, alcanzando aproximadamente 1'948.000 celdas, asimismo, el modelo fue validado y calibrado mediante la comparación con los datos experimentales, ajustando los modelos de turbulencia $k-\omega$ y RNG validados y calibrados anteriormente para los canales curvo y recto respectivamente.

En el análisis sobre la profundidad de socavación en los cauces de los ríos o en el caso de estudio, canales con condiciones típicas de ríos con lecho granular variado con coeficiente de uniformidad $C_u > 20$, se debe tener en cuenta que la morfología dinámica causada por las erosiones y la deposición de sedimentos está relacionada con el caudal (Biron et al., 2005; Príncipe, 2018). Esta morfología dinámica hace que los grandes vórtices produzcan fosos pronunciados en el lecho del río, donde el cauce cambia bruscamente por efectos de separación, convergencia y curvatura (Mlynarczyk & Rotnicki, 1989; Ning et al., 2017; Papanicolaou et al., 2018). Este fenómeno fue observado en el canal curvo, donde el impacto del flujo en la curva del muro generó un cambio abrupto en la dirección del flujo, intensificando la socavación en la zona curva. El incremento en el transporte del material socavado se debe al aumento en la cantidad y la fuerza de los vórtices (Das et al., 2022; Koken & Constantinescu, 2011; Papanicolaou et al., 2018). Como se muestra en la Figura 3.14, la formación de estos vórtices locales cambia continuamente el tamaño y magnitud debido a la interacción con el perfil del lecho, la superficie y la velocidad del agua (U). A medida que la velocidad del flujo disminuye, la formación de los vórtices también se reduce y eventualmente cesa (Si et al., 2021; Singh et al., 2022).

Estos flujos turbulentos se generan por la separación en el borde aguas arriba del agujero de socavación, donde los vórtices se desarrollan y, aunque inicialmente son intensos, su fuerza disminuye progresivamente a medida que el flujo avanza. Es en este punto donde surge la observación sobre la palabra "crecer" en el texto, esta hace referencia a la evolución y crecimiento inicial de los vórtices que, al

desplazarse, disminuyen su intensidad conforme interaccionan con el entorno y el perfil del flujo (Akhlaghi et al., 2020). La pendiente y la profundidad del flujo juegan un papel crucial en la formación y el tamaño de estos vórtices, los cuales arrastran sedimentos y generan socavación local (Das et al., 2022; Khosronejad et al., 2019). Sin embargo, el transporte de sedimentos cesa cuando el esfuerzo cortante generado por los vórtices es igual al esfuerzo crítico del sedimento (Singh et al., 2022).

En canales más anchos, como se aprecia en el modelo numérico de la Figura 3.14, los vórtices pierden fuerza debido a la menor velocidad media del flujo (Borges, 2008; Príncipe, 2018). Los resultados numéricos la planta – perfil de socavación obtenidos, presentados en la Figura 3.14, muestran patrones consistentes de distribución de la socavación en canales recto y curvo, confirmando la precisión del modelo Flow-3D en la simulación de fenómenos hidráulicos complejos. En la Figura 3.14a, correspondiente a la vista en planta del canal curvo, se observa que la profundidad de socavación es mayor cerca del principio del canal y disminuye hacia el fondo del mismo.

La Figura 3.14b, que muestra el perfil longitudinal del canal curvo, evidencia una notable reducción de la socavación en la zona inferior central. Este comportamiento es resultado de la interacción compleja entre el flujo principal y las corrientes secundarias generadas por la curvatura del canal, que tienden a concentrar la energía del flujo y aumentar los esfuerzos cortantes en las áreas cóncavas del lecho. La presencia de estas corrientes secundarias provoca una mayor erosión en la curva exterior del canal, como también lo han documentado Booij, (2003) y Froehlich, (2020), quienes resaltan que los flujos curvilíneos pueden amplificar la socavación debido a la acumulación de velocidades y vórtices secundarios en la curva exterior (Booij, 2003).

La Figura 3.14c muestra la vista en planta del canal recto, donde el modelo captura adecuadamente las fluctuaciones del flujo en áreas con sedimentación y erosión menores. Para visualizar esto, es crucial observar las zonas marcadas por los gradientes de color: las áreas en tonos azul y verde representan regiones de mayor erosión y deposición moderada, mientras que las tonalidades amarillas y naranjas reflejan un transporte sedimentario más activo y redistribuciones locales del material del lecho. Este comportamiento se atribuye a la distribución más uniforme de las fuerzas de arrastre y la ausencia de efectos de curvatura que alteren la dinámica del flujo. En la Figura 3.14d, correspondiente al perfil longitudinal del canal recto, se aprecia una distribución uniforme y una menor intensidad de socavación en comparación con el canal curvo. La consistencia de estos resultados con los datos experimentales valida la capacidad del modelo Flow-3D para replicar con precisión la interacción entre el flujo y el lecho en diferentes configuraciones geométricas. Esta validación es crucial para la implementación de medidas de mitigación y protección de estructuras hidráulicas, donde una modelación precisa de los patrones de socavación puede informar el diseño y la planificación de intervenciones más efectivas.

Por otra parte, los resultados obtenidos concuerdan con el estudio de Ho & Riddette, (2010) sobre la aplicación de dinámica de fluidos computacional para evaluar el desempeño hidráulico de aliviaderos. Según su análisis, el proceso de mallado juega un papel crucial en la modelación precisa y óptima, ya que permite identificar cómo las variaciones en la geometría propuesta influyen en los tiempos de operación y en el gasto computacional. Esto explica cómo la precisión del mallado afecta la simulación de los perfiles de socavación, demostrando que una adecuada configuración puede optimizar los resultados, especialmente en términos de la evaluación de la socavación en distintos escenarios de flujo y pendiente.

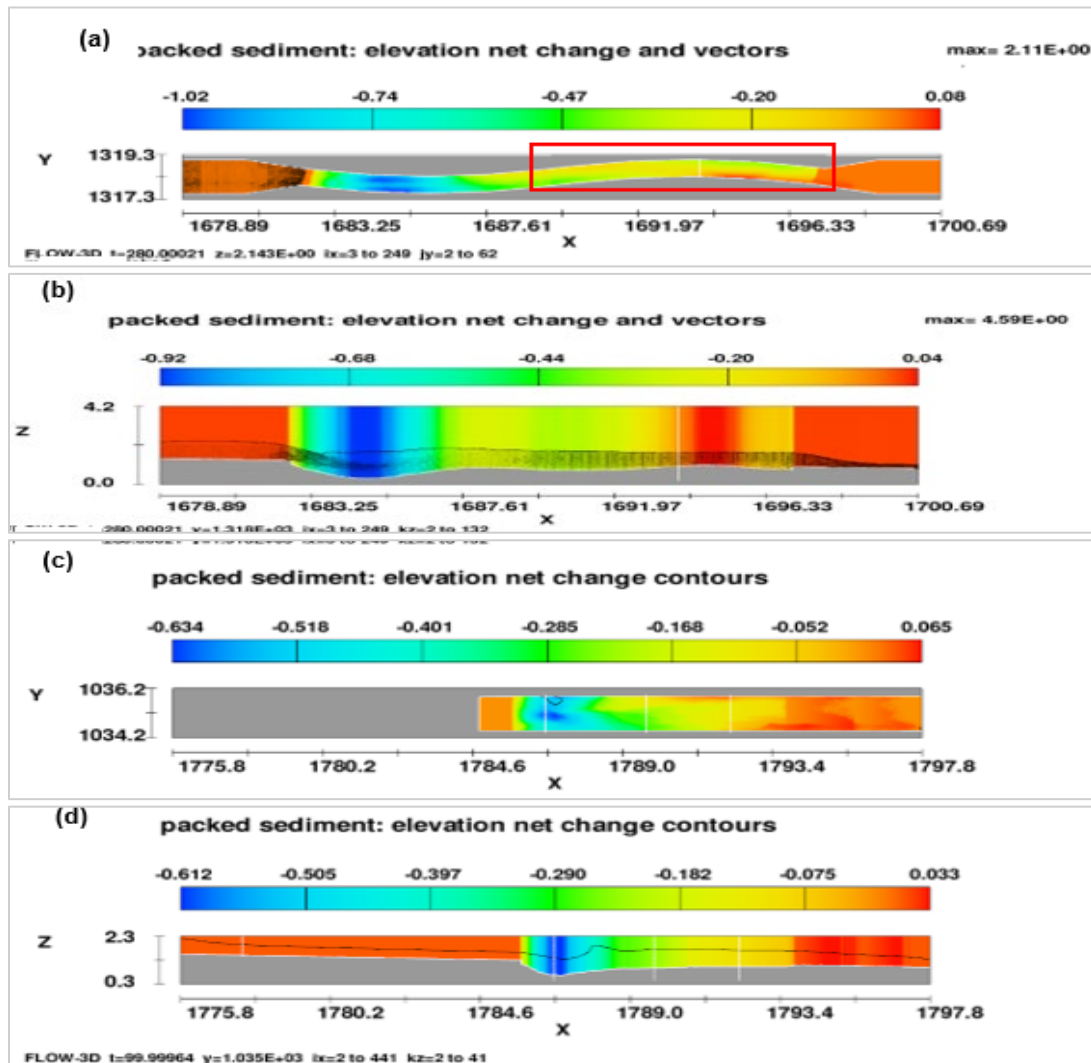


Figura 3.14. Planta – perfil de socavación simulados con Flow-3D: a) Vista en planta del canal curvo, b) Perfil longitudinal del canal curvo, c) Vista en planta del canal recto, d) Perfil longitudinal del canal recto

Asimismo, en la Figura 3.15 se presenta la comparación de la variación espacial de la socavación entre los modelos experimental y numérico en condición de pendiente y caudal máxima (2.5 % y $0.03 \text{ m}^3/\text{s}$ respectivamente), en esta, se tiene en consideración la discriminación de los puntos de medición 1 al 3, debido a la influencia del foso de socavación generado por la formación de un resalto hidráulico, por lo cual, se descartan; esto con el fin de analizar y comparar el comportamiento de la socavación a lo largo de los puntos de medición establecidos, sin considerar factores hidráulicos externos que puedan influenciar la formación de perfiles de socavación como el resalto generado al inicio del lecho por el cambio de material del muro longitudinal.

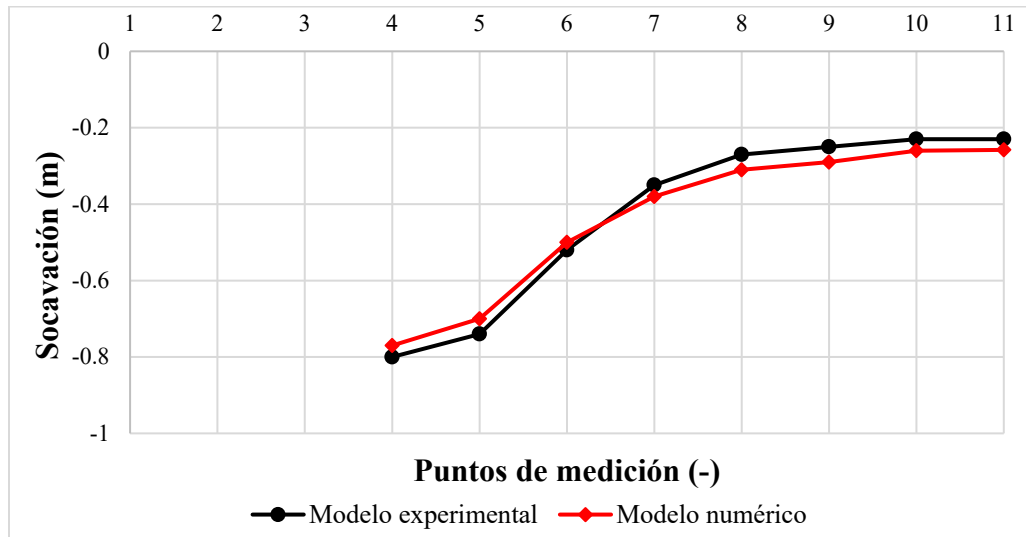


Figura 3.15. Comparación de la variación espacial – modelos experimental y numérico a pendiente y caudal máximo

Por otra parte, el análisis de la energía cinética permite comparar la interacción del flujo con el entorno hidráulico, de esta forma, se observa la distribución de energía a lo largo del lecho en cada uno de los puntos de control en la base de la pared longitudinal. En la Figura 3.16 se observa la comparación de las energías cinéticas presentadas a lo largo de los canales recto y curvo.

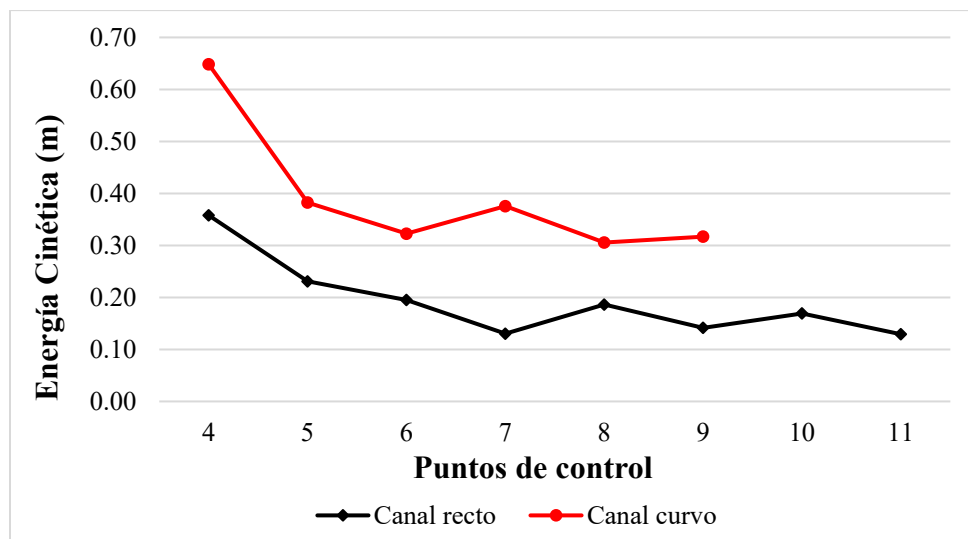


Figura 3.16. Comparación energía cinética canal recto y curvo en los puntos de control

Se observa una mayor energía cinética en el canal curvo, en comparación con la presentada en el canal recto, esto debido a la reducción de la sección transversal, ocasionando aumento de la velocidad del flujo y, por ende, el arrastre de sedimento, lo cual se traduce en una mayor energía cinética a lo largo de los puntos de medición, esto se relaciona con lo presentado por Oudon et al., (2022), quienes analizan la interacción entre el flujo y la estructura de arrecifes artificiales, así como también, de parámetros como la energía cinética turbulenta a diferentes intensidades de turbulencia; de esta forma, los autores obtienen

resultados de energía cinética por unidad de peso específico del flujo, variando la condición de velocidad e intensidad de turbulencia.

3.3.3. Validación de ecuaciones y formulación de la expresión matemática

3.3.3.1. Validación de ecuaciones para la estimación de la socavación

La validación de las expresiones matemáticas utilizadas para estimar la socavación local en muros longitudinales se realizó mediante una comparación detallada entre los valores obtenidos de diversas ecuaciones y las mediciones experimentales en canales rectos y curvos. El análisis incluyó ecuaciones de amplia aceptación, como las propuestas por Lischtván & Lebediev, (1967), para socavación general permite analizar condiciones de contracción hidráulica que presentan similitudes con los patrones de flujo observados en muros longitudinales. Asimismo, la ecuación de Borges, (2008) para socavación local en muros longitudinales, tiene en cuenta el ancho del muro, pero no el concepto de empotramiento horizontal; por su parte, Mussetter, (2008) y Khosronejad et al., (2019) para socavación local en muros longitudinales no tienen en cuenta el espesor del muro, tomando en consideración el concepto de empotramiento horizontal del muro, como se realizó en esta investigación. Por último, se incluyen ecuaciones de socavación local en estribos como las propuestas por Los Andes, (1995), HIRE, (1993) y Froehlich, (2020) aprovechando la semejanza geométrica con los muros longitudinales sin empotramiento. Estas expresiones fueron seleccionadas por su relevancia histórica y su capacidad para abordar distintos escenarios hidráulicos. Esto refuerza la validez de la nueva expresión matemática propuesta, diseñada para abordar las condiciones específicas del estudio.

Este enfoque permitió una evaluación integral de la precisión y aplicabilidad de las ecuaciones bajo diferentes condiciones geomorfológicas y dinámicas. El análisis estadístico se basó en métricas como el Error Medio Normalizado (MNE), el Factor Medio de Predicción (MPF), el Error Medio Cuadrático (MSE) y el Índice de Exactitud (IE), cuyos valores de aceptabilidad se definieron en $MNE \leq 200 \%$, $MPF \leq 2.5$, $MSE \leq 1$ e $IE \leq 5$. Estas métricas evaluaron la concordancia entre los valores observados y los estimados, proporcionando una base cuantitativa sólida para determinar la efectividad de cada modelo. Los resultados, sintetizados en la Tabla 3.5 y Tabla 3.6, mostraron que las ecuaciones de Lischtván & Lebediev (1967) y de la Universidad de los Andes ofrecieron los menores errores y el mejor ajuste estadístico. En particular, la ecuación de Lischtván & Lebediev (1967) destacó en condiciones de suelos no cohesivos, mientras que la ecuación de la Universidad de los Andes evidenció mayor precisión para estimar la socavación en muros longitudinales, adaptándose mejor a las características específicas de estas estructuras. Esto resalta la aplicabilidad en el diseño y evaluación de obras hidráulicas en condiciones diversas.

Tabla 3.5. Validación de las ecuaciones con resultados obtenidos en el canal recto

Ecuación Estimación de socavación	Parámetros de error estadísticos			
	MNE (%)	MPF (-)	MSE (-)	IE (-)
Lischtván-Lebediev (1959)	99.60	859.93	0.0028	856.50
Lischtván-Lebediev (1967)	63.11	3.18	0.0011	2.00
Froehlich (1991)	107.56	2.08	0.0025	2.23
Hire (1993)	1210.16	13.10	0.2463	158.55
Universidad de los Andes (1995)	79.52	1.80	0.0010	1.43
Borges (2008)	153.10	2.55	0.0041	3.90
Mussetter (2008)	127.68	2.28	0.0024	2.91
Khosronejad et al., (2019)	57.54	3.06	0.0009	0.91

MNE: error medio normalizado, MPF: factor medio de predicción, MSE: error medio cuadrático, IE: índice de exactitud.

Tabla 3.6. Validación de las ecuaciones con resultados obtenidos en el canal curvo

Ecuación Estimación de socavación	Parámetros de error estadísticos			
	MNE (%)	MPF (-)	MSE (-)	IE (-)
Lischtván-Lebediev (1959)	99.66	413.72	0.0022	412.33
Lischtván-Lebediev (1967)	69.66	5.29	0.0015	3.69
Froehlich (1991)	124.48	2.34	0.0024	2.91
Hire (1993)	1484.21	15.84	0.3341	235.13
Universidad de los Andes (1995)	72.51	1.74	0.0012	1.26
Borges (2008)	120.08	2.14	0.0053	2.57
Mussetter (2008)	164.04	2.64	0.0038	4.33
Khosronejad et al., (2019)	169.14	2.75	0.0023	4.65

MNE: error medio normalizado, MPF: factor medio de predicción, MSE: error medio cuadrático, IE: índice de exactitud.

La validación de las ecuaciones aplicadas en los canales recto y curvo evidenció notables diferencias en su capacidad para estimar la socavación, como se muestra en las Figura 3.17 y Figura 3.18. En la Figura 3.17, la ecuación de Lischtván & Lebediev (1967) subestima significativamente la socavación en el canal recto, con un margen de error de hasta el 99.51 %, lo cual se debe a su limitada capacidad para captar las características de flujo en un canal recto, donde la falta de curvatura y las condiciones de flujo uniforme no se representan adecuadamente en la formulación de la ecuación. En la Figura 3.18, esta misma ecuación sobrestima levemente la socavación en el canal curvo con un error del 2 %, reflejando que, aunque se ajusta mejor a los flujos curvos, aún presenta una estimación imperfecta debido a la falta de parámetros específicos que modelen adecuadamente la interacción entre el flujo y la geometría del canal.

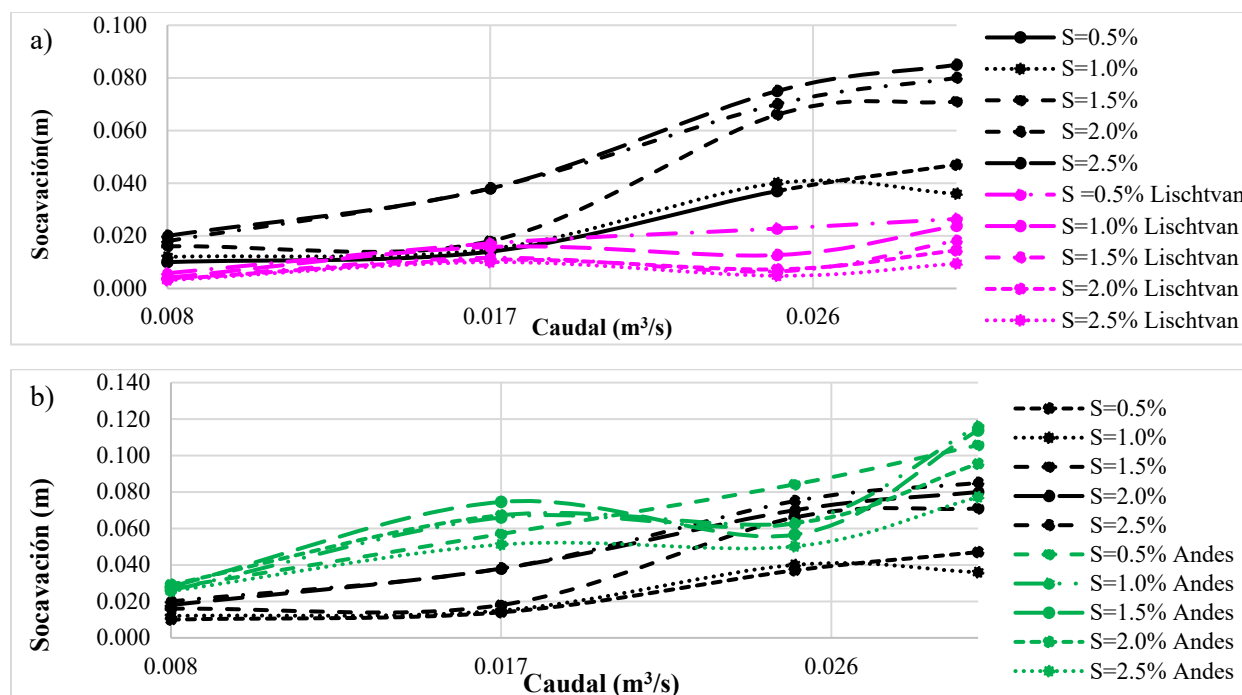


Figura 3.17. Comparación de socavación observada con la socavación estimada en el canal recto según la ecuación de: a) Lischtván-Lebediev (1967), b) Los Andes

Por otro lado, la ecuación desarrollada por la Universidad de los Andes muestra un comportamiento opuesto en ambas figuras: en la Figura 3.17, sobrestima la socavación en el canal recto en un 93 %, mientras que en la Figura 3.18 subestima la socavación en el canal curvo en un 53 %. Estas desviaciones sugieren

que la ecuación de Los Andes es más sensible a los cambios de geometría, ajustándose de manera más precisa a las dinámicas de canales curvos, pero fallando en capturar las características de los flujos en canales rectos. Estas diferencias ponen de manifiesto que, aunque ambas ecuaciones son útiles en contextos específicos, ninguna logra abarcar completamente las complejidades de los flujos con muros longitudinales. Los resultados reflejan la necesidad de ajustar los modelos actuales o desarrollar nuevas ecuaciones que incorporen las particularidades de los flujos en canales rectos y curvos, especialmente en presencia de estructuras como muros longitudinales. Estudios previos, como los de Gaudio et al., (2012), subrayan la importancia de considerar las interacciones complejas entre la geometría del canal y la dinámica del flujo para mejorar la precisión de las estimaciones de socavación (Gaudio et al., 2012). Sin estos ajustes, las ecuaciones pueden proporcionar resultados imprecisos, lo cual podría comprometer la estabilidad de las estructuras hidráulicas y la seguridad de las infraestructuras adyacentes.

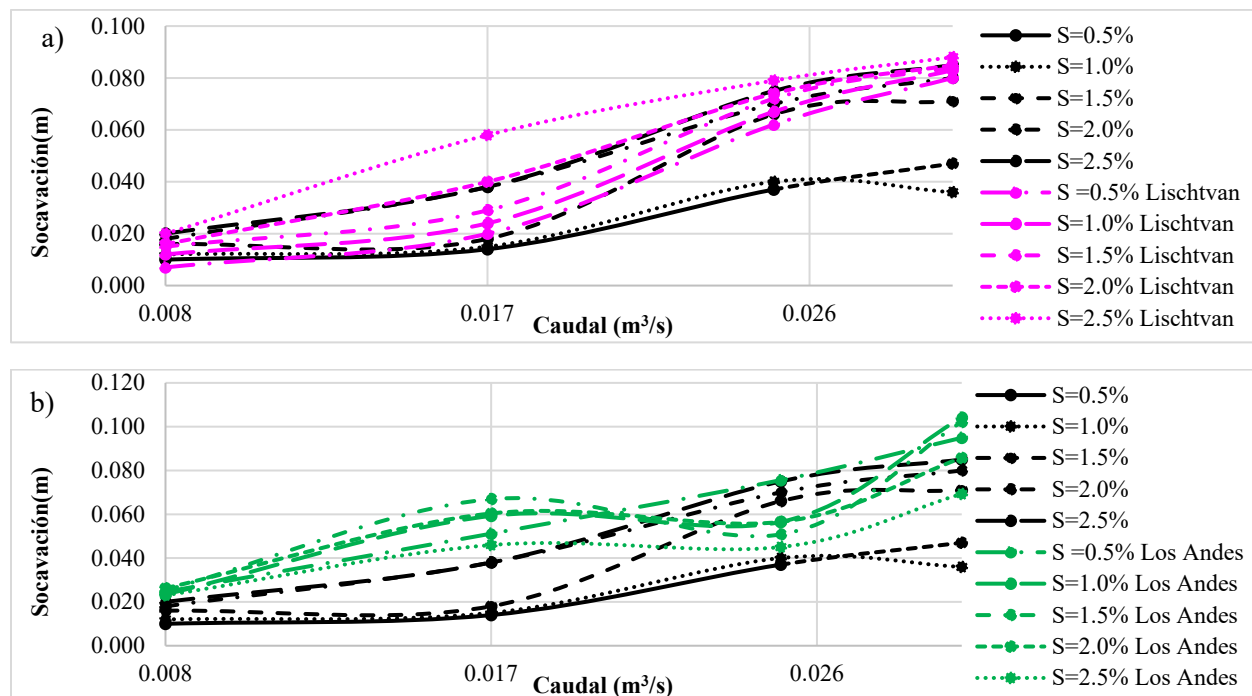


Figura 3.18. Comparación de socavación observada con la socavación estimada en el canal curvo según la ecuación de: a) Lischtván-Lebediev (1967), b) Los Andes

3.3.3.2. Formulación de la nueva expresión para estimar la socavación

El estudio del comportamiento de los parámetros adimensionales permitió identificar las variables más influyentes en la conformación de una nueva expresión matemática para estimar la socavación local en muros longitudinales en ríos con lechos granulares bien gradados, obteniendo como variables influyentes: $\pi_1 = \frac{Hs}{Y_n}$, $\pi_2 = S$, $\pi_3 = \frac{D_m}{Y_n}$, $\pi_4 = \frac{B}{Y_n}$, $\pi_5 = Fr$, $\pi_6 = Frd$. A través de las gráficas de la profundidad de socavación adimensional Hs/Y_n en función de los distintos parámetros adimensionales, se analizaron los coeficientes de correlación (R) y de determinación (R^2), los cuales proporcionaron una medida del ajuste y la relación entre las variables evaluadas (Tabla 3.7). Este enfoque facilitó la identificación de los parámetros que tienen una mayor influencia en la dinámica de la socavación.

Tabla 3.7. Coeficientes de correlación y de determinación de los parámetros adimensionales conformados

Números Pi	R	R ²
π_1 vs π_2	0.6452	0.4163
π_1 vs π_3	0.5201	0.2706
π_1 vs π_4	0.5201	0.2706
π_1 vs π_5	0.9542	0.9106
π_1 vs π_6	0.9341	0.8726

Los resultados del análisis revelaron que el número de Froude (π_1 vs π_5) es el parámetro más relevante, con un R² de 0.9106, lo que indica una alta capacidad para explicar la variabilidad en la profundidad de socavación en función de este número adimensional. El número de Froude, que relaciona la velocidad del flujo con la gravedad, es crucial en la estimación de la socavación, ya que captura los efectos del flujo sobre la estabilidad del lecho y la erosión del material granular. Este hallazgo está alineado con estudios previos que han demostrado que el régimen del flujo y la energía cinética son factores determinantes en la socavación cerca de estructuras hidráulicas (Khosronejad et al., 2019).

La pendiente (π_1 vs π_2) también mostró una influencia significativa, con un R² de 0.4163. Aunque su impacto es menor en comparación con el número de Froude, la pendiente del canal juega un papel relevante en la configuración del flujo y la distribución de las fuerzas erosivas sobre el lecho, sin embargo, las variables Froude y Froude Densimétrico son dependientes de la pendiente (S), por lo cual no se tendrá en cuenta en el análisis estadístico. Un mayor ángulo de inclinación tiende a aumentar la velocidad del flujo y la capacidad de arrastre, afectando así la profundidad y extensión de la socavación. Este comportamiento ha sido documentado en la literatura, donde se resalta la importancia de considerar la inclinación y las condiciones topográficas en la modelación de la erosión (Vijayasree et al., 2017).

Por último, la combinación de velocidad, gravedad y diámetro medio del sedimento (Frd) (π_1 vs π_6) mostró un R² de 0.8726, subrayando su relevancia en la estimación de la socavación. Este parámetro integra aspectos clave del flujo y las características del sedimento, capturando tanto la energía del flujo como la resistencia del lecho a la erosión. Las partículas más gruesas tienden a ofrecer mayor resistencia al arrastre, mientras que flujos más rápidos y energéticos pueden superar esta resistencia, generando socavación significativa. Los estudios de Choufu et al., (2019) también señalan que la interacción entre las características del sedimento y la dinámica del flujo es crucial para predecir la erosión en estructuras expuestas (Choufu et al., 2019).

En el contexto de los muros longitudinales, la ecuación propuesta incorpora aspectos específicos del muro que la diferencian de las ecuaciones para socavación general. A diferencia de métodos previos, como los de Mussetter, (2008) y Khosronejad et al., (2019), que consideran parámetros del flujo y del lecho, pero no incluyen el ancho del muro, asumiendo el concepto de empotramiento horizontal de la estructura. La expresión matemática propuesta introduce variables clave que representan la interacción directa entre el empotramiento lateral del muro y las características del flujo circundante. Las variables seleccionadas reflejan directamente los efectos específicos del muro sobre la dinámica del flujo y la socavación local. El número de Froude (Fr) y el número de Froude densimétrico (Frd) capturan la interacción entre la velocidad del flujo, la energía cinética y la resistencia ejercida por el muro, lo que influye directamente en los patrones de socavación y redistribución de las fuerzas erosivas. Este comportamiento es particularmente relevante en el flujo cercano a la base del muro, donde la presencia de estructuras rígidas intensifica la turbulencia y genera zonas de alta concentración de esfuerzos cortantes. Estos efectos están integrados en el análisis mediante la relación entre el tirante hidráulico (Y_n), el diámetro medio de los sedimentos (D_m) y las características del flujo, permitiendo que la nueva ecuación propuesta capture con precisión los procesos de socavación en muros longitudinales con lechos granulares bien graduados.

Con base en el análisis dimensional desarrollado y empleando el método de correlación, se obtuvo la Ecuación 3.7, para socavación en muros longitudinales encontrando los coeficientes y exponentes de cada parámetro.

$$\frac{H_s}{Y_n} = e^{\beta_0} Fr^{\beta_1} Fr_d^{\beta_2} \quad (3.7)$$

Donde: H_s es la profundidad máxima de socavación; Y_n el tirante hidráulico del flujo; Fr el número Froude; Fr_d el número Froude densimétrico; β_0 , β_1 , y β_2 son coeficientes producto del análisis estadístico en el software SPSS.

Utilizando el software estadístico IBM SPSS y aplicando el método de mínimos cuadrados, se determinaron los coeficientes y exponentes de los parámetros seleccionados, resultando en un ajuste óptimo de los datos de socavación observados (Tabla 3.8). Este ajuste mejoró significativamente la precisión en comparación con modelos previos, alcanzando un nivel de significancia aceptable (<5 %).

Tabla 3.8. Coeficientes para cada una de las variables involucradas del análisis dimensional

Modelo	Coeficientes			T	Significancia	95% intervalo de confianza para B	
	Coeficientes no estandarizados		Coeficientes estandarizados			Límite inferior	Límite superior
	B	Desv. Error	Beta				
(Constante)	-0.849	0.348		-2.435	<0.029	-1.596	-0.101
Fr	0.211	0.110	0.207	1.914	<0.076	-0.025	0.448
Fr _d	17.144	6.483	0.352	2.645	<0.019	3.240	31.048

El ajuste de la nueva expresión matemática para la estimación de la socavación se llevó a cabo mediante el método de mínimos cuadrados en el software IBM SPSS (Tabla 3.8). De esta manera, se lograron determinar los coeficientes de los parámetros seleccionados (Fr y Fr_d), optimizando la ecuación para reflejar con mayor precisión los datos de socavación observados. Además, la significancia estadística de cada parámetro fue evaluada, y aunque no todos los parámetros alcanzaron un ajuste perfecto, los valores se aproximaron a niveles de significancia aceptables (<5 %), lo cual mejoró notablemente la fiabilidad del modelo propuesto.

Tabla 3.9. Comparación entre las variables independientes Fr y Fr_d en función de la variable dependiente H_s/Y_n

Variable	Coeficientes			T	Sig.
	Coeficientes no estandarizados		Coeficientes estandarizados		
	B	Desv. Error			
Fr	-0.680	0.190	-0.667	-3.578	<0.003
(Constante)	1.257	0.201		6.259	<0.001
Fr _d	39.608	2.676	0.965	14.799	<0.001
(Constante)	0.194	0.050	-	3.878	<0.001

Por otro lado, la Tabla 3.9, que compara las variables independientes Fr , y Fr_d en función de la variable dependiente H_s/Y_n , destaca la influencia significativa de estos parámetros en la socavación. En particular, el número de Froude (Fr) demostró un impacto notable debido a su relación con la velocidad y la energía del flujo, lo que justifica su inclusión en la ecuación desarrollada. Además, el parámetro Fr_d , que combina la velocidad, la gravedad y el diámetro medio del sedimento, tuvo una incidencia aún mayor en la socavación, capturando la interacción entre la fuerza del flujo y la resistencia del lecho sedimentario. En

conjunto, estos resultados confirman que los parámetros seleccionados no solo son relevantes, sino también indispensables para una estimación precisa de la socavación, proporcionando un marco robusto para predecir el fenómeno bajo diversas condiciones hidráulicas y superando las limitaciones de modelos previos.

La comparación del comportamiento de la variable dependiente en función de cada variable independiente permitió desarrollar la Ecuación 3.8, la cual se ajustó mejor a los datos de socavación observados. La expresión matemática obtenida muestra que el número de Froude (Fr) es el parámetro más significativo, concordando con estudios previos de Froehlich, (1991), Hire, (1993) y Andes, (1995), (mencionados en Borges 2008), Mussetter (2008) y Khosronejad et al. (2019), Este resultado resalta la importancia de Fr como variable común en los análisis empíricos y dimensionales para la estimación de la socavación en flujos a superficie libre.

$$\frac{H_s}{Y_n} = 0.43 * Fr_d^{0.643} * Fr^{2.188} \quad (3.8)$$

Donde: H_s es la profundidad máxima de socavación estimada; Y_n el tirante hidráulico del flujo; Fr_d el número Froude densimétrico; Fr el número Froude.

Los resultados de los errores estadístico obtenidos para la nueva expresión matemática demuestran una mayor precisión en comparación con las ecuaciones tradicionales. En el canal recto, la ecuación presentó un MNE de 24.00 %, un MPF de 1.30, un MSE de 0.00018 y un IE de 0.31, reflejando una disminución significativa en los errores respecto a otros modelos. Para el canal curvo, aunque los errores fueron ligeramente superiores con un MNE de 49.66 %, un MPF de 1.602, un MSE de 0.0005 y un IE de 0.795, los valores permanecen dentro de un rango aceptable, lo cual subraya la confiabilidad y mejora del modelo frente a los métodos tradicionales.

En comparación con las ecuaciones de Mussetter, Froehlich, Hire y Khosronejad, que tienden a sobrestimar la profundidad de socavación en ambos canales, y las de Borges y la Universidad de los Andes, que subestiman la socavación en el canal curvo, la nueva expresión matemática ofrece un ajuste superior. Esto se debe a que muchas de las ecuaciones anteriores ignoran parámetros críticos como el número de Froude y la elevación del muro, mientras que la nueva ecuación considera de manera integral todas las variables relevantes, mejorando la representación del fenómeno.

Las ecuaciones tradicionales, como la de Lischvan & Lebediev, (1967), fueron desarrolladas para condiciones específicas y tienden a excluir parámetros fundamentales que afectan la precisión de la estimación. Por ejemplo, estas ecuaciones omiten la combinación de factores como la velocidad del flujo, el caudal, y la sinuosidad, elementos que son cruciales para predecir la socavación en muros longitudinales con lechos granulares. La nueva expresión matemática aborda estas limitaciones al integrar todos los parámetros hidráulicos relevantes y mejorar así la precisión y la fiabilidad del modelo.

La validación de la nueva expresión matemática realizada al comparar datos experimentales con los estimados mediante la Ecuación 3.8 representa una mejora en la estimación de la socavación local en muros longitudinales en ríos con lecho granular bien gradado, en comparación con las expresiones existentes. Así mismo, mediante la Figura 3.19 se representan las curvas adimensionales de extrapolación de la expresión matemática desarrollada, lo que permite analizar escenarios a mayor escala.

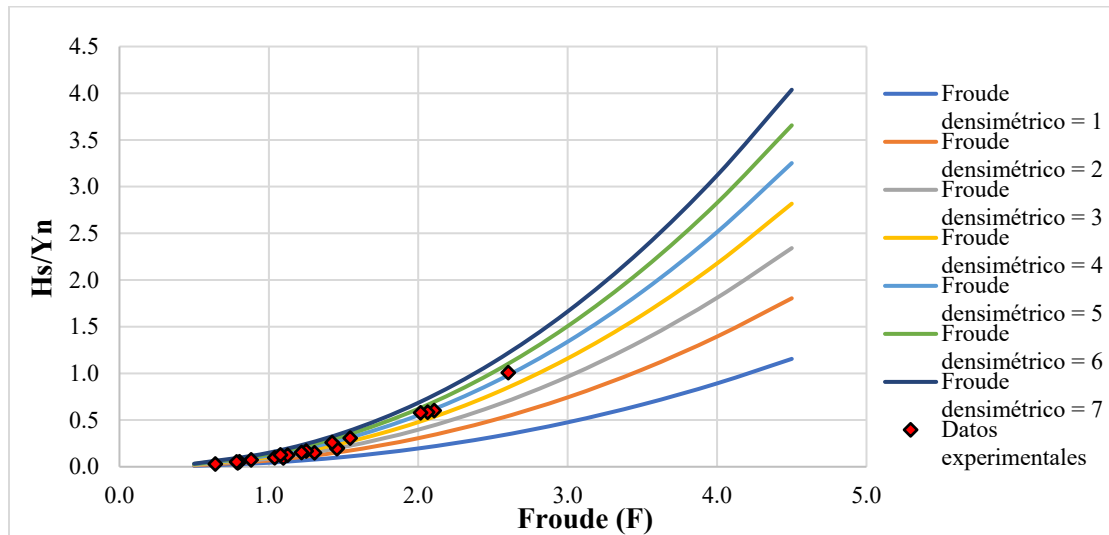


Figura 3.19. Curvas adimensionales de la nueva expresión matemática

En la figura se observa la representación de la expresión matemática para la estimación de la socavación, en la que se relacionan los números Froude y Froude densimétrico, y con la que se proyecta o estima la socavación a mayores escalas hidráulicas que las representadas en el modelo experimental y numérico.

3.4.CONCLUSIONES (Objetivo 1)

Del análisis de socavación en el modelo experimental se observa que la socavación disminuye a lo largo del canal, inducido por el transporte y deposito del material erosionado

El modelo numérico, calibrado con los modelos de turbulencia $k-\omega$ y RNG, permitió replicar con precisión las condiciones hidrodinámicas observadas experimentalmente, validando la capacidad del modelo de reproducir condiciones de laboratorio que permitan explorar escenarios hidráulicos a mayor escala.

Modelos como los de Lischtván & Lebediev (1967), Mussetter, Froehlich, Hire y Khosronejad sobreestimaron la profundidad de socavación, mientras que los de Borges y la Universidad de los Andes la subestimaron, para las condiciones hidráulicas evaluadas.

La nueva expresión matemática estimada logro un ajuste significativo con los datos experimentales, al involucrar variables críticas como lo son velocidad, gravedad y diámetro de sedimento que a través de su relación en el número de Froude y el Froude densimétrico evidenciaron una reducción en los parámetros de error en la estimación de la socavación local en muros longitudinales.

La representación gráfica de la nueva expresión matemática planteada permite extrapolar los resultados a escenarios hidráulicos de mayor escala, permitiendo su aplicación en obras de ingeniería en el diseño de muros longitudinales.

CAPITULO 4. EVALUACIÓN DE LA EFICACIA DE TÉCNICAS DE BLINDAJE Y ALTERACIÓN DEL FLUJO PARA LA REDUCCIÓN DE SOCAVACIÓN LOCAL EN MUROS LONGITUDINALES

4.1. REVISIÓN DE LA LITERATURA

En los sistemas fluviales, garantizar la estabilidad de las estructuras hidráulicas representa un desafío constante debido a los fenómenos de socavación general y local, que pueden comprometer tanto la integridad de la infraestructura como la sostenibilidad de los ecosistemas asociados. Para abordar esta problemática, se han desarrollado diversas estrategias basadas en dos enfoques principales: las técnicas de blindaje y las técnicas de alteración del flujo. Ambas tienen como objetivo mitigar los efectos erosivos y redistribuir las fuerzas hidráulicas para proteger tanto el lecho del cauce como las estructuras adyacentes. En primer lugar, las técnicas de blindaje, también conocidas como armaduras, han sido ampliamente utilizadas debido a su simplicidad y eficacia en condiciones de flujo moderado a intenso. Estas técnicas consisten en la instalación de materiales estables, como rip-rap, gaviones y colchones de gaviones, alrededor de las estructuras vulnerables, lo que permite disipar la energía del flujo y minimizar el arrastre de sedimentos. Sin embargo, investigaciones recientes destacan que la eficacia de estas contramedidas depende de factores críticos, como la gradación del material, las características del flujo y las condiciones hidráulicas específicas del cauce (Lagasse et al., 2008; Fathi & Zomorodian, 2018; Mazumdar & Khwairakpam, 2009). Por ejemplo, el rip-rap se ha posicionado como una solución versátil y efectiva, pero su desempeño a largo plazo puede estar condicionado por la compactación y sedimentación acumulativa, lo que limita su capacidad de respuesta en ciertos escenarios fluviales (Biron et al., 2005).

Por otro lado, las técnicas de alteración del flujo representan un enfoque complementario que busca modificar las dinámicas hidráulicas mediante la implementación de elementos estructurales que redistribuyen o desvían la energía del agua. Estas estrategias incluyen la instalación de deflectores, barras vegetativas y configuraciones geométricas que aprovechan las características del cauce para mitigar la erosión. Aunque estas técnicas son menos invasivas que las de blindaje, su efectividad está estrechamente ligada a un diseño adecuado y a un análisis cuidadoso de las condiciones locales. Según estudios recientes, la combinación de enfoques que integre tanto técnicas de blindaje como estrategias de alteración del flujo puede ofrecer soluciones más sostenibles y adaptables a largo plazo (Cardoso & Fael, 2009; Radice & Davari, 2014; Osei-Kyei et al., 2021).

En este contexto, es fundamental destacar que la elección de las contramedidas debe responder a las características particulares de cada escenario fluvial. Por ejemplo, mientras los colchones de gaviones han mostrado un desempeño notable en cauces dinámicos con altas tasas de sedimentación, las configuraciones basadas en deflectores son especialmente útiles para redistribuir las fuerzas hidráulicas en entornos de alta energía. No obstante, a pesar de los avances en el diseño y la implementación de estas soluciones, persisten desafíos relacionados con la durabilidad de los materiales, el costo de mantenimiento y las restricciones ambientales, que requieren enfoques innovadores para garantizar su sostenibilidad (Chiew & Melville, 2016; Froehlich, 2020). Con base en lo anterior, la Figura 4.1 proporciona una representación visual de las técnicas mencionadas, ilustrando su disposición típica en entornos fluviales y su aplicación en diversos escenarios de protección. Este recurso gráfico destaca no solo las características físicas de las contramedidas, sino también su adaptabilidad a las demandas específicas de estabilidad estructural y conservación ambiental. Por ejemplo, la disposición estratégica de rip-rap y gaviones es especialmente eficaz en la disipación de energía en cauces de alta pendiente, mientras que los colchones de gaviones se emplean en canales más amplios para controlar la sedimentación. Estas configuraciones, como señalan estudios recientes, han sido fundamentales para mejorar la resiliencia de estructuras hidráulicas frente a condiciones de flujo extremas (Ghasemi & Soltani-Gerdefaramarzi, 2017).

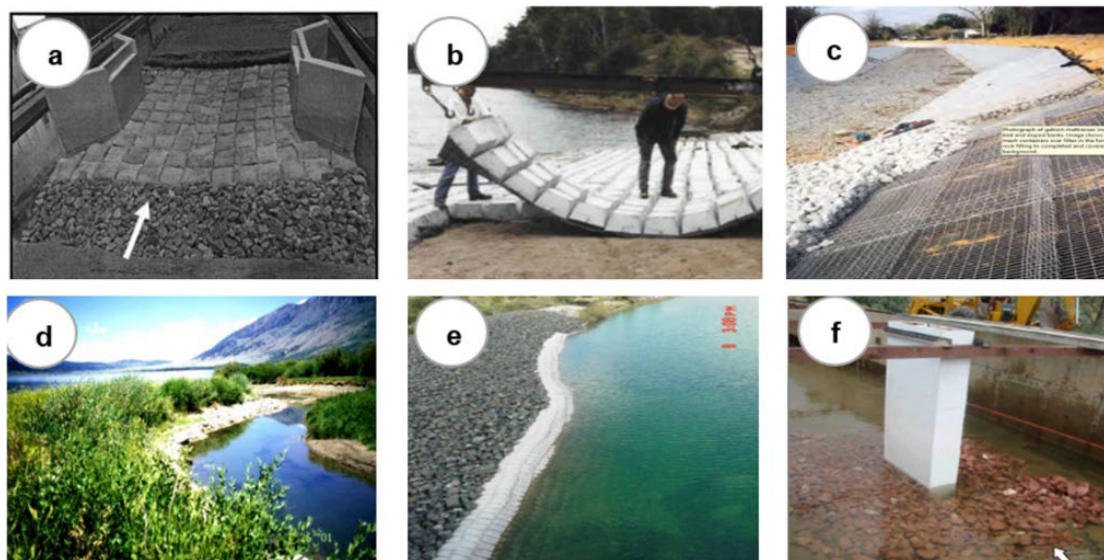


Figura 4.1. Contramedidas de blindaje: a) Geo bolsa en estribos; b) Bloques atados con cables; c) Colchones de gaviones; d) Rip-rap con vegetación; e) Bloques de hormigón articulados; f) Rip-rap en pilar

Fuente: a) Korkut et al., (2007); b) Barkdoll et al., (2007); c) Lagasse et al., (2008); d) Fischenich, (2003); e) Sotiropoulos & Diplas, (2017); f) Lagasse et al., (2008)

En el diseño de estrategias para mitigar los efectos de la socavación en estructuras hidráulicas, las contramedidas de alteración del flujo han emergido como un enfoque clave que complementa las técnicas de blindaje. Aunque estas últimas han demostrado ser efectivas en diversos escenarios, presentan limitaciones críticas en cauces fluviales estrechos o de alta intensidad de flujo, donde su aplicación puede agravar la contracción del flujo y exacerbar los problemas de erosión. Por ejemplo, investigaciones de Johnson & Niezgodá, (2004) y Zevenbergen et al., (2001) han mostrado que, en condiciones de altos caudales, las técnicas de blindaje suelen ser insuficientes para controlar los vórtices generados, lo que compromete su desempeño. Adicionalmente, factores como la heterogeneidad del lecho fluvial, la gradación de los sedimentos y las características dinámicas del flujo limitan la efectividad de estas soluciones (Chiew, 2008).

En este contexto, los modelos numéricos han adquirido un papel protagónico como herramientas avanzadas para evaluar la interacción dinámica entre el flujo, las estructuras y el lecho fluvial. Estos modelos permiten simular configuraciones complejas de contramedidas bajo un rango diverso de condiciones hidráulicas y geomorfológicas, superando algunas de las limitaciones inherentes a los métodos experimentales tradicionales. Por ejemplo, estudios realizados por Sotiropoulos y Diplas, (2017) han mostrado cómo las simulaciones numéricas pueden optimizar el diseño de elementos como collares trapezoidales y paletas sumergidas, logrando reducciones significativas en la profundidad de socavación mediante ajustes precisos en la geometría y la disposición de los dispositivos.

Además, los modelos numéricos resultan especialmente útiles en escenarios con lechos bien gradados, donde la heterogeneidad en el tamaño de los sedimentos y los coeficientes de uniformidad elevados ($C_u > 20$) presentan desafíos adicionales para la representación del transporte sedimentario y la erosión. Investigaciones como las de Hersberger, (2002) y Biswas & Barbhuiya, (2018) han destacado que la inclusión de datos granulométricos detallados es esencial para lograr simulaciones precisas en estos entornos. Sin embargo, este enfoque también enfrenta desafíos técnicos, como la calibración de las mallas computacionales y la representación adecuada de estructuras turbulentas cercanas al lecho. Por ejemplo,

Khosronejad et al., (2019) subrayaron que la calidad de la malla, medida por su ortogonalidad y la distancia adimensional a la pared (y^+), influye directamente en la precisión de los perfiles de socavación simulados, lo que evidencia la necesidad de establecer estándares rigurosos en el diseño de simulaciones.

La validación y calibración de los modelos numéricos son fundamentales para garantizar su fiabilidad. En este sentido, estudios como los de Soltani et al., (2013) han demostrado que el uso de simulaciones iterativas, combinadas con resultados experimentales, puede mejorar significativamente la precisión de las predicciones. Estas investigaciones lograron correlaciones de hasta el 95 % entre los resultados numéricos y experimentales en configuraciones que incluían collares y rugosidad artificial. Por otro lado, tecnologías innovadoras, como las pantallas de burbujas y los sistemas de chorro, han sido evaluadas mediante simulaciones numéricas en condiciones de alta turbulencia, mostrando resultados prometedores para mitigar la erosión en áreas críticas (Qi et al., 2013; Champagne et al., 2016).

Además de evaluar estrategias individuales, los modelos numéricos han facilitado la optimización de combinaciones de técnicas de blindaje y alteración del flujo, maximizando su eficacia al integrarlas de manera sinérgica. Por ejemplo, Grimaldi et al., (2009) identificaron configuraciones óptimas que combinaban rip-rap con deflectores o collares, logrando reducciones en la socavación de hasta un 70 % en pilares de puente sometidos a condiciones extremas de flujo. Estos hallazgos son consistentes con los resultados de Qi et al., (2013), quienes concluyeron que las simulaciones numéricas son esenciales para modelar la interacción entre múltiples contramedidas y las dinámicas fluviales locales.

Por otro lado, las contramedidas de alteración del flujo se destacan por su capacidad para redistribuir las fuerzas erosivas antes de que interactúen directamente con las estructuras. Entre las soluciones más estudiadas, los pilotes de sacrificio, como se ilustra en la Figura 4.2a, son efectivos para disipar parcialmente la energía del flujo y desviar el impacto hacia zonas menos vulnerables. Asimismo, los collares trapezoidales, mostrados en la Figura 4.2b, reducen significativamente los vórtices primarios y secundarios alrededor de los pilares, limitando la erosión localizada. Estudios como los de Khosravinia et al., (2018) reportaron que el uso de collares puede reducir la profundidad de socavación hasta en un 50 %, dependiendo de las condiciones hidráulicas y geométricas.

Adicionalmente, las paletas sumergidas, representadas en la Figura 4.2c, han mostrado ser eficaces para estabilizar el lecho fluvial mediante la reducción de la velocidad del flujo en zonas críticas, promoviendo la sedimentación. Investigaciones recientes, como las de Shrestha et al., (2021), han destacado la eficacia de combinar estas paletas con otros dispositivos, como pilotes de sacrificio, en ríos con caudales variables. Por otro lado, los alfeizares y ranuras, representados en la Figura 4.2d, están diseñados para estructuras cilíndricas y son efectivos para interrumpir el flujo laminar, reduciendo la intensidad de los vórtices y la erosión en la base de los pilares (Canales & Vela, 2020). Finalmente, aunque los modelos numéricos han demostrado ser herramientas poderosas, su implementación aún enfrenta desafíos, como la necesidad de datos de entrada detallados y la alta demanda computacional. Sin embargo, su capacidad para combinar enfoques estructurales y naturales, como rip-rap y vegetación, ofrece nuevas oportunidades para desarrollar soluciones integrales y sostenibles que respondan a la complejidad de los escenarios fluviales modernos.

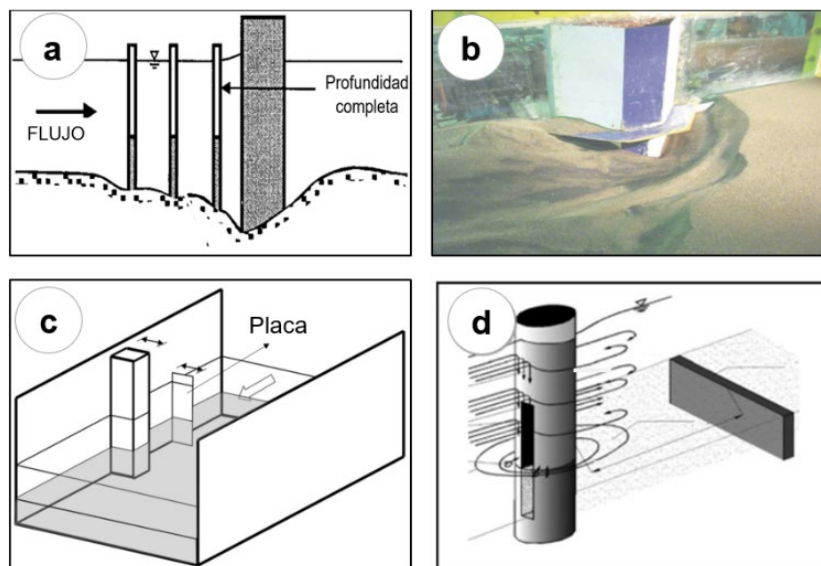


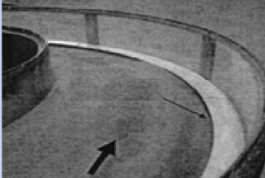
Figura 4.2. Contramedidas de alteración del flujo: a) Pilotes de sacrificio en pilar; b) Collar trapezoidal en estribo; c) Paleta sumergida en estribo de puente; d) Alféizar y ranura para protección de pilar cilíndrico.

Fuente: a) Melville & Hadfield, (1999); b) Khosravinia et al., (2018); c) Bhatia & Setia, (2021); d) Amini et al., (2017)

Aunque ambas categorías de contramedidas han demostrado cierto grado de eficacia de manera independiente, la implementación aislada de cada técnica a menudo no es suficiente para garantizar la protección integral de las estructuras hidráulicas. Investigaciones como las de Zarrati et al., (2010), y Grimaldi et al., (2009) han resaltado que la combinación de técnicas de blindaje y alteración del flujo puede ofrecer mejores resultados, al complementarse mutuamente y cubrir las deficiencias que presenta cada grupo de contramedidas por separado. Estos autores realizaron pruebas experimentales que demostraron una mejora significativa en la protección de las estructuras cuando se utilizaban combinaciones de collares con rip-rap, mostrando una reducción considerable de la socavación en pilas de puentes, comparado con la aplicación de cada técnica por separado.

La eficacia de las contramedidas combinadas se ha explorado principalmente a través de experimentos a escala de laboratorio y modelaciones numéricas. Estudios de Agrawal et al., (2007) y Sotiropoulos & Diplas, (2017) han evaluado distintas configuraciones bajo diversas condiciones de caudal y pendiente. Sin embargo, la mayoría de estos estudios se han llevado a cabo en entornos controlados con lechos uniformes de arena, dejando un vacío en la literatura respecto al comportamiento de estas contramedidas en ríos con lechos granulares bien graduados. En dichos lechos, caracterizados por una amplia variabilidad en el tamaño de los sedimentos y un coeficiente de uniformidad (C_u) mayor a 20, se presentan comportamientos morfológicos más complejos que alteran la dinámica del flujo y la interacción con las contramedidas (Hersberger, 2002; Roca et al., 2009). En la Tabla 4.1, se presenta una caracterización de algunos estudios previos, destacando la escasez de investigaciones en lechos bien graduados.

Tabla 4.1. Caracterización de estudios previos sobre contramedidas aplicadas a muros longitudinales

Autores	Contramedida	Modelo físico	Tipo de sedimento	Gradación del lecho
Hersberger, (2002)	Nervaduras verticales sobre muros (macro rugosidad)		Arena	CU = 2.1
Roca et al., (2009)	Zapata		Arena	Lecho uniforme
Dugué et al., (2012)	Pantalla de burbujas		Arena de cuarzo	CU > 1.3
Sotiropoulos & Diplas, (2017)	Rugosidad con lija pegada a la pared		Grava	CU = 2.4
	Rugosidad con grava de lecho pegada a la pared			
Sotiropoulos & Diplas, (2017)	Vegetación (múltiples filas) en el borde de ataque del flujo		Grava	CU = 2.4
Zey et al., (2018)	Pared deflectora con porosidad		Arena	Lecho uniforme
Biswas & Barbhuiya, (2018)	Paletas sumergidas y riprap		Arena	Lecho uniforme

En la búsqueda de soluciones integrales para mitigar la socavación en entornos fluviales, ha surgido como una estrategia innovadora la combinación de técnicas de blindaje tradicionales con elementos naturales, como el uso de vegetación. Este enfoque, además de brindar protección mecánica, fomenta la estabilización del lecho y contribuye a la recuperación del equilibrio ecológico de los ecosistemas fluviales. Estudios como los de Fischenich, (2003) y Strayer et al., (2016) han destacado cómo la vegetación, al

reducir la velocidad del flujo y reforzar la cohesión del suelo, se convierte en un aliado clave para minimizar la erosión y fomentar el depósito de sedimentos en zonas críticas. No obstante, su implementación requiere un diseño cuidadoso, considerando factores como la resistencia de las plantas a flujos de alta intensidad y el adecuado establecimiento de sistemas radicales para evitar su desarraigo en condiciones extremas.

Por otro lado, las contramedidas basadas en tecnologías innovadoras, como las pantallas de burbujas y los sistemas de chorro, han mostrado resultados prometedores en la reducción de vórtices y en la modificación de patrones de flujo, disminuyendo significativamente la erosión en áreas vulnerables. Investigaciones de Qi et al., (2013) y Soltani et al., (2013) han reportado reducciones significativas en la intensidad de los procesos erosivos, especialmente cuando estas tecnologías se aplican en escenarios con flujos turbulentos. Sin embargo, su viabilidad enfrenta desafíos relacionados con el consumo energético y los costos operativos, lo que limita su aplicación en ríos de gran escala o con alta variabilidad de caudales (Champagne et al., 2016). La Figura 4.3 sintetiza la efectividad de diversas contramedidas empleadas en escenarios fluviales mediante la representación de porcentajes de reducción de la socavación. Por ejemplo, soluciones como las paletas sumergidas combinadas con rip-rap muestran una reducción del 86 %, mientras que los sistemas más avanzados, como las estructuras flexibles o la rugosidad introducida por vegetación, alcanzan eficiencias del 90 % y 100 %, respectivamente. Esto resalta la importancia de seleccionar estrategias adaptadas a las particularidades hidráulicas y geomorfológicas de cada caso. Asimismo, se evidencia que la integración de diferentes enfoques, combinando lo mejor de técnicas estructurales y naturales, ofrece un marco más robusto para abordar la complejidad de los fenómenos de socavación en entornos fluviales variados.

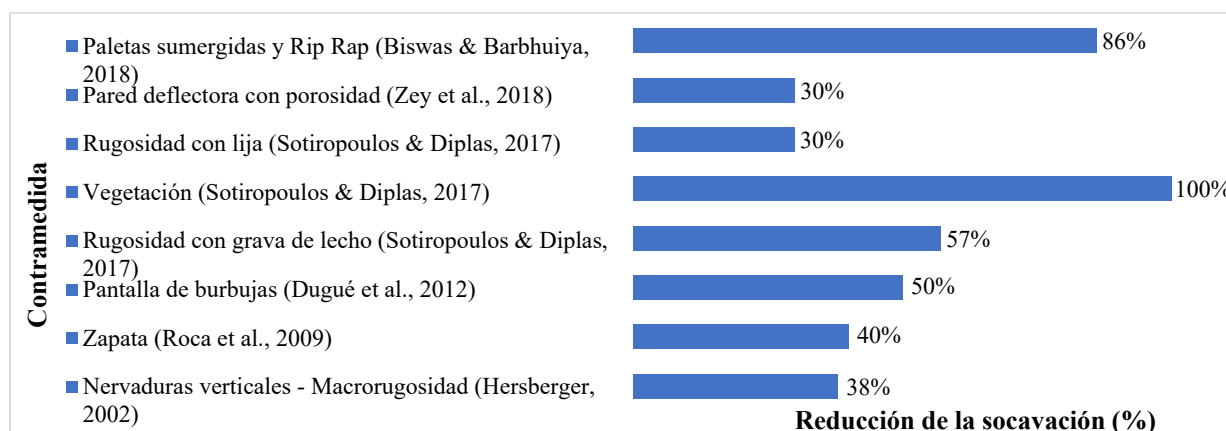


Figura 4.3. Porcentajes de reducción de la socavación para diferentes contramedidas

Estas combinaciones de técnicas, respaldadas por modelación física y numérica, no solo aportan a una mayor protección estructural, sino que también ofrecen beneficios adicionales, como la integración ambiental y la reducción del impacto visual, aspectos que son cada vez más relevantes en el diseño de infraestructuras sostenibles. La capacidad de estas contramedidas para funcionar de manera sinérgica abre nuevas oportunidades para el desarrollo de soluciones más integrales y eficientes, capaces de enfrentar los desafíos impuestos por la erosión en ríos complejos y variables.

4.2. MATERIALES Y MÉTODOS

4.2.1. Implementación de contramedidas en el modelo numérico

El desarrollo del modelo numérico se efectúa empleando la validación y calibración obtenido en la sección 3.3.2. del Capítulo 3, así como también, se considera la entrada de caudal de $1.68 \text{ m}^3/\text{s}$ y pendiente

de 2.5%. De esta forma, se emplean los resultados obtenidos para la modelación en el canal recto. En este sentido, las contramedidas no se evalúan en el canal curvo debido a la restricción de la sección hidráulica del canal experimental. Así mismo, la disposición del lecho y configuración del modelo se emplea de acuerdo a la sección mencionada anteriormente y la comparación de las socavaciones se efectúan con base a las presentadas en la sección 3.3.1 del mismo capítulo. Por su parte, se analizan escenarios de separación, ángulo de disposición, longitud, espesor y disposición del ramal de dos alternativas de contramedida de alteración del flujo, con el fin de determinar las dimensiones que disminuyan la socavación de contramedida para ser evaluadas en el modelo experimental, comparando los resultados de las profundidades de socavación presentadas en el modelo. En este sentido, se analizan las alternativas de mini espigones sumergidos, los cuales se toman del concepto dispuesto por Suarez, (2001), por su relación entre la longitud total del espigón y la base del canal, siendo esta menor a 0.33, se analizan longitudes de 0.15, 0.3, 0.47, 0.6 y 0.75 m, con separaciones de 0.85, 1.7, 2.7, 3.4 y 3.8 m y ángulo de inclinación de 70° dispuestos en dirección y en contra del flujo. En la Figura 4.4 se presentan los escenarios de contramedida de mini espigones sumergidos analizados en el modelo numérico.

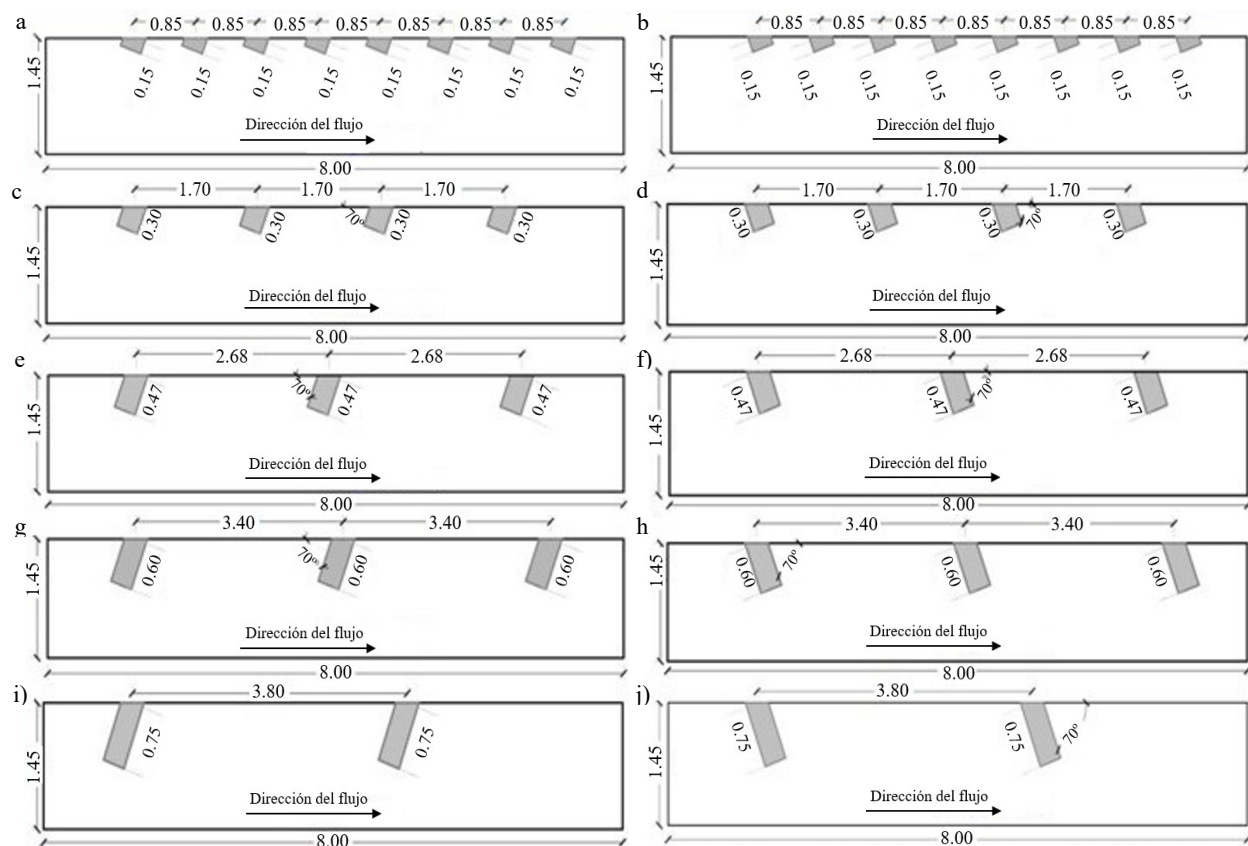


Figura 4.4. Escenarios de longitudes de contramedida de mini espigones sumergidos. a) 0.15 m en contraflujo; b) 0.15 m dirección al flujo; c) 0.30 m en contraflujo; d) 0.30 m en dirección al flujo; e) 0.47 m en contraflujo; f) 0.47 m en dirección al flujo; g) 0.60 m en contraflujo; h) 0.60 m en dirección al flujo; i) 0.75 m en contraflujo; j) 0.75 m en dirección al flujo

Por otra parte, como segunda alternativa de contramedida de alteración del flujo, se analiza la macro rugosidad generada por nervaduras verticales, tomando en consideración lo analizado por Hersberger, (2002), de esta forma, se analizan escenarios de nervaduras de 0.05×0.05 , 0.1×0.1 , 0.15×0.15 y 0.2×0.2 , con separaciones de 0.125, 0.25, 0.375 y 0.5 respectivamente. Finalmente, con base a los resultados obtenidos, se disponen las dimensiones optimas de las alternativas de contramedida en el modelo experimental, tomando referencia las que mejor desempeño presentan en la formación de perfiles de socavación, en

comparación con la socavación observada sin contramedida. En la Figura 4.5 se presentan los escenarios de contramedida de nervaduras verticales analizadas en el modelo numérico.

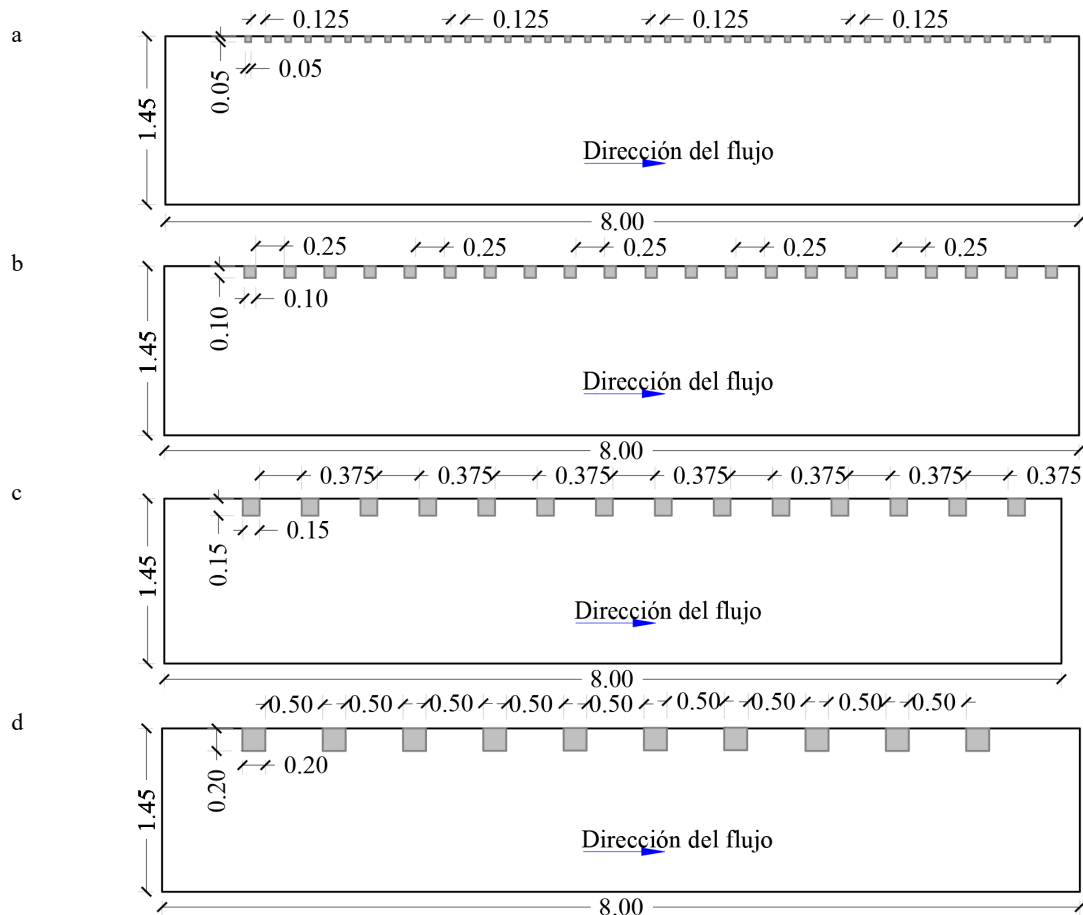


Figura 4.5. Escenarios de contramedida de nervaduras verticales. a) 0.05x0.05 m separadas 0.125 m; b) 0.1x0.1 m separadas 0.25 m; c) 0.15x0.15 m separadas 0.375 m; d) 0.2x0.2 m separadas 0.50 m

4.2.2. Análisis de contramedidas en el modelo experimental

La evaluación de los escenarios de contramedidas se realiza mediante pruebas experimentales bajo diferentes condiciones de flujo y pendiente, ajustando los caudales a 0.008, 0.017, 0.025 y 0.030 m³/s y pendientes de 0.5 %, 1 %, 1.5 %, 2 % y 2.5 %. Cada escenario fue probado bajo condiciones controladas para medir su eficacia en la reducción de la socavación en los muros longitudinales. En cada escenario, las mediciones de la profundidad de socavación se realizaron utilizando un medidor de puntos calibrado, registrando la geometría del foso y la velocidad del flujo en los puntos de control previamente definidos en el Capítulo 3; así mismo, en el modelo experimental se analizan alternativas de contramedida de blindaje. A continuación, se describen los procedimientos empleados para cada tipo de contramedida.

4.2.2.1. Mini espigones sumergidos

Se evaluaron tres configuraciones con longitudes de los mini espigones sumergidos 0.06, 0.09 y 0.12 m, y separaciones de 0.34, 0.54 y 0.68 m respectivamente, con ángulos de inclinación de 70° orientados en dirección y en contra del flujo en los tres escenarios de dimensiones (Figura 4.6).

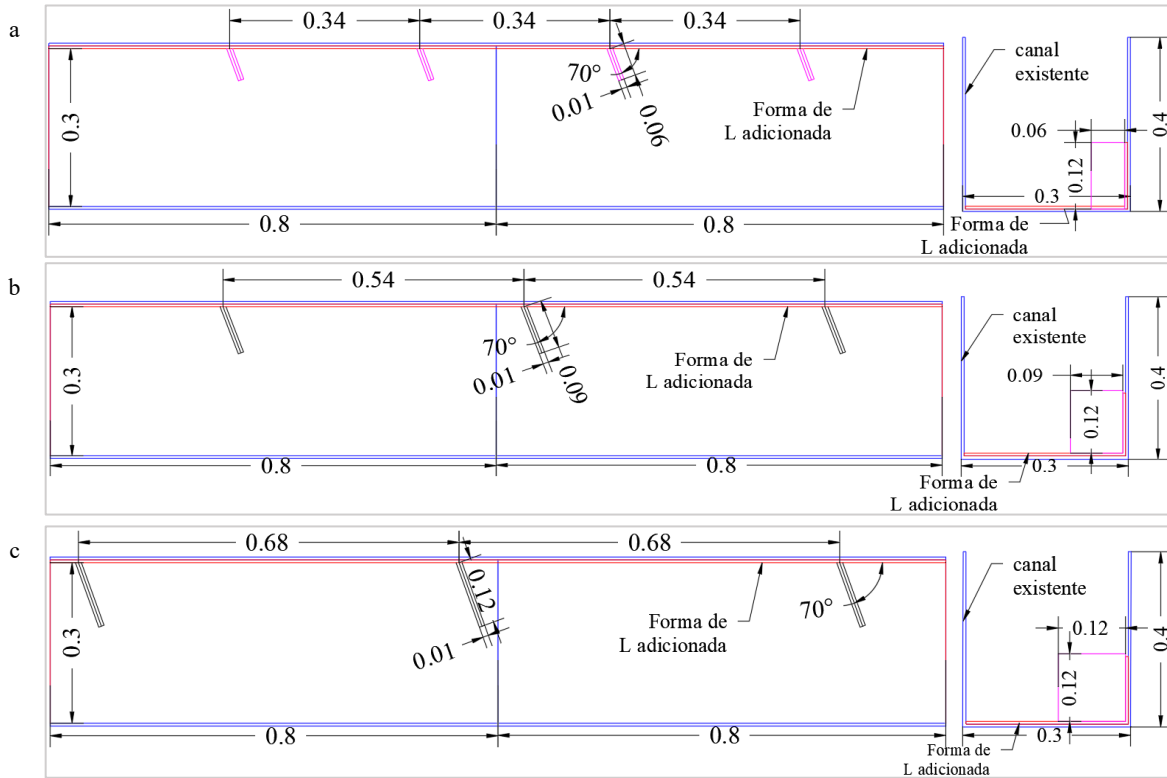


Figura 4.6. Escenarios de mini espigones como contramedida de alteración del flujo. a) $L=0.06$ m; b) $L=0.09$ m; c) $L=0.12$ m

4.2.2.2. Nervaduras verticales

Las nervaduras verticales fueron dispuestas en el lecho del canal como estructuras cuadradas para modificar la dinámica del flujo. Se evaluaron dos tamaños: 0.02×0.02 m y 0.04×0.04 m (Figura 4.7 y Figura 4.8 respectivamente), con separaciones de 0.05 y 0.1 m.

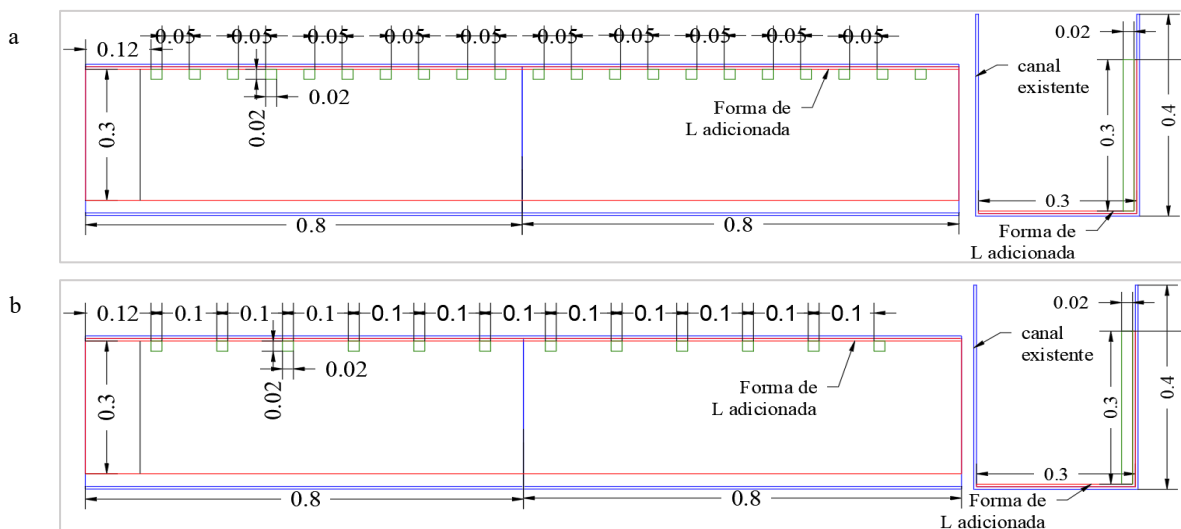


Figura 4.7. Esquema de disposición de las nervaduras $L=0.02 \times 0.02$ m. a) separación de 0.05 m; b) separación de 0.1 m

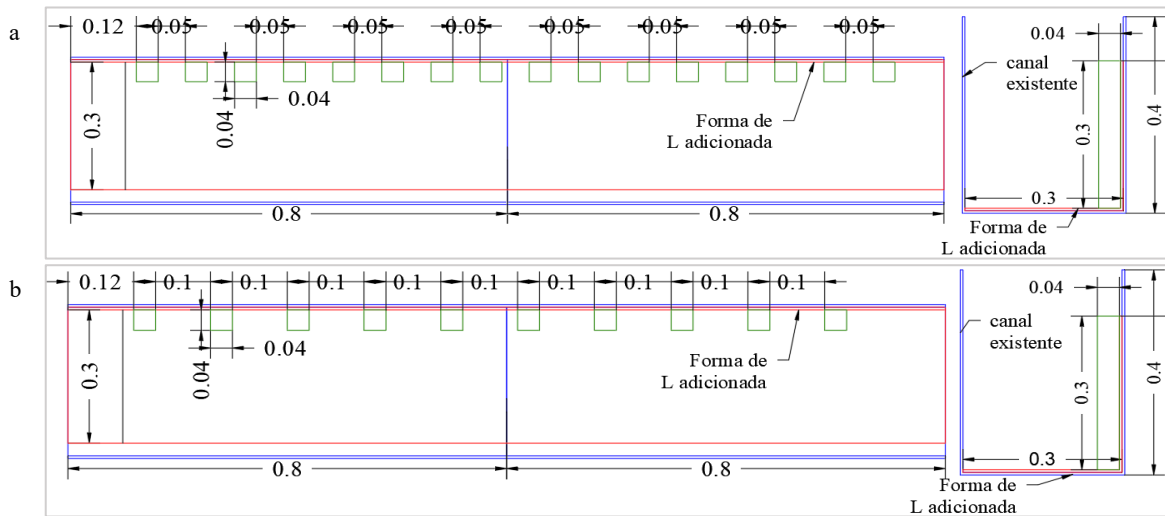


Figura 4.8. Esquema de disposición de las nervaduras $L=0.04 \times 0.04$ m. a) separación de 0.05 m; b) separación de 0.1 m

4.2.2.3. Mantos anti-socavación

Los mantos anti-socavación fueron probados como contramedidas de blindaje, dispuestos longitudinalmente sobre el lecho del canal. Se evaluaron tres anchos: 0.08, 0.12 y 0.15 m (Figura 4.9).

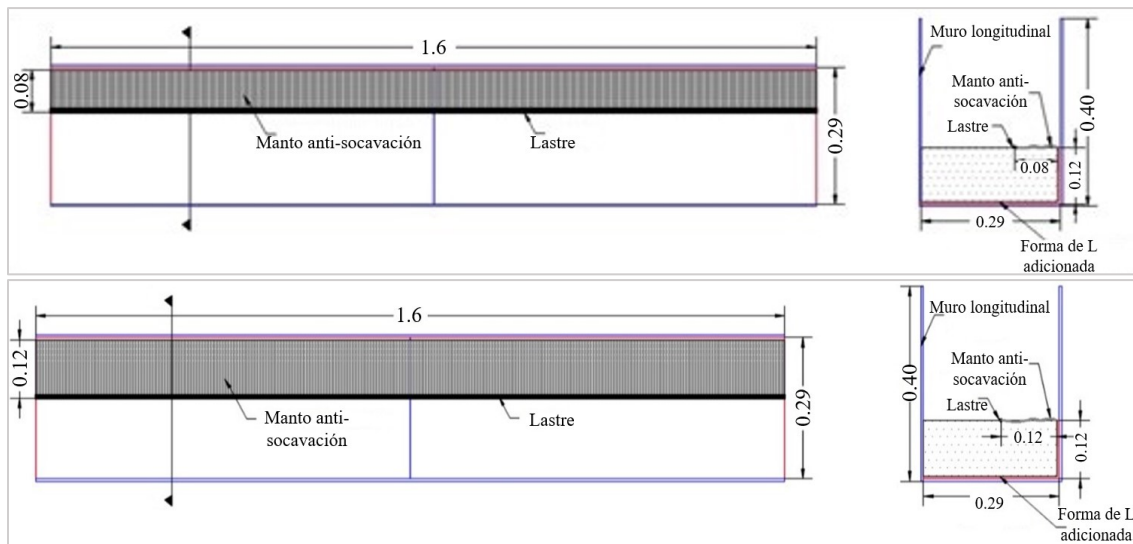


Figura 4.9. Escenarios de disposición de los mantos anti-socavación. a) $L=0.08$ m; b) $L=0.12$ m

4.2.2.4. Rip-rap

El enrocado fue probado como contramedida de blindaje, dispuesto longitudinalmente sobre el lecho del canal. Se evaluaron dos tamaños: $1\frac{1}{2}$ ", $1\frac{1}{4}$ " (Figura 4.10).

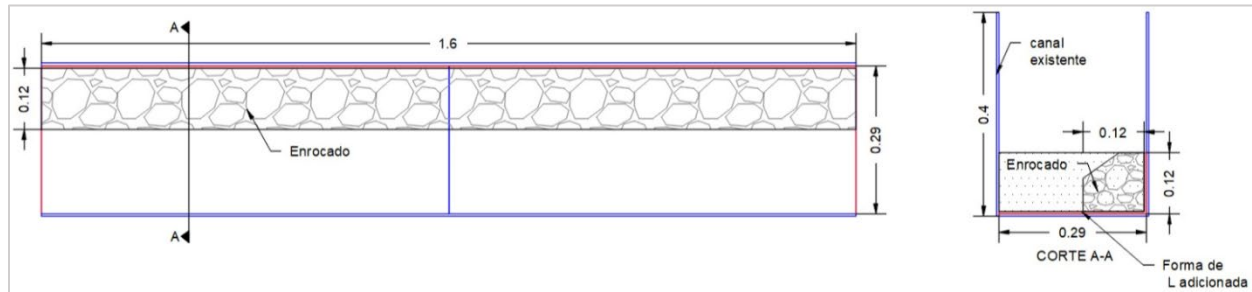


Figura 4.10. Escenarios de disposición de rip-rap

4.2.2.5. Combinación de contramedidas de blindaje y alteración del flujo

Se implementaron combinaciones de mini espigones y mantos anti-socavación para evaluar su eficacia conjunta en la protección contra la socavación. Las combinaciones incluyeron mini espigones de 0.06 y 0.09 m con mantos de 0.06, 0.09, 0.12 y 0.15 m, ajustando las separaciones de acuerdo con las configuraciones establecidas (Figura 4.11).

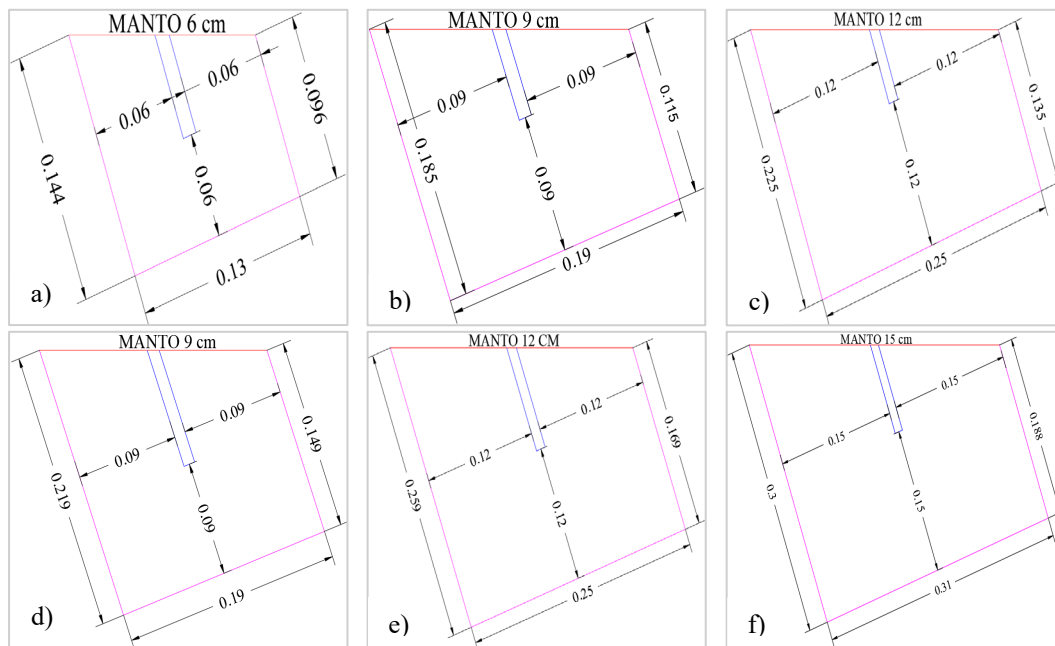


Figura 4.11. Combinaciones de contramedidas: mini espigones y mantos. a) L=0.06 m y L=0.06 m; b) L=0.06 m y L=0.09 m; c) L=0.06 m y L=0.12 m; d) L=0.09 m y L=0.09 m; e) L=0.09 m y L=0.12 m; f) L=0.09 m y L=0.15 m

4.2.3. Evaluación del impacto de las contramedidas en la reducción de la socavación

Para cuantificar la eficacia de cada contramedida, se midió la profundidad de socavación antes y después de la implementación de las contramedidas. Se utilizó la ecuación de eficacia adaptada de Gaudio et al. (2012); Kardan et al. (2017); Khosravinia et al. (2018); Shafai et al. (2015) (Ecuación 4.1):

$$r = 100 \left(\frac{H_{\max} - H_C}{H_{\max}} \right) \quad (4.1)$$

donde r es la eficacia de la contramedida establecida para proteger la estructura en términos del porcentaje de reducción de la socavación, $H_{\max}$ (m) es la profundidad máxima del foso de socavación generado sin la contramedida y H_c (m) es la profundidad máxima del foso de socavación generado con la contramedida.

4.3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

4.3.1. Contramedidas de alteración del flujo del modelo numérico

Luego del análisis de los escenarios de contramedida de mini espigones y nervaduras verticales en el modelo numérico, en condiciones de caudal de $1.68 \text{ m}^3/\text{s}$, con sentido de flujo del punto 3 hacia el punto 13, y pendiente longitudinal de 2.5 %, se observan escenarios que representan una reducción de la socavación significativa, así como también, algunos en los que se aumenta la acción erosiva del lecho y, por ende, mayor socavación. En la Figura 4.12 se observan los perfiles de socavación presentados en los diferentes escenarios de contramedida de mini espigones sumergidos analizados en el modelo numérico.

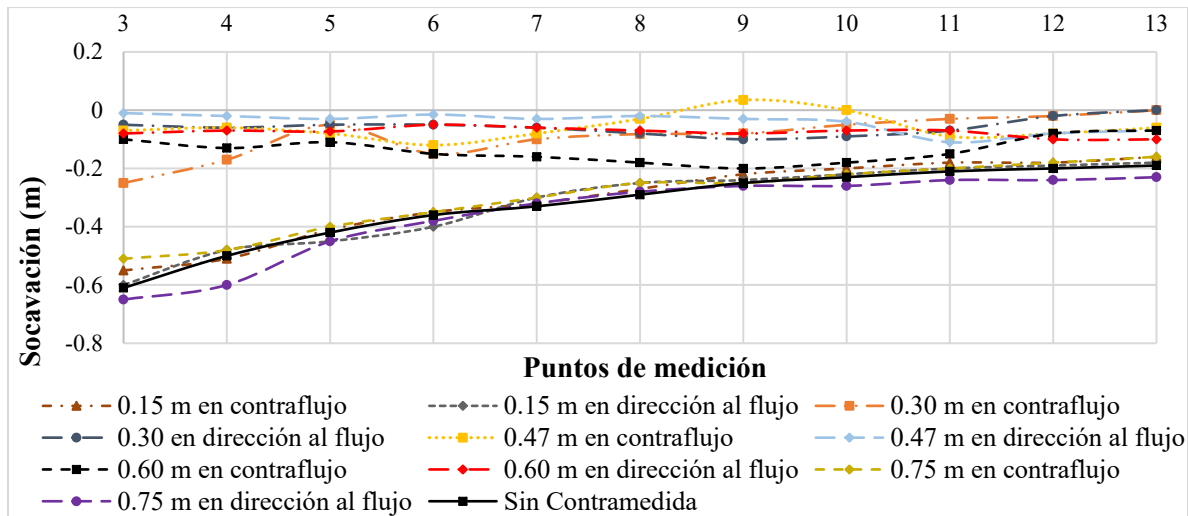


Figura 4.12. Perfiles de socavación escenarios de contramedida de mini espigones sumergidos en el modelo numérico

Tal como se observa en la Figura 4.12, en general, los escenarios de contramedida de mini espigones como mecanismo de alteración del flujo disipa la energía turbulenta del muro izquierdo en el que se realiza medición en los puntos de control a lo largo del lecho, lo que se traduce como una menor acción erosiva del flujo, disminuyendo la capacidad de arrastre y, por ende, menor socavación. En este sentido, se observa que el mini espigón de 0.15 m en dirección y en contra flujo, no representan significancia en la reducción de la socavación, ya que, se mantiene cercana a la presentada sin la disposición de estructura de control o contramedida, esto debido a que estas no ocupan suficiente sección del lecho ni del canal, por lo cual, aunque se alejen los vórtices de flujo, estos generan influencia sobre los demás puntos de control. Por su parte, los mini espigones de 0.75 m de longitud generan una mayor ocupación de la sección hidráulica del canal, ocasionando una restricción y, por ende, aumento en las velocidades del flujo, esto de conformidad con lo presentado por Cely et al., en Castillo et al., (2023), quienes analizaron la influencia de espigones en un canal experimental, en el que se determinó que la restricción de la sección hidráulica del canal por longitudes de la contramedida superiores al 50 % del canal, generan aumento en las velocidades del flujo y, por ende, aumento en la socavación.

Por su parte, el análisis de nervaduras verticales como segunda alternativa de contramedida de alteración del flujo, denotó la influencia que tiene la variación de la rugosidad de las paredes del canal, en este caso, la macro rugosidad generada por la disposición de la estructura en cada uno de los escenarios evaluados. En la Figura 4.13 se presentan los perfiles de socavación obtenidos luego de la disposición de nervaduras verticales en el modelo numérico.

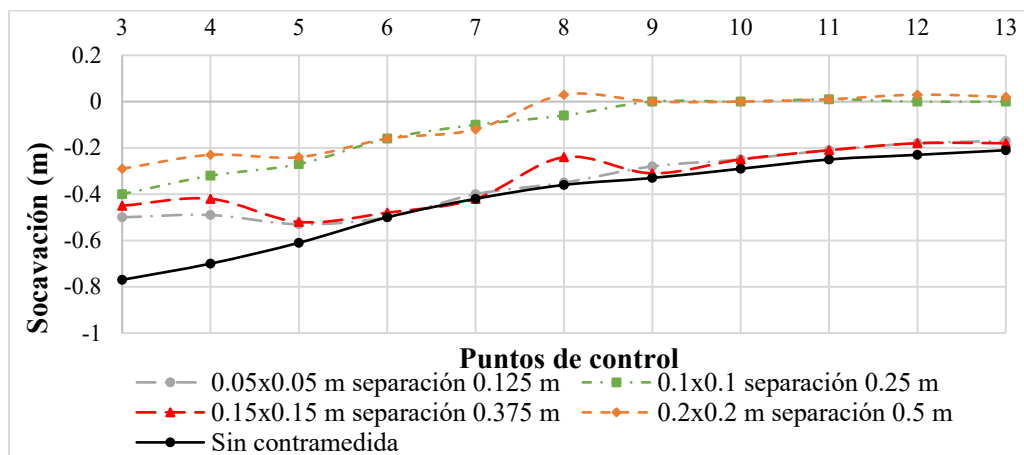


Figura 4.13. Perfiles de socavación de la contramedida de nervaduras verticales en el modelo numérico

Tal como se observa en la Figura 4.13, algunos de los escenarios dispuestos generan una influencia significativa en la rugosidad del muro longitudinal, lo cual se refleja en la reducción de la socavación, esto contrasta con lo planteado por Hersberger, (2002), el cual analiza la influencia de la macro rugosidad generada por la disposición de nervaduras verticales a lo largo de un muro longitudinal curvo, encontrando que este impacta positivamente en la desviación de los vectores de flujo de la curva exterior y, por ende, se reduce la socavación generada en este punto crítico del canal (Hersberger, 2002). De acuerdo a lo analizado en el modelo numérico, se observa que las profundidades de socavación de cada uno de los escenarios de contramedida dispuestos, se reducen en la mayoría de estos. De esta forma, se observa que los escenarios que presentan menos socavación en el caso de la alternativa de mini espigones son las longitudes de 0.3, 0.47 y 0.6 m, en estos se observan fosos de socavación poco pronunciados, así como una reducción significativa en comparación con la presentada sin contramedida. Así mismo, como alternativa de nervaduras verticales, se observa que los escenarios que presentan menores fosos de socavación son las dimensiones de 0.1x0.1 y 0.2x0.2 m, con las respectivas separaciones analizadas. Por tal motivo, estos escenarios de alternativas de contramedida se consideran óptimos para analizarlos en el modelo experimental, siendo representativos para la reducción de la socavación local a lo largo de la base del muro longitudinal en condición de lecho granular bien gradado.

4.3.2. Disposición de las contramedidas en el modelo experimental

La disposición de las contramedidas en el modelo experimental se realizó tras la validación y calibración del modelo numérico, lo cual permitió establecer escenarios óptimos para implementar diferentes contramedidas de alteración del flujo. En este contexto, se propusieron mini espigones sumergidos, evaluando diversas configuraciones de separación, dimensiones, grosor y ángulo de inclinación en el canal experimental. Esta metodología sigue lo planteado por Choufu et al., (2019), quienes estudiaron cómo estas estructuras afectan el comportamiento del flujo, la erosión y la sedimentación, actuando eficazmente como medidas de control para reducir la socavación en estructuras hidráulicas (Choufu et al., 2019). En las Figura 4.14, Figura 4.15 y Figura 4.16 se presentan los perfiles de socavación

medidos antes y después de la instalación de espigones de 0.06, 0.09 y 0.12 m respectivamente, dispuestos en dirección al flujo.

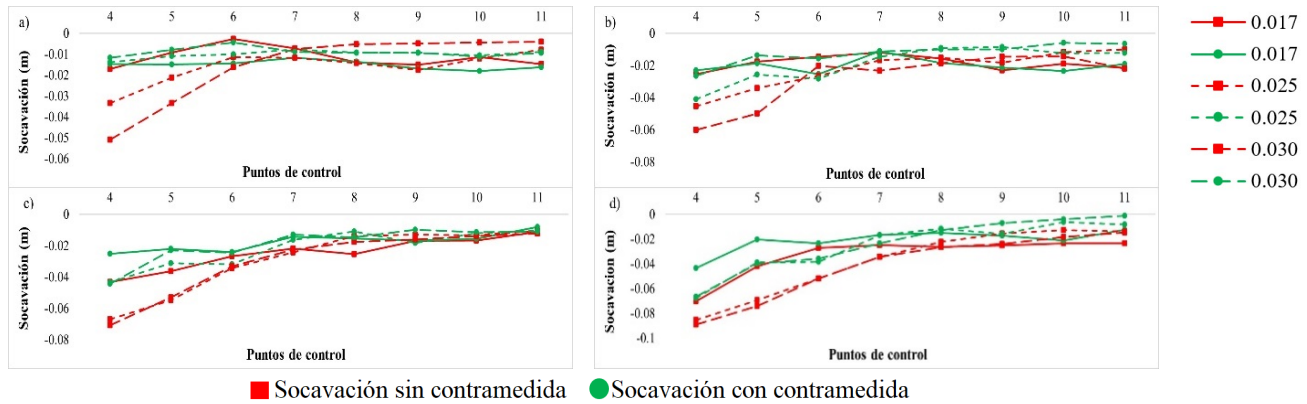


Figura 4.14. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.06 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

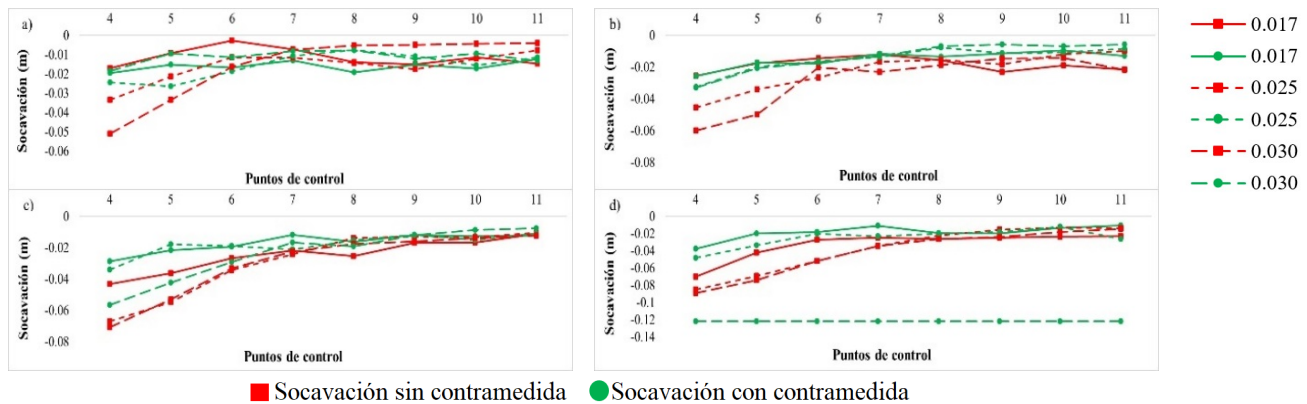


Figura 4.15. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.09 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

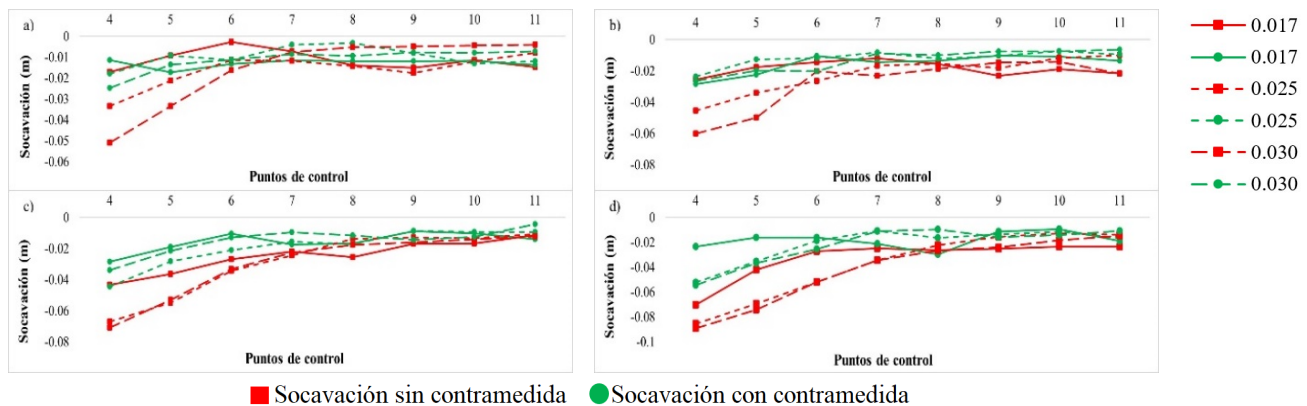


Figura 4.16. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.12 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

Por otro lado, estudios adicionales han confirmado que la disposición y geometría de los espigones son factores críticos en la reducción de la socavación. Choufu et al., (2019) demostraron que los espigones

dispuestos en patrones específicos, como de menor a mayor tamaño, pueden disminuir la profundidad de socavación hasta en un 72 % dependiendo de la orientación y configuración de los espigones (Choufu et al., 2019). Asimismo, Zare & Honar (2016) encontraron que los espigones en ángulos normales y de repulsión son efectivos, reduciendo la socavación alrededor de pilares de puentes en un 71.4 % bajo condiciones controladas (Zare & Honar, 2016). Estos resultados validan la efectividad de los espigones sumergidos en condiciones de alta erosión. Además, Khassaf & Rashak, (2021) investigaron espigones en forma de "L" y observaron que un mayor número y densidad de estos espigones reduce significativamente la socavación, sobre todo al incrementar la sumergencia de los mismos (Khassaf & Rashak, 2021). De manera similar, Möws & Koll, (2019) analizaron la resistencia al flujo de campos de espigones sumergidos y encontraron que configuraciones específicas mejoran la estabilidad hidráulica al minimizar el efecto de retroceso del agua, lo que se traduce en una reducción de la socavación (Möws & Koll, 2019). Estos hallazgos respaldan los resultados observados en las figuras, reafirmando la utilidad de los espigones sumergidos como una medida eficaz y versátil para la protección de estructuras hidráulicas.

Los resultados indican que los espigones reducen significativamente la profundidad de socavación y mitigan la formación de vórtices secundarios sin alterar abruptamente los vectores de flujo. Estos hallazgos coinciden con estudios previos, como los de Choufu et al., (2019), quienes documentaron que los espigones, al modificar la estructura del flujo, disminuyen la socavación en pilas de puentes y otras estructuras hidráulicas (Choufu et al., 2019). Asimismo, Khalaj et al., (2019) encontró que espigones de distintas formas, como los espigones directos y en forma de polo, reducen la socavación al controlar el flujo alrededor de sus cabezas, lo cual resalta la importancia del diseño geométrico de estos elementos (Khalaj et al., 2019). Adicionalmente, la evaluación de los espigones en contra del flujo mostró cómo la alteración de los vectores afecta la socavación (Figura 4.17, Figura 4.18 y Figura 4.19). Se observó una reducción notable en los escenarios de 0.06 y 0.09 m, mientras que el espigón de 0.12 m, al reducir el ancho del canal, incrementó la velocidad del flujo y, en consecuencia, la socavación. Estos resultados son coherentes con los hallazgos de Han et al., (2023), quienes estudiaron la influencia del régimen de flujo en la capacidad de arrastre de sedimentos y la formación de socavación, concluyendo que las configuraciones específicas de los espigones pueden reducir la energía cinética turbulenta y el esfuerzo cortante en canales sinuosos (Han et al., 2023). Por último, Massora et al., (2022) analizaron espigones permeables y demostraron que estos pueden reducir significativamente la socavación local al disminuir la velocidad del flujo mediante el ajuste de la distancia entre espigones y su permeabilidad. Los resultados mostraron que los espigones con una disposición de 90 cm de distancia entre ellos fueron particularmente efectivos para minimizar la socavación. Estos estudios refuerzan la efectividad de los espigones en diversas configuraciones y condiciones, confirmando la importancia de su diseño y disposición para maximizar la protección contra la erosión.

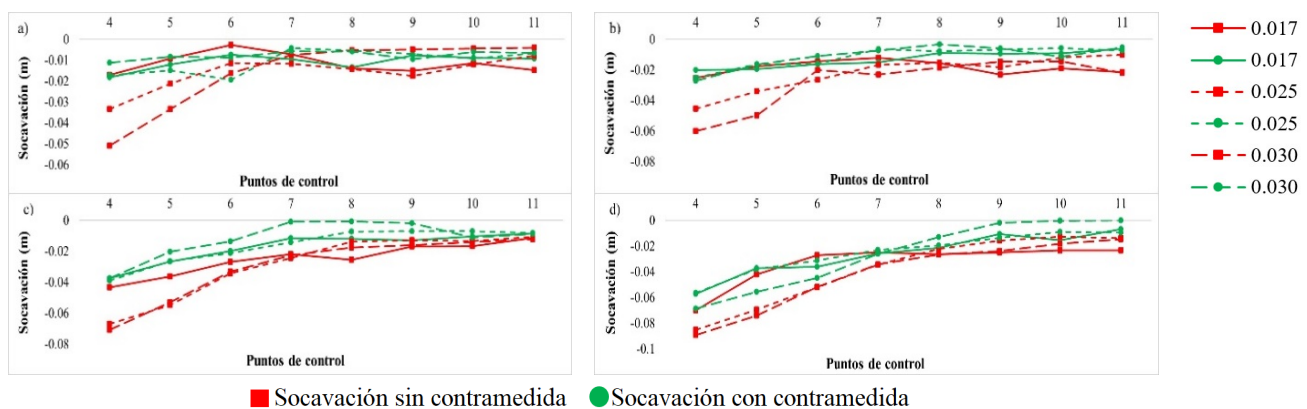


Figura 4.17. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.06 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

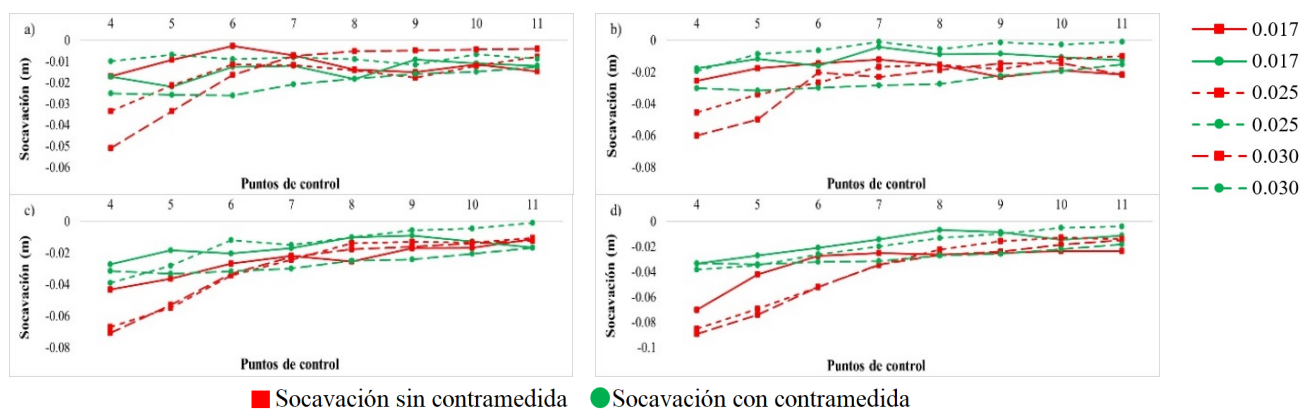


Figura 4.18. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.09 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

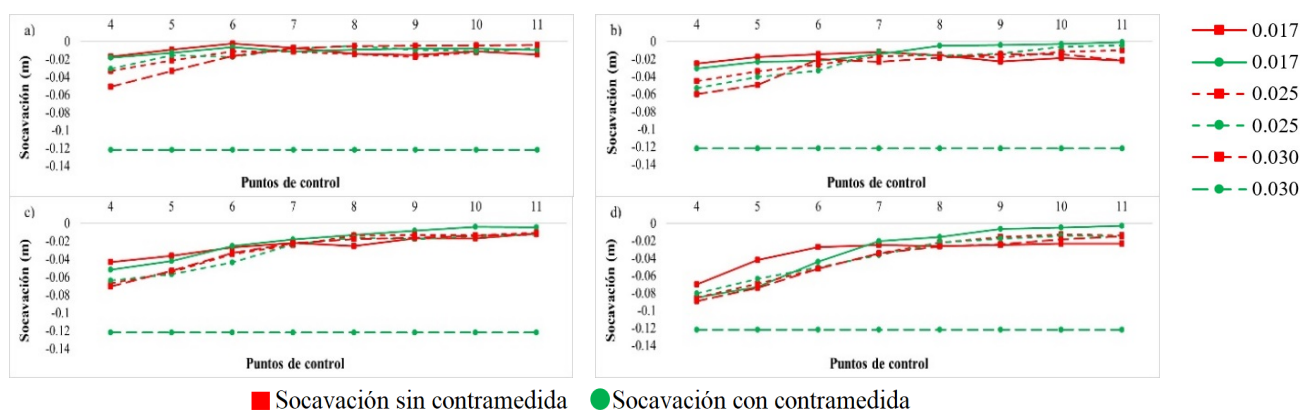


Figura 4.19. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones de 0.12 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

Adicionalmente, se implementaron nervaduras verticales, evaluadas numéricamente para determinar sus dimensiones óptimas y separaciones. Estas estructuras generan rugosidad adicional en la pared del canal, modificando la interacción del flujo con el lecho y reduciendo la socavación. Los estudios de Hersberger et al., (2015) corroboran que la implementación de nervaduras verticales puede reducir significativamente la profundidad de la socavación al alterar la dinámica del flujo cerca de las paredes, disminuyendo así la erosión en puntos críticos. En el modelo experimental, se analizaron dimensiones de 0.02x0.02 m y 0.04x0.04 m, así como separaciones de 0.05 m y 0.1 m en cada uno de los escenarios evaluados.

La investigación de Osroush et al., (2019) sobre estructuras verticales demostró que la disposición adecuada y el ajuste de la separación de las nervaduras pueden maximizar su efectividad en la reducción de la socavación, especialmente en condiciones de flujos turbulentos y geometrías complejas de los canales. Estos estudios refuerzan la importancia del diseño geométrico y la disposición adecuada de las nervaduras verticales como una solución eficaz para mitigar la socavación en estructuras hidráulicas. Las Figura 4.20, Figura 4.21, Figura 4.22 y Figura 4.23 muestran la comparación entre los perfiles de socavación sin contramedida y con nervaduras de diferentes dimensiones y separaciones. Los resultados confirman que las nervaduras verticales disminuyen notablemente la profundidad de socavación en todos los escenarios evaluados, lo cual es consistente con los hallazgos de Vijayasree et al., (2017), quienes documentaron que la adición de elementos verticales en canales curvos no solo reduce la socavación, sino que también estabiliza el flujo, minimizando la formación de vórtices secundarios.

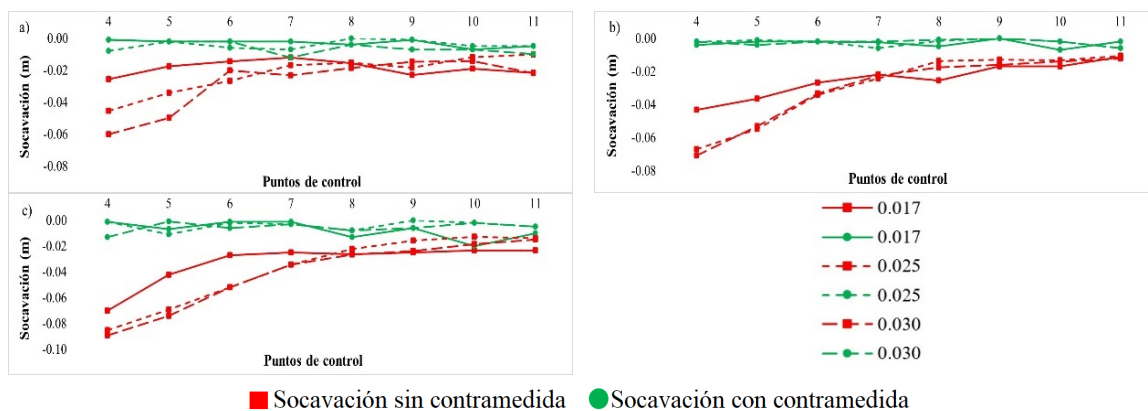


Figura 4.20. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de nervaduras de 0.02x0.02 m con separación de 0.05 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

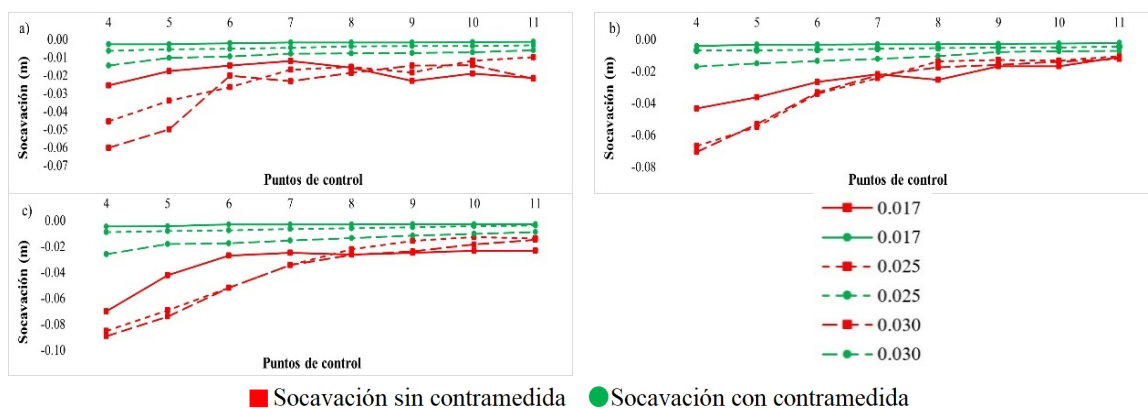


Figura 4.21. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de nervaduras de 0.02x0.02 m con separación de 0.1 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

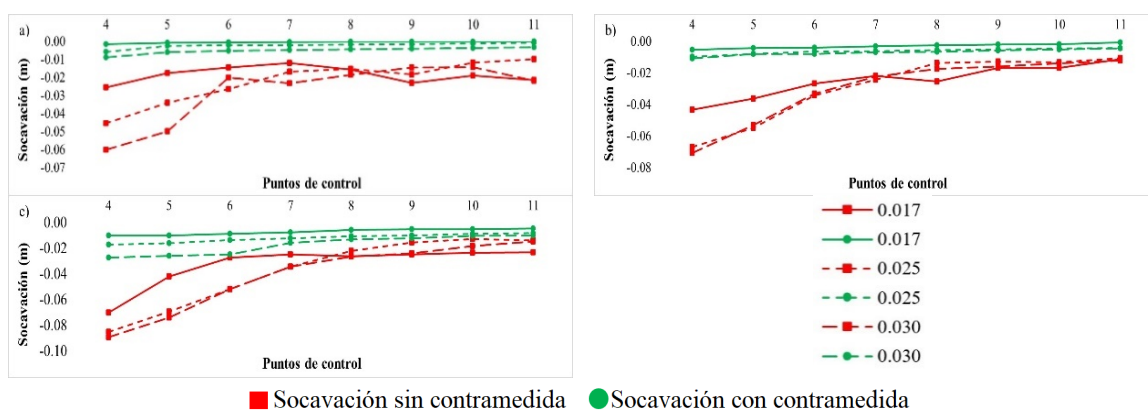


Figura 4.22. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de nervaduras de 0.04x0.04 m con separación de 0.05 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

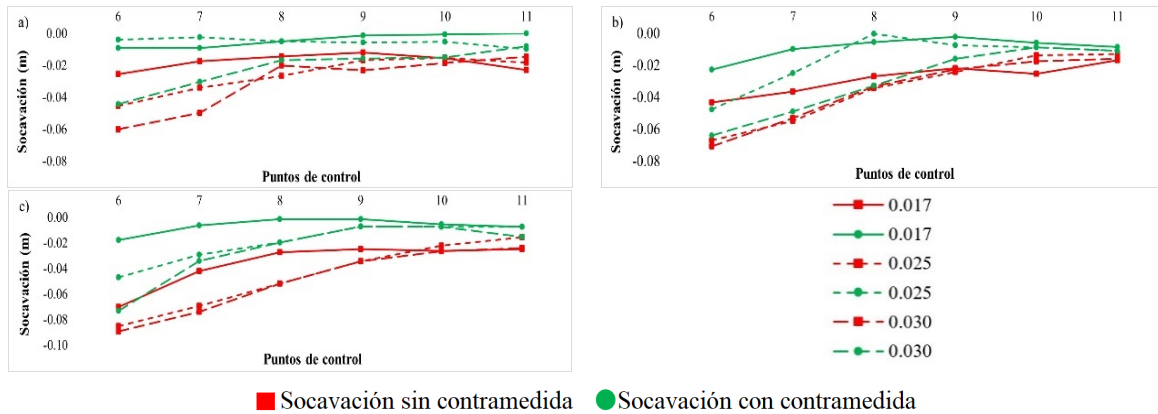


Figura 4.23. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de nervaduras de 0.04x0.04 m con separación de 0.1 m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

Por otra parte, como complemento de la investigación, se analizan alternativas de contramedidas de blindaje. Como primera alternativa se evaluaron estructuras flexibles mediante mantos anti-socavación como contramedidas de blindaje, dispuestos en tres dimensiones 0.08 m, 0.12 m y 0.15 m y anclados mediante un lastre para adherirse al lecho, y deformarse en función al foso socavado y adaptarse a su forma. Las Figura 4.24, Figura 4.25 y Figura 4.26 ilustran que los mantos reducen los cambios abruptos en los perfiles de socavación, aunque no siempre ofrecen una protección completa del lecho en comparación con otras contramedidas de alteración del flujo. Estos resultados son coherentes con los estudios de Yang et al., (2022), quienes demostraron que los mantos y materiales similares, como las esteras tridimensionales reforzadas, aumentan la resistencia al escarpe del lecho, disminuyendo las tasas de erosión, aunque no eliminan completamente los efectos de la socavación en condiciones de flujo turbulento (Yang et al., 2022).

Asimismo, Li et al., (2021) concluyeron que los deflectores flexibles y materiales de protección del lecho, como los mantos anti-socavación, reducen los fosos de socavación y moderan los cambios en los vectores de flujo, sin garantizar una protección integral del lecho, especialmente en flujos de alta energía (Li et al., 2021). De manera similar, Hamidifar et al., (2018) encontraron que contramedidas como los sills enterrados y los mantos anti-socavación son efectivos para reducir la socavación al modificar la dinámica del flujo, aunque su efectividad varía según la disposición y el ángulo de instalación (Hamidifar et al., 2018).

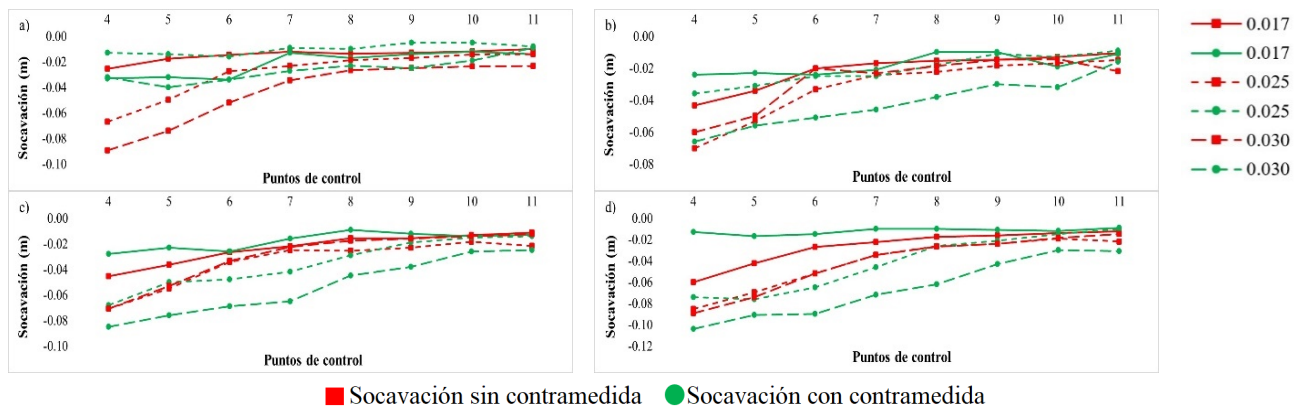


Figura 4.24. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del manto anti-socavación $L=0.08$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

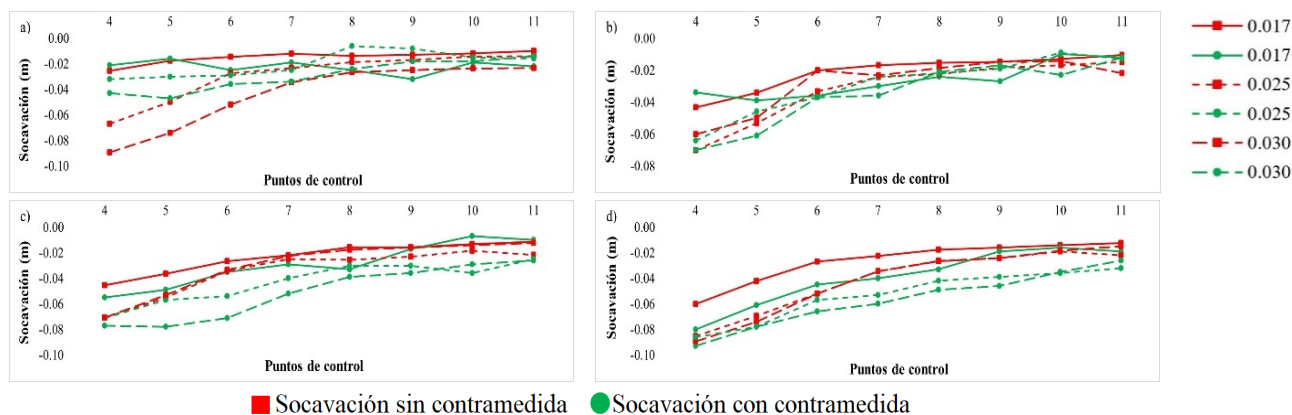


Figura 4.25. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del manto anti-socavación $L=0.12$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

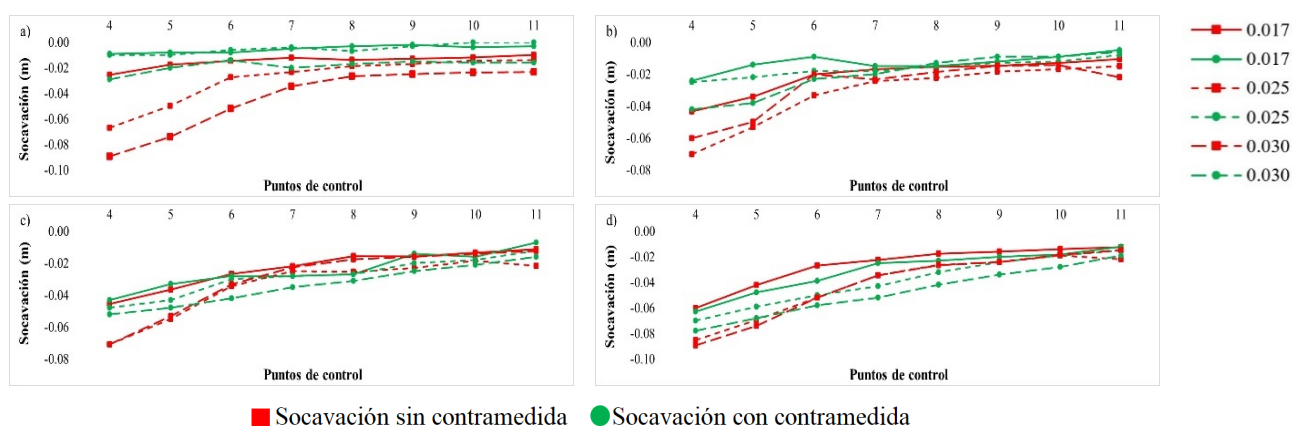


Figura 4.26. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del manto anti-socavación $L=0.15$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

Por último, Schendel et al., (2016) analizaron la estabilidad de materiales de cantera bajo flujos unidireccionales y encontraron que la formación de capas de armadura estática en el lecho puede proporcionar una protección adicional, similar a los mantos anti-socavación, al disminuir la erosión y mejorar la estabilidad del lecho bajo condiciones de alta turbulencia (Schendel et al., 2016). Estos estudios refuerzan la efectividad de los mantos anti-socavación como una solución viable para mitigar la erosión en diversos escenarios hidráulicos.

Así mismo, como alternativa de blindaje se evalúan estructuras de rip-rap como medida de protección, en la Figura 4.27 y Figura 4.28 se muestra que el enrocado de 1 1/2" presenta una significativa reducción de la profundidad de socavación en comparación con la condición sin contramedidas. A un caudal de $0.017 \text{ m}^3/\text{s}$, la profundidad de socavación se redujo a valores entre 0.010 m y 0.007 m, en contraste con los valores de hasta 0.038 m observados sin enrocado. A caudales mayores, como $0.025 \text{ m}^3/\text{s}$ y $0.03 \text{ m}^3/\text{s}$, la eficacia se mantuvo, con reducciones de la socavación a mínimos de 0.011 m y 0.023 m, respectivamente, demostrando la capacidad del enrocado para controlar la erosión bajo condiciones de flujo variadas. Por otro lado, el enrocado de 1 1/4" también mostró una reducción eficaz de la socavación, con profundidades medidas entre 0.008 m y 0.012 m a caudales bajos de $0.017 \text{ m}^3/\text{s}$. En condiciones de caudales más altos, como $0.025 \text{ m}^3/\text{s}$ y $0.03 \text{ m}^3/\text{s}$, se observaron profundidades de socavación reducidas a un máximo de 0.025 m, mientras que sin contramedidas las profundidades alcanzaban hasta 0.081 m. Estos resultados destacan la eficacia del enrocado como método de protección del lecho del canal.

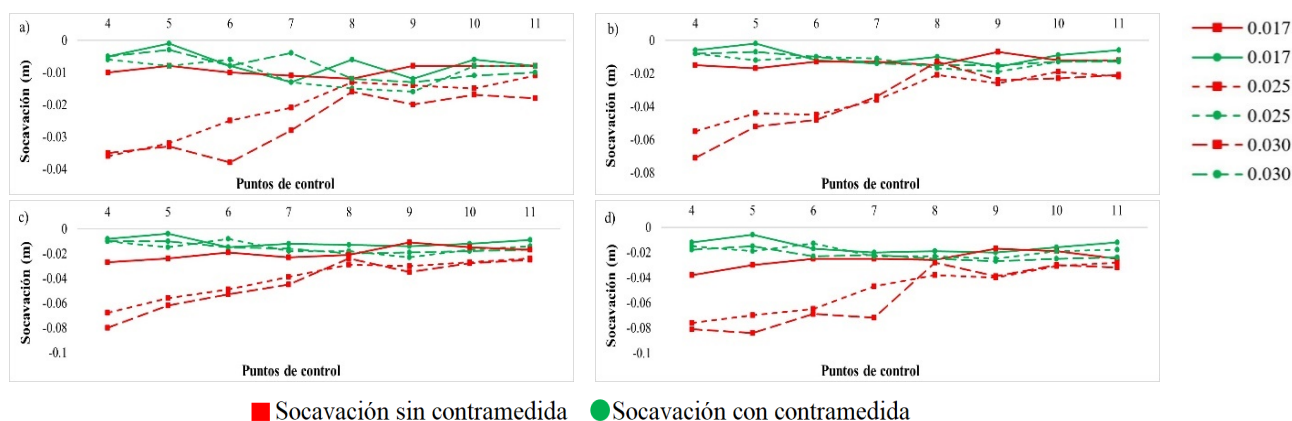


Figura 4.27. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del rip-rap 1 1/4" m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

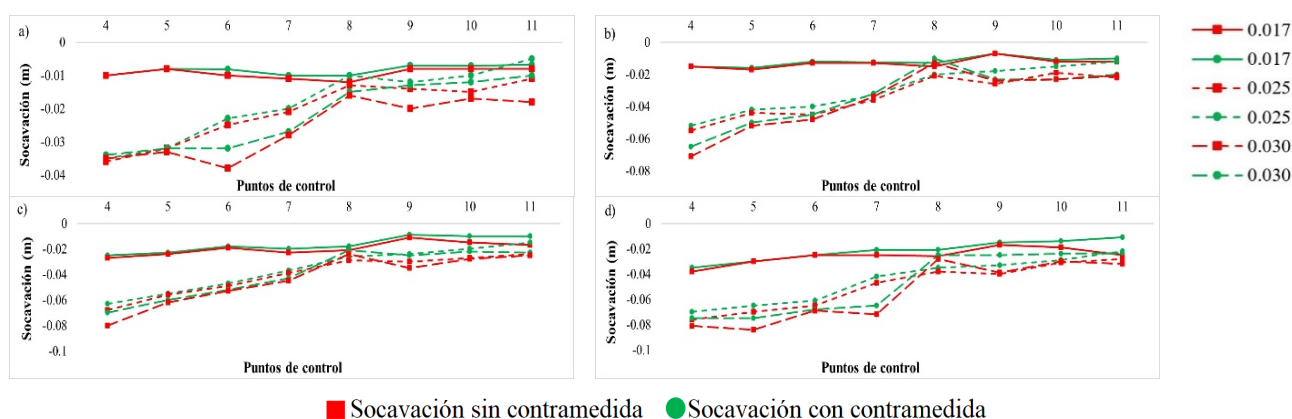


Figura 4.28. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición del rip-rap 1 1/2" vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1 %; b) 1.5 %; c) 2 %; d) 2.5 %

Estos hallazgos coinciden con los estudios de Fathi et al., (2023), que demuestran que el enrocado, especialmente en tamaños adecuados, puede reducir la socavación hasta en un 54 % cuando se implementa correctamente. La investigación sugiere que la disposición adecuada y la combinación de contramedidas pueden mejorar la estabilidad de las estructuras hidráulicas, reforzando la importancia de seleccionar correctamente el tamaño del enrocado. Además, Chaghooshi, (2016) destaca que los tamaños de enrocado mayores, como los utilizados en este estudio, ofrecen una mayor resistencia a las fuerzas de corte y reducen la probabilidad de fallos en condiciones de corrientes fuertes y lechos no cohesivos. Esta investigación valida que el uso de tamaños como 1 1/2" y 1 1/4" proporciona una protección eficaz contra la socavación al mejorar la estabilidad del lecho y disminuir los efectos erosivos del flujo. Finalmente, los resultados experimentales y la literatura revisada subrayan que el enrocado de 1 1/2" y 1 1/4" no solo reduce significativamente la profundidad de socavación, sino que también optimiza la estabilidad de las estructuras hidráulicas al disminuir la capacidad erosiva del flujo. La correcta selección y disposición de las rocas de enrocado son cruciales para maximizar su efectividad como contramedida, garantizando así la protección y durabilidad de las infraestructuras fluviales bajo condiciones de flujo adversas.

Como última alternativa, se analizaron combinaciones de contramedidas de blindaje y alteración del flujo, incluyendo espigones y mantos anti-socavación, configurados en seis escenarios alternativos. Los mini espigones de 0.06 m y 0.09 m se colocaron en dirección y en contra del flujo en el canal experimental, mientras que los mantos anti-socavación, con longitudes de 0.06 m, 0.09 m, 0.12 m y 0.15 m, se integraron

para formar combinaciones específicas: espigones de 0.06 m junto con mantos de 0.06 m, 0.09 m y 0.12 m, y espigones de 0.09 m combinados con mantos de 0.09 m, 0.12 m y 0.15 m. Las Figura 4.29, Figura 4.30, Figura 4.31, Figura 4.32, Figura 4.33 y Figura 4.34 muestran que estas combinaciones son efectivas, reduciendo significativamente los perfiles de socavación y mitigando la capacidad erosiva del flujo.

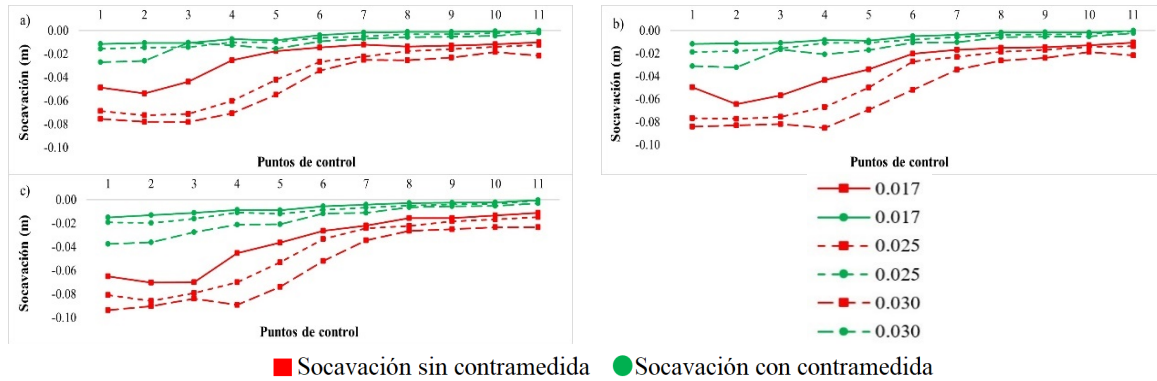


Figura 4.29. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.06$ m con manto anti-socavación $L=0.06$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

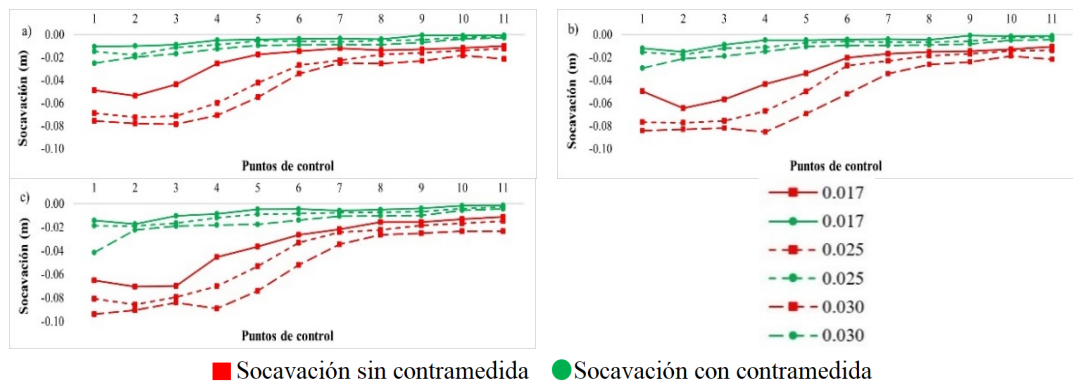


Figura 4.30. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.06$ m con manto anti-socavación $L=0.09$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

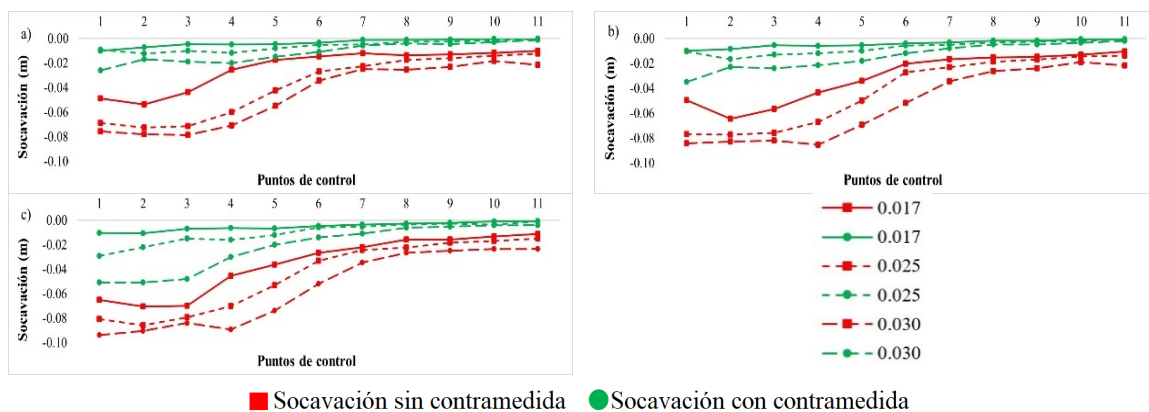


Figura 4.31. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.06$ m con manto anti-socavación $L=0.12$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

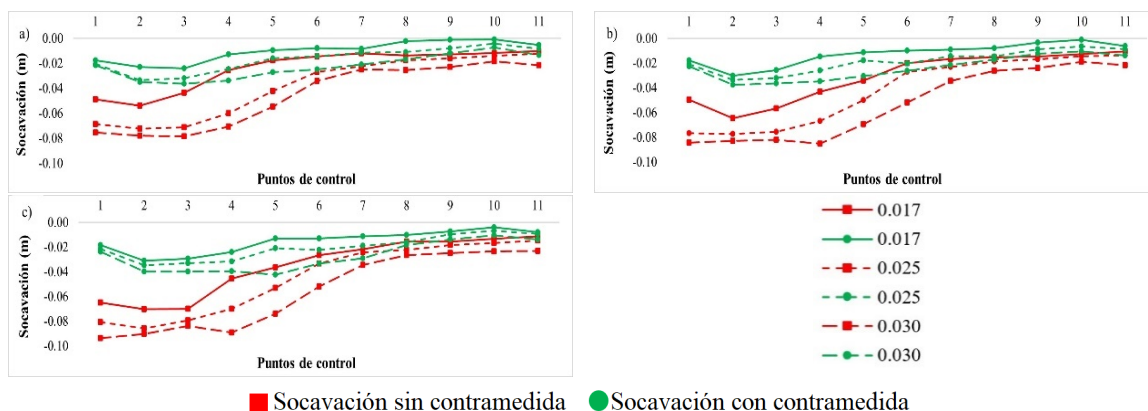


Figura 4.32. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.09$ m con manto anti-socavación $L=0.09$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

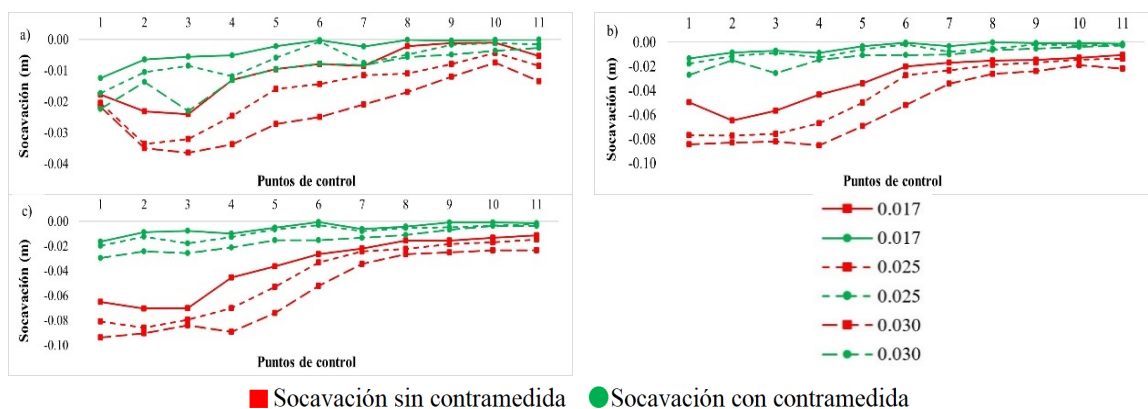


Figura 4.33. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.09$ m con manto anti-socavación $L=0.12$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

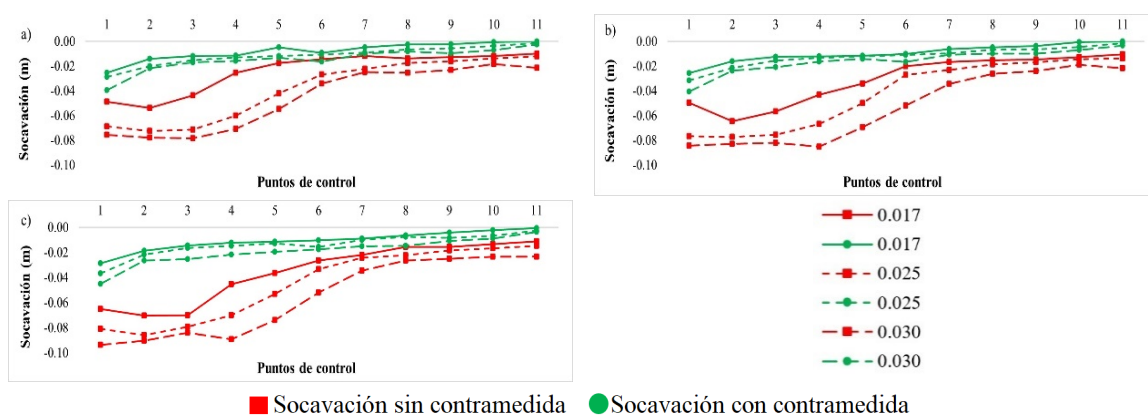


Figura 4.34. Comparación de los perfiles de socavación presentados con la disposición de espigones $L=0.09$ m con manto anti-socavación $L=0.15$ m vs perfiles de socavación sin contramedida a diferentes pendientes. a) 1.5 %; b) 2 %; c) 2.5 %

Estos hallazgos están respaldados por investigaciones previas que sugieren que la combinación de contramedidas supera la eficacia de las estrategias individuales. Gaudio et al. (2012) demostraron que la

integración de espigones y mantos anti-socavación puede reducir la socavación hasta en un 68 %, lo cual mejora notablemente la estabilidad de las estructuras hidráulicas en comparación con el uso aislado de cada medida (Gaudio et al., 2012). Sin embargo, la correcta selección de las dimensiones y configuraciones es fundamental, ya que una combinación inadecuada puede resultar en una eficacia reducida, incrementando el riesgo de inestabilidad y potencial fallo de la estructura.

Dehghani et al., (2013) investigaron la efectividad de espigones del tipo L-head en comparación con los espigones rectos tradicionales, concluyendo que los primeros proporcionan una mayor reducción de la socavación. Los espigones con paredes paralelas orientadas hacia la corriente aguas arriba demostraron menor profundidad de socavación, proporcionando una mejor protección de las orillas y facilitando la gestión de los sedimentos depositados entre los espigones (Dehghani et al., 2013). Además, las configuraciones específicas de los espigones, como la disposición de grandes a pequeños a un ángulo de 45°, pueden reducir la profundidad de socavación hasta en un 55 %, mientras que una disposición inversa a 135° puede disminuir la socavación hasta en un 72 % (Choufu et al., 2019).

La eficacia de las combinaciones no es universal y depende en gran medida de las condiciones específicas del flujo y del lecho. Estudios numéricos y experimentales detallados son esenciales para definir la configuración óptima de los espigones y mantos, considerando variables como la longitud, el ángulo y la disposición espacial. Alauddin y Tsujimoto (2012) enfatizan que un diseño incorrecto de contramedidas puede intensificar la socavación en áreas adyacentes o aumentar las tensiones hidráulicas, comprometiendo la estabilidad estructural (Alauddin & Tsujimoto, 2012). Por lo tanto, es crucial evaluar cuidadosamente las condiciones hidráulicas y las propiedades del lecho antes de implementar cualquier combinación de contramedidas.

Investigaciones adicionales, como las de Man et al., (2019), señalan que las configuraciones óptimas dependen también de la granulometría del lecho y de los efectos viscosos sobre la erosión alrededor de las estructuras verticales (Man et al., 2019). Las configuraciones que reducen la energía del flujo y los vórtices generados son más eficientes en la protección contra la socavación, lo que se refleja en la efectividad de las combinaciones analizadas.

4.3.3. Eficacia de las contramedidas

El análisis de alternativas de contramedida de alteración del flujo denota importancia en la protección de muros longitudinales contra la socavación, por lo cual, se analiza la disposición de las nervaduras, ya que estas influyen significativamente en la alteración del flujo y la reducción de la socavación local. Estudios previos, como el de Hersberger, (2002), han demostrado que las nervaduras actúan efectivamente al incrementar la rugosidad de las paredes del canal, lo cual reduce la energía del flujo y los efectos erosivos sobre el lecho (Hersberger, 2002). Estos hallazgos son consistentes con los resultados presentados, donde las configuraciones con mayor separación tienden a mejorar el desempeño de las nervaduras, al permitir un mayor control sobre el flujo y una redistribución más efectiva de las fuerzas erosivas.

En la Figura 4.35, las nervaduras verticales muestran eficacias superiores al 60 % en todos los escenarios evaluados, lo que evidencia su efectividad como contramedidas para reducir la socavación. El mejor desempeño se observa en el caso de nervaduras de 0.02x0.02 m con una separación de 0.1 m, alcanzando una eficacia del 83.94 %. Esta alta eficiencia destaca la importancia de una configuración óptima de las nervaduras, lo que refuerza su papel como elementos clave en la mitigación de la erosión del lecho.

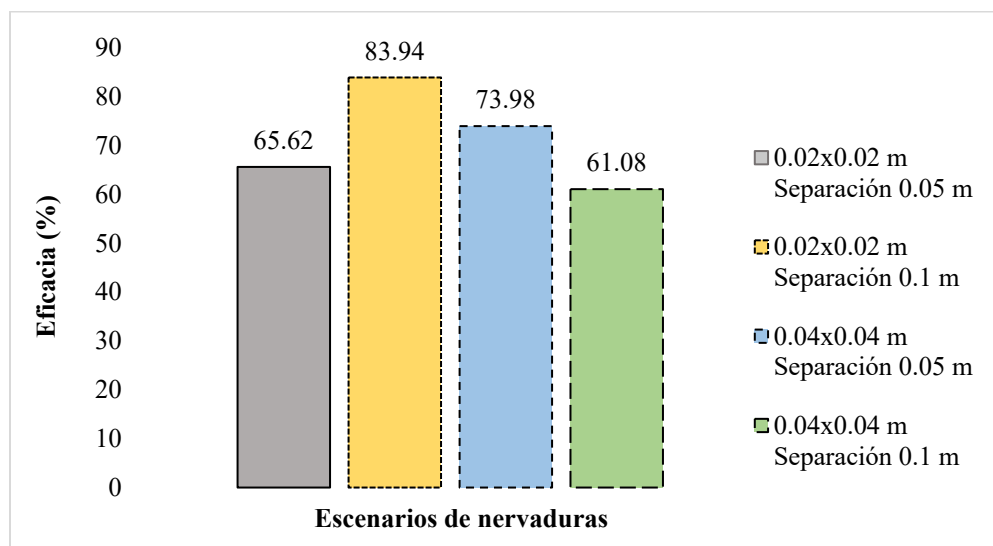


Figura 4.35. Eficacia de las nervaduras verticales

El desempeño de las nervaduras de 0.04x0.04 m con separaciones de 0.05 m y 0.1 m también es notable, con eficacias de 73.98 % y 61.08 %, respectivamente. Esto demuestra que, aunque las dimensiones y la separación juegan un papel crucial, un aumento en la separación puede, en algunos casos, disminuir la eficacia al permitir que el flujo recupere velocidad y turbulencia entre las estructuras. Este comportamiento destaca la compleja interacción entre la geometría de las nervaduras y las características del flujo, un aspecto que también fue abordado en estudios de Vijayasree et al., (2017), quienes resaltaron que la adecuada calibración de estos parámetros es esencial para maximizar la protección contra la socavación.

La configuración de nervaduras de 0.02x0.02 m con una separación más estrecha de 0.05 m muestra una eficacia del 65.62 %, confirmando que, aunque las dimensiones menores son eficaces, la separación juega un rol crítico en la maximización de la reducción de socavación. Un aumento en la separación optimiza el efecto de las nervaduras al evitar la reagrupación del flujo de alta velocidad, una observación que coincide con lo encontrado por Khassaf & Rashak, (2021), quienes reportaron que configuraciones con separaciones estratégicamente mayores permiten una mayor disipación de la energía del flujo (Khassaf & Rashak, 2021).

De esta forma, teniendo en cuenta el escenario de contramedida de nervaduras que presenta mayor eficacia, se analiza la distribución espacial de la energía cinética. Por consiguiente, en la Figura 4.37 se presenta la distribución en planta de la energía cinética turbulenta observada en el Flow-3D en los puntos de control del muro longitudinal izquierdo con la disposición de la contramedida de nervaduras verticales de 0.02x0.02 m con separación de 0.1 m.

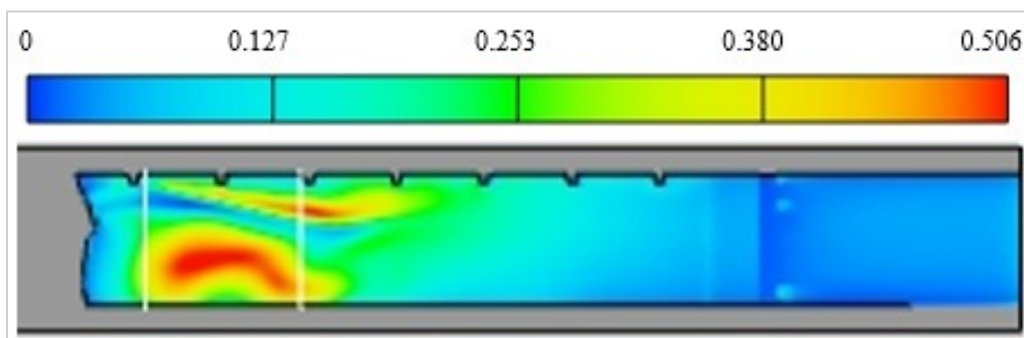


Figura 4.36. Distribución en planta de la energía cinética turbulenta – contramedida de nervaduras

Tal como se observa en la figura, la disposición de la contramedida de nervaduras en la configuración que presenta mayor eficacia, denota una clara redirección y redistribución de los vectores de flujo en los puntos de medición dispuestos inicialmente en la base del muro longitudinal izquierdo, lo cual se traduce en menores distribuciones en este extremo del canal, las cuales se mantienen en entre 0.127 y 0.253 m; de esta forma, se observa una relación entre la disposición de la estructura de alteración del flujo, en la reducción del choque directo de las líneas de flujo con la base del muro y, por ende, en la redistribución de la energía cinética sobre el muro longitudinal a proteger.

Por su parte, tomando como referencia el mismo escenario de alternativa de dimensiones de contramedida de nervadura, se comparan los perfiles de distribución de la energía cinética presentada en condición natural del cauce estructura de control de socavación, así como la presentada luego de la disposición de la contramedida. En la Figura 4.37 se presenta la comparación de los perfiles de distribución de energía cinética con contramedida de nervaduras de 0.02x0.02 m con separación de 0.1 m vs la observada sin contramedida.

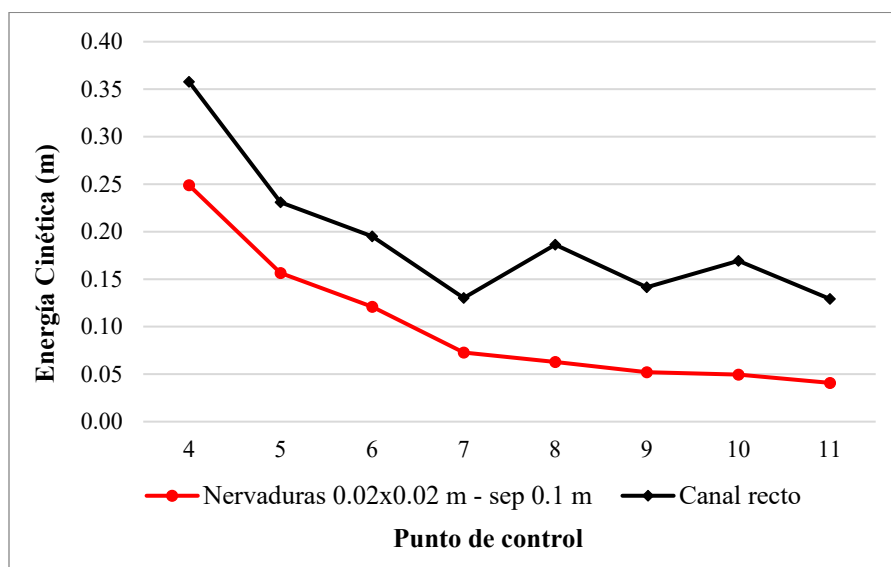


Figura 4.37. Comparación de perfiles de distribución de energía cinética nervaduras – sin contramedida

De acuerdo a lo presentado en la Figura 4.37, se observa que la disposición del escenario de contramedida de nervaduras verticales, pasa de una energía cinética máxima de 0.358 m sin la presencia de la estructura de control a 0.249 m con la contramedida, considerando la distribución en la base del muro

longitudinal, esto debido a la función que cumple la estructura de control, siendo esta de aumento de la rugosidad del canal, en caso tal que, aunque actúa como un mecanismo de alteración del flujo, el desvío de las líneas y vórtices de flujo no generan un impacto directo, así como tampoco presenta formaciones de vórtices adicionales entre la punta de la nervadura y el muro longitudinal, esto corresponde a los resultados presentados por Hersberger, (2002), el cual evalúa nervaduras verticales como mecanismo de macro rugosidad en canales curvos, este determina que la disposición de la estructura en la curva externa del canal representa una alternativa adecuada para la reducción de las líneas y vórtices de flujo, formados en la curva externa del canal, lo cual denota reducción en las profundidades de socavación presentadas (Hersberger, 2002).

El desempeño de la alternativa de contramedida de nervaduras en la configuración dimensional adecuado, denota amplia influencia en la reducción de la socavación, así como de la redistribución de la energía cinética turbulenta, por lo cual, se analizan los perfiles de presión presentados en la base del muro longitudinal en los puntos de control. En la Figura 4.38 se presentan los perfiles de presión presentados con la disposición de la contramedida de nervaduras verticales en el escenario de 0.02×0.02 m con separación de 0.1 m, así como los presentados sin estructura de control de socavación.

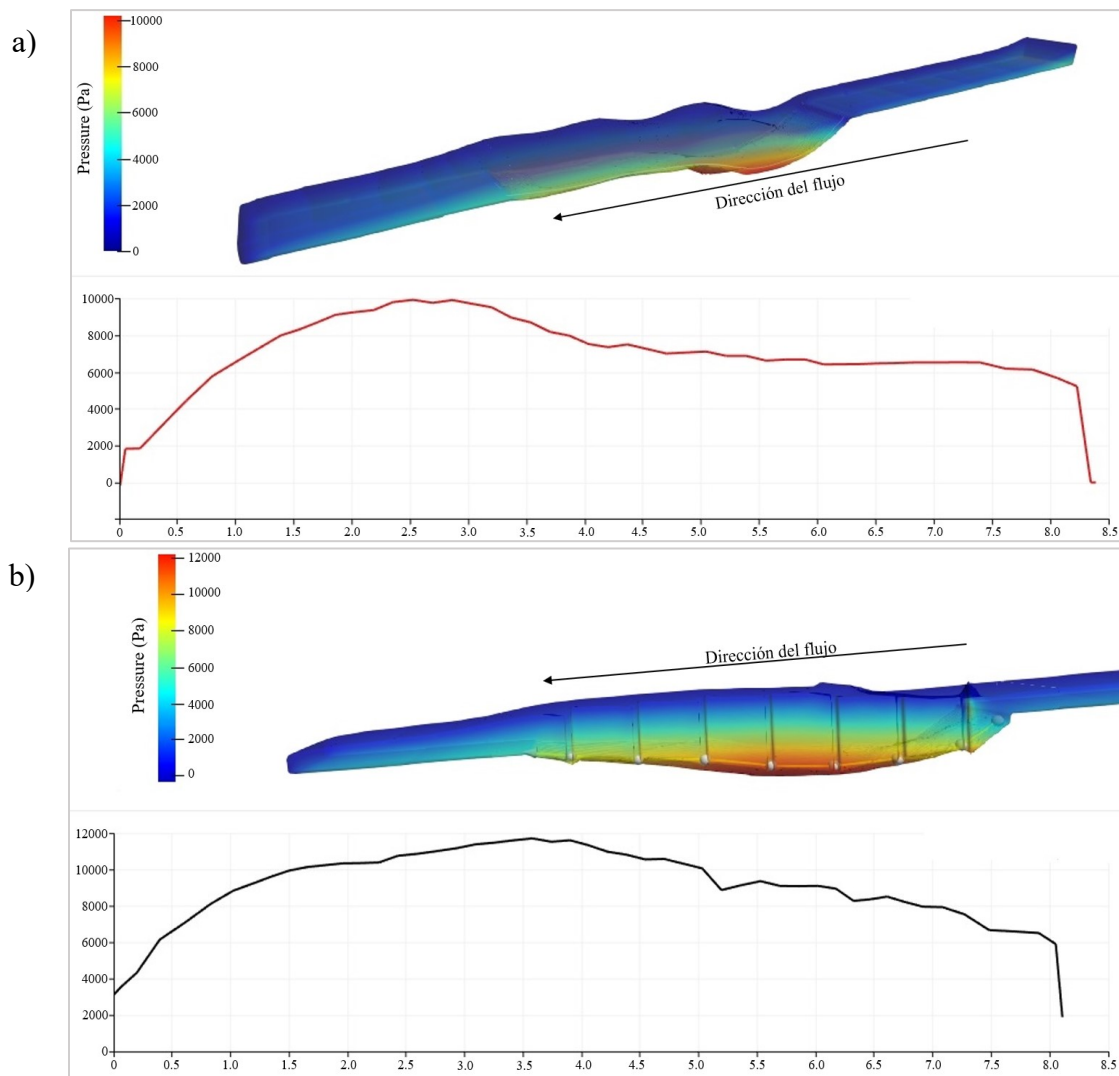


Figura 4.38. Perfiles de distribución de presión. a) sin contramedida; b) con contramedida de nervaduras

Tal como se observa en la figura, luego de la disposición del escenario de contramedida de nervaduras de dimensiones de 0.02×0.02 m con separación de 0.1 m, se alcanzan presiones máximas de 12000 Pa, principalmente en la zona en la que se genera el resalto hidráulico (puntos de control 1 – 3), por su parte, en comparación con las presiones sobre la base del muro longitudinal izquierdo presentadas sin estructura de control (Figura 4.38a), estas aumentan con poca significancia, variando desde un máximo de 10000 Pa sin contramedida, hasta un máximo de 12000 Pa con la disposición de la estructura de control (Figura 4.38b), esto guarda relación con el aumento de la rugosidad generada sobre la pared longitudinal del canal, así como a la variación del tirante hidráulico del flujo luego de la inclusión de la contramedida en el canal, lo cual, aunque no representa un cambio significativo debido a la baja obstrucción del flujo, genera una alteración en la distribución de la presión en el cauce, esto guarda relación con los resultados presentados por Yang et al., (2024), los cuales analizan la influencia de las dimensiones de pilotes en la variación de las presiones de un cauce, y quienes determinan que disponer estructuras de control de dimensiones bajas, presentan menor distribución y variación de la presión en el cauce, debido a la baja restricción en las líneas de flujo (Yang et al., 2024).

La evaluación de la eficacia de las contramedidas se llevó a cabo mediante la comparación de las profundidades máximas de socavación en escenarios con y sin la implementación de diversas estrategias de control, que incluyen alteración del flujo, blindaje y combinaciones de ambas. Los resultados se presentan en las Figura 4.39, Figura 4.35, Figura 4.41, Figura 4.42 y Figura 4.43 donde se destacan las eficacias obtenidas en diferentes configuraciones experimentales. En particular, la Figura 4.39 muestra que los espigones sumergidos logran eficacias superiores al 50 % en la mayoría de los casos, lo que confirma su capacidad para mitigar la socavación en condiciones adecuadas.

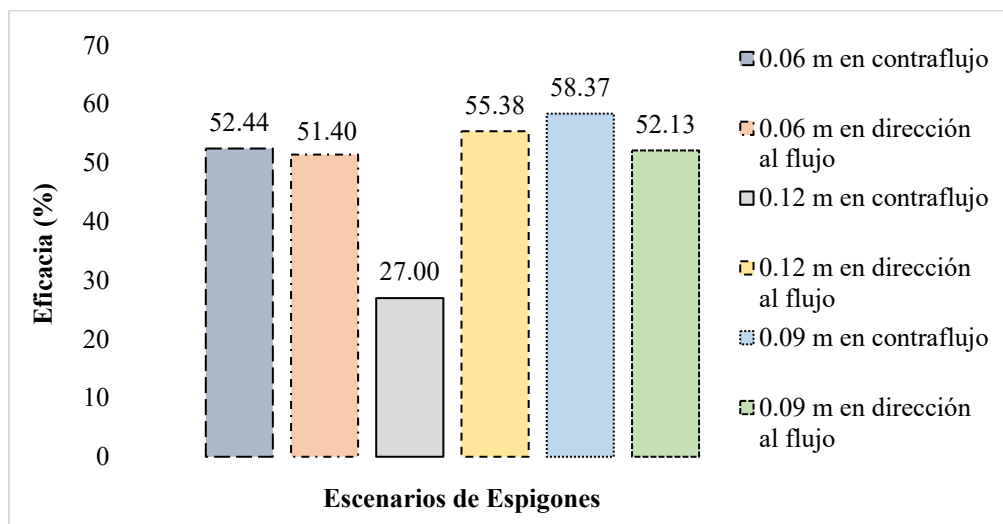


Figura 4.39. Eficacia de los espigones sumergidos

Los espigones de 0.06 m y 0.09 m en contraflujo registran eficacias del 52.44 % y 58.37 %, respectivamente, lo que los convierte en opciones viables para reducir la socavación bajo configuraciones específicas. Esta eficacia se atribuye a su capacidad para desviar el flujo y disminuir la energía de los vórtices generados, reduciendo la erosión en el lecho del canal. Estudios previos han demostrado que los espigones dispuestos en contraflujo alteran favorablemente los patrones de flujo, disminuyendo la velocidad en zonas críticas y reduciendo la socavación (Choufu et al., 2019). Sin embargo, la disposición y las dimensiones de los espigones juegan un papel crucial, ya que un diseño inadecuado puede tener efectos adversos. Por otro lado, los espigones de 0.12 m dispuestos en contraflujo muestran una eficacia significativamente baja del 27.00 %.

Esta disminución notable se debe a la contracción del ancho del canal que provoca un estrangulamiento del flujo, aumentando la velocidad y generando vórtices que intensifican la socavación en el lecho. Esta situación resalta la sensibilidad de esta contramedida a las condiciones geométricas del canal, un aspecto también observado en investigaciones de Gaudio et al. (2012), quienes destacaron que la geometría y el régimen de flujo son determinantes en la eficacia de los espigones sumergidos (Gaudio et al., 2012). Además, los resultados sugieren que los espigones instalados en la dirección del flujo son menos efectivos en comparación con aquellos dispuestos en contraflujo, especialmente en escenarios con mayores longitudes y menores separaciones. La eficacia de los espigones en dirección al flujo varía entre el 51.40 % y el 55.40 %, lo cual está alineado con hallazgos previos que indican que la orientación y la longitud de los espigones pueden influir significativamente en los patrones de socavación y deposición de sedimentos (Dehghani et al., 2013).

Por otra parte, tomando en consideración las eficacias presentadas por los escenarios de contramedida de mini espigones sumergidos, se analiza la distribución de la energía cinética a lo largo del lecho, en los puntos de control en la base del muro longitudinal izquierdo. En la Figura 4.40 se presenta la comparación de distribución de energía cinética a lo largo del lecho, antes y después de la disposición del escenario de contramedida de mini espigones sumergidos de 0.09 m de longitud en contraflujo.

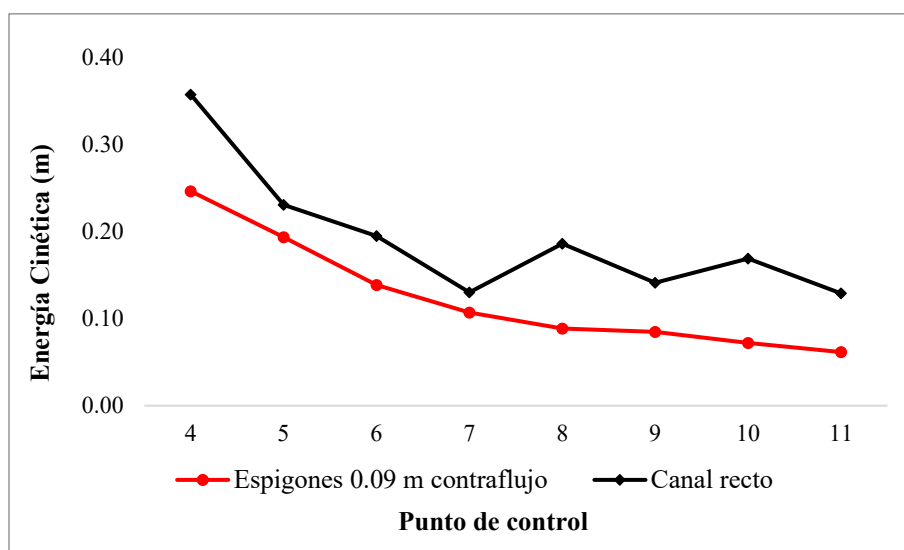


Figura 4.40. Comparación de perfiles de distribución de energía cinética mini espigones – sin contramedida

De esta forma, tal como se observa en la Figura 4.40, luego de la disposición de la contramedida de mini espigones sumergidos de 0.09 m de longitud en contraflujo, siendo esta la que presenta mayor eficacia en la reducción de la socavación local, la distribución de la energía cinética al pie del muro denota una reducción, esto debido a la redirección de las líneas y vórtices de flujo por parte de la estructura de control, pasando de un máximo de 0.358 m a 0.247 m, denotando la influencia de estructuras de alteración del flujo en la protección de riberas, esto de conformidad con lo presentado por Al-Towayti et al., (2024), quienes analizan estructuras rígidas para la disipación de la energía, obteniendo que, la forma y disposición de estas estructuras en el cauce, proporcionan una alta eficacia en la protección de un extremo del mismo, por lo cual, aunque representan una alternativa viable para reducir la erosión en riberas de cauces en peligro de socavación, deben ser analizadas en torno a la influencia que estas proporcionan en la formación de socavación en el extremo opuesto a proteger (Al-Towayti et al., 2024).

La eficacia de los mantos anti-socavación se presenta en la Figura 4.41, donde se observa un rendimiento máximo del 90.34 % con el manto de 0.15 m de ancho. Este resultado indica que los mantos más anchos proporcionan una protección sustancialmente mayor contra la socavación al cubrir una mayor área del lecho y redistribuir las fuerzas erosivas del flujo. En contraste, el manto más estrecho de 0.08 m muestra una eficacia limitada de solo 10.72 %, lo que sugiere que el tamaño y la cobertura del manto son críticos para su desempeño como medida de mitigación.

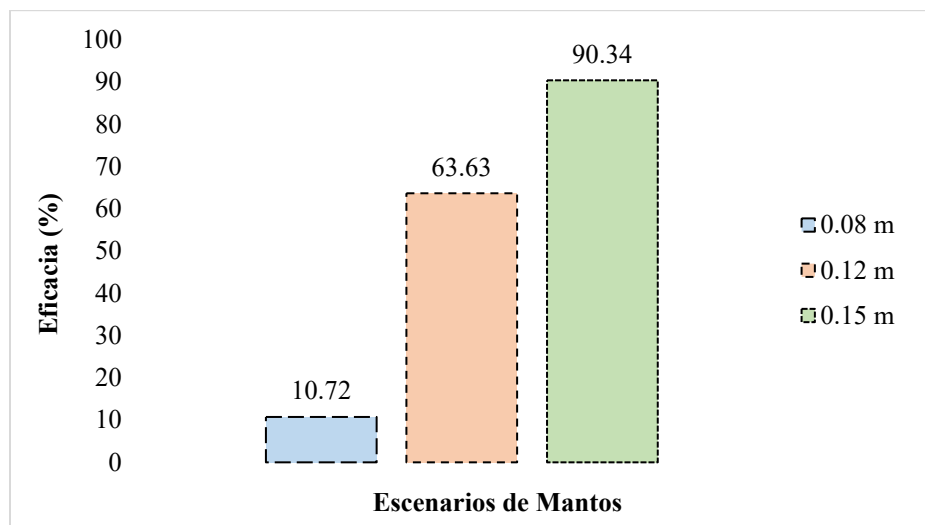


Figura 4.41. Eficacia de los mantos anti-socavación

El aumento en la eficacia con mantos más anchos se debe principalmente a la capacidad de estos para estabilizar el lecho fluvial y reducir la velocidad del flujo en contacto con el lecho, disminuyendo así la intensidad de la socavación. Estudios previos, como el de Li et al., (2021), confirman que la extensión lateral de los mantos anti-socavación es esencial para maximizar su efectividad, ya que una mayor cobertura permite una mejor distribución de las fuerzas de arrastre y la protección de zonas vulnerables (Li et al., 2021).

El manto de 0.12 m de ancho alcanza una eficacia del 63.63 %, destacando que, aunque el rendimiento mejora significativamente con respecto al manto de 0.08 m, sigue siendo inferior al del manto de 0.15 m. Este comportamiento sugiere que, aunque los mantos intermedios ofrecen beneficios notables, su eficacia puede ser insuficiente en flujos de alta energía o en condiciones geométricas complejas, donde se requiere una cobertura más extensa para mitigar la socavación. La significativa diferencia de eficacia entre los mantos de 0.08 m y 0.15 m refuerza la necesidad de adaptar las medidas de protección a las características hidráulicas y geométricas del entorno, asegurando así una mitigación efectiva de la socavación. Investigaciones como las de Zhu et al., (2020) enfatizan que, para maximizar la efectividad de los mantos, es crucial considerar no solo su ancho, sino también su método de instalación y su interacción con el flujo del canal (Zhu et al., 2020).

Los resultados obtenidos para la eficacia del rip-rap de tamaños 1 1/4" y 1 1/2" revelan una notable capacidad de estas contramedidas para mitigar la socavación. Como se muestra en la Figura 4.42, la eficacia del rip-rap de 1 1/4" alcanza el 93.53 %, mientras que el rip-rap de 1 1/2" presenta una eficacia ligeramente mayor del 94.03 %. Estos valores demuestran que ambas configuraciones son altamente eficaces en la protección del lecho contra la erosión, manteniendo la estabilidad de las estructuras hidráulicas expuestas a caudales críticos y altas velocidades de flujo. Así mismo, estos resultados se alinean con estudios previos sobre la efectividad del rip-rap en diferentes tamaños y configuraciones. Khademghaeiny et al., (2021)

destacaron que la capacidad de los rip-rap para reducir la socavación depende no solo del tamaño de la roca, sino también de su disposición y compactación sobre el lecho fluvial. En su investigación, se observó que los rip-rap de tamaños similares a los estudiados mantienen una alta eficacia en la reducción de la socavación sin la necesidad de incrementos significativos en el tamaño, lo que concuerda con los resultados obtenidos en este análisis (Khademghaeiny et al., 2021).

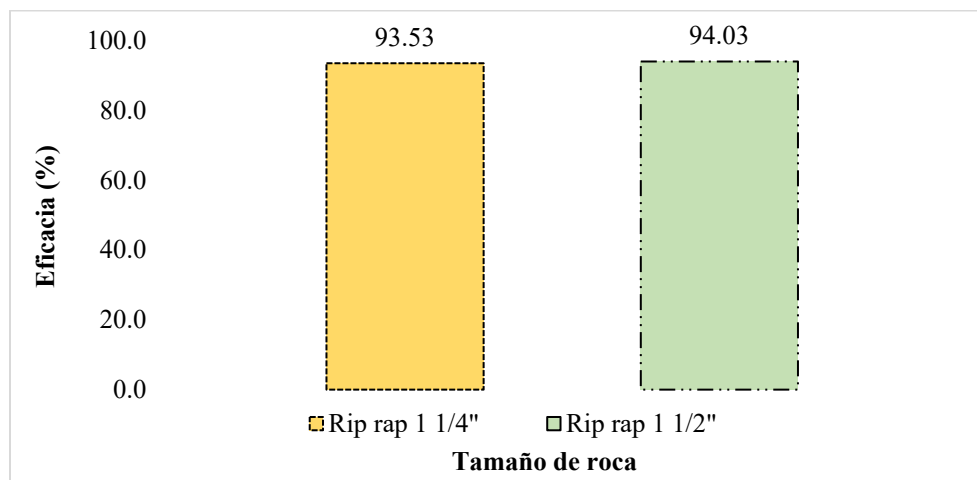


Figura 4.42. Eficacia del rip-rap

Por otro lado, Zarrati et al., (2010) evaluaron el rendimiento de rip-raps combinados con otras contramedidas, como collarines y geomallas, para optimizar la protección contra la socavación en estribos y pilas de puentes. Sus resultados indican que la combinación de rip-raps con otros elementos puede incrementar la eficacia, especialmente en entornos con alta turbulencia y patrones de flujo complejos. Sin embargo, los datos obtenidos en este estudio muestran que los rip-raps de 1 1/4" y 1 1/2" son suficientemente eficaces por sí solos, proporcionando una protección robusta sin la necesidad de sistemas adicionales, lo que simplifica la instalación y reduce costos operativos (Zarrati et al., 2010).

Adicionalmente, Cardoso & Fael, (2009) analizaron la importancia de la geometría del rip-rap y la disposición de los elementos sobre el lecho, destacando que una colocación adecuada y el tamaño de la piedra son cruciales para maximizar la estabilidad del revestimiento. Señalaron que la eficiencia marginal de rip-raps más grandes no siempre justifica el aumento en costos y complejidad de instalación, una conclusión que se refleja en la alta eficacia alcanzada por los tamaños de rip-rap estudiados en este trabajo (Cardoso & Fael, 2009).

Por su parte, Cely-Calixto et al., (2023a) denota la significancia de la disposición de la ecuación de Maynard para el dimensionamiento adecuado del diámetro del rip-rap a mayores escalas, en la cual se tiene en cuenta la velocidad de arrastre del flujo, lo que determina la estabilidad de la estructura, y finalmente, la eficacia y durabilidad de la misma en la protección del lecho contra la socavación (Cely-Calixto et al., 2023a).

La Figura 4.43 refleja la eficacia de las combinaciones de espigones y mantos anti-socavación, alcanzando una reducción de socavación de hasta el 74.42 % en el caso de los espigones de 0.09 m combinados con mantos de 0.12 m. Esta combinación específica demuestra la capacidad de los espigones y mantos para trabajar en conjunto y proporcionar una protección superior contra la erosión del lecho fluvial, logrando una sinergia que maximiza la eficacia global. Sin embargo, en algunos escenarios, la

eficacia de las combinaciones es inferior a la de las contramedidas aplicadas de forma individual, destacando la importancia de la configuración y el diseño adecuado de cada elemento.

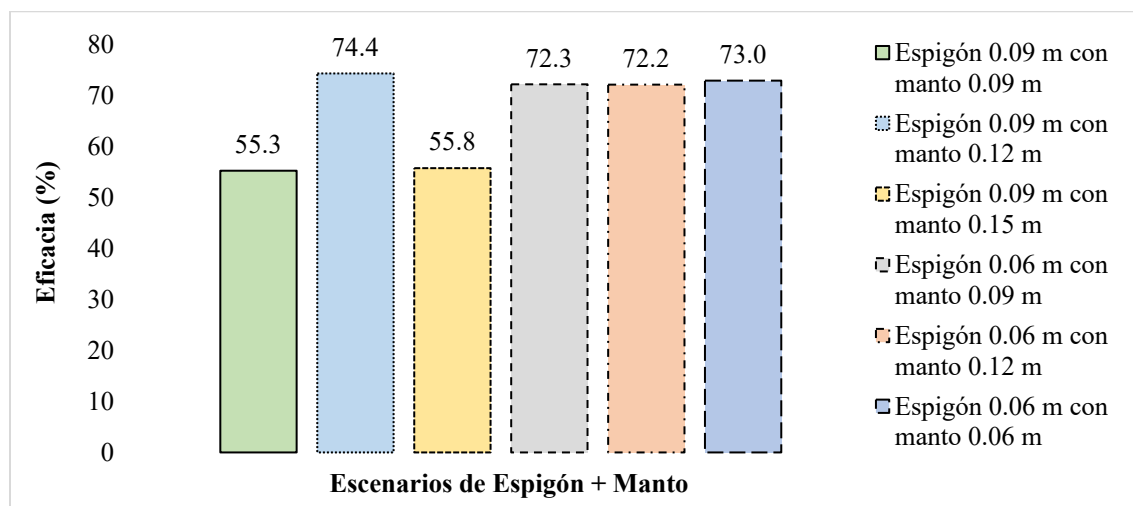


Figura 4.43. Eficacia de los espigones en conjunto con los mantos anti-socavación

Los resultados indican que las combinaciones de espigones de 0.09 m con mantos de 0.09 m y 0.15 m presentan eficacias de 55.29 % y 55.80 %, respectivamente, lo que sugiere que, aunque estas combinaciones son útiles, no siempre alcanzan los niveles de protección óptimos. Esto puede deberse a una interacción subóptima entre los elementos, que podría no alterar los patrones de flujo de manera efectiva o generar áreas de concentración de fuerzas erosivas. Estudios previos, como los de Gaudio et al., (2012), señalan que la eficacia de las combinaciones depende de una correcta selección y configuración de las dimensiones de cada componente, subrayando que un diseño inapropiado puede reducir la eficacia global (Gaudio et al., 2012).

Por otro lado, las combinaciones de espigones de 0.06 m con mantos de 0.06 m, 0.09 m y 0.12 m muestran eficacias cercanas entre sí, variando entre el 72.19 % y el 72.99 %. Estos resultados indican que, aunque las dimensiones de los mantos influyen en la eficacia, la interacción con los espigones también desempeña un papel crucial. Hersberger, (2002) destacó que las estructuras combinadas deben diseñarse cuidadosamente para evitar efectos negativos en la dinámica del flujo y la distribución de las fuerzas erosivas, asegurando así que cada componente complemente la función del otro (Hersberger, 2002).

La importancia de un diseño preciso también fue enfatizada por Dehghani et al., (2013), quienes observaron que la disposición espacial y las dimensiones relativas de los espigones y mantos afectan significativamente la eficiencia de la protección contra la socavación. Configuraciones inadecuadas pueden generar turbulencias no deseadas o áreas de flujo acelerado, comprometiendo la estabilidad del lecho y la eficacia de las contramedidas combinadas (Dehghani et al., 2013).

4.4.CONCLUSIONES (Objetivo 2)

La implementación de contramedidas en el modelo numérico permitió evaluar un conjunto diverso de configuraciones y condiciones hidráulicas, generando información valiosa para la optimización del diseño experimental. Las simulaciones realizadas en este trabajo no solo facilitaron la validación de hipótesis, sino que también proporcionaron resultados que fueron coherentes con la literatura existente, reforzando su fiabilidad y relevancia para escenarios reales.

El análisis de la distribución de energía cinética y las presiones es fundamental para el estudio de la socavación, ya que, flujos de alta velocidad generan mayores energías cinéticas, las cuales pueden desestabilizar el lecho y aumentar la tasa de erosión del mismo. Por su parte, la inestabilidad en la distribución de las presiones en ciertas áreas del lecho, tal como en la observada en la formación de resaltos hidráulicos, acelera la remoción del sedimento y, por ende, mayores profundidades de socavación. A su vez, la interacción entre estos dos factores genera un patrón de socavación no uniforme en áreas específicas del cauce. Este fenómeno debe ser analizado en conjunto con otros factores, como lo son el tipo de lecho, variación de condiciones hidráulicas, la dinámica del caudal, entre otros, con el fin de comprender a mayor escala el comportamiento erosivo del cauce.

Los mini espigones, analizados como contramedida de alteración del flujo, demostraron su eficacia al alcanzar reducciones significativas en los perfiles de socavación. En particular, los espigones de 0.09 m dispuestos en contraflujo lograron una eficacia del 58.37 %, confirmando que esta configuración es idónea para disminuir los efectos erosivos en el lecho. Sin embargo, los resultados también evidenciaron que las dimensiones excesivas, pueden provocar un incremento de la velocidad del flujo debido a la contracción hidráulica, lo que subraya la importancia de encontrar un equilibrio entre el tamaño de la contramedida y las características hidráulicas del canal. Este hallazgo es consistente con estudios previos que destacan la sensibilidad de estas estructuras a la geometría del cauce y al régimen de flujo.

En el caso de las nervaduras verticales, se observaron eficacias destacadas, con reducciones máximas del 83.94 % en escenarios con dimensiones de 0.02x0.02 m y separaciones de 0.1 m. Las relaciones adimensionales definidas en esta investigación, como la longitud sobre el tirante hidráulico (0.16) y la separación sobre el tirante hidráulico (0.80), aportan criterios prácticos para el diseño de soluciones escalables. Estas relaciones representan un avance metodológico significativo, ya que permiten adaptar las configuraciones a diferentes condiciones hidráulicas de manera efectiva.

Las contramedidas de blindaje, especialmente los mantos anti-socavación y el rip-rap, mostraron un desempeño sobresaliente. En particular, el rip-rap de 1 ½" alcanzó eficacias de hasta el 94.03 %, consolidándose como la solución más robusta en términos de protección del lecho fluvial. Asimismo, se estableció que la relación entre el ancho del blindaje y la profundidad de socavación sin contramedida debe ser superior a 1.5 para garantizar una protección efectiva. Estos resultados, además de ser consistentes con estudios de referencia, reflejan la cuidadosa selección y validación de los parámetros utilizados en el modelo numérico y experimental.

En cuanto a la combinación de contramedidas, como mini espigones y mantos anti-socavación, los resultados fueron igualmente alentadores, con una reducción de la socavación de hasta un 74.42 % en las configuraciones óptimas. Este enfoque integrado demostró ser altamente eficaz al combinar los beneficios individuales de cada técnica, mitigando las limitaciones observadas en su aplicación por separado.

CAPITULO 5. RECOMENDACIONES DE DISEÑO PARA MITIGACIÓN DE SOCAVACIÓN EN MUROS LONGITUDINALES EN RÍOS COLOMBIANOS CON LECHO GRANULAR

5.1.REVISIÓN DE LA LITERATURA

5.1.1. Criterios de diseño para mitigación de socavación en muros longitudinales

La construcción de estructuras hidráulicas y la implementación de contramedidas de socavación son fundamentales para la estabilidad de los márgenes de los ríos, protegiendo la infraestructura, comunidades y ecosistemas cercanos. Los muros longitudinales en ríos con lechos granulares son soluciones clave para controlar la socavación local, especialmente en zonas expuestas a flujos intensos y condiciones morfológicas cambiantes. No obstante, el diseño efectivo de estas estructuras requiere de criterios técnicos específicos y recomendaciones adaptadas al entorno local. En Colombia, el manual de drenaje superficial para carreteras del Instituto Nacional de Vías (Invias, 2009), es la principal guía que integra estudios hidráulicos, hidrológicos y de socavación para el diseño de obras hidráulicas, incluyendo recomendaciones para la estimación de socavación máxima y dimensionamiento de estructuras. Estas directrices son cruciales para prevenir fallos estructurales y prolongar la vida útil de las obras.

Sin embargo, este manual presenta limitaciones significativas, particularmente en lo que respecta a los muros longitudinales y sus contramedidas en condiciones de lechos granulares. Los lineamientos existentes se enfocan principalmente en estructuras como estribos y pilas de puentes, dejando un vacío en la guía para estructuras longitudinales. Esta carencia puede llevar a diseños ineficientes y aumentar el riesgo de fallos estructurales, comprometiendo la estabilidad y funcionalidad de las obras hidráulicas. La falta de recomendaciones específicas para muros longitudinales en ríos con lechos granulares subraya la necesidad urgente de desarrollar criterios de diseño adaptados a las condiciones particulares de estos entornos, mejorando así la eficacia de las intervenciones y la protección contra la socavación.

5.1.2. Desarrollo y adaptación de recomendaciones de diseño para muros longitudinales

El diseño de muros longitudinales en ríos con lechos granulares exige un enfoque especializado que contemple las dinámicas complejas del flujo y los procesos de socavación. Si bien, documentos internacionales como las circulares HEC de la Administración Federal de Carreteras de EE.UU. (Lagasse et al., 2009b), constituyen una referencia relevante, su aplicabilidad debe ser evaluada cuidadosamente, considerando las características específicas de los ríos colombianos. La integración de estas guías internacionales requiere un proceso de adaptación que incorpore las particularidades hidráulicas y geomorfológicas locales. Este enfoque permitirá no solo optimizar el diseño de estructuras hidráulicas, sino también garantizar su efectividad y durabilidad en condiciones de lecho granular propias de la región. Para ello, es crucial desarrollar investigaciones que respalden la adecuación de estas recomendaciones a las necesidades específicas de los sistemas fluviales en Colombia, fortaleciendo así la capacidad técnica para diseñar soluciones más efectivas y sostenibles.

Los estudios sobre la aplicación de contramedidas han generado lineamientos de diseño que mejoran la estabilidad y resistencia de las estructuras hidráulicas. A lo largo de los años, se ha observado que la geometría y la posición de las contramedidas son factores determinantes para su desempeño (Chiew, 2008; Radice & Davari, 2014). Los estudios experimentales han permitido desarrollar criterios específicos que aseguran la funcionalidad de estas intervenciones en condiciones diversas. Así, se establece que un diseño adecuado puede reducir significativamente el riesgo de fallas estructurales y mejorar la protección contra la socavación en muros longitudinales, especialmente en ríos con alta energía de flujo.

Por otro lado, el manual HEC-23 de Lagasse et al., (2009) es una referencia clave en el diseño de contramedidas, ofreciendo directrices que abarcan desde la selección hasta la implementación de medidas de protección para diversas estructuras. Este manual incluye una matriz de selección de contramedidas que considera factores como el tipo de socavación, la estructura hidráulica y las características del flujo, proporcionando un enfoque integral que puede ser adaptado para mejorar el diseño de muros longitudinales en Colombia. A pesar de que estas directrices han influido en otros manuales como el NCHRP Report 587 y NCHRP Report 593, centrados en estribos y pilares de puentes, aún es necesario ajustar estas recomendaciones para que aborden de manera específica los desafíos de los muros longitudinales.

En Colombia, el manual de drenaje superficial para carreteras del Instituto Nacional de Vías (Invias, 2009), ofrece pautas generales sobre la gestión de la socavación en estructuras hidráulicas, incluyendo puentes y obras menores. Sin embargo, no presenta criterios detallados para el diseño de contramedidas en muros longitudinales, lo que limita la capacidad de los ingenieros para implementar soluciones efectivas y adaptadas a las condiciones locales. Las recomendaciones se centran principalmente en medidas tradicionales como rip-rap y gaviones, sin abordar las necesidades específicas de los muros longitudinales, lo que resalta la urgencia de desarrollar directrices más especializadas y detalladas. Adicionalmente, los profesionales en Colombia enfrentan la falta de pautas específicas para el diseño de contramedidas en muros longitudinales, ya que la mayoría de los manuales y estudios disponibles se enfocan en estructuras como estribos y pilas de puentes (Arneson et al., 2012; Barbhuiya & Mazumder, 2014; Lagasse et al., 2009; Sotiropoulos & Diplas, 2017). Aunque existen similitudes entre las contramedidas para riberas y muros longitudinales, es fundamental disponer de guías que traten de manera directa los aspectos únicos de los muros longitudinales. Estas guías deben considerar las características particulares de los lechos granulares y la interacción dinámica del flujo, proporcionando criterios precisos para el diseño y la implementación de contramedidas que maximicen la protección y la estabilidad de las estructuras.

El desarrollo de criterios de diseño específicos para muros longitudinales en ríos colombianos no solo mejoraría la protección contra la socavación, sino que también optimizaría la planificación y ejecución de estas estructuras en entornos fluviales. Integrar las recomendaciones de guías internacionales al contexto local y fomentar investigaciones enfocadas en los ríos de Colombia permitiría formular diseños más robustos y adaptados a las condiciones del país. Además, la combinación de contramedidas tradicionales con innovaciones como materiales de bioingeniería podría ofrecer soluciones más efectivas y sostenibles, reduciendo la erosión y promoviendo la recuperación ecológica de los entornos fluviales.

5.2. MATERIALES Y MÉTODOS

5.2.1. Revisión de normativas y políticas

Para establecer un marco adecuado de diseño de muros longitudinales y contramedidas de socavación, se exploraron normativas y políticas internacionales y nacionales. A nivel internacional, se consultaron los manuales de la Administración Federal de Carreteras de los Estados Unidos (FHWA), especialmente los Hydraulic Engineering Circulars (HEC). El HEC-23, por ejemplo, proporciona directrices clave para la protección contra la socavación en estructuras hidráulicas (Lagasse et al., 2009b). También se revisaron informes como el NCHRP Report 544, que aborda la protección ambiental de riberas y canales, y el NCHRP Report 568, enfocado en los criterios de diseño para rip-rap (Lagasse et al., 2006).

En el contexto colombiano, se consideró el manual de drenaje superficial para carreteras del Instituto Nacional de Vías (Invias, 2009), que incluye lineamientos sobre infraestructura hidráulica en vías. Se detectaron carencias significativas en los criterios específicos para el diseño de muros longitudinales y sus contramedidas en lechos granulares, evidenciando la necesidad de adaptar y expandir las guías actuales para ajustarse mejor a las condiciones locales.

5.2.2. Establecimiento del banco de preguntas y establecimiento de la encuesta final

5.2.2.1. Establecimiento del banco de preguntas y prueba piloto

El establecimiento del banco de preguntas fue el primer paso en la metodología, enfocándose en la identificación de factores críticos que influyen en la erosión de las riberas de los ríos y la efectividad de las medidas de protección. Se realizó una revisión de la literatura, centrada en la mitigación de la erosión, los criterios de diseño y las actualizaciones periódicas de manuales. Los conocimientos derivados de esta revisión guiaron directamente la formulación de las preguntas de la encuesta, con el objetivo de abordar estos aspectos críticos de manera integral. Se seleccionaron preguntas relevantes y técnicamente precisas a partir de trabajos académicos, como los de Thorne & Abt, (1993) y Roca et al., (2007). Este proceso se adhirió a los principios de un diseño de encuesta eficaz, minimizando el sesgo y maximizando la confiabilidad y validez de las respuestas. Para lograr esto, se emplearon técnicas de formulación clara de preguntas, evitando términos ambiguos y diseñando ítems que cubrieran todas las posibles respuestas, lo cual fue complementado con una revisión por expertos para asegurar la pertinencia y precisión de las preguntas.

El cuestionario, presentado en el Anexo A 3: Modelo de Encuesta para la Evaluación de Prácticas de Mitigación de Socavación en Estructuras Hidráulicas en Ríos de Lecho Granular, se dividió en varias categorías críticas:

- **Concientización y Prácticas Generales:** aborda la conciencia sobre fallas por socavación y la evaluación de criterios de diseño.
- **Detalles Técnicos:** incluye consultas sobre medidas específicas de mitigación de la erosión y criterios para seleccionar diferentes contramedidas.
- **Seguimiento y Actualización:** examina la frecuencia de supervisión y la revisión periódica de manuales.
- **Desafíos y Consideraciones Ambientales:** identifica los desafíos en el diseño de estructuras de protección y los factores ambientales críticos.

5.2.2.2. Establecimiento de la encuesta final

Para optimizar el cuestionario, se realizó una prueba piloto con 30 profesionales en roles clave como diseñadores, constructores, consultores e investigadores en entidades gubernamentales. Cada participante calificó 16 preguntas usando una escala Likert de 5 puntos. Las preguntas con un promedio inferior a 3.5 y un coeficiente de concordancia de Kendall (Ecuación 5.1) menor a 0.6 fueron revisadas o eliminadas, garantizando claridad y relevancia (Cobos Alvarado et al., 2016; Kuhlmann et al., 2017).

La ecuación para calcular el coeficiente de concordancia de Kendall (Ecuación 5.1) es:

$$W = \frac{12 S}{m^2(n^3 - n)} \quad (5.1)$$

Donde:

W: Coeficiente de Concordancia de Kendall para la pregunta específica; S: La suma de las desviaciones cuadráticas respecto a la media de las sumas de los rangos para esa pregunta. (Ecuación 5.2)
Se calcula como:

$$S = \sum_{i=1}^n (R_i - \bar{R})^2 \quad (5.2)$$

Donde:

R_i : La suma de los rangos para el evaluador i en una pregunta específica; $\bar{R}$: La media de las sumas de los rangos para todos los evaluadores en esa pregunta; k : El número de preguntas o ítems (constante para todas las preguntas); n : El número de evaluadores o encuestados (constante para todas las preguntas).

5.2.3. Aplicación de la encuesta principal

Luego de validar el cuestionario mediante una prueba piloto, se implementó la encuesta primaria y se distribuyó de manera digital a 110 profesionales de diversas disciplinas de ingeniería civil e hidráulica en Colombia. Los participantes fueron seleccionados mediante un muestreo estratificado para asegurar la representatividad geográfica y profesional. La encuesta, compuesta por 9 preguntas críticas sobre prácticas de mitigación de socavación en riberas de ríos, logró una tasa de respuesta del 100%. Este resultado se logró mediante una combinación de estrategias basadas en evidencia reciente: se enviaron recordatorios periódicos cada 96 h durante la primera semana y luego semanalmente a partir de entonces. Adicionalmente, se ofrecieron incentivos para completar la encuesta, como la oportunidad de acceder a un informe resumido de los resultados, una técnica que ha demostrado ser efectiva en otros contextos para lograr tasas de respuesta del 100% (Sammur et al., 2021; Shiyab et al., 2023).

5.2.4. Desarrollo y validación de recomendaciones de diseño para muros longitudinales

La propuesta de recomendaciones de diseño para muros longitudinales y contramedidas de socavación en ríos con lechos granulares en Colombia se fundamentó en una combinación de encuestas, revisiones normativas y análisis de datos experimentales. Inicialmente, se recopiló información clave mediante encuestas a profesionales del sector, revisión de normativas internacionales y nacionales, y evaluación de guías técnicas para determinar los lineamientos adecuados de diseño y selección de contramedidas, como nervaduras verticales, mini espigones, mantos anti-socavación y combinaciones de mini espigones con mantos anti-socavación. La información obtenida permitió formular un documento preliminar de recomendaciones, diseñado para servir como guía técnica para ingenieros y diseñadores en la protección de estructuras hidráulicas en ríos colombianos. Este documento se sometió a revisión a través de consultas con 12 expertos en diseño de estructuras hidráulicas, quienes aportaron su experiencia para ajustar y verificar la aplicabilidad de las propuestas. Estas consultas se enfocaron en evaluar la precisión técnica y la adecuación de las recomendaciones a las condiciones locales, asegurando que los criterios de diseño fueran coherentes con las mejores prácticas internacionales adaptadas al contexto colombiano.

5.3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

5.3.1. Revisión de normativas y políticas

La revisión de normativas y políticas, tanto internacionales como nacionales, en el diseño de obras hidráulicas resalta la necesidad de contar con lineamientos claros, actualizados y adaptados a las condiciones específicas de cada entorno. Estas normativas son esenciales para asegurar la funcionalidad, seguridad y durabilidad de las estructuras hidráulicas, especialmente en contextos donde la socavación y la erosión fluvial presentan riesgos significativos.

A nivel internacional, los Hydraulic Engineering Circulars (HEC) del Departamento de Transporte de EE.UU., como el HEC-23, juegan un papel crucial en la protección contra la socavación de estructuras como muros longitudinales, estribos y pilas de puentes. Estos documentos proporcionan recomendaciones detalladas para la selección y diseño de contramedidas que aseguran la estabilidad de las infraestructuras hidráulicas en diversas condiciones fluviales. Estudios recientes subrayan la importancia de un enfoque que considere no solo la ingeniería, sino también los impactos ambientales de estas intervenciones. Por ejemplo, un estudio de Cislighi et al., (2021) destaca la necesidad de soluciones estructurales que respeten la geomorfología fluvial y eviten la degradación y erosión de los cauces, proponiendo un enfoque más natural y sostenible en el diseño de obras hidráulicas.

En el contexto colombiano, el Instituto Nacional de Vías (Invias) ha desarrollado un Manual de Drenaje Superficial para Carreteras, que establece directrices clave para el diseño de estructuras hidráulicas, incluyendo estudios hidrológicos e hidráulicos. Sin embargo, estudios recientes han señalado deficiencias en la especificidad de los lineamientos para estructuras complejas como muros longitudinales y sus contramedidas en lechos granulares. Un caso notable es la ejecución del proyecto de abandono de un pozo en el río Magdalena, que demostró la efectividad de una planificación detallada y de estructuras diseñadas para enfrentar condiciones fluviales cambiantes sin impactar negativamente al entorno (Guerrero et al., 2023).

La necesidad de adaptar las normativas nacionales a los estándares internacionales ha sido un tema crítico en varios países. Por ejemplo, un estudio sobre la protección del lecho fluvial aguas abajo de estructuras hidráulicas utilizando bloques Antifer destaca la importancia de métodos innovadores y específicos para garantizar la estabilidad de las infraestructuras. Estos bloques, comúnmente utilizados en construcciones marítimas, demostraron ser eficaces en aplicaciones fluviales, proporcionando una solución técnica viable para la protección contra la socavación en ríos con altas descargas (Castellino et al., 2021).

Un enfoque emergente en la gestión de estructuras hidráulicas es la modelación avanzada para predecir y mitigar la socavación, lo cual es esencial para el desarrollo de un manual de criterios de diseño orientado a la mitigación de estos fenómenos. Un estudio sobre la modelación hidráulica en la subcuenca del río Frío en Cundinamarca, Colombia, resalta la importancia de utilizar modelos como el HEC-RAS para evaluar escenarios de inundación y diseñar estructuras capaces de manejar descargas extremas. Estos modelos permiten simular diferentes condiciones de flujo y ayudan a identificar las mejores estrategias de mitigación de la socavación, proporcionando bases científicas sólidas para un diseño más seguro y efectivo de las infraestructuras hidráulicas (Cárdenas-Quintero et al., 2019).

La incorporación de tecnologías innovadoras, como el uso de drones y la modelación 3D, está revolucionando el diseño y monitoreo de las estructuras hidráulicas, facilitando la creación de criterios de diseño ajustados a las necesidades específicas de cada obra. Estos avances permiten una evaluación detallada del comportamiento del flujo y la detección de zonas de riesgo que requieren intervenciones particulares. Por ejemplo, un estudio en Turquía utilizó datos recolectados por vehículos aéreos no tripulados (UAV) junto con el modelo HEC-RAS para evaluar la capacidad de drenaje de las estructuras hidráulicas en caminos forestales. Este análisis reveló que muchas infraestructuras no cumplían con los requisitos necesarios, subrayando la importancia de contar con lineamientos de diseño que consideren el dimensionamiento adecuado de las obras para prevenir la socavación (Açıl et al., 2022).

Por otro lado, la protección contra la socavación debe estar fundamentada en criterios técnicos robustos que consideren las particularidades de cada ubicación. James, (2019) enfatiza la aplicación del criterio de esfuerzo cortante crítico de Shields para el diseño de revestimientos protectores en cauces, destacando la importancia de adaptar estos diseños a las condiciones específicas del lugar. El desarrollo de un manual de criterios de diseño debe incluir recomendaciones detalladas sobre la selección de materiales,

dimensionamiento de estructuras protectoras y métodos de instalación, asegurando que las soluciones propuestas sean efectivas para prevenir daños estructurales a largo plazo (James, 2019).

5.3.2. Validación del banco de preguntas

Por otro lado, se excluyeron aquellas preguntas que no cumplieron con los umbrales establecidos. La pregunta 9, aunque recibió calificaciones neutrales por parte de los expertos, obtuvo una puntuación promedio de 3.0 y un valor de Kendall (W) de 0, lo cual refleja una falta de consenso sobre su relevancia. De manera similar, la pregunta 16, que obtuvo la puntuación promedio más baja de 1.4 y un alto porcentaje de respuestas en total desacuerdo (80 %), fue descartada a pesar de su valor de Kendall (W) de 0.769, que sugiere acuerdo sobre su inadecuación.

Los resultados presentados en la Tabla 5.1 indican que las preguntas seleccionadas recibieron calificaciones promedio superiores a 3.5, lo que refleja una alta aceptación y relevancia entre los participantes. Esto sugiere que las preguntas fueron bien recibidas y que los elementos de medición fueron apropiados para evaluar las prácticas de mitigación de la erosión en Colombia. Este enfoque, en concordancia con las mejores prácticas en el diseño de encuestas, garantiza que los datos recopilados sean de alta calidad y se puedan utilizar para informar estrategias y decisiones de mitigación efectivas (Kuhlmann et al., 2017). Específicamente, solo se incluyeron las preguntas con una puntuación promedio superior a 3.5 y valores de Kendall que indicaban un acuerdo moderado a sólido (superior a 0.6). Por ejemplo, las preguntas 1 a 8 y 10 cumplieron con estos criterios, demostrando una alta concordancia entre los expertos, con valores de Kendall que oscilaban entre 0.677 y 0.844.

Tabla 5.1. Estadísticas Descriptivas de la Prueba Piloto del Cuestionario

Preguntas	Porcentaje (%)					Media	Desviación estándar	Kendall W
	TD (1)	D (2)	N (3)	A (4)	TA (5)			
1	0.0	0.0	13.3	46.7	40.0	4.3	0.69	0.833
2	0.0	0.0	16.7	63.3	20.0	4.0	0.61	0.734
3	0.0	0.0	3.3	66.7	30.0	4.3	0.52	0.677
4	0.0	0.0	10.0	60.0	30.0	4.2	0.61	0.757
5	0.0	0.0	10.0	63.3	26.7	4.2	0.59	0.727
6	0.0	3.3	13.3	83.3	0.0	3.8	0.41	0.419
7	0.0	0.0	6.7	66.7	26.7	4.2	0.55	0.685
8	0.0	0.0	3.3	63.3	33.3	4.3	0.53	0.710
9	0.0	0.0	100.0	0.0	0.0	3.0	0.00	0.000
10	0.0	3.3	16.7	50.0	30.0	4.1	0.78	0.844
11	0.0	3.3	56.7	40.0	0.0	3.4	0.56	0.755
12	0.0	3.3	63.3	33.3	0.0	3.3	0.53	0.710
13	0.0	6.7	56.7	36.7	0.0	3.3	0.59	0.769
14	0.0	3.3	63.3	33.3	0.0	3.3	0.53	0.710
15	0.0	6.7	56.7	36.7	0.0	3.3	0.59	0.769
16	80.0	3.3	16.7	0.0	0.0	1.4	0.67	0.769

Totalmente en Desacuerdo" (TD); 2 "En Desacuerdo" (D); 3 "Neutral" (N); 4 "De Acuerdo" (A); 5 "Totalmente de Acuerdo" (TA)

5.3.3. Implementación y análisis de la encuesta

Los resultados de la encuesta (Tabla 5.2) revelan una distribución notable de los roles involucrados en la mitigación de la socavación en Colombia. Los diseñadores (29 %) y consultores (26 %) dominan entre los encuestados, lo que resalta la importancia del conocimiento técnico especializado durante las etapas iniciales de planificación, alineándose con estudios previos que destacan la necesidad de enfoques multidisciplinarios y especializados para abordar la erosión de riberas, especialmente al emplear soluciones basadas en la naturaleza (Parra et al., 2024; Robinson et al., 2014). La participación significativa de supervisores (18 %) e investigadores (16 %) subraya la integración de la supervisión técnica y la investigación aplicada, reforzando la combinación de teoría y práctica, un enfoque que estudios recientes también promueven para mejorar los procedimientos actuales (Parra et al., 2024; Robinson et al., 2014).

El uso predominante de estructuras como muros de gaviones y enrocado natural (16 % cada uno) refleja una preferencia por soluciones probadas y relativamente fáciles de implementar, respaldadas por investigaciones que confirman su eficacia tanto en el corto como en el largo plazo en contextos similares, como en Brasil (Frankl et al., 2021; Melo et al., 2021). Sin embargo, estudios en México sugieren que los gaviones pueden no ser óptimos en todos los contextos, indicando que estas estructuras retienen menos grava que las represas de mampostería, lo cual podría limitar su efectividad en ciertos entornos (Velázquez-Luna et al., 2016). Esta evidencia subraya la necesidad de adaptar las soluciones de control de erosión a las condiciones específicas de cada sitio.

Es alarmante que el 40 % de los encuestados no emplea medidas específicas de mitigación de la erosión, un dato preocupante considerando la gravedad de la erosión hídrica en regiones como los Andes colombianos. Investigaciones han documentado que la deforestación en la cuenca del río Magdalena ha incrementado significativamente las tasas de erosión, con un aumento del 33% entre 1972 y 2010 (Restrepo et al., 2015). Este problema también se observa en la cuenca del río Combeima, donde más del 50 % del área presenta pérdidas anuales de suelo muy altas, evidenciando la ineffectividad de las prácticas actuales de gestión (Mellado et al., 2021).

El alto uso del Manual de Drenaje Vial del Instituto Nacional de Vías (Invías – Colombia), citado por el 32 % de los encuestados, resalta la preferencia por documentos nacionales que ofrecen una mayor accesibilidad y pertinencia local, lo que concuerda con estudios que enfatizan en la efectividad de guías adaptadas a las condiciones locales (Gendaszek et al., 2018). Sin embargo, la percepción generalizada de que los criterios de diseño son inexistentes o inadecuados (61 % y 28 %, respectivamente) destaca una brecha crítica en la normativa actual, que estudios recientes han señalado como una de las principales razones del fracaso de las estructuras implementadas, especialmente en áreas costeras de Colombia (Rangel-Buitrago et al., 2018). Esto refuerza la urgencia de actualizar los criterios de diseño para adaptarlos a las condiciones locales específicas.

En relación con las ecuaciones utilizadas para calcular la profundidad de erosión, la ecuación de Lischtvan–Lebediev (1967) es la más empleada (30 % de las respuestas), favorecida por su facilidad de uso y validación histórica en Colombia. Sin embargo, estudios recientes sugieren que, bajo ciertas condiciones, otras ecuaciones podrían ofrecer predicciones más precisas y adaptadas localmente (Williams et al., 2019). Además, la falta de supervisión frecuente en las medidas de control de erosión (50 % de los encuestados indica que nunca se realiza) resalta las limitaciones de recursos y la ausencia de protocolos estandarizados para el mantenimiento, un problema documentado en investigaciones en plantas hidroeléctricas de Brasil, donde la falta de mantenimiento regular ha llevado al fracaso de estructuras de control de erosión (Vianna et al., 2020).

Estos hallazgos subrayan la importancia de integrar el conocimiento técnico avanzado con la experiencia práctica y de mejorar la supervisión para garantizar la durabilidad y efectividad de las intervenciones de control de erosión, tal como se ha demostrado en estudios en Ghana, donde el uso de geotextiles biológicos ha mostrado ser una solución sostenible y eficiente, aunque su efectividad depende en gran medida de las condiciones climáticas y una adecuada gestión durante la instalación (Nsiah & Schaaf, 2018).

Tabla 5.2. Distribución de roles y preferencias en la mitigación de la socavación en Colombia

Categoría	Subcategoría	Frecuencia	Porcentaje
Rol	Diseñador	32	29
	Consultor	29	26
	Supervisor	20	18
	Investigador	18	16
	Constructor	9	8
	Ninguno de los anteriores	2	2
	Total	110	100
Estructuras de Protección de las Riberas	Muro de gaviones	18	16
	Muro de rip-rap de piedra natural	18	16
	Muro de concreto	16	15
	Muro de sacos de concreto	15	14
	Muro de hexápodos de piedra artificial	11	10
	Muro de pilotes	10	9
	Muro de sacos de arena	9	8
	Muro de bloques de concretos articulados	8	7
	Muro de neumáticos usados	5	5
	Ninguno de los anteriores	0	0
	Total	110	100
Medidas de Mitigación de la Socavación	No	44	40
	Geo bolsas	22	20
	Geotextiles	11	10
	Geocontenedores	11	10
	Paredes de sacos de suelo-cemento	11	10
	Coberturas	11	10
	Total	110	100
Conciencia sobre Fallos por Socavación	Sí	68	61
	No	42	39
	Total	110	100
Documentos y Manuales Utilizados	Manual de Drenaje Vial (Instituto Nacional de Vías “Invías” – Colombia)	35	32
	Control de la Erosión en Áreas Tropicales (Documento de investigación sobre erosión y deslizamientos – Colombia)	21	19
	Manual HEC-23 (Contramedidas de la Inestabilidad del Arroyo y la Socavación del Puente – Estados Unidos)	21	19
	Otros	13	12
	Manual de Ingeniería de Ríos (Documento sobre el comportamiento hidráulico de los cauces naturales – México)	8	7
	Hidráulica Fluvial (Guía metodológica sobre la hidráulica de ríos y cuencas – Argentina)	6	5
	Ninguno de los anteriores	6	5
	Total	110	100
Evaluación de los Criterios de Diseño	No existen	67	61
	Inadecuados	31	28
	Adecuados	12	11
	Total	110	100

Tabla 5.2. (Continuación) Distribución de roles y preferencias en la mitigación de la socavación en Colombia

Categoría	Subcategoría	Frecuencia	Porcentaje
Ecuaciones de Cálculo de la Profundidad de la Socavación	Ecuación de Lischvan-Lebediev	33	30
	Ninguno de los anteriores	21	19
	Ecuación del Departamento de Transporte de Estados Unidos	14	13
	Ecuación de Artamonov	9	8
	Ecuación de Hire	6	5
	Ecuación de Froehlich	6	5
	Ecuación de Blench	6	5
	Ecuación de Neill	3	3
	Ecuación de Borges	3	3
	Ecuación de Maynard	3	3
	Ecuación de Lacey	3	3
	Otros	3	3
	Ecuación de Khosronejad et al.	0	0
	Ecuación de la Universidad de los Andes-ULA	0	0
	Total	110	100
Contramedidas Utilizadas para la Socavación	Rip-rap	32	29
	Gaviones	20	18
	Sacos de arena	12	11
	Neumáticos	12	11
	Ninguno de los anteriores	12	11
	Vegetación (múltiples filas) en el borde de ataque del flujo	10	9
	Muro tipo zapato	8	7
	Pared deflectora	2	2
	Adoquines y vegetación	2	2
	Paletas sumergidas combinadas con rip-rap	0	0
	Otros	0	0
	Total	110	100
Frecuencia de Supervisión de las Medidas de Control de la Socavación	Nunca	55	50
	Anualmente	31	28
	Más de una vez al año	19	17
	Bianualmente	5	5
	Total	110	100

5.3.4. Desarrollo y validación de recomendaciones de diseño para muros longitudinales

Las recomendaciones de diseño para muros longitudinales y contramedidas de socavación en ríos con lechos granulares en Colombia se fundamentaron en estudios previos, revisión normativa, y análisis de datos experimentales, considerando las condiciones locales y normativas internacionales. Se evaluaron directrices de documentos como el Manual de Drenaje superficial de Invías (2009) y guías de la Administración Federal de Carreteras de EE.UU., las cuales proporcionaron criterios técnicos para el dimensionamiento de contramedidas como rip-rap, gaviones y mantos anti-socavación. A través del análisis de estos documentos y la revisión de estudios preliminares y complementarios, se identificaron las mejores prácticas para diseñar estructuras que sean efectivas y duraderas en los entornos fluviales de Colombia, como se documenta detalladamente en el Anexo A 4.

La revisión reveló que, aunque los lineamientos internacionales son útiles, requieren ajustes específicos para adaptarse a las características únicas de los ríos colombianos, especialmente en zonas montañosas con lechos granulares. Se destacó la necesidad de ajustar las recomendaciones de diseño para que incluyan no solo el blindaje y protección del muro, sino también la alteración del flujo a través de dispositivos como espigones y mini espigones, que son efectivos en la reducción de la socavación local. Los estudios geotécnicos y topográficos detallaron la importancia de caracterizar el material del lecho y su

comportamiento bajo condiciones de flujo intensas, permitiendo la optimización de las estructuras propuestas para aumentar su eficacia y durabilidad.

Tras la formulación del documento preliminar, este fue sometido a consulta con 12 expertos en diseño de estructuras hidráulicas y contramedidas de socavación. Estos expertos, seleccionados por su experiencia en proyectos de infraestructura fluvial y su conocimiento técnico, participaron en simulaciones numéricas y análisis de casos que permitieron ajustar las recomendaciones. Se llevaron a cabo simulaciones utilizando modelos 2D y 3D que replicaban las condiciones de los ríos colombianos para validar las propuestas de diseño. Los expertos evaluaron la precisión técnica, relevancia y aplicabilidad de las recomendaciones bajo distintas configuraciones de flujo y tipos de socavación.

Los resultados de las simulaciones mostraron que la combinación de contramedidas como mantos anti-socavación y mini espigones tiene una alta eficacia para mitigar la socavación en las bases de los muros longitudinales, especialmente en ríos con alta variabilidad de caudales y condiciones de lecho granular. Estas configuraciones demostraron una mejora significativa en la estabilidad estructural y funcionalidad del muro, lo cual fue corroborado por los expertos. Los ajustes realizados a partir de estas consultas incluyeron la modificación de las dimensiones de los muros y el posicionamiento estratégico de las contramedidas para maximizar su eficacia.

Las observaciones de los expertos se integraron en un documento final que consolida las recomendaciones de diseño, adaptándolas a las condiciones específicas de los ríos colombianos. Este enfoque colaborativo no solo reforzó la validez técnica de las propuestas, sino que también aseguró que las recomendaciones fueran prácticas y aplicables en campo, ofreciendo una herramienta confiable para ingenieros y diseñadores que buscan implementar soluciones sostenibles y eficaces para la protección de infraestructuras hidráulicas. El documento revisado, complementado por el Anexo A 4, proporciona una guía detallada para la selección y disposición de muros longitudinales y contramedidas, optimizando el diseño para condiciones locales y asegurando la longevidad y seguridad de las estructuras en entornos fluviales complejos.

5.4. CONCLUSIONES (Objetivo 3)

La revisión de normativas nacionales e internacionales, incluyendo el manual de drenaje de Invias de Colombia y las circulares HEC de Estados Unidos, evidenció que, aunque estos documentos ofrecen lineamientos para estructuras hidráulicas, presentan carencias específicas para muros longitudinales en lechos granulares. Esta falta de directrices adecuadas genera incertidumbre en el diseño y eleva la probabilidad de fallos estructurales. El desarrollo de la nueva expresión matemática ofrece una herramienta prometedora para estimar la socavación local en muros longitudinales, comparándose favorablemente con modelos existentes. Además, los mantos anti-socavación han demostrado ser la contramedida más efectiva, alcanzando eficacias superiores al 90% cuando se aplica un ancho adecuado de la estructura.

El análisis de los datos experimentales y la encuesta a expertos permitió identificar como principales contramedidas usadas el rip-rap y los gaviones, y su impacto en la reducción de la socavación en diferentes contextos hidráulicos. Estas evaluaciones destacaron la importancia de ajustar las recomendaciones de diseño a las características específicas de los ríos colombianos, integrando tanto técnicas tradicionales como innovaciones. Los resultados de la consulta a expertos validaron que la implementación de estas recomendaciones mejoraría significativamente la protección y durabilidad de las estructuras hidráulicas, adaptándose a las condiciones de socavación del flujo.

CAPÍTULO 6. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

6.1. CONCLUSIONES FINALES

La integración de metodologías numéricas avanzadas con la experimentación física se mostró como un enfoque robusto para la predicción y mitigación de la socavación. Las simulaciones numéricas tridimensionales proporcionaron niveles de precisión, alcanzando valores de hasta el 85%, aunque también se identificaron discrepancias de hasta un 20% cuando se aplicaron en situaciones del modelo experimental. Estas desviaciones resaltan la importancia de una calibración continua de los modelos, ajustando los parámetros con base en observaciones empíricas y aplicando métricas de validación rigurosas. El planteamiento de una nueva expresión matemática para la estimación de la socavación local en muros longitudinales, y su comparación con ecuaciones existentes, denota la precisión de esta, presentando valores de los estimadores estadísticos de MNE de 24.00 %, un MPF de 1.30, un MSE de 0.00018 y un IE de 0.31 para el canal recto y MNE de 49.66 %, un MPF de 1.602, un MSE de 0.0005 y un IE de 0.795 para el canal curvo, valores dentro del rango de aceptabilidad para ambos canales.

El análisis integral de los modelos hidrodinámicos y las evaluaciones experimentales realizadas evidenció la influencia determinante de las características geométricas de los muros longitudinales y la interacción tridimensional del flujo en la intensificación de la socavación en ríos con lechos granulares. Se demostró que los patrones de vórtices y corrientes de remolino generados en la base de los muros afectan negativamente la estabilidad estructural, lo que subraya la necesidad de diseñar soluciones adaptables que mitiguen estos fenómenos erosivos. De esta forma, se observa que en condiciones de lechos granulares bien gradados, las soluciones estudiadas de contramedida de alteración del flujo mediante mini espigones presentaron eficacias que oscilaron entre el 52.44% y 58.37 % en la reducción de la socavación, evidenciando una brecha en la capacidad de adaptación de estas contramedidas a diferentes contextos fluviales. Por ejemplo, se observó que la configuración de espigones con una longitud de 0.09 m en contraflujo mostró una eficacia del 58.37 %, mientras que los espigones con una longitud mayor (0.12 m) en la misma configuración tuvieron una eficacia reducida, alcanzando solo el 27.00 %. Esta variabilidad en la respuesta de las contramedidas resalta la importancia de diseñar estructuras específicas para cada contexto fluvial. Así mismo, se observa que empleando la relación adimensional entre la longitud del mini espigón y el ancho del cauce menor a 0.33, permite analizar la contramedida a escenarios a escala aumentada. En contraste a esto, la combinación de mini espigones y mantos anti-socavación en configuraciones específicas logró eficacias cercanas al 74.42 %, evidenciando la superioridad de enfoques combinados sobre soluciones de alteración del flujo como los mini espigones por sí solos, cuando se tiene en cuenta las adecuadas relaciones de dimensionamiento en cada uno de los escenarios de las alternativas de contramedida.

Los resultados experimentales y numéricos indicaron una gran variabilidad en la eficacia de las contramedidas tradicionales, como revestimientos y estructuras de blindaje, dependiendo de las propiedades del sedimento y las dinámicas de flujo. En particular, la alternativa de contramedida de alteración del flujo mediante las nervaduras verticales de 0.02x0.02 m con separaciones de 0.1 m lograron eficacias de hasta 83.94 %, siendo la configuración más eficaz dentro de las evaluadas de esta misma alternativa. Estos datos subrayan la importancia de adaptar los diseños de las contramedidas a las características específicas de cada entorno para optimizar su eficacia y garantizar la protección de las infraestructuras hidráulicas. Así mismo, para el dimensionamiento a mayor escala de la contramedida de nervaduras verticales se toma la relación adimensional entre la longitud de la nervadura y el tirante hidráulico del flujo de 0.16, mientras que, para el espaciamento, se toma la separación y el tirante hidráulico, obteniendo de esta un valor de 0.80.

El comportamiento de los sedimentos también se destacó como un factor crítico en la eficacia de las contramedidas implementadas. Por ejemplo, en escenarios donde se utilizaron mantos anti-socavación de 0.29 m, se logró una eficacia superior del 90.34 %, contrastando con el 63.63 % de mantos de menor espesor (0.12 m) y una baja eficacia de solo 10.72 % en mantos de 0.08 m. Estos resultados confirman la necesidad de seleccionar adecuadamente el tipo y dimensiones de las contramedidas basadas en la granulometría y dinámica de cada río, optimizando la respuesta de los muros longitudinales ante los desafíos erosivos. En este sentido, el dimensionamiento de la estructura flexible como los mantos anti socavación, toma como referencia la relación entre el ancho de la contramedida y la profundidad máxima de socavación presentada sin contramedida, siendo esta mayor o igual a 1.5. Por su parte, la alternativa de blindaje mediante la disposición de rip-rap, presenta eficacias máximas de hasta un 94.03 % en la reducción de la socavación para el escenario de 1 ½", esto cuando se cumple el adecuado dimensionamiento del diámetro de roca, por lo cual, se emplea la ecuación planteada por Maynard para establecer las velocidades de arrastre de material, y con esto, determinar el diámetro adecuado del rip-rap en mayores escalas.

A pesar de los avances logrados, se identificaron vacíos significativos en las normativas y guías de diseño actuales, tanto nacionales como internacionales. Documentos como el Manual de Drenaje Superficial de Inviás y las guías de la Administración Federal de Carreteras de EE.UU. no ofrecen directrices específicas para escenarios fluviales complejos en Colombia, limitando la implementación de soluciones adaptadas a estos entornos. Esta carencia podría conducir a diseños ineficientes y aumentar el riesgo de fallas estructurales. Por lo tanto, se propone el desarrollo de guías más detalladas y específicas que consideren las características geomorfológicas y dinámicas de los ríos colombianos, incorporando tecnologías emergentes y datos en tiempo real para garantizar una planificación y ejecución más efectiva y sostenible. Finalmente, los resultados de esta investigación subrayan la necesidad de combinar enfoques estructurales, numéricos y experimentales para desarrollar soluciones integrales que optimicen la eficacia de las contramedidas hidráulicas. Este enfoque no solo mejora la protección de las estructuras hidráulicas, sino que también contribuye a la sostenibilidad de los ecosistemas fluviales, estableciendo un marco para el diseño adaptativo y resiliente de estas estructuras frente a fenómenos erosivos en entornos complejos.

6.2.RECOMENDACIONES

Para ampliar la validez y aplicabilidad de la ecuación desarrollada y para futuras investigaciones, se recomienda realizar experimentos a una escala mayor para comparar los resultados y analizar el comportamiento del flujo. También se sugiere utilizar granulometrías con distintos diámetros medios, incluyendo suelos uniformes, gradados y bien gradados, para evaluar la eficacia de las contramedidas bajo condiciones de lecho variables. Asimismo, es importante analizar las contramedidas en entornos más grandes para validar su eficacia y proporcionar un análisis exhaustivo de su impacto en la reducción de socavación general y local en muros longitudinales con diferentes condiciones de lecho

Se recomienda seguir investigando la socavación en muros longitudinales en ríos con lechos variados y bien gradados, dado su impacto en la ingeniería civil e hidráulica y la limitada disponibilidad de estudios previos. El desarrollo de más investigaciones permitirá mejorar la comprensión del fenómeno y la precisión en la predicción de la socavación, aportando conocimientos clave para el diseño y la implementación de medidas de protección en estructuras fluviales.

Es fundamental adaptar y actualizar las guías existentes, como las de Inviás y las HEC, para incluir lineamientos específicos sobre el diseño y disposición de muros longitudinales en lechos granulares, asegurando su relevancia en el contexto colombiano. Además, se recomienda validar continuamente la expresión matemática propuesta mediante estudios complementarios y simulaciones en distintos entornos fluviales, garantizando su precisión y aplicabilidad.

Se recomienda priorizar el uso de mantos anti-socavación, diseñados con un ancho mínimo de 1.5 veces la profundidad máxima de socavación observada sin contramedida, para maximizar su eficacia. Asimismo, es necesario implementar programas de capacitación técnica para ingenieros, enfocándose en modelos de simulación y evaluaciones prácticas de contramedidas, fortaleciendo así la toma de decisiones basada en evidencia.

El establecimiento de protocolos de monitoreo y mantenimiento de las estructuras hidráulicas se convierte en una medida indispensable para asegurar su funcionalidad a largo plazo. Estos protocolos deben contemplar ajustes periódicos de las contramedidas basados en observaciones de campo, permitiendo una respuesta dinámica ante cambios en las condiciones del cauce.

Es esencial que los criterios de diseño presentados en el Anexo A4 se revisen y actualicen regularmente, incorporando datos recientes de campo y ajustando los parámetros de modelación según los cambios observados en las condiciones hidrodinámicas y sedimentarias. La actualización periódica de estos criterios garantizará que las contramedidas continúen siendo efectivas y relevantes, y permitirá reducir la probabilidad de fallas estructurales debido a cambios no previstos en las condiciones del flujo y el sedimento.

Se recomienda una mayor integración de metodologías híbridas que combinen experimentación física y modelación numérica avanzada para la validación y ajuste continuo de los criterios de diseño de muros longitudinales. Esta combinación de técnicas permitirá una mejor comprensión de las interacciones complejas entre el flujo y las estructuras, y proporcionará un marco más robusto para adaptar las soluciones de protección a las condiciones específicas de los ríos, mejorando así la precisión y aplicabilidad de las contramedidas.

Es imperativo ampliar la perspectiva de diseño para incluir no solo la seguridad estructural, sino también la sostenibilidad a largo plazo y los impactos ambientales. Las contramedidas deben ser diseñadas de manera que no solo protejan los muros longitudinales, sino que también minimicen su impacto negativo en el ecosistema fluvial. Este enfoque más holístico requiere de una evaluación continua de los efectos acumulativos de las intervenciones en el entorno natural y la adaptación de los criterios de diseño para responder a estos desafíos emergentes.

Se debe fomentar la adopción de tecnologías avanzadas de monitoreo, como sensores en tiempo real y sistemas de modelación dinámica, para la gestión adaptativa de los riesgos de socavación. Estas herramientas permiten una respuesta proactiva a las condiciones cambiantes del flujo y el sedimento, facilitando ajustes inmediatos a las contramedidas y optimizando la protección de los muros longitudinales. Implementar estos sistemas puede mejorar significativamente la resiliencia de las infraestructuras fluviales, asegurando su rendimiento y durabilidad ante eventos hidrológicos extremos y otras amenazas erosivas.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abbasnia, A. H., & Ghiassi, R. (2011). Improvements on bed-shear stress formulation for pier scour computation. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 67(3), 383-402. <https://doi.org/10.1002/fld.2372>
- Abreu, L., Cavalieri, A., Schlatter, P., Vinuesa, R., & Henningson, D. (2020). Resolvent modelling of near-wall coherent structures in turbulent channel flow. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 85, 108662. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2020.108662>.
- Açıl, A., Aydın, A., Eker, R., & Duyar, A. (2022). Use of UAV Data and HEC-RAS Model for Dimensioning of Hydraulic Structures on Forest Roads. *Croatian Journal of Forest Engineering*, 44(1), 171-188. <https://doi.org/10.5552/crojfe.2023.1701>
- Agrawal, A. K., Khan, M. A., & Yi, Z. (2007). *Handbook of Scour Countermeasures Designs*.
- Akhlaghi, E., Babarsad, M. S., Derikvand, E., & Abedini, M. (2020). Assessment the Effects of Different Parameters to Rate Scour around Single Piers and Pile Groups: A Review. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 27(1), 183–197. <https://doi.org/10.1007/s11831-018-09304-w>
- Alauddin, M., & Tsujimoto, T. (2012). Optimum configuration of groynes for stabilization of alluvial rivers with fine sediments. *International Journal of Sediment Research*, 27(2), 158–167. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S1001-6279\(12\)60024-9](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S1001-6279(12)60024-9)
- Amini, N., Balouchi, B., & Shafai Bejestan, M. (2017). Reduction of local scour at river confluences using a collar. *International Journal of Sediment Research*, 32(3), 364–372. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijsrc.2017.06.001>
- Anderson, S. A., & Williams, J. L. (2002). Road stabilization, reconstruction, and maintenance with a combined mechanically stabilized earth and secant pile wall: Zion national park, Utah. *Transportation Research Record*, 1808(1), 76–83. <https://doi.org/10.3141/1808-09>
- Arneson, L. A., Zevenbergen, L. W., Lagasse, P. F., & Clopper, P. E. (2012). *Evaluating scour at bridges*, fifth edition.
- Al-Towayti, F. A. H., Teh, H. M., Ma, Z., Jae, I. A., Syamsir, A., & Al-Qadami, E. H. H. (2024). Hydrodynamic Performance Assessment of Emerged, Alternatively Submerged and Submerged Semicircular Breakwater: An Experimental and Computational Study. *Journal of Marine Science and Engineering*, 12(7). <https://doi.org/10.3390/jmse12071105>
- Attal, M., & Lavé, J. (2009). Pebble abrasion during fluvial transport: Experimental results and implications for the evolution of the sediment load along rivers. *Journal of Geophysical Research: Earth Surface*, 114(F4). <https://doi.org/10.1029/2009JF001328>
- Barbhuiya, A. K., & Mazumder, M. H. (2014). Live-bed local scour around vertical-wall abutments. *ISH Journal of Hydraulic Engineering*, 20(3), 339–351. <https://doi.org/10.1080/09715010.2014.925331>
- Barkdoll, B. D., Ettema, R., & Melville, B. W. (2007). Countermeasures to Protect Bridge Abutments from Scour Report 587. www.TRB.org

- Bento, F. R., Frizera Vasallo, R., & Aching Samatelo, J. L. (2020). Detecção de Anomalias em Vias Públicas Usando Características Espaciais e um Classificador Sequencial Bidirecional. *Congresso Brasileiro de Automática-CBA* (Vol. 2, N° 1). <https://doi.org/10.48011/asba.v2i1.1140>
- Bhatia, U. K., & Setia, B. (2021). Vertical plates as scour countermeasure for bridge abutments. *ISH Journal of Hydraulic Engineering*, 27(sup1), 197–201. <https://doi.org/10.1080/09715010.2019.1613683>
- Biron, P. M., Robson, C., Lapointe, M. F., & Gaskin, S. J. (2005). Three-dimensional flow dynamics around deflectors. *River Research and Applications*, 21(9), 961–975. <https://doi.org/10.1002/rra.852>
- Biswas, P., & Barbhuiya, A. K. (2018). Countermeasure of river bend scour using a combination of submerged vanes and riprap. *International Journal of Sediment Research*, 33(4), 478–492. <https://doi.org/10.1016/j.ijsrc.2018.04.002>
- Blench, T. B., Sc., & Inst, A. M. C. E. (1939). *A New Theory of Turbulent Flow in Liquids of Small Viscosity*.
- Booij, R. (2003). Measurements and large eddy simulations of the flows in some curved flumes. *Journal of Turbulence*, 4, N8. <https://doi.org/10.1088/1468-5248/4/1/008>
- Borges, M. (2008). *Socavación al pie de muros longitudinales*. Universidad de Los Andes.
- Borges, M. E., Mora, J. E., & Flórez, Isabel. (2008). *Socavación al pie de muros longitudinales*.
- Bross, M., Fuchs, T., & Kähler, C. (2019). Interaction of coherent flow structures in adverse pressure gradient turbulent boundary layers. *Journal of Fluid Mechanics*, 873, 287 - 321. <https://doi.org/10.1017/jfm.2019.408>
- Calixto, N. C., Zambrano, M. C., Castaño, A. G., & Soto, G. C. (2023). Analysis of a three-dimensional numerical modeling approach for predicting scour processes in longitudinal walls of granular bedding rivers. *EUREKA: Physics and Engineering*, 4, 168–179. <https://doi.org/10.21303/2461-4262.2023.002682>
- Calixto, N., Castaño, A., & Contreras-Ropero, J. (2024). Bibliometric Analysis of River Erosion Control Measures: Examination of Practices and Barriers in Colombia. *Hydrology*, 11(9), 139. <https://doi.org/10.3390/hydrology11090139>
- Canales Anyosa, F. G., & Vela Villacorta, D. G. (2020). Comparación técnica y económica de la protección local para el control de erosión en el puente Ignacio Escudero - Piura. Universidad Ricardo Palma.
- Cañas Ramos, E. (2018). Estudio de la socavación local en pilas circulares de puentes en lechos no cohesivos con modelación física en laboratorio. Escuela Colombiana de Ingeniería Julio Garavito.
- Cárdenas-Quintero, M., Carvajal-Serna, L. F., & Marbello-Pérez, R. (2019). Two-dimensional hydrodynamic analysis of surface drainage on an urban road. *DYNA (Colombia)*, 86(211), 102–111. <https://doi.org/10.15446/dyna.v86n211.79524>
- Cardoso, A. H., & Fael, C. M. (2009). Protecting Vertical-Wall Abutments with Riprap Mattresses. *Journal of Hydraulic Engineering*, 135(6), 457–465. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)HY.1943-7900.0000040](https://doi.org/10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000040)
- Castellino, M., Moroni, M., Cimorelli, C., Di Risio, M., & De Girolamo, P. (2021). Riverbed Protection Downstream of an Undersized Stilling Basin by Means of Antifer Artificial Blocks. *Wáter*, 13(5), 619. <https://doi.org/10.3390/w13050619>

- Castillo, L. G., García, J. T., & Carrillo, J. M. (2023). VII Jornadas de Ingeniería del Agua. La Resiliencia de Las Infraestructuras Hidráulicas Frente al Cambio Climático, 1–726.
- Castro, I. (2013). Evaluación de la socavación al pie de los muros de encauzamiento del río Amojú, zona urbana - Jaén.
- Cely-Calixto, N., Galvis-Castaño, A., Carrillo-Soto, G.A. (2023a) Estimación del diámetro del enrocado para la protección de la base de muros longitudinales en ríos con lecho granular bien gradado. *Ingeniería y Competitividad*. 25(4), e-20213114. <https://doi.org/10.25100/iyv.v25i4.13114>
- Cely Calixto, N. J., Galvis Castaño, A., & Carrillo Soto, G. A. (2023b). Evaluation of Local Scour along the Base of Longitudinal Training Walls. *Wáter*, 15(22), 4001. <https://doi.org/10.3390/w15224001>
- Cely-Calixto, N. J., Cortés-Zambrano, M., Galvis-Castaño, A., & Carrillo-Soto, G. A. (2024). Flexible structures as a countermeasure to reduce local scour along longitudinal walls. *Applications in Engineering Science*, 18. <https://doi.org/10.1016/j.apples.2024.100182>
- Cevallos, P., & Ochoa, D. (2020). Modelación numérica (CFD) del lavado de sedimentos en el embalse de la presa Toachi. Programa Flow-3D. Escuela Politécnica Nacional.
- Chaghooshi, M. J. (2016). Time-dependent failure analysis of large block size riprap as bank protection in mountain rivers.
- Champagne, T. M., Barlock, R. R., Ghimire, S. R., Barkdoll, B. D., Gonzalez-Castro, J. A., & Deaton, L. (2016). Scour Reduction by Air Injection Downstream of Stilling Basins: Optimal Configuration Determination by Experimentation. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 142(12). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)IR.1943-4774.0001108](https://doi.org/10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001108)
- Chen, J., Hsu, H., & Hong, Y. (2016a). The influence of upstream slope on the local scour at drop structure. *Journal of Mountain Science*, 13(12), 2237–2248. <https://doi.org/10.1007/s11629-015-3790-5>
- Chen, J., Qu, Y., & Sun, Z. (2023). Protection mechanisms, countermeasures, assessments and prospects of local scour for cross-sea bridge foundation: A review. *Ocean Engineering*, 288, 116145. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2023.116145>
- Chen, J. Yan, Hsu, H. Hsin, & Hong, Y. Ming. (2016b). The influence of upstream slope on the local scour at drop structure. *Journal of Mountain Science*, 13(12), 2237–2248. <https://doi.org/10.1007/s11629-015-3790-5>
- Chiew, Y. M. (2008). Scour and scour countermeasures at bridge sites. *Transactions of Tianjin University*, 14(4), 289–295. <https://doi.org/10.1007/s12209-008-0049-z>
- Choufu, L., Abbasi, S., Pourshahbaz, H., Taghvaei, P., & Tfwala, S. (2019). Investigation of flow, erosion, and sedimentation pattern around varied groynes under different hydraulic and geometric conditions: A numerical study. *Water (Switzerland)*, 11(2). <https://doi.org/10.3390/w11020235>
- Cislaghi, A., Fogliata, P., Morlotti, E., and Bischetti, G. B. (2021): Towards a better understanding of river dynamics in semi-urbanized areas: a machine learning analysis on time-series satellite images, EGU General Assembly 2021, online, 19–30 Apr 2021, EGU21-3069, <https://doi.org/10.5194/egusphere-egu21-3069>

- Cobos Alvarado, F., Peñaherrera León, M., & Ortiz Colon, A. M. (2016). Validation of a questionnaire on research-based learning with engineering students. *Journal of Technology and Science Education*, 6(3), 219. <https://doi.org/10.3926/jotse.227>
- Das, V. K., Chaudhuri, S., Barman, K., Roy, S., & Debnath, K. (2022). Pier scours in fine-grained non-cohesive sediment and downstream siltation, an experimental approach. *Physical Geography*, 43(3), 365–382. <https://doi.org/10.1080/02723646.2020.1801372>
- Dehghani, A. A., Azamathulla, H. M., Hashemi Najafi, S. A., & Ayyoubzadeh, S. A. (2013). Local scouring around L-head groynes. *Journal of Hydrology*, 504, 125–131. <https://doi.org/10.1016/j.jhydrol.2013.09.020>
- Di Pietro, P., & Mahajan, R. R. (2022). Erosion control solutions with case studies. In C. N. V. S. Reddy & S. Sassa (Eds.), *Scour- and Erosion-Related Issues* (pp. 71–94). Springer Singapore. https://doi.org/10.1007/978-981-16-4783-3_6
- Duc, M., Wenka, T., & Rodi, W. (2004). Numerical Modeling of Bed Deformation in Laboratory Channels. *Journal of Hydraulic Engineering*, 130(9), 894–904. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(2004\)130:9\(894\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(2004)130:9(894))
- Dugué, V., Blanckaert, K., & Schleiss, A. J. (2012). An air-bubble screen used as a countermeasure to reduce erosion in open-channel bends.
- Espinoza-Jara, A., Walczak, M., Molina, N., Jahn, W., & Brevis, W. (2022). Erosion under turbulent flow: a CFD-based simulation of near-wall turbulent impacts with experimental validation. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 16, 1526 – 1545. <https://doi.org/10.1080/19942060.2022.2099978>
- Fathi, A., & Zomorodian, S. M. A. (2018). Effect of Submerged Vanes on Scour Around a Bridge Abutment. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 22(7), 2281–2289. <https://doi.org/10.1007/s12205-017-1453-5>
- Fathi, A., Zomorodian, S. M. A., Zolghadr, M., Chadee, A., Chiew, Y. M., Kumar, B., & Martin, H. (2023). Combination of Riprap and Submerged Vane as an Abutment Scour Countermeasure. *Fluids*, 8(2). <https://doi.org/10.3390/fluids8020041>
- Fischenich, J. C. (2003). Effects of Riprap on Riverine and Riparian Ecosystems.
- Fracassi, G. (2019). *Defensas ribereñas con gaviones y geo sintéticos* (1a edición, Vol. 1).
- Frankl, A., Nyssen, J., Vanmaercke, M., & Poesen, J. (2021). Gully prevention and control: Techniques, failures and effectiveness. *Earth Surface Processes and Landforms*, 46(1), 220–238. <https://doi.org/10.1002/esp.5033>
- Froehlich, D. C. (2020). Neural network prediction of maximum scour in bends of sand-bed rivers. *Journal of Hydraulic Engineering*, 146(10). [https://doi.org/10.1061/\(asce\)hy.1943-7900.0001804](https://doi.org/10.1061/(asce)hy.1943-7900.0001804)
- Froehlich, R. (1991). *Reviews European Journal of Communication*, 6(3), 376–377. doi:10.1177/0267323191006003009.
- Gao, N., Niu, J., He, Q., Zhu, T., & Wu, J. (2012). Using RANS turbulence models and Lagrangian approach to predict particle deposition in turbulent channel flows. *Building and Environment*, 48, 206–214. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2011.09.003>

- Gaudio, R., Tafarojnoruz, A., & Calomino, F. (2012). Combined flow-altering countermeasures against bridge pier scour. *Journal of Hydraulic Research*, 50(1), 35–43. <https://doi.org/10.1080/00221686.2011.649548>
- Ge, L., & Sotiropoulos, F. (2005). 3D unsteady RANS modeling of complex hydraulic engineering flows. I: Numerical Model. *Journal of Hydraulic Engineering*, 131(9), 800–808. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(2005\)131:9\(800\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(2005)131:9(800))
- Gendaszek, A. S., Burton, K., Magirl, C. S., & Konrad, C. P. (2018). Streambed scour of salmon spawning habitat in a regulated river influenced by management of peak discharge. *Freshwater Biology*, 63(8), 917–927. <https://doi.org/10.1111/fwb.12987>
- Ghasemi, M., & Soltani-Gerdefaramarzi, S. (2017). The Scour Bridge Simulation around a Cylindrical Pier Using Flow-3D. <http://jhe.usb.ac.ir/>
- Grimaldi, C., Gaudio, R., Calomino, F., & Cardoso, A. H. (2009). Countermeasures against Local Scouring at Bridge Piers: Slot and Combined System of Slot and Bed Sill. *Journal of Hydraulic Engineering*, 135(5), 425–431. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)HY.1943-7900.0000035](https://doi.org/10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000035)
- Guevara, M. E. (2016). *Socavación en puentes*. Popayán, Colombia: Lemoine Editores y Editorial Universidad Del Cauca.
- Guerrero, E., Palacios, J., Saumeth, R., Jaramillo, J., Padilla, L. D., Quintero, V., Castellanos, D, and Galindo O. "Abandonment of a Well Located in a High Torrent River: Under-River Project using an HWO Unit in Colombia." Paper presented at the ADIPEC, Abu Dhabi, UAE, October 2023. doi: <https://doi.org/10.2118/216356-MS>
- Guzmán, R., Bezada, M., & Rodríguez-Santalla, I. (2021). Granulometric characterization of sediments in the anastomosed system of the Apure River Venezuela. *Journal of South American Earth Sciences*, 109, 103274. <https://doi.org/10.1016/j.jsames.2021.103274>
- Hamidifar, H., Omid, M. H., & Nasrabadi, M. (2018). Reduction of scour using a combination of riprap and bed sill. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Water Management*, 171(5), 264–270. <https://doi.org/10.1680/jwama.16.00073>
- Han, Z., Li, M., Li, Y., Zhao, M., Li, C., Xie, W., Ding, H., & Ma, Y. (2023). An Integrated Approach for Simulating Debris-Flow Dynamic Process Embedded with Physically Based Initiation and Entrainment Models. *Water (Switzerland)*, 15(8). <https://doi.org/10.3390/w15081592>
- Hersberger, D. (2002). Wall roughness effects on flow and scouring in curved channels with gravel bed. (Issue 2632). École Polytechnique Fédérale De Lausanne. <https://www.researchgate.net/publication/34668294>
- Hersberger, D. S., Franca, M. J., & Schleiss, A. J. (2015). Wall-Roughness Effects on Flow and Scouring in Curved Channels with Gravel Beds. *Journal of Hydraulic Engineering*, 142(1). [https://doi.org/10.1061/\(asce\)hy.1943-7900.0001039](https://doi.org/10.1061/(asce)hy.1943-7900.0001039)
- Ho, D. K. H., & Riddette, K. M. (2010). Application of computational fluid dynamics to evaluate hydraulic performance of spillways in Australia. *Australian Journal of Civil Engineering*, 6(1), 81–104. <https://doi.org/10.1080/14488353.2010.11463946>

- Hsu, L., Dietrich, W., & Sklar, L. (2014). Mean and fluctuating basal forces generated by granular flows: Laboratory observations in a large vertically rotating drum. *Journal of Geophysical Research: Earth Surface*, 119, 1283 - 1309. <https://doi.org/10.1002/2013JF003078>.
- Invías. (2009). Manual de drenaje para carreteras.
- Istanbulluoglu, E., Tarboton, D. G., Pack, R. T., & Luce, C. (2003). A sediment transport model for incision of gullies on steep topography. *Water Resources Research*, 39(4). <https://doi.org/10.1029/2002WR001467>
- James, C. S. (2019). Scour and scour protection. Springer eBooks, 319-363. https://doi.org/10.1007/978-3-030-34086-5_9
- Johnson, P. A., & Niezgoda, S. L. (2004). Risk-Based Method for Selecting Bridge Scour Countermeasures. *Journal of Hydraulic Engineering*, 130(2), 121–128. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(2004\)130:2\(121\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(2004)130:2(121))
- Kardan, N., Hassanzadeh, Y., & Hakimzadeh, H. (2017). The effect of combined countermeasures on main local scouring parameters using physical models. *Arabian Journal of Geosciences*, 10(23). <https://doi.org/10.1007/s12517-017-3304-6>
- Khademghaeiny, G., Abrishami, J., Zarrati, A. R., Karimaei Tabarestani, M., & Mashahir, M. (2021). Riprap design at bridge piers with limited scouring. *Scientia Iranica*, 27(2A), 588–595. <https://doi.org/10.24200/sci.2018.5005.1037>
- Khalaj, M., Gohari, S., & Okhravi, S. S. (2019). The numerical and experimental study of scouring pattern around direct and polo-shaped groynes.
- Khan, U. A., & Valentino, R. (2022). Investigating the Granulometric Distribution of Fluvial Sediments through the Hybrid Technique: Case Study of the Baganza River (Italy). *Water*, 14(9), 1511. <https://doi.org/10.3390/w14091511>
- Khassaf, S. I., & Rashak, B. M. (2021). Investigation of Local Scour around L-Shape Submerged Groynes in Clearwater Conditions. *Tikrit Journal of Engineering Sciences*, 28(3), 159-169. <https://doi.org/10.25130/tjes.28.3.12>
- Khosravinia, P., Malekpour, A., Hosseinzadehdalir, A., & Farsadizadeh, D. (2018). Effect of trapezoidal collars as a scour countermeasure around wing-wall abutments. *Water Science and Engineering*, 11(1), 53–60. <https://doi.org/10.1016/j.wse.2018.03.001>
- Khosronejad, A., Diplas, P., Angelidis, D., Zhang, Z., Heydari, N., & Sotiropoulos, F. (2019). Scour depth prediction at the base of longitudinal walls: a combined experimental, numerical, and field study. *Environmental Fluid Mechanics*, 20(2), 459–478. <https://doi.org/10.1007/s10652-019-09704-x>
- Khosronejad, A., Kang, S., & Sotiropoulos, F. (2012). Experimental and computational investigation of local scour around bridge piers. *Advances In Water Resources*, 37, 73-85. <https://doi.org/10.1016/j.advwatres.2011.09.013>
- Koken, M., & Constantinescu, G. (2011). Flow and turbulence structure around a spur dike in a channel with a large scour hole. *Water Resources Research*, 47(12). <https://doi.org/10.1029/2011WR010710>
- Kondap, D. M., & Prayag, J. D. (1989). On the length and spacing of spurs. *International Workshop on Alluvial River Problems (TIWARP)*. 3, 247–253.

- Korkut, R., Martinez, E. J., Morales, R., Ettema, R., & Barkdoll, B. (2007). Geobag Performance as Scour Countermeasure for Bridge Abutments. *Journal of Hydraulic Engineering*, 133(4), 431–439. <https://doi.org/10.1061/ASCE0733-94292007133:4431>
- Korpak, J., Lenar-Matyas, A., Radecki-Pawlik, A., & Plesiński, K. (2021). Erosion irregularities resulting from series of grade control structures: The Mszanka River, Western Carpathians. *The Science of the total environment*, 799, 149469. <https://doi.org/10.1016/j.scitotenv.2021.149469>.
- Kuhlmann, T., Dantlgraber, M., & Reips, U. D. (2017). Investigating measurement equivalence of visual analogue scales and Likert-type scales in Internet-based personality questionnaires. *Behavior Research Methods*, 49(6), 2173–2181. <https://doi.org/10.3758/s13428-016-0850-x>
- Kumcu, S. Y., Kokpinar, M. A., & Gogus, M. (2014). Scour protection around vertical-wall bridge abutments with collars. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 18(6), 1884–1895. <https://doi.org/10.1007/s12205-014-0245-4>
- Lacey, G., Grierson, W. W., & M. Inst. C.E. (1930). *Stable Channels in Alluvium*.
- Lagasse, P. F., Clopper, E., & Arneson, L. A. (2008). Partially Grouted Riprap as a Pier Scour Countermeasure.
- Lagasse, P. F., Clopper, P. E., Pagán-Ortiz, J. E., Zevenbergen, L. W., Arneson, L. A., Schall, J. D., & Girard, L. G. (2009a). *Bridge Scour and Stream Instability Countermeasures: Experience, Selection, and Design Guidance-Third Edition Volume 2*.
- Lagasse, P. F., Clopper, P. E., Pagán-Ortiz, J. E., Zevenbergen, L. W., Arneson, L. A., Schall, J. D., & Girard, L. G. (2009b). *HEC 23 Volume 1 Bridge scour and stream instability countermeasures: experience, selection, and design guidance-third edition*.
- Lagasse, P. F., Clopper, P. E., Zevenbergen, L. W., & Ruff, J. F. (2006). *Riprap Design Criteria, Recommended Specifications, and Quality Control NCHRP REPORT 568*. www.TRB.org
- Lee, H. C., & Wahab, A. K. A. (2019). Performance of different turbulence models in predicting flow kinematics around an open offshore intake. *SN Applied Sciences*, 1(10). <https://doi.org/10.1007/s42452-019-1320-8>
- Lei, M., Xu, Z., Zhao, T., & Wang, X. (2019). Dynamics of loose granular flow and its subsequent deposition in a narrow mountainous river. *Journal of Mountain Science*, 16, 1367–1380. <https://doi.org/10.1007/s11629-018-5080-5>.
- Li, J., Zhu, L., Yan, W., Rashid, T. A. B., Xu, Q., & Luo, Z. (2021). Coarse-grid simulations of full-loop gas-solid flows using a hybrid drag model: Investigations on turbulence models. *Powder Technology*, 379, 108–126. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.10.052>
- Lischtvan, L. L., & Lebediev, V. V. (1959). *Gidrologia i gidraulika v mostovom doroshnom, straitielvie*. Hydrology and Hydraulics in Bridge and Road Building.
- Liu, M., Wang, H., Tang, G., Shao, F., & Jin, X. (2022). Investigation of local scour around two vertical piles by using numerical method. *Ocean Engineering*, 244, 110405. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2021.110405>

- López, R. (2005). Características hidráulicas y geomorfológicas de ríos de montaña (III). *Artículos de Opinión*, 363, 28–32. <https://repositori.udl.cat/server/api/core/bitstreams/65883f45-ad0c-45dc-82ae-7eab1626fd3b/content>
- Lu, Y., Cheng, N., Wei, M., & Luo, A. (2023). Scaling laws for two- and three-dimensional wall jet scour based on the phenomenological theory of turbulence. *Journal of Hydraulic Research*, 61, 422 - 430. <https://doi.org/10.1080/00221686.2023.2222276>.
- Lván, C. T. (2013). Evaluación de la socavación al pie de los muros de encauzamiento del río Amojú, Zona Urbana -Jaén. <https://repositorio.unc.edu.pe/handle/20.500.14074/374>
- Man, C., Zhang, G., Hong, V., Zhou, S., & Feng, Y. (2019). Assessment of Turbulence Models on Bridge-Pier Scour Using Flow-3D. *World Journal of Engineering and Technology*, 07(02), 241–255. <https://doi.org/10.4236/wjet.2019.72016>
- Martin-Vide, J. P. (2007). Local scour in a protruding wall on a river bank. *Journal of Hydraulic Research*, 45(5), 710–714. <https://doi.org/10.1080/00221686.2007.9521808>
- Martins, F. (2016). Characterization of near-wall turbulent flows by tomographic PIV. . <https://doi.org/10.17771/pucrio.acad.31573>.
- Masjedi, A., Bejestan, M. S., & Esfandi, A. (2010). Reduction of local scour at a bridge pier fitted with a collar in a 180 degree flume bend (Case study: oblong pier). *Journal of Hydrodynamics*, 22(5 SUPPL. 1), 669–673. [https://doi.org/10.1016/S1001-6058\(10\)60012-1](https://doi.org/10.1016/S1001-6058(10)60012-1)
- Massora, A. E. D., Pallu, M. S., & Hatta, M. P. (2022). Experimental Study of the Effect of Morphological Changes due to the Permeable Type Groyne Structure. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 1117(1). <https://doi.org/10.1088/1755-1315/1117/1/012073>
- Maza, J., & Sánchez, J. (1964). Contribución al estudio de la socavación local en pilas de puente. 43–58.
- Mazumdar, A., & Khwairakpam, P. (2009). Local Scour Around Hydraulic Structures. In *International Journal of Recent Trends in Engineering* (Vol. 1, Issue 6). <https://www.researchgate.net/publication/237472042>
- Mellado, D. E., de Mello, C. R., & Curi, N. (2021). Environmental degradation risk by water erosion in a water producer Colombian Andes basin. *Ciencia y Agro tecnología*, 45. <https://doi.org/10.1590/1413-7054202145010021>
- Melo, M. T. S., Palmeira, E. M., Santos, E. C. G., & da Luz, M. P. (2021). Geosynthetic performance against slope erosion caused by high intensity rainfall. *Geosynthetics International*, 28(4), 421–434. <https://doi.org/10.1680/jgein.20.00052>
- Melville, B. (1992). Local scour at bridge abutments. *Journal of Hydraulic Engineering*, 118(4), 615–631.
- Melville, B. W., & Hadfield, A. C. (1999). Use of Sacrificial Piles as Pier Scour Countermeasures. *Journal of Hydraulic Engineering*, 125(11), 1221–1224. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(1999\)125:11\(1221\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(1999)125:11(1221))
- Melville, B. W., & Sutherland, A. J. (1988). Design Method for Local Scour at Bridge Piers. *Journal of Hydraulic Engineering*, 114(10), 1210–1226. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(1988\)114:10\(1210\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(1988)114:10(1210))

- Meyer-Peter, E., & Müller, R. (1948). Formulas for Bed-Load Transport.
- Mlynarczyk, Z., & Rotnicki, K. (1989). Flood and vortex scour of the channel bed of the Prosna river, and their depth range. in earth surface processes and landforms (Vol. 14).
- Möws, R., & Koll, K. (2019). Roughness effect of submerged groyne fields with varying length, groyne distance, and groyne types. *Water (Switzerland)*, 11(6). <https://doi.org/10.3390/w11061253>
- Mussetter Engineering Inc. (2008). Sediment and erosion design guide.
- Nelson Javier Cely-Calixto. (2024). Survey on Engineering Practices in Riverbank Protection and Erosion Control in Colombian Rivers: Dataset.
- Nguyen, T., Lee, J., Park, S., & Ahn, J. (2018). Two-dimensional Numerical Analysis on the Flow and Turbulence Structures in Artificial Dunes. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 22, 4922 - 4929. <https://doi.org/10.1007/s12205-018-0103-x>.
- Nguyen, T., Park, S., Jang, D., & Ahn, J. (2022). Evaluation of Three-Dimensional Environmental Hydraulic Modeling in Scour Hole. *Applied Sciences*. <https://doi.org/10.3390/app12084032>.
- Ning, J., Li, G.-D., & Ma, M. (2017). 3D numerical simulation for flow and local scour around spur dike. *Shuidonglixue Yanjiu Yu Jinzhan/Chinese Journal of Hydrodynamics Ser. A*, 32, 46–53. <https://doi.org/10.16076/j.cnki.cjhd.2017.01.007>
- Nsiah, P. K., & Schaaf, W. (2019). The potentials of biological geotextiles in erosion and sediment control during gold mine reclamation in Ghana. *Journal of Soils and Sediments*, 19(4), 1995–2006. <https://doi.org/10.1007/s11368-018-2217-7>
- Orlandi, P. (2019). Turbulent kinetic energy production and flow structures in flows past smooth and rough walls. *Journal of Fluid Mechanics*, 866, 897 - 928. <https://doi.org/10.1017/jfm.2019.96>.
- Osei-Kyei, R., Tam, V., Ma, M., & Mashiri, F. (2021). Critical review of the threats affecting the building of critical infrastructure resilience. *International Journal of Disaster Risk Reduction*, 60, 102316. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijdrr.2021.102316>
- Osroush, M., Hosseini, S. A., Kamanbedast, A. A., & Khosrojerdi, A. (2019). The effects of height and vertical position of slot on the reduction of scour hole depth around bridge abutments. *Ain Shams Engineering Journal*, 10(3), 651–659. <https://doi.org/10.1016/j.asej.2019.02.004>
- Oudon, B., Belaidi, C., Salaun, J., & Coutu, A. (2022). Xflow modelling for investigation of fluid structure interaction of artificial reef: application to burial effect. In L. Montastruc & S. Negny (Eds.), *Computer Aided Chemical Engineering* (Vol. 51, pp. 529–534). Elsevier. <https://doi.org/10.1016/B978-0-323-95879-0.50089-8>
- Papanicolaou, T., Bressan, F., Fox, J., Kramer, C., & Kjos, L. (2018). Role of Structure Submergence on Scour Evolution in Gravel Bed Rivers: Application to Slope-Crested Structures. *Journal of Hydraulic Engineering*, 144. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)HY.1943-7900.0001411](https://doi.org/10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0001411)
- Parra Pérez, E., Quiroga Flores, O., & Rondón Díaz, J. C. (2024). Implementación de estrategias basadas en la Guía del PMBOK® para optimizar los procesos de gestión de tiempo, alcance y costos de los proyectos de ACUATODOS S.A.E.S.P. en el departamento de Casanare. Universidad Nacional Abierta y a Distancia - UNAD.

- Pourshahbaz, H., Abbasi, S., & Taghvaei, P. (2017). Numerical scour modeling around parallel spur dikes in FLOW-3D. *Drinking Water Engineering and Science*, 1–16. <https://doi.org/10.5194/dwes-2017-21>
- Príncipe, J. C. (2018). Evaluación de los puentes con socavación ubicados en la provincia de Yungay - Ancash. Universidad San Pedro.
- Qi, M., Chiew, Y.-M., & Hong, J.-H. (2013). Suction Effects on Bridge Pier Scour under Clear-Water Conditions. *Journal of Hydraulic Engineering*, 139(6), 621–629. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)HY.1943-7900.0000711](https://doi.org/10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000711)
- Radice, A., & Davari, V. (2014). Roughening Elements as Abutment Scour Countermeasures. *Journal of Hydraulic Engineering*, 140(8), 06014014. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)HY.1943-7900.0000892](https://doi.org/10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000892)
- Radice, A., Malavasi, S., & Ballio, F. (2008). Sediment Kinematics in Abutment Scour. *Journal of Hydraulic Engineering*, 134(2), 146–156. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(2008\)134:2\(146\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(2008)134:2(146))
- Rangel-Buitrago, N., Williams, A. T., & Anfuso, G. (2018). Hard protection structures as a principal coastal erosion management strategy along the Caribbean coast of Colombia. A chronicle of pitfalls. *Ocean & Coastal Management*, 156, 58–75. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ocecoaman.2017.04.006>
- Restrepo, J., Kettner, A., & Syvitski, J. (2015). Recent deforestation causes rapid increase in river sediment load in the Colombian Andes. *Anthropocene*, 10, 13-28. <https://doi.org/10.1016/j.ancene.2015.09.001>
- Rezaeiha, A., Montazeri, H., & Blocken, B. (2019). On the accuracy of turbulence models for CFD simulations of vertical axis wind turbines. *Energy*, 180, 838–857. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.05.053>
- Robinson, V. M. J., Lloyd, C. A., & Rowe, K. J. (2014). El impacto del liderazgo en los resultados de los estudiantes: Un análisis de los efectos diferenciales de los tipos de liderazgo. *REICE: Revista Iberoamericana Sobre Calidad, Eficacia y Cambio En Educación*, 12(4), 13–40. www.rinace.net/reice/
- Roca, M., Blanckaert, K., & Martín-Vide, J. P. (2009). Reduction of Bend Scour by an Outer Bank Footing: Flow Field and Turbulence. *Journal of Hydraulic Engineering*, 135(5), 361–368. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)hy.1943-7900.0000028](https://doi.org/10.1061/(asce)hy.1943-7900.0000028)
- Roca, M., Martín-Vide, J. P., & Blanckaert, K. (2007). Reduction of Bend Scour by an Outer Bank Footing: Footing Design and Bed Topography. *Journal of Hydraulic Engineering*, 133(2), 139–147. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(2007\)133:2\(139\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(2007)133:2(139))
- Rodriguez, O., & Marcelo, D. (2020). Escuela politécnica nacional facultad de ingeniería civil y ambiental.
- Sammut, R., Griscti, O., & Norman, I. J. (2021). Strategies to improve response rates to web surveys: A literature review. *International Journal of Nursing Studies*, 123, 104058. <https://doi.org/10.1016/j.ijnurstu.2021.104058>
- Schendel, A., Goseberg, N., & Schlurmann, T. (2016). Erosion Stability of Wide-Graded Quarry-Stone Material under Unidirectional Current. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 142(3). [https://doi.org/10.1061/\(asce\)ww.1943-5460.0000321](https://doi.org/10.1061/(asce)ww.1943-5460.0000321)

- Shafai, M., Khademi, K., & Kozeymehnezhad, H. (2015). Submerged vane-attached to the abutment as scour countermeasure. *Ain Shams Engineering Journal*, 6(3), 775–783. <https://doi.org/10.1016/j.asej.2015.02.006>
- Shamohamadi, B., & Mehboudi, A. (2016). Parameters influencing scour bed in confluence channels using Flow-3D numerical model. *Civil Engineering Journal Analyzing*, 2(10), 529–537. www.CivileJournal.org
- Shiyab, W., Ferguson, C., Rolls, K., & Halcomb, E. (2023). Solutions to address low response rates in online surveys. *European Journal of Cardiovascular Nursing*, 22(4), 441–444. <https://doi.org/10.1093/eurjcn/zvad030>
- Shrestha, N., Xu, X., Meng, J., & Wang, Z. (2021). Vulnerabilities of protected lands in the face of climate and human footprint changes. *Nature Communications*, 12(1). <https://doi.org/10.1038/s41467-021-21914-w>
- Shuai, S., Zhang, Y., Yang, H., & Wang, S. (2025). Numerical Simulation and Optimization Study on the Flow Field Characteristics of a Double-Slot Spillway. <https://doi.org/10.3390/w17030441>
- Si, J.-H., Lim, S.-Y., & Wang, X. (2021). Experimental study on the cyclical jet-flipping in the wall jet scour hole. *Journal of Hydraulic Research*, 59(5), 757–765. <https://doi.org/10.1080/00221686.2020.1818317>
- Singh, N. B., Devi, T. T., & Kumar, B. (2022). The local scour around bridge piers—a review of remedial techniques. *ISH Journal of Hydraulic Engineering*, 28(sup1), 527–540. <https://doi.org/10.1080/09715010.2020.1752830>
- Smith, D. K., Hirst, A. R., Love, C. S., Hardy, J. G., Brignell, S. V., & Huang, B. (2005). Self-assembly using dendritic building blocks—towards controllable nanomaterials. *Progress in Polymer Science*, 30(3), 220–293. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.progpolymsci.2005.01.006>
- Soltani, S., Afzalimehr, H., Chiew, Y.-M., & Ghasemi, M. (2013). Hydraulic structures turbulent characteristics in flow subjected to bed suction and jet injection as a pier-scour countermeasure. *Journal Hydraulic Structures*, 1(1), 1–9. <http://Jhs.scu.ac.ir>
- Sotiropoulos, F., & Diplas, P. (2017). Scour at the base of retaining walls and other longitudinal structures.
- Strayer, D. L., Kiviat, E., Findlay, S. E. G., & Slowik, N. (2016). Vegetation of riprapped revetments along the freshwater tidal Hudson River, New York. *Aquatic Sciences*, 78(3), 605–614. <https://doi.org/10.1007/s00027-015-0445-0>
- Suárez, Jaime. (2001). Control de erosión en zonas tropicales. Instituto de Investigaciones sobre Erosión y Deslizamientos.
- Thorne, C. R., & Abt, S. R. (1993). Analysis of riverbank instability due to toe scour and lateral erosion. *Earth Surface Processes and Landforms*, 18(9), 835–843. <https://doi.org/10.1002/esp.3290180908>
- Velázquez-Luna, L., Ventura-Ramos, E., & Revuelta-Acosta, J. D. (2016). Effectiveness of Gabions Dams on Sediment Retention: A Case Study. *Journal of Environmental Science and Engineering A*, 5(10), 516–521. <https://doi.org/10.17265/2162-5298/2016.10.004>
- Vianna, V. F., Fleury, M. P., Menezes, G. B., Coelho, A. T., Bueno, C., da Silva, J. L., & Luz, M. P. (2020). Bioengineering techniques adopted for controlling riverbanks' superficial erosion of the Simplício

- Hydroelectric Power Plant, Brazil. Sustainability (Switzerland), 12(19). <https://doi.org/10.3390/SU12197886>
- Vijayasree, B. A., Eldho, T. I., Mazumder, B. S., & Ahmad, N. (2017). Influence of bridge pier shape on flow field and scour geometry. *International Journal of River Basin Management*, 17(1), 109-129. <https://doi.org/10.1080/15715124.2017.1394315>
- Wang, C., Yuan, Y., Liang, F., & Yu, X. (2021). Investigating the effect of grain composition on the erosion around deep-water foundations with a new simplified scour resistance test. *Transportation Geotechnics*, 28, 100527. <https://doi.org/10.1016/j.trgeo.2021.100527>
- Williams, P., Balachandar, R., & Bolisetti, T. (2019). Examination of blockage effects on the progression of local scour around a circular cylinder. *Water (Switzerland)*, 11(12). <https://doi.org/10.3390/W11122631>
- Yamaguchi, S., & Kyuka, T. (2019). A hydraulic model experiment on the relationship between sediment transport characteristics and changes in water courses around a low-water revetment or spur dikes. 315–320. [HTTPS://DOI.ORG/10.3850/38wc092019-0245](https://doi.org/10.3850/38wc092019-0245)
- Yang, Y., Xiaozhou, X., Melville, B. W., & Sturm, T. W. (2021). Flow Redistribution at Bridge Contractions in Compound Channel for Extreme Hydrological Events and Implications for Sediment Scour. *Journal of Hydraulic Engineering*, 147(3), 04021005. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)HY.1943-7900.0001861](https://doi.org/10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0001861)
- Yang, Z., Cao, P., Zhang, J., Gao, S., Song, X., & Zhu, R. (2024). Research on Energy Loss of Optimization of Inducer–Impeller Axial Fit Dimensions Based on Wave-Piercing Theory. *Water (Switzerland)*, 16(10). <https://doi.org/10.3390/w16101385>
- Zare, M., & Honar, T. (2016). The effect of groyne on reduction of the scour depth around bridge piers in river bends.
- Zarrati, A. R., Chamani, M. R., Shafai, A., & Latifi, M. (2010). Scour countermeasures for cylindrical piers using riprap and combination of collar and riprap. *International Journal of Sediment Research*, 25(3), 313–322. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S1001-6279\(10\)60048-0](https://doi.org/10.1016/S1001-6279(10)60048-0)
- Zevenbergen, L. W., Thorne, C. R., Spitz, W. J., & Huang, X. (2001). Evaluation of bridge scour research: geomorphic processes and predictions. www.TRB.org
- Zey, S., Nowroozpour, A., Lachhab, A., Martinez, E., & Ettema, R. (2018). Wall-Porosity Effects on Sediment Deposition and Scour at a Deflector Wall in an Alluvial Channel. *Journal of Hydraulic*
- Zhu, Y., Xie, L., & Su, T. C. (2020). Scour protection effects of a geotextile mattress with floating plate on a pipeline. *Sustainability (Switzerland)*, 12(8). <https://doi.org/10.3390/SU12083482>

Anexo A 1. Expresiones Matemáticas de Socavación: general y por contracción

Tabla A1.1. Expresiones matemáticas de socavación general y por contracción

Método	Expresión matemática	Aplicación	Observaciones y Limitaciones
Lacey (1930)	$H_s = 1.34 \left(\frac{Q^2}{1.76 D_{50}^{0.5 (*)}} \right)^{1/3}$	Es totalmente empírica, basada en la teoría del régimen.	Expresión matemática a largo plazo para suelo no cohesivo.
Blench (1939)	$H_s = 1.23 \left(\frac{Q^2}{D_{50}^{1/4 (*)}} \right)^{1/3}$	Basado en estudios de ríos de grava gruesa.	Para gravas ($D_{50} > 2\text{mm}$). No coinciden las unidades del d_{50} y las demás variables.
Artamonov (1953)	$H_T = K_\theta K_Q K_m h$	Es totalmente empírica, para ríos de lecho granular, incluye el Angulo de ataque.	
Lischtnan & Lebediev (1959)	$H_s = \left(\frac{\alpha H_{m\max}^{5/3}}{0.68 \beta D_m^{0.28 (*)}} \right)^{\frac{1}{1+z}}$	Socavación general incluyendo contracción por efecto del puente, para suelos granulares Según Borges (2008) suele ser usada para muros longitudinales.	El método considera tiempos de erosión muy cortos, lo cual puede que en ocasiones no sea el tiempo para que el material se socave.
Lischtnan & Lebediev (1967)	$y_s = \left[\frac{\alpha y_0^{5/3}}{0.68 D_m^{0.28} \beta \psi} \right]^{\frac{1}{1+z}}$	Socavación general, que tiene en cuenta la contracción ocasionada por los estribos de puentes.	
Straub (como se citó en Guevara, 2016)	$H_s = \left(\frac{B_1}{B_2} \right)^{0.642} H$	Socavación por efecto de sección contraída. Estima el posible descenso que puede sufrir el lecho debido a una reducción en su sección transversal (MTC, 2008).	
Laursen (como se citó en Guevara, 2016)	-Socavación por contracción en el lecho móvil. $\frac{H_s}{H} = \left(\frac{Q_2}{Q_1} \right)^{6/7} \left(\frac{B_1}{B_2} \right)^{k_1}$ - Socavación por contracción en agua clara. $H_s = \left(\frac{0.025 Q_2^2}{D_m^{2/3} B_2^2} \right)^{3/7}$	Socavación general incluyendo contracción por efecto del puente para agua clara y lecho móvil. Es un método empleado por el HEC-RAS, muy utilizado en Estados Unidos.	Llega a sobrestimar la profundidad del lecho socavado si la estructura (puente) se encuentra aguas arriba de una contracción natural (Guevara, 2016).
Komura (1966)	$\frac{H_2}{H} = 1.6 \left(\frac{V_1}{\sqrt{g H_1}} \right)^{1.5} \left(\frac{B_1}{B_2} \right)^{2/3} \left(\frac{D_{84}}{D_{16}} \right)^{-1/4}$	Aplica para contracciones en el cauce	
Keller (como se citó en Borges, 2008)	$H_2 = 0.177 \left(\frac{Q^6 D_{75}}{B_2^6 D_{50}^3} \right)^{1/7}$	Se creó para estimar la socavación a lo largo de la contracción.	La expresión se generó a partir de resultados de pruebas obtenidas en agua clara y se comparó

Método	Expresión matemática	Aplicación	Observaciones y Limitaciones
	$H_s = H_2 - H_n$		con los resultados de Komura y Laursen.
Khosronejad <i>et al.</i> (2019)	$\frac{H_s}{D_{50}^{(*)}} = 1909 \langle Fr \tilde{s} v \rangle^{-10/9} + \frac{8}{5} Fr_D - \frac{3\pi}{2} e^{(K_S/H)^{1/10}}$		Efecto de la socavación general en muros longitudinales para material granular.

Significado de términos de las ecuaciones:

B₁: Ancho de la superficie libre del cauce aguas arriba de la contracción (m).

B₂: Ancho de la superficie libre del cauce en la contracción (m).

D₁₆: Diámetro representativo de un material en el que el 16% de los granos tienen menor tamaño que el diámetro (m).

D₅₀: Corresponde al diámetro de las partículas de la mezcla en que el 50 en peso son más pequeños.

D₇₅: Diámetro representativo de un material en el que el 75% de los granos tienen menor tamaño que el diámetro (m).

D₈₄: Diámetro representativo de un material en el que el 84% de los granos tienen menor tamaño que el diámetro (m).

D_m: Diámetro medio del material granular (m).

D_m^(*) o D₅₀^(*): Diámetro medio del material granular (mm) o tamaño del material del lecho en el que el 50% en peso es menor (mm).

Fr_D: Número de Froude densimétrico

G: Aceleración de la gravedad (m/s²).

H: Profundidad del caudal medio (m).

h, h₁: Profundidad media de flujo en el cauce principal, aguas arriba (m).

h₂: Profundidad media de socavación por contracción.

H_n: Profundidad normal del flujo (m).

H_{máx}: Máxima profundidad que se presenta en un punto cualquiera de la curva (m).

H_s: Profundidad de socavación (m).

K_S: Factor de corrección por forma de pilar o estribo.

Q: Caudal de diseño (m³/s).

Q₁: Caudal aguas arriba (m³/s).

Q₂: Caudal en la sección contraída (m³/s).

$\tilde{s}$: Sinuosidad (%).

V: Velocidad de aproximación (m/s).

v: Velocidad media del flujo.

z: Exponente variable en función del diámetro medio de la partícula.

β : Coeficiente de frecuencia.

Tabla A1.2. Expresiones matemáticas de socavación local en muros longitudinales, espigones y estribos de puentes

Método	Expresión matemática	Aplicación	Observaciones y Limitantes
Altunin (como se citó en Rodríguez, 2010)	$H_{m\grave{a}x} = \varepsilon_l H$	Socavación en curvas.	Su aplicación se limita a secciones de curvas que no tienen constricción (Rodríguez, 2010).
Liu, Chang y Skinner (como se citó en Guevara, 2016)	$\frac{H_s}{H} = K_F \left(\frac{L}{H}\right)^{0.4} Fr^{0.33}$	Socavación local en estribos para cauces arenosos y lecho móvil.	Condicionado a estribos que se ubican dentro del cauce, el flujo debe ser subcrítico y debe aplicarse un factor de corrección.
Laursen (como se citó en Guevara, 2016)	- Socavación en lecho móvil. $\frac{L}{H} = 2.75 \frac{H_s}{H} \left[\left(\frac{H_s}{11.5H} + 1 \right)^{1.7} - 1 \right]$ - Socavación en agua clara. $\frac{L}{H} = 2.75 \frac{H_s}{H} \left[\frac{\left(\frac{H_s}{11.5H} + 1 \right)^{7/6}}{\left(\frac{\tau}{\tau_c} \right)^{0.5}} - 1 \right]$	Socavación local en estribos cuyo largo sea menor que 25 veces la profundidad ($L/h < 25$).	No se contempla para cuando el estribo está en el cauce principal en una inundación.
Field (como se citó en Rodríguez, 2010).	$\frac{H_s M}{Y_0}, \frac{B n M}{Y_0}, F_r \sqrt{M}$	El método utiliza un criterio de diseño aplicado para muros verticales y estribos de tablero.	El criterio de diseño fue creado a partir de los resultados de Li <i>et. al.</i> , (2006).
Hire (como se citó en Guevara, 2016)	$H_s = 4H \left(\frac{K_f}{0.55} \right) K_\theta Fr$	Socavación local en estribos y espigones.	El programa HEC-RAS lo usa en conjunto con la de Froehlich.
Maynord (como se citó en Toapaxi <i>et al.</i> , 2015)	$\frac{H + H_s}{H} = 1.8 - 0.051 \frac{R}{W} + 0.0084 \frac{W}{H}$	Ecuación para estimar la socavación en curvas. Es el resultado de una modificación de una ecuación establecida por el mismo autor, tomando un tiempo de retorno de 1 a 5 años.	Válida para cauces serpenteantes con lecho de grava y arena.
Melville (1997)	$H_s = K_{yW} K_L K_D K_S K_\theta K_G$	Socavación en pilares y estribos.	La profundidad máxima de socavación temporal (para un conjunto dado de condiciones) se denomina equilibrio de la profundidad de socavación.

Tabla A1.2. (Continuación) Expresiones matemáticas de socavación local en muros longitudinales, espigones y estribos de puentes

Método	Expresión matemática	Aplicación	Observaciones y Limitantes
Borges (2008)	$\frac{H_s}{H_n} = 0.267 F^{1.95} \left(\frac{H_n}{D_{50}}\right)^{0.60} \left(\frac{L}{E}\right)^{-0.09}$	Aplicación en muros de encauzamiento.	Es producto de la modificación de la fórmula de la ULA relacionada con la fórmula de Lischvan-Lebediev.
Mussetter Engineering Inc. (2008)	$\frac{H_s}{H} = (0.73 + 0.14\pi Fr^2) \cos\theta + 4Fr^{1/3} \sin\theta$ Condición: $\theta: 0$ a 90°	Aplicación a muros longitudinales, contempla la máxima socavación.	α varía de 0° a 90° para un flujo paralelo y perpendicular a la pared longitudinal.
Khosronejad <i>et al.</i> (2019)	$\frac{H_s}{d_{50}} = 1909(Fr\delta\theta)^{-10/9} + \frac{8}{5}Fr_d - \frac{3\pi}{2}e^{(K_s/H)^{1/10}}$		Socavación local en muros.
Froehlich (1991)	$\frac{H_s}{H} = 2.27K_F K_\theta \left(\frac{L}{H}\right)^{0.43} Fr^{0.61} + 1$	Aplicada para la estimación de socavación en estribos de puentes.	
Los Andes	$\frac{H_s}{H_n} = 0.425Fr^{1.08} \left(\frac{H_n}{D_{50}}\right)^{0.365} \left(\frac{L}{B}\right)^{0.163}$	Aplicada en estribos perpendiculares al flujo.	

Significado de términos de las ecuaciones:

B_1 : Ancho de la superficie libre del cauce aguas arriba de la contracción (m).

B_2 : Ancho de la superficie libre del cauce en la contracción (m).

B : Ancho de la superficie en el tramo recto (m)

B_n : proyección normal al flujo del estribo o pila, medida a nivel del lecho (m).

D_{16} : Diámetro representativo de un material en el que el 16% de los granos tienen menor tamaño que el diámetro (m).

D_{50} : Corresponde al diámetro de las partículas de la mezcla en que el 50 en peso son más pequeños.

D_{75} : Diámetro representativo de un material en el que el 75% de los granos tienen menor tamaño que el diámetro (m).

D_{84} : Diámetro representativo de un material en el que el 84% de los granos tienen menor tamaño que el diámetro (m).

D_m : Diámetro medio del material granular (m).

E : Espesor del muro (m).

Fr : Número de Froude.

Fr_D : Número de Froude densimétrico

H : Profundidad del caudal medio (m).

H_0 : Profundidad máxima de la sección antes de la erosión (m).

h, h_1 : Profundidad media de flujo en el cauce principal, aguas arriba (m).

h_2 : Profundidad media de socavación por contracción.

H_n : Profundidad normal del flujo (m).

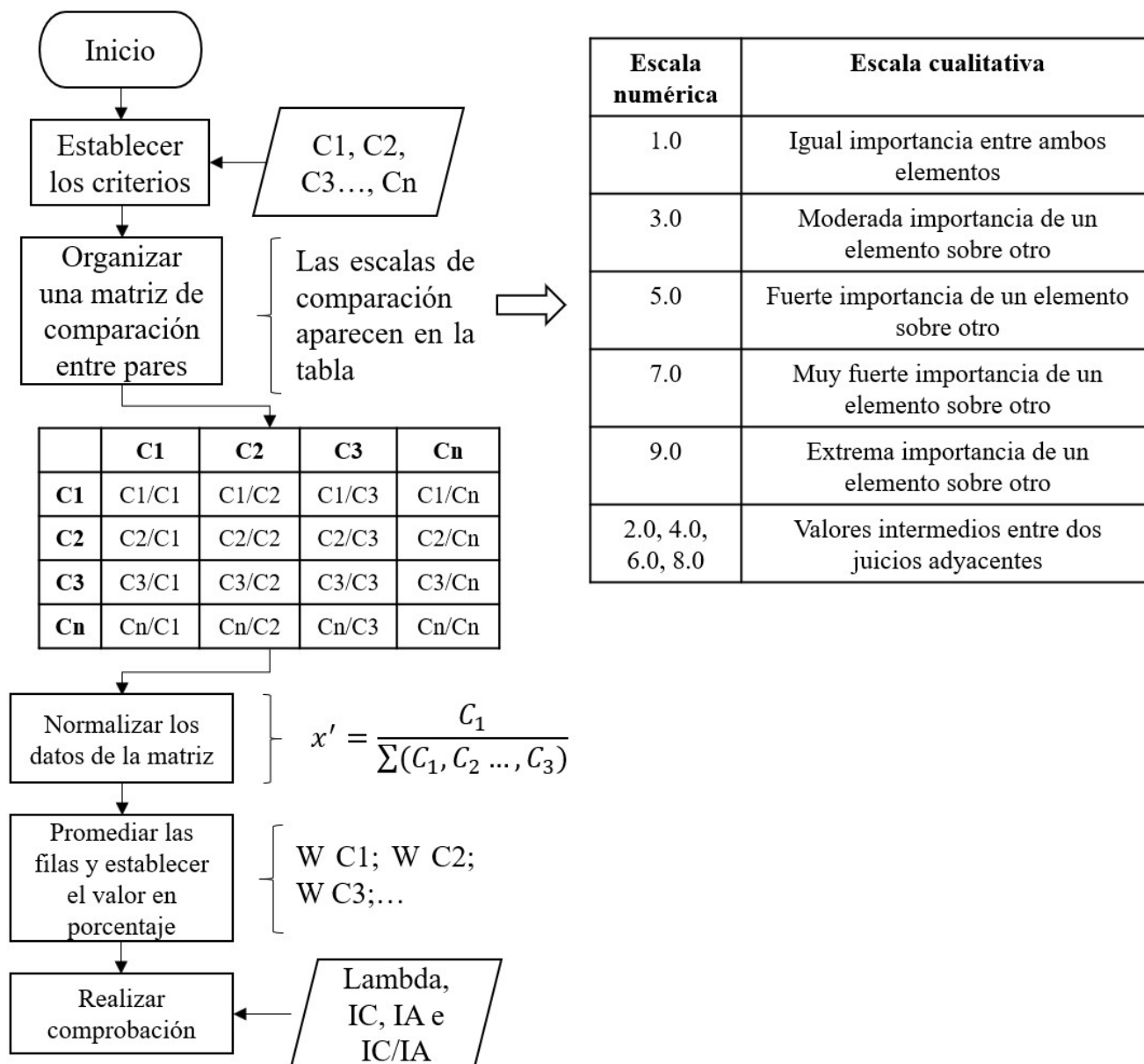
$H_{m\acute{a}x}$: Máxima profundidad que se presenta en un punto cualquiera de la curva (m).

H_s : Profundidad de socavación (m).

- K_D : Factor de corrección por tamaño del sedimento.
 K_H : Factor de corrección por profundidad del flujo.
 K_I : Factor de corrección por intensidad del flujo.
 K_F : Factor de corrección por forma del estribo.
 K_G : Factor de corrección por geometría del canal.
 K_L : Factor de corrección por longitud del estribo.
 K_M : Coeficiente en función del talud de los lados del estribo.
 K_σ : Factor de corrección por gradación del sedimento.
 K_Q : Coeficiente en función de la relación de gasto.
 K_S : Factor de corrección por forma de pilar o estribo.
 K_θ : Coeficiente en función del ángulo de ataque.
 L : Longitud del estribo y accesos al puente que se opone al paso del agua (m).
 M : Proporción de abertura.
 Q : Caudal de diseño (m^3/s).
 Q_1 : Caudal aguas arriba (m^3/s).
 Q_2 : Caudal en la sección contraída (m^3/s).
 R : Radio de la curva medida al centro del cauce (m).
 V : Velocidad de aproximación (m/s).
 W : Ancho (m).
 Y_0 : Profundidad media de la lámina de agua (m).
 α : Coeficiente de sección dependiente de las características hidráulicas.
 ε_i : Coeficiente que depende de B/R .
 σ_G : Desviación estándar geométrica del material.
 τ : Esfuerzo cortante en el lecho hacia aguas arriba del estribo.
 τ_c : Esfuerzo cortante crítico para D_{50} .
 θ : Ángulo entre la dirección del flujo y la pared

Anexo A 2. Proceso de Análisis Multicriterio y Validación de Ecuaciones

Figura A2.1. Flujograma del proceso de análisis multicriterio.



- Asignación de pesos a la matriz de análisis multicriterio.

Tabla A2.1. Matriz de criterios

Criterios	C ₁	C ₂	C ₃
C ₁	1/1	2/1	1/2
C ₂	1/2	1/1	1/2
C ₃	2/1	2/1	1/1
Suma	3.50	5.00	2.00

Tabla A2.2. Matriz normalizada

Criterios	C ₁	C ₂	C ₃
C ₁	0.290	0.400	0.250
C ₂	0.140	0.200	0.250
C ₃	0.570	0.400	0.250
Suma	1.000	1.000	1.000

Tabla A2.3. Pesos (W) de los criterios

Criterios	Promedio	W (%)
C ₁	0.312	31.200
C ₂	0.198	19.800
C ₃	0.490	49.000
Suma:		100

Figura A2.2. Asignación de pesos – Consistencia de matrices

Matriz inicial			Promedio normalizado (Vector)	Lambda por peso λw	λ (promedio de λw)
1/1	2/1	1/2	1/3	0.952	3.054
1/2	1/1	1/2	1/5	0.599	
2/1	2/1	1/1	1/2	1.510	

Tabla de consistencia de matrices del método AHP

Índice de consistencia (IC) $IC = \frac{\lambda - n}{n - 1}$	Índice aleatorio (IA) matriz de orden 3										Coeficiente de consistencia (CC) $CC = \frac{IC}{IA}$
	Orden de la matriz	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
	IA	-	-	0.58	0.90	1.12	1.24	1.32	1.41	1.45	1.49
0.027	0.580										0.046

$CC \leq 0.1$ es decir es una consistencia admisible

Tabla A2.4. Matriz de decisión

Criterios Alternativas	C ₁ W: 31.2 %	C ₂ W: 18.8 %	C ₃ W: 49.0 %
Lacey (1930)	2.00	3.00	0.50
Blench (1939)	2.00	3.00	0.50
Lischtván & Lebediev (1959)	3.00	6.00	0.60
Straub (citado en Guevara 2016)	2.00	1.00	0.50
Altunin (citado en Rodríguez 2010)	3.00	2.00	0.50
Liu, Chang y Skinner (citado en Guevara 2016)	4.00	3.00	0.50
Laursen (1963)	3.00	2.00	0.50
Komura (1966)	5.00	2.00	0.50
Keller (citado en Borges 2008)	4.00	1.00	0.50
Field (citado en Rodríguez 2010)	5.00	1.00	0.50
Froehlich (1991)	5.00	5.00	0.50
Mussetter Engineering Inc. (2008)	8.00	4.00	0.50

Tabla A2.4. (Continuación) Matriz de decisión

Criterios Alternativas	C_1	C_2	C_3
	W: 31.2 %	W: 18.8 %	W: 49.0 %
Artamonov (1953)	4.00	3.00	0.50
Laursen (1963)	3.00	2.00	0.50
Hire (citado en Guevara 2016)	4.00	3.00	0.60
Universidad de los Andes (1995)	5.00	2.00	0.50
Maynord (citado en Toapaxi 2015)	4.00	1.00	0.50
Borges (2008)	5.00	1.00	0.50
Lischtvan & Lebediev (1967)	4.00	3.00	0.60
Khosronejad et al. (2019)	7.00	2.00	0.50

Tabla A2.5. Normalización de la Matriz de decisión

Criterios Alternativas	C_1	C_2	C_3
	W: 31.2 %	W: 18.8 %	W: 49.0 %
Lacey (1930)	0.098	0.236	0.209
Blench (1939)	0.098	0.236	0.209
Lischtvan & Lebediev (1959)	0.147	0.473	0.251
Straub (citado en Guevara 2016)	0.098	0.079	0.209
Altunin (citado en Rodríguez 2010)	0.147	0.158	0.209
Liu, Chang y Skinner (citado en Guevara 2016)	0.196	0.236	0.209
Laursen (1963)	0.147	0.158	0.209
Komura (1966)	0.245	0.158	0.209
Keller (citado en Borges 2008)	0.196	0.079	0.209
Field (citado en Rodríguez 2010)	0.245	0.079	0.209
Froehlich (1991)	0.245	0.394	0.209
Mussetter Engineering Inc. (2008)	0.391	0.315	0.209
Artamonov (1953)	0.196	0.236	0.209
Laursen (1963)	0.147	0.158	0.209
Hire (citado en Guevara 2016)	0.196	0.236	0.251
Universidad de los Andes (1995)	0.245	0.158	0.209
Maynord (citado en Toapaxi 2015)	0.196	0.079	0.209
Borges (2008)	0.245	0.079	0.209
Lischtvan & Lebediev (1967)	0.196	0.236	0.251
Khosronejad et al. (2019)	0.342	0.158	0.263

Tabla A2.6. Matriz normalizada ponderada

Criterios Alternativas	C_1	C_2	C_3
	W: 31.2 %	W: 18.8 %	W: 49.0 %
Lacey (1930)	0.031	0.047	0.102
Blench (1939)	0.031	0.047	0.102
Lischtvan & Lebediev (1959)	0.046	0.094	0.123
Straub (citado en Guevara 2016)	0.031	0.016	0.102
Altunin (citado en Rodríguez 2010)	0.046	0.031	0.102
Liu, Chang y Skinner (citado en Guevara 2016)	0.061	0.047	0.102
Laursen (1963)	0.046	0.031	0.102
Komura (1966)	0.076	0.031	0.102
Keller (citado en Borges 2008)	0.061	0.016	0.102
Field (citado en Rodríguez 2010)	0.076	0.016	0.102
Froehlich (1991)	0.076	0.078	0.102
Mussetter Engineering Inc. (2008)	0.122	0.062	0.102

Tabla A2.6. (Continuación) Matriz normalizada ponderada

Alternativas	Criterios	C ₁	C ₂	C ₃
		W: 31.2 %	W: 18.8 %	W: 49.0 %
Artamonov (1953)		0.061	0.047	0.102
Laursen (1963)		0.046	0.031	0.102
Hire (citado en Guevara 2016)		0.061	0.047	0.123
Universidad de los Andes (1995)		0.076	0.031	0.102
Maynord (citado en Toapaxi 2015)		0.061	0.016	0.102
Borges (2008)		0.076	0.016	0.102
Lischtvan & Lebediev (1967)		0.061	0.047	0.123
Khosronejad et al. (2019)		0.107	0.031	0.129

Tabla A2.7. Solucion positiva (SIP) y solucion negativa (SIN) de la Matriz normalizada ponderada

	C ₁	C ₂	C ₃
A+	0.122	0.094	0.129
A-	0.031	0.016	0.102

Tabla A2.8. Proximidad relativa a la solución ideal

Alternativas	RI
Lacey (1930)	0.227
Blench (1939)	0.227
Lischtvan & Lebediev (1959)	0.517
Straub (citado en Guevara 2016)	-
Altunin (citado en Rodríguez 2010)	0.176
Liu, Chang y Skinner (citado en Guevara 2016)	0.349
Laursen (1963)	0.176
Komura (1966)	0.371
Keller (citado en Borges 2008)	0.229
Field (citado en Rodriguez 2010)	0.327
Froehlich (1991)	0.584
Mussetter Engineering Inc. (2008)	0.715
Artamonov (1953)	0.349
Laursen (1963)	0.176
Hire (citado en Guevara 2016)	0.385
Universidad de los Andes (1995)	0.371
Maynord (citado en Toapaxi 2015)	0.229
Borges (2008)	0.327
Lischtvan & Lebediev (1967)	0.385
Khosronejad et al. (2019)	0.562

Tabla A2.9. Alternativas de ecuaciones a analizar en la investigación

Alternativas		Ranking
Lischtvan & Lebediev (1959)	0.517	1
Lischtvan & Lebediev (1967)	0.715	2
Mussetter Engineering Inc. (2009)	0.385	3
Borges (2008)	0.410	4
Froehlich (1991)	0.584	5
Universidad de los Andes (1995)	0.371	6
HIRE (1993)	0.385	7
Khosronejad et al. (2019)	0.562	8

Anexo A 3. Modelo de Encuesta para la Evaluación de Prácticas de Mitigación de Socavación en Estructuras Hidráulicas en Ríos de Lecho Granular

1. Instrucciones para Completar la Encuesta:

Estimado(a) participante,

Agradecemos su valiosa colaboración en esta encuesta, cuyo objetivo es evaluar las prácticas y percepciones relacionadas con la mitigación de la socavación en estructuras de protección longitudinal en ríos de lecho granular. A continuación, le solicitamos que responda cada pregunta de manera honesta y precisa, basándose en su experiencia profesional.

- **Confidencialidad:** Todas las respuestas serán tratadas de manera confidencial y serán utilizadas exclusivamente para fines de investigación. No se solicitará información personal identificable.
- **Tiempo Estimado:** Completar esta encuesta le tomará aproximadamente 10-15 minutos.
- **Formato de Respuesta:** Por favor, seleccione la opción que mejor refleje su experiencia o conocimiento en cada ítem. En caso de que se le solicite una respuesta abierta, intente ser lo más claro y conciso posible.
- **Criterios de Elegibilidad:** Esta encuesta está dirigida a profesionales que han estado involucrados en proyectos relacionados con estructuras hidráulicas en ríos, incluyendo diseñadores, consultores, supervisores, constructores, e investigadores.

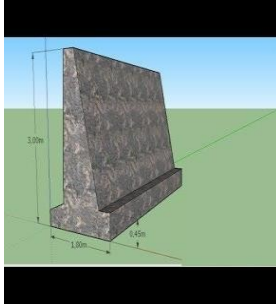
Al finalizar, asegúrese de revisar sus respuestas antes de enviar la encuesta. Agradecemos de antemano su tiempo y contribución a esta investigación. A continuación, se presenta a base de datos de la encuesta según las necesidades establecidas:

1. En su desempeño como profesional en proyectos relacionados con estructuras longitudinales de protección de riberas de ríos, ¿cuál de los siguientes cargos ha desempeñado?

- ☐ Diseñador
- ☐ Constructor
- ☐ Supervisor
- ☐ Consultor
- ☐ Investigador
- ☐ Ninguna de las anteriores

2. De las siguientes estructuras longitudinales para protección de riberas de ríos,

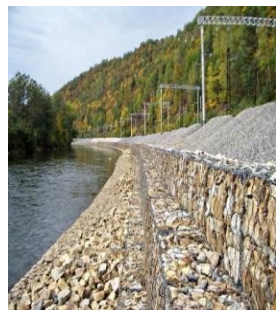
¿Con cuáles ha trabajado más? Por favor seleccione las opciones correspondientes.



☐ Muros en concreto



☐ Tablestacado



☐ Muros en gaviones



☐ Muros en enrocado artificial (hexápodos)



☐ Muros con bolsas rellenas con concreto



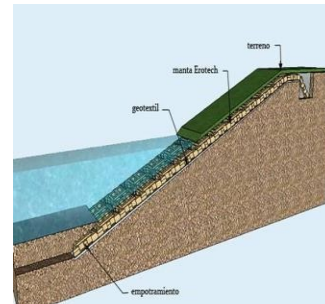
☐ Muros con llantas usadas



☐ Muros en enrocado natural (Rip-Rap)



☐ Muros con bolsas llenas de arena



☐ Muros con bloques de hormigón articulados sobre talud

☐ Ninguna de las anteriores

3. Además de las anteriores estructuras, ¿ha trabajado con alguna otra estructura longitudinal de protección? Podría incluir una descripción (opcional).

4. En las estructuras longitudinales de protección con las que ha trabajado, ¿Ha observado casos de fallas atribuidas a la socavación?

- ☐ Si
- ☐ No

5. En su experiencia como profesional ¿ha implementado alguno de los siguientes manuales o libros como guía para el diseño e instalación de estructuras longitudinales de protección

- ☐ Hidráulica de ríos (Guía metodológica sobre la hidráulica de ríos y cuencas – Argentina).
- ☐ Control de erosión en zonas tropicales (Documento de investigación sobre erosión y deslizamientos – Colombia).
- ☐ Manual de ingeniería de ríos (Documento sobre el comportamiento hidráulico de cauces naturales – México).
- ☐ Manual de drenaje para carreteras (Instituto Nacional de vías “Invías” – Colombia).
- ☐ Manual HEC-23 (Bridge scour and stream instability countermeasures-experience, selection and design guidance - Estados Unidos).
- ☐ No utiliza ninguno de los anteriores.
- ☐ Otra. (por favor especifique)

6. Considera usted que los criterios existentes en la normatividad o en los manuales de diseño e instalación de obras para la prevención de la socavación en la base de muros longitudinales de ríos con lecho granular a nivel nacional son:

- ☐ Adecuados.
- ☐ Inadecuados.
- ☐ No existen criterios de diseño.

7. ¿Cuál de las siguientes ecuaciones para estimar la profundidad de socavación en ríos con lecho granular ha implementado más para establecer el emplazamiento de las estructuras longitudinales de protección?

- ☐ Ecuación de Lischtván-Lebediev.
- ☐ Ecuación de Hire.
- ☐ Ecuación de Neill.
- ☐ Ecuación de Borges.
- ☐ Ecuación de Froehlich.
- ☐ Ecuación de U.S Department of transportation federal highway administration.
- ☐ Ecuación de Artamonov.
- ☐ Ecuación de la Universidad de los Andes-ULA.
- ☐ Ecuación de Maynard.
- ☐ Ecuación de Blench.
- ☐ Ecuación de Lacey.

- ☐ Ecuación de Khosronejad et al.
- ☐ No utiliza ninguna ecuación de las anteriores.
- ☐ Otra. (por favor especifique)

8. ¿Cuál de las siguientes medidas ha implementado para mitigar la socavación? Por favor seleccione las opciones correspondientes.



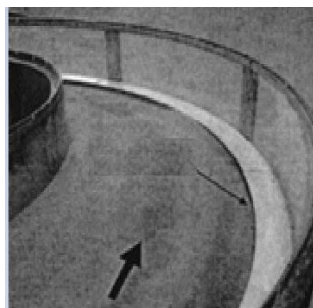
☐ Rip-Rap



☐ Bolsas llenas de arena



☐ Llantas



☐ Zapata



☐ Gaviones



☐ Adoquines y vegetación



☐ Paletas sumergidas combinadas con Rip-Rap



☐ Vegetación (múltiples filas) en el borde de ataque del flujo



☐ Pared deflectora

☐ Ninguna de las anteriores

☐ Otra. (por favor especifique)

9. Basado en el enfoque de la encuesta sobre la evaluación de la socavación, ¿cuáles son sus criterios principales para seleccionar contramedidas? Por favor, especifique el documento y seleccione una de las siguientes opciones:

- ☐ Alineación con los estándares nacionales
- ☐ Rentabilidad
- ☐ Eficacia comprobada
- ☐ Facilidad de implementación
- ☐ Otro (por favor especifique)

10. ¿Con qué frecuencia se ha realizado supervisión a los proyectos de diseño e instalación de contramedidas de protección de estructuras longitudinales en los que ha participado?

- ☐ Más de una vez al año
- ☐ Cada año
- ☐ Cada dos años
- ☐ Nunca

11. Para mejorar la validación de nuestros instrumentos de encuesta, ¿estaría dispuesto a compartir los resultados del proyecto relacionados con las contramedidas para estructuras longitudinales?

- ☐ Sí
- ☐ No

12. Para evaluar los impactos de la socavación, ¿cuál de los siguientes factores ambientales considera más crítico al diseñar estructuras longitudinales y contramedidas?

- ☐ Calidad del agua
- ☐ Vegetación ribereña
- ☐ Variaciones de flujo estacionales
- ☐ Transporte de sedimentos
- ☐ Cambios en el uso del suelo

13. Considerando el objetivo de este proyecto, ¿con qué frecuencia cree que se deben actualizar los manuales de diseño para estructuras longitudinales y contramedidas?

- ☐ Anualmente
- ☐ Cada 2-3 años
- ☐ Cada 5 años
- ☐ Cada 10 años
- ☐ Otro (por favor especifique)

14. ¿Cuál identifica como el principal desafío en el diseño de estructuras de protección de riberas para prevenir la socavación, considerando el enfoque de nuestra encuesta?

- ☐ Selección de materiales
- ☐ Estimación de parámetros hidráulicos
- ☐ Evaluación del impacto ambiental
- ☐ Restricciones financieras
- ☐ Otro (por favor especifique)

15. ¿Cuál es el factor más crucial para determinar la frecuencia de supervisión de las estructuras de control de erosión instaladas? Por favor seleccione el más relevante:

- ☐ Magnitud de las inundaciones
- ☐ Tipo de material del lecho
- ☐ Antigüedad de la estructura
- ☐ Importancia de la estructura protegida
- ☐ Otro (por favor especifique)

16. ¿Qué estrategia cree que es más efectiva para aumentar la conciencia sobre las fallas relacionadas con la socavación en estructuras hidráulicas, y cómo podría integrarse en el desarrollo de encuestas?

- ☐ Capacitación periódica
- ☐ Difusión de estudios de caso
- ☐ Guías de diseño actualizadas
- ☐ Normativas y estándares más estrictos
- ☐ Otro (por favor especifique)

Anexo A 4. Criterios de Diseño para Muros Longitudinales y Contramedidas de Socavación en Ríos con Lecho Granular

Este anexo se constituye como una guía técnica esencial para la implementación de medidas de protección en ríos con lechos granulares, considerando tanto la estabilidad estructural como la interacción hidráulica, y proporcionando un enfoque integral para la mitigación de riesgos asociados con la socavación. Con una base sólida en la teoría y la práctica, se espera que estos criterios sirvan como referencia para la planificación, diseño y construcción de muros longitudinales en diversos contextos fluviales, garantizando su desempeño óptimo y la protección efectiva de los recursos hídricos y las infraestructuras adyacentes.

Criterios de diseño de muros longitudinales

- Muros longitudinales rígidos

El diseño adecuado de los muros longitudinales se basa en criterios específicos que consideran no solo los aspectos geométricos y materiales, sino también la integración de contramedidas adicionales que ayuden a disipar la energía del flujo y minimizar la socavación en la base de las estructuras. Estos criterios de construcción aseguran que los muros puedan soportar condiciones hidráulicas cambiantes y eventos extremos, manteniendo la estabilidad y funcionalidad a lo largo del tiempo. Para garantizar una disposición efectiva y segura de los muros longitudinales, es esencial realizar una estimación precisa de la socavación, ya que este fenómeno puede comprometer la integridad de las estructuras si no se controla adecuadamente. La estimación de la socavación para la disposición de muros longitudinales se recomienda realizarla mediante las ecuaciones:

a) Lischtván & Lebediev, (1967):

$$H_s = \left(\frac{\alpha H_o^{5/3}}{0.68 \beta \mu \phi d_m^{0.28}} \right)^{\frac{1}{(1+x)}} \quad (A4.1)$$

Donde:

H_s : profundidad de socavación (m); H_o : profundidad inicial de lecho antes de socavación (m); α : coeficiente de corrección, se estima mediante:

$$\alpha = \frac{Q_d}{Y_n^{5/3} B_e} \quad (A4.2)$$

Q_d : caudal de diseño correspondiente al periodo de retorno (m^3/s) (mínimo 100 años); Y_n : profundidad media del flujo (m)

$$Y_n = \frac{A}{B_e} \quad (A4.3)$$

A : área hidráulica del cauce (m^2); B_e : ancho efectivo de la superficie en la sección transversal (m)

β : coeficiente de frecuencia, en función al periodo de retorno, se estima mediante:

$$\beta = 0.7929 + 0.0973 \ln(T) \quad (A4.4)$$

T: periodo de retorno

μ : coeficiente de contracción, tomado de la Tabla A4.1.

Tabla A4.1. Coeficientes de contracción en función de la velocidad de flujo

V (m/s)	Longitud libre (m)												
	10	13	16	18	21	25	30	42	52	63	106	125	200
<1.0	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
1	0.96	0.97	0.98	0.98	0.99	0.99	0.99	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
1.5	0.94	0.96	0.97	0.97	0.97	0.98	0.99	0.99	0.99	0.99	1.00	1.00	1.00
2	0.93	0.94	0.95	0.96	0.97	0.97	0.98	0.98	0.99	0.99	0.99	0.99	1.00
2.5	0.90	0.93	0.94	0.95	0.96	0.96	0.97	0.98	0.98	0.99	0.99	0.99	1.00
3	0.89	0.91	0.93	0.94	0.95	0.96	0.96	0.97	0.98	0.98	0.99	0.99	0.99
3.5	0.87	0.90	0.92	0.93	0.94	0.95	0.96	0.97	0.98	0.98	0.99	0.99	0.99
≥4.0	0.85	0.89	0.91	0.92	0.93	0.94	0.95	0.96	0.97	0.98	0.99	0.99	0.99

V: velocidad media en la sección transversal

μ : 1.0 si no hay obstáculos

ϕ : coeficiente de corrección por efecto de la densidad del agua en creciente, se determina mediante:

$$\phi = -0.54 + 1.5143\gamma_{as} \quad (\text{A4.5})$$

γ_{as} : peso específico del agua más sedimento (T/m^3); d_m : diámetro medio del lecho.

$$x: 0.394557 - 0.0413 \log(d_m) - 0.00891 \log^2(d_m)$$

b) Cely-Calixto et al., (2023):

$$\frac{H_s}{Y_n} = 0.43 * Fr_d^{0.643} * F^{2.188} \quad (\text{A4.6})$$

Donde:

H_s : profundidad de socavación (m); Y_n : profundidad media del flujo (m); Fr_d : número Froude densimétrico se calcula de la siguiente forma:

$$Fr_d = \frac{V}{\sqrt{gd_{50}}} \quad (\text{A4.7})$$

V: velocidad promedio (m/s); g: gravedad (m/s^2); d_{50} : diámetro 50 del lecho

F: número Froude

$$F = \frac{V}{\sqrt{gY_n}} \quad (\text{A4.8})$$

V: velocidad promedio (m/s); g: gravedad (m/s^2); Y_n : profundidad media del flujo (m)

Tomando en cuenta que la disposición de los muros longitudinales puede realizarse también en tramos curvos, se deberá tener en cuenta su influencia en el fenómeno de socavación, sin embargo, debido a que su análisis es complejo en función del tipo de flujo y gradación del sedimentos, y de que los parámetros hidráulicos (tirante, velocidad, etc.) no son constantes a lo largo de la longitud de la curvatura, en donde se espera que el material de fondo sea arrastrado debido a la formación de vórtices de flujo que se producen en ella; en la literatura disponible no se presenta una teoría que permita analizar con precisión el fenómeno de socavación en curva, pero estudios realizados por Maza & Sánchez determinan que la socavación en curvas puede ser hasta tres veces mayor que en un tramo recto y propone la siguiente relación:

$$y_s(\text{tramo curvo}) = k * y_s(\text{tramo recto}) \quad (\text{A4.9})$$

Donde:

y_s : la profundidad de socavación (m); k: el coeficiente que depende de la relación del radio de curvatura (r) y el ancho del cauce (w) según se presenta en la Tabla A4.2.

Tabla A4.2 Coeficiente k en función de la relación W/r

W/r	Coeficiente k
0.5	3.00
0.33	2.57
0.25	2.20
0.20	1.84
0.16	1.48
0	1.27

Borde libre

Se dispone de un factor vertical de seguridad o borde libre (BL), el cual puede ser determinado mediante:

$$BL = 0.09Q + 0.41 \text{ para } Q \leq 2.3 \text{ m}^3/\text{s} \quad (\text{A4.10})$$

$$BL = 0.15 \ln Q + 0.47 \text{ para } Q > 2.3 \text{ m}^3/\text{s} \quad (\text{A4.11})$$

Donde Q es caudal de diseño

La ecuación fue dispuesta por el Manual de Drenaje superficial para carreteras del Invia, (2009), estableciendo como valor mínimo 1.0 metro para el borde libre, como factor de seguridad. En la Figura A4.1 se observa la representación del borde libre dispuesto en el muro longitudinal.

Emplazamiento vertical en el lecho del río

Se dispone de un respectivo factor de seguridad de socavación, denominado empotramiento o emplazamiento, de acuerdo a lo dispuesto en Sotiropoulos & Diplas, (2017), se adiciona como mínimo 0.6 metros a la profundidad máxima de socavación estimada anteriormente, reduciendo así el riesgo de socavación sobre la base del muro longitudinal y posibles fallas parciales o totales. En la Figura A4.1 se representa el emplazamiento del muro al fondo del lecho.

Emplazamiento horizontal al talud

Así mismo, el proyectista debe garantizar la reducción de vórtices por choque directo del flujo al inicio del muro longitudinal, por lo cual, debe realizar un empalme entre el talud y el inicio de la estructura. Este emplazamiento puede realizarse mediante una extensión del muro hacia el talud o con la

implementación de estructuras flexibles que reduzcan el choque brusco del flujo en el inicio del muro. En la Figura A4.2 se representa el emplazamiento horizontal al talud de la estructura longitudinal.

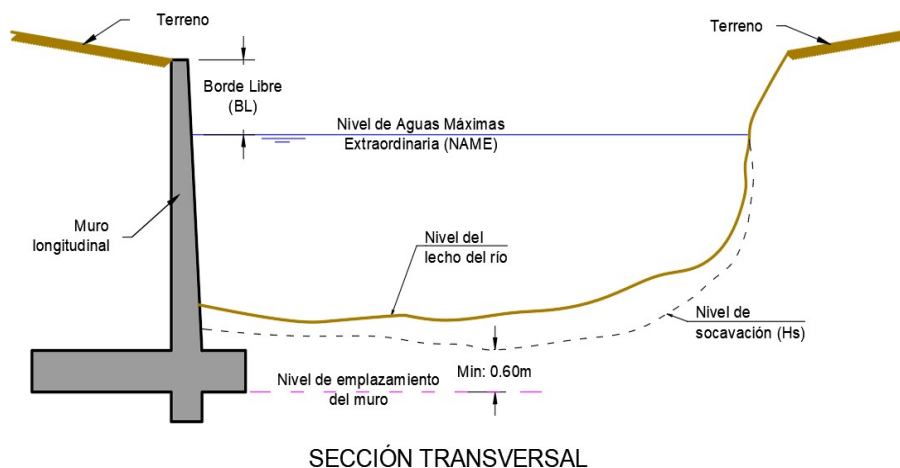


Figura A4.1. Representación del Borde Libre (BL) y Emplazamiento vertical del Muro

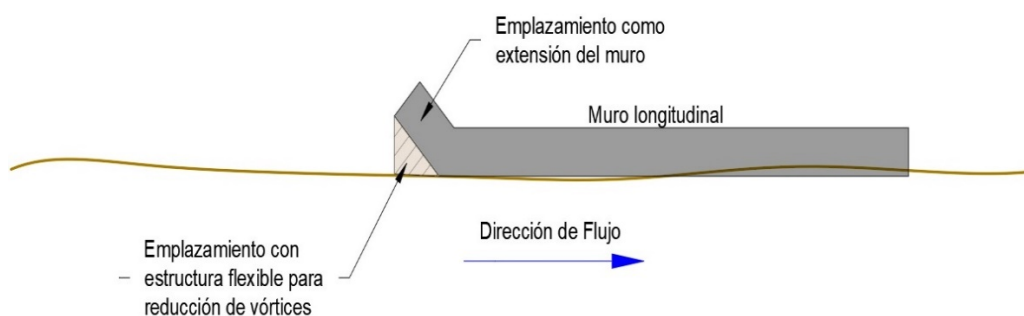


Figura A4.2. Vista en planta del emplazamiento horizontal del muro longitudinal

- Muros longitudinales flexibles

Los muros longitudinales flexibles son estructuras hidráulicas dispuestas para la protección de márgenes y riberas de ríos, pero, que por su forma y disposición, son aplicables en un mayor área, así como también, sin la necesidad de disponer estructuras adicionales de control de socavación, tal como contramedidas, ya que, son menos susceptibles a presentar afectaciones por el fenómeno de socavación, debido a que su deformación se realiza en función del cambio de las condiciones del lecho en el cauce, siendo estas resistentes, con menor riesgo de sufrir daños y fallas por socavación. Los muros longitudinales flexibles aplicables en condiciones de lecho granular bien gradado que presentan una alta eficacia, así como también, se adecuan a factores sociales, económicos, comerciales, entre otros, pueden ser:

- Muros en enrocado o rip-rap natural

La implementación de muros longitudinales de enrocado o rip-rap natural, principalmente conformados por roca caliza, se basa en criterios específicos, como la velocidad de arrastre del flujo. Estos criterios establecen rangos de velocidad en función del diámetro medio de las rocas utilizadas, lo cual es esencial para asegurar la estabilidad y efectividad del muro. La determinación del diámetro medio de las rocas según la velocidad de arrastre del flujo sigue las recomendaciones de Cely et al. (2023), donde se

sugiere el uso de ecuaciones específicas para calcular adecuadamente este parámetro, garantizando así una disposición óptima del enrocado natural en la estructura longitudinal las ecuaciones son:

División de carreteras de California

En el caso de los taludes laterales, es necesario ajustar el análisis de estabilidad considerando la inclinación del talud en una dirección perpendicular al flujo. Se debe tener en cuenta una fórmula en el diseño de enrocados para taludes laterales. En el diseño de enrocados para taludes laterales, se debe realizar una modificación en el análisis de estabilidad para tomar en cuenta la inclinación del talud en una dirección perpendicular a la corriente. Es esencial considerar dos fórmulas clave en el diseño de enrocados para taludes laterales, tal como se muestra en la Ecuación A4.12.

$$\frac{u}{\sqrt{g \cdot R \cdot D}} = 1.92 \cdot [\text{sen}(\phi - \theta)]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A4.12})$$

Donde:

u: velocidad del flujo (m/s); g: peso específico del agua (Kg/m³); R: peso del agua (Kg); D: diámetro equivalente del enrocado (m); ϕ : ángulo de reposo del material; θ : ángulo de inclinación de la estructura

Fórmula de R. A Lopardo

La fórmula de R.A Lopardo, en la cual describe que el diámetro está en función de las propiedades de la roca, velocidad media, ángulo de reposo y ángulo de talud, así como se muestra en la ecuación A4.12 y A4.14.

$$W = \frac{0.011314 \cdot \frac{Y_s}{y} - V^6}{\left(\frac{Y_s - y}{y}\right) \cdot \text{Sen}^3(\phi - \theta)} \quad (\text{A4.13})$$

Donde:

Y_s: peso específico de las partículas (Kg/m³); y: peso específico del fluido (Kg/m³); V: velocidad media del flujo (m/s); ϕ : ángulo de reposo del material; θ : ángulo del talud respecto a la horizontal; W: peso (Kg).

$$D_s = \left(\frac{6 \cdot W}{\pi \cdot \lambda_s} \right)^{1/3} \quad (\text{A4.14})$$

Donde:

D_s: diámetro de volumen esférico equivalente (ft); W: peso de la roca (lb); λ_s : peso específico de la roca (lb/ft³)

Inclinación del talud

Los enrocados naturales pueden disponerse manteniendo inclinación del talud de la estructura de 1V:1.5H o 1V:2.0H, garantizando que se asegure la estabilidad de la estructura longitudinal. Los criterios

de estimación de la socavación, borde libre, emplazamiento horizontal y vertical, debe mantenerse en lo definido en las secciones 4.3.1.1, 4.3.1.2, 4.3.1.3 y 4.3.1.4. En la Figura A4.3 se presenta una propuesta de sección típica de muro longitudinal en enrocado o rip-rap natural.

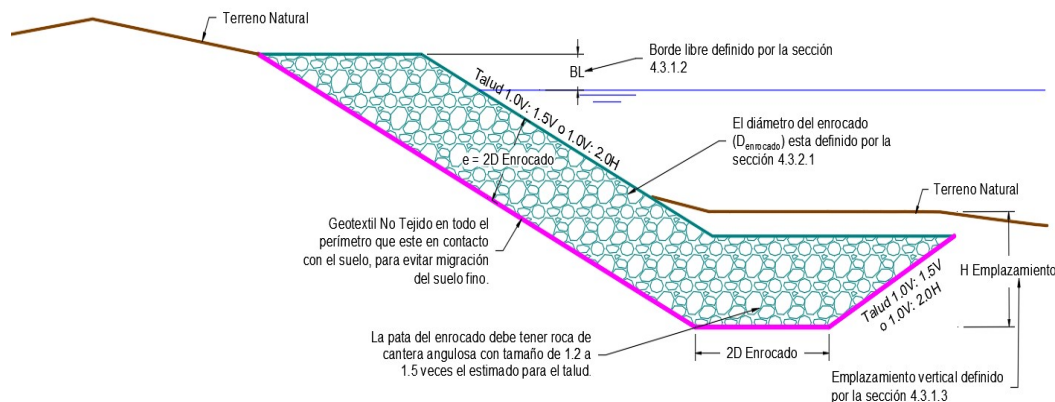


Figura A4.3. Sección típica de muro longitudinal en enrocado o rip-rap natural

Entre otras consideraciones adicionales se tiene:

- Las rocas deben ser preferiblemente de forma angular de buena calidad, limpia y durable con resistencia al desgaste en la máquina de los Ángeles de no mayor al 50.
- El peso específico del material del enrocado deberá ser superior a 2.4 y la resistencia a la compresión evaluada en base a corazones de núcleos de roca debe ser superior a 28 Mpa.
- Las rocas deberán tener una gradación uniforme, se podrá utilizar fragmentos menores para rellenar los espacios vacíos, siempre que esta cantidad de fragmentos pequeños no sea mayor al 10% del total del enrocado.
- La pata del enrocado debe tener roca de cantera angular con tamaño de 1.2 a 1.5 veces el estimado para el talud.
- El núcleo del enrocado debe tener un espesor mínimo de 2 veces el diámetro del enrocado establecido para el talud.
- Se deberá colocar un geotextil no tejido en todo el perímetro que esté en contacto con el suelo, para evitar migración del suelo fino.

- Muros en enrocado artificial o prefabricados en concreto

La disposición de muros longitudinales conformados por enrocado artificial o prefabricados en concreto (bolsas de geotextil rellenas de concreto, tetraedros, tetrápodos, hexápodos, etc.) son elementos que se construyen empleando como material base el hormigón, los cuales pueden ir de forma individual o unidos por cables, la unión de los mismos permite trabajar como un conjunto, obteniendo así una mayor resistencia al arrastre del río. En la Figura A4.4 se presentan algunos tipos de prefabricados en concreto.

Los criterios de estimación de la socavación, borde libre, emplazamiento horizontal y vertical, debe mantenerse de acuerdo a lo definido en las secciones anteriores. Asimismo, deben mantenerse los criterios de inclinación del talud dispuesto en la sección 4.3.2.1.1. y recubrimiento con geotextil no tejido en todo el perímetro que esté en contacto con el suelo. El criterio de velocidad de arrastre del flujo descrito en la sección 4.3.2.1.1. debe ser tenido en cuenta para determinar el tamaño del elemento prefabricado o para la selección del mismo, teniendo en cuenta la necesidad de unirlos con cables (Suárez, 2001).

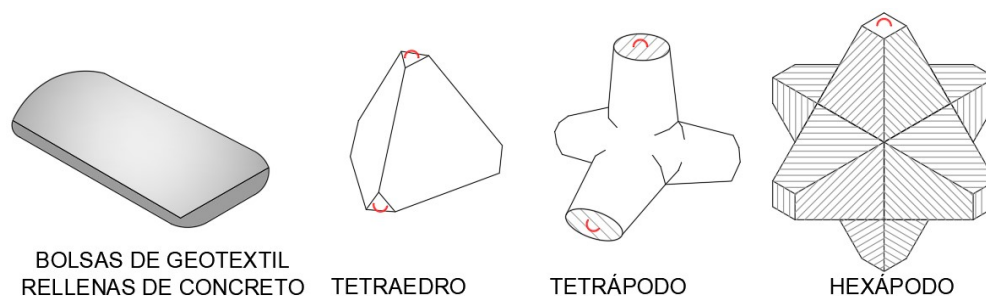


Figura A4.4. Tipos de enrocado artificial o prefabricados en concreto

Contramedidas de alteración del flujo

- Mini espigones.

La disposición de estructura de mini espigones como contramedida de socavación, debe realizarse teniendo en cuenta los criterios y disposición de recomendaciones con respecto a las profundidades de socavación, los cuales, deben empotrarse verticalmente al fondo del lecho, tal como se debe realizar en la disposición de muros longitudinales. Así mismo, de acuerdo a lo dispuesto en el manual HEC-23 Lagasse et al., (2009), la longitud de separación entre mini espigones está dada en función a la permeabilidad de la estructura, en el caso de estructura impermeable se recomienda que sea máximo del 20, mientras que en estructuras permeables la separación debe ser máximo del 25 del ancho del cauce (Lagasse et al., 2009)

Adicional, la longitud máxima de los mini espigones está determinada entre 0.2 y 0.3 veces el ancho del cauce [48], con lo cual, se cumpla la relación entre la longitud total del mini espigón (L_t) y el ancho de la base del cauce (B), siendo esta menor a 0.33 ($L_t/B < 0.33$) para que sean considerados como contramedida de mini espigones, según se contempla en lo dispuesto por Suárez, (2001).

Los criterios de estimación de la socavación, borde libre, emplazamiento horizontal y vertical, debe mantenerse de acuerdo a lo definido en las secciones anteriores. Por otra parte, en la disposición de mini espigones como contramedida de socavación debe tener en consideración la socavación máxima generada por el choque del flujo con el primer mini espigón, para lo cual, se debe aplicar ecuaciones como la dispuesta por el método de Artamonov, tal como se presenta en la Ecuación A4.15.

$$H_T = K_\theta K_Q K_m h \quad (\text{A4.15})$$

Donde

H_T : es la profundidad máxima de socavación al pie del mini espigón medida desde la superficie de la corriente (m); K_θ : coeficiente que depende el ángulo formado entre el muro longitudinal y el eje interno del mini espigón (ver Tabla A4.3)

Tabla A4.3. Coeficiente de corrección K_θ

θ	20°	60°	90°	120°	150°
K_θ	0.84	0.94	1.00	1.07	1.19

K_Q : coeficiente que depende de la relación entre el gasto teórico interceptado por el mini espigón Q_1 y el caudal total Q_d que escurre por la sección transversal. En la Tabla A4.4 se presentan los coeficientes de corrección por caudal.

Tabla A4.4. Coeficiente de corrección K_Q

Q_1/Q_d	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
K_Q	2.00	2.65	3.22	3.45	3.67	3.87	4.06	4.20

K_m : coeficiente que depende del talud lateral de los mini espigones (ver Tabla A4.5)

Tabla A4.5. Coeficiente de corrección K_m

Talud (m)	0.0	0.5	1.0	1.5	2.0	3.0
K_m	1.00	0.91	0.85	0.83	0.61	0.50

Por otra parte, para el diseño y disposición de la contramedida de mini espigones se deben tomar en consideración las ecuaciones presentadas en la sección anterior. para la estimación de la socavación máxima, así como también, tener en cuenta la socavación presentada por el choque del flujo con el primer espigón, mediante la Ecuación 4.15, de esta forma, se tomará la mayor profundidad de socavación, así como también, se le aplica el correspondiente criterio de emplazamiento vertical al fondo del lecho con base a la profundidad máxima presentada entre las socavaciones estimadas. Así mismo, se observa que, al presentarse muros longitudinales rígidos nuevos o existentes, no es necesario emplazar horizontalmente la contramedida de mini espigones a la estructura longitudinal, por lo cual, la longitud total del mini espigón (L_t), se toma como la misma longitud total operativa (L_{to}). En la Figura A4.5 se presenta el esquema de un muro rígido nuevo o existente con la adición de una contramedida de mini espigones.

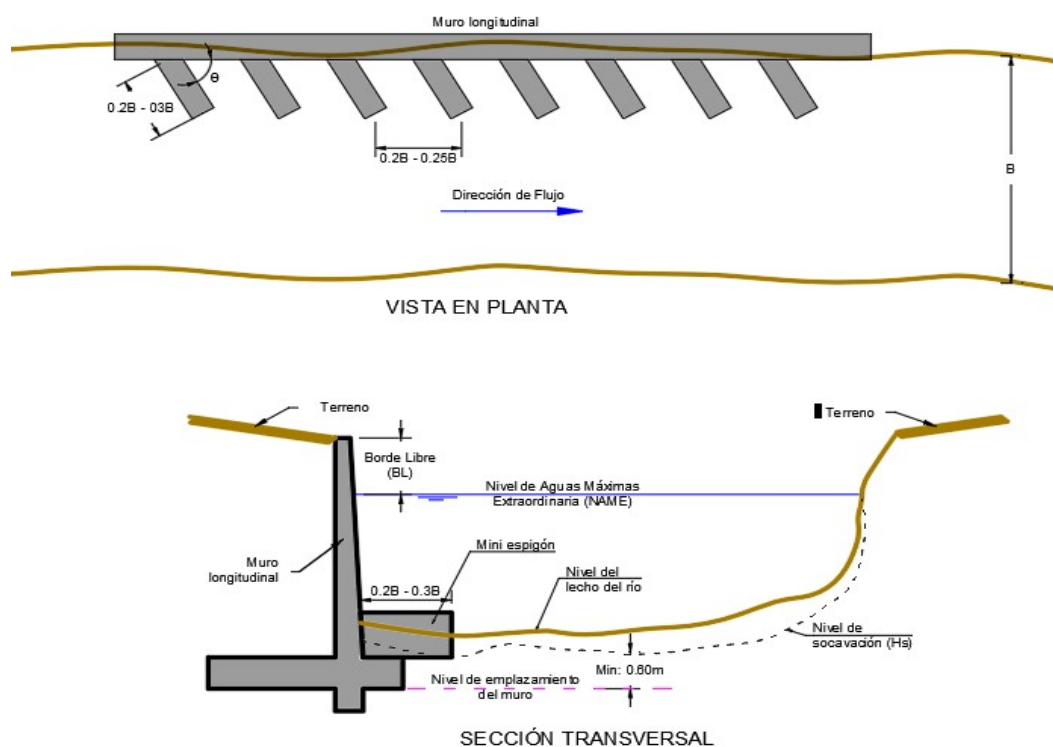


Figura A4.5. Contramedida con mini espigones

Contramedidas de blindaje

- Mantos anti-socavación

La disposición de la contramedida de estructura flexible mediante la instalación de mantos anti-socavación, la cual puede ser de cobertura en poliéster de alta tenacidad o mallas rellenas de piedra con estructura textil reforzada y revestimiento con copolímero resistentes a la intemperie, en el caso de estructuras livianas se deberán proyectar contrapesos con lastres rellenos de arena o concreto para evitar flotación o rotación de la estructura flexible. La longitud de la estructura flexible se da en función a la relación de ancho de la contramedida con la profundidad estimada de socavación presentada sin la

estructura, de esta forma, el diseño de esta debe tener como consideración inicial la estimación de la profundidad máxima de socavación mediante las ecuaciones presentadas en la sección 4.3.1.1, seguido a esto, se efectúa la relación de ancho – profundidad máxima de socavación, se recomienda que esta sea superior a 1.5 veces la profundidad máxima de socavación estimada, la cual fue establecida como una relación optima en lo presentado en [50], [51]. Por otra parte, se recomienda instalar los mantos anti-socavación desde la parte superior del lecho, según se muestra en la Figura A4.6.

La selección del tipo de estructura flexible estará supeditada al tipo de río por arrastre de material (rocas de gran tamaño, troncos de árboles, etc.) y a la resistencia de la misma a soportar los esfuerzos de abrasión, rasgado, punzonamiento, elongación y la intemperie.

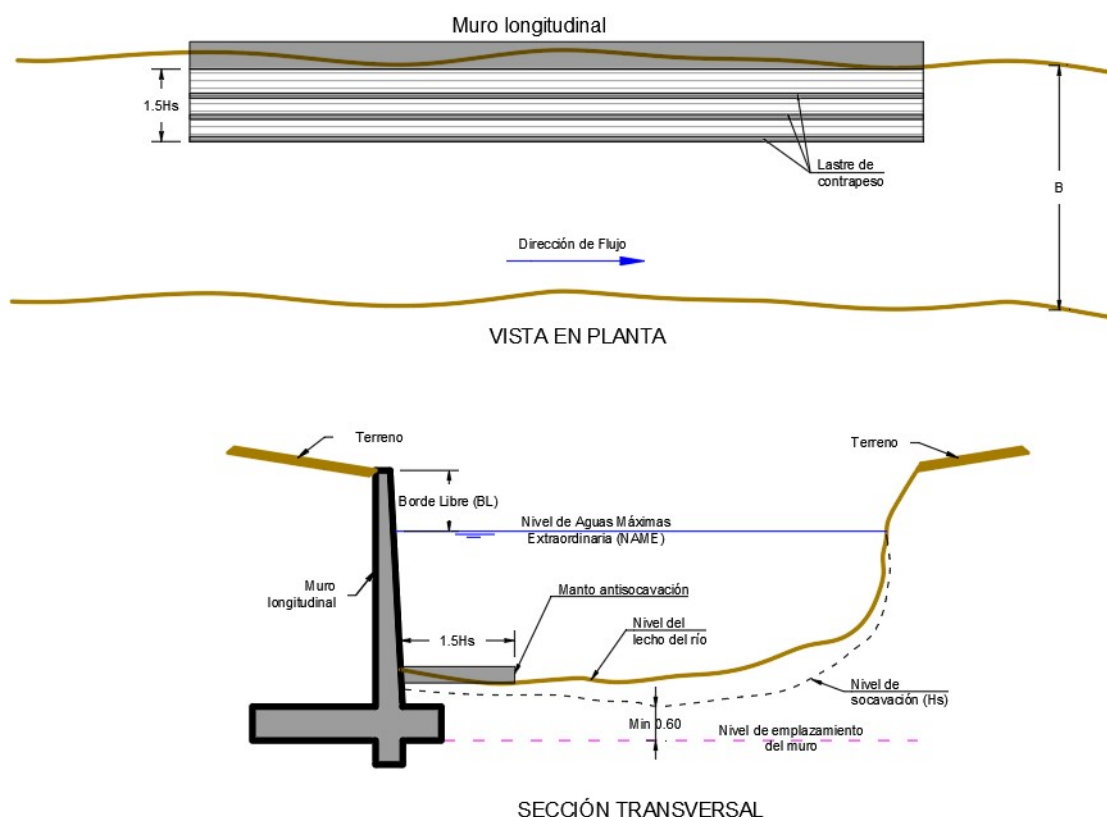


Figura A4.6. Contramedida con Mantos anti-socavación

- Enrocado natural o artificial

La disposición de contramedidas de blindaje mediante enrocado natural o artificial, se recomienda teniendo en consideración los criterios dispuestos en las secciones anterior., para la estimación de la socavación máxima, borde libre, emplazamiento vertical y horizontal, velocidad de arrastre del flujo e inclinación del talud. En la Figura A4.7 se presenta el esquema de un muro rígido nuevo o existente con la adición de una contramedida enrocado natural o artificial (Lagasse et al., 2006, 2009).

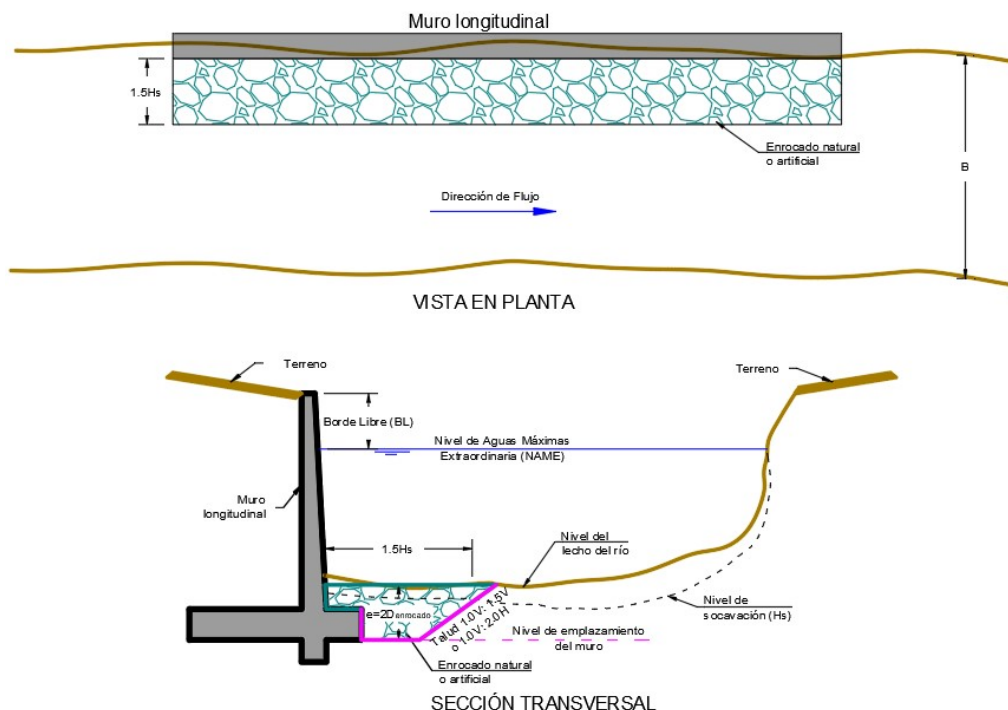


Figura A4.7. Contramedida con Enrocado natural o artificial

Contramedidas de alteración del flujo y blindaje

- Mini espigones con mantos anti-socavación

El diseño y disposición de contramedidas conformadas por la combinación de mantos anti-socavación con mini espigones se establece teniendo en cuenta los criterios dispuestos inicialmente en la sección 4.3.1.1, siendo necesario establecer la profundidad máxima de socavación presentada en las condiciones hidráulicas del cauce; seguido a esto, se determina un emplazamiento vertical de seguridad, para lo cual es necesario aplicar la profundidad adicional de empotramiento establecido en la literatura y dispuesto en la sección 4.3.1.3. y 4.3.3.1, con esto se asegura mayor estabilidad de la estructura contra la socavación.

Así mismo, las dimensiones de la contramedida se establecen teniendo en cuenta como primera parte, el ancho del manto anti-socavación, para esto se recomienda verificar la profundidad máxima de socavación sin contramedida y aplicar el criterio dispuesto en la sección 4.3.3.2.1. en la cual, para el dimensionamiento de la contramedida de manto se debe tener en cuenta la relación entre el ancho de la estructura y la profundidad máxima de socavación presentada sin contramedida, siendo el ancho de la estructura de mínimo 1.5 veces la profundidad de socavación; seguido a esto, según lo dispuesto por Chen et al., (2023), para la disposición de contramedidas de blindaje y de alteración del flujo en conjunto, puede aplicarse el dimensionamiento de la estructura de alteración del flujo, tomando referencia de las dimensiones del blindaje, siendo el ancho del espigón de por lo menos 0.5 veces el ancho del manto.

Por otra parte, la longitud total (L_t) del espigón, puede dimensionarse tomando como referencia lo dispuesto por Suárez, (2001), para la disposición de estructuras en tramos rectos o curvos del cauce; así mismo, el representarse el esquema de un muro longitudinal rígido, no se requiere realizar un empotramiento horizontal de la contramedida a la estructura longitudinal, por lo cual, la longitud total

operativa del espigón (L_{to}) es la misma longitud total (L_t). En este sentido, la separación entre espigones, toma en consideración el ángulo de inclinación de la estructura, tal como se presenta en la Tabla A4.6 En la Figura A4.8 se presenta el esquema de un muro rígido nuevo o existente con la adición de la combinación de contramedidas de mini espigones y mantos anti-socavación.

Tabla A4.6. Separación de espigones en tramos rectos

Ángulo de orientación (°)	Separación (S_p)
70 – 90	$(5.1 - 6.3) L_t$
60	$(5 - 6) L_t$

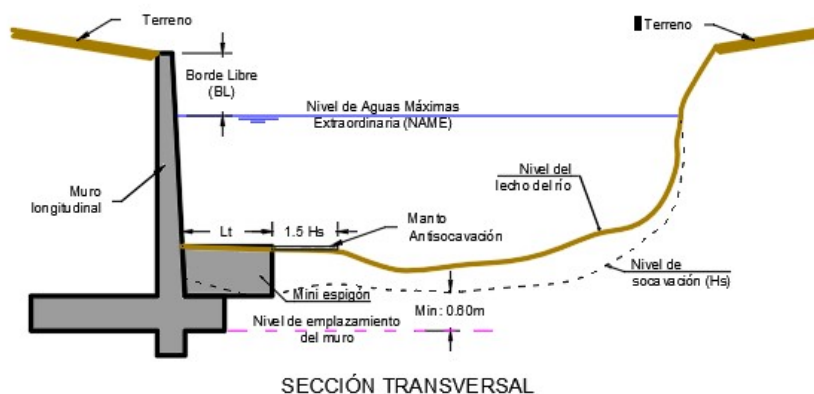
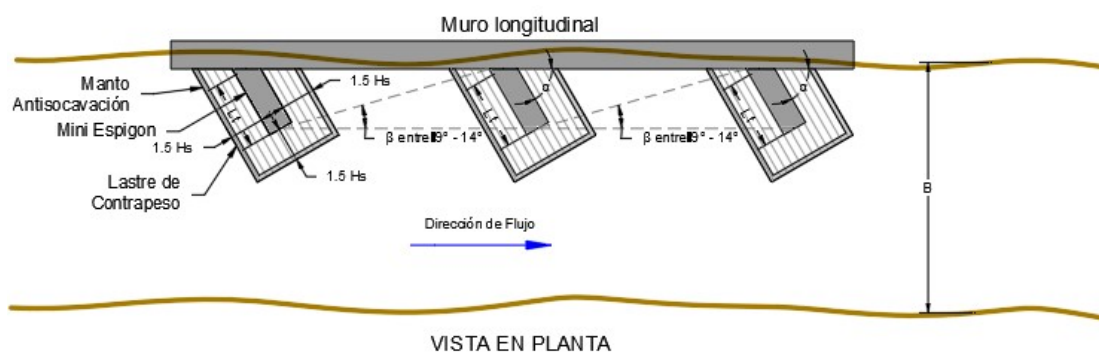


Figura A4.8. Contramedida de Mini espigones con Mantos anti-socavación

De esta forma, la disposición de mini espigones en conjunto con mantos anti-socavación, toma en consideración lo presentado en la sección 4.3.3.1., manteniendo separaciones mayores, esto debido a la super posición de los mantos, esto mitiga el choque del flujo, lo cual hace que no sea necesario disponer la contramedida de alteración del flujo con separaciones reducidas, sin afectar su funcionalidad y eficacia en la reducción, mitigación o control de la socavación, pero a su vez, tomando en consideración cada uno de los criterios y recomendaciones de diseño y disposición de contramedidas anteriormente analizadas por separado.