



UNIVERSIDADE DA CORUÑA

TESIS DOCOTRAL

DEPARTAMENTO DE MÉTODOS MATEMÁTICOS Y
DE REPRESENTACIÓN

**ANÁLISIS DE LA ESTABILIDAD HIDRAULICA
DE MORROS MONOCAPA DE CUBÍPODOS
MEDIANTE ESTUDIO EN MODELO FÍSICO.
INFLUENCIA DEL TAMAÑO DEL MORRO**

José Sande González-Cela

Dirigida por: Enrique Peña González y Enrique Maciñeira Alonso

Marzo 2017

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar quiero agradecer a mi familia todo su apoyo, muy especialmente a mi hermano pequeño Álvaro, que con su simpatía diaria ha hecho que este camino fuese mucho más agradable.

No me puedo olvidar de mis padres, que son y serán un apoyo muy necesario que va mucho más allá de lo profesional.

A Blanca, por sus detalles que siempre están presentes en todo momento.

A mis compañeros de ensayos, en especial a Luis, Adrián y Gael, sin los que no hubiese sido posible el desarrollo de los trabajos.

También a Andrés y Fernando, por soportarme en las épocas difíciles y en consecuencia en mis innumerables pitis.

Por supuesto a mis directores, Quique y Enrique, ya que sin su ayuda hubiese sido imposible llegar hasta este punto. Además, sus enseñanzas han excedido mucho más que los contemplados en este trabajo.

A SATO-OHL y la Universidad Politécnica de Valencia por dejarme realizar este trabajo con el cubípodo, y la facilidad mostrada a cualquier tipo de colaboración.

Al Grupo de Investigación en Geotecnología Aplicada, www.geotech.webs.uvigo.es, de la Universidad de Vigo, por su ayuda en el escaneo del morro y procesado de toda la información.

RESUMEN

La presente tesis doctoral abarca el análisis de la estabilidad de los morros monocapa protegidos con un manto de cubípodos. Este estudio se ha realizado en las instalaciones del CITEEC "Centro de Innovación Tecnológica en Edificación e Ingeniería Civil" de la Universidad de la Coruña a través de ensayos de modelo físico. Dichos ensayos han abarcado un amplio rango de las variables involucradas en la evolución y estabilidad de este tipo de morros, remarcando los estudios sobre la variable tamaño relativo del morro. Por todo ello se amplía el conocimiento de los mantos de protección monocapa en los morros de los diques en talud de forma más precisa.

El análisis del daño en dichas estructuras es un tema poco estudiado. Se ha definido el momento en el que una pieza deja de aportar de estabilidad al conjunto. A partir de esto se ha realizado una propuesta de niveles de daño, concretamente el inicio de averías y la destrucción.

Se ha realizado el estudio de una nueva metodología para la medición del daño, laser LiDAR 3D que es capaz de analizar los movimientos de las piezas sobre los taludes, permitiendo la definición de las primeras etapas del daño, la evolución de la porosidad e incluso de piezas caídas, así como la localización de puntos críticos de daño, lo que permitirá la definición de estrategias de mantenimiento.

En la presente tesis se han desarrollado dos nuevas formulaciones para el estudio de esta tipología de estructuras. Además, se propone un nuevo punto de diseño en función de la rigidez de los morros, la cual ha sido estudiada por la reserva de estabilidad entre el inicio de avería y la destrucción. La estabilidad de los morros monocapa de cubípodos ha corroborado las últimas investigaciones publicadas en la literatura, en las que se comprueban la existencia de distintos patrones de comportamiento en cuanto a la estabilidad según el tamaño de los morros.

Los resultados de este trabajo permitirán el diseño de mantos monocapa de forma eficiente al mejorar el diseño de los proyectos ingenieriles para nuevas instalaciones portuarias. Así mismo, el conocimiento de la evolución de los daños, permitirá reducir costes de mantenimiento de estas infraestructuras al poder realizar estrategias de actuación más optimizadas. Por último, se avanza en el conocimiento de esta tipología de obra portuaria, sirviendo de base para las futuras líneas de investigación descritas en el Capítulo 1.

RESUMO

A presente tese doutoral abarca a análise da estabilidade dos morros monocapa protexidos cun manto de cubípodos. Este estudo realizouse nas instalacións do CITEEC "Centro de Innovación Tecnolóxica en Edificación e Enxeñería Civil" da Universidade da Coruña a través de ensaios de modelo físico. Devanditos ensaios abarcaron un amplo rango das variables involucradas na evolución e estabilidade deste tipo de morros, remarcando os estudos sobre a variable tamaño relativo do morro. Por todo iso ampliase o coñecemento dos mantos de protección monocapa nos morros dos diques en noiro de forma máis precisa.

A análise do dano nas devanditas estruturas é un tema pouco estudado. Definiuse o momento no que unha peza deixa de achegar de estabilidade ao conxunto. A partir disto realizouse unha proposta de niveis de dano, concretamente o inicio de avarías e a destrución.

Realizouse o estudo dunha nova metodoloxía para a medición do dano, laser LiDAR 3D que é capaz de analizar os movementos das pezas sobre os noiros, permitindo a definición das primeiras etapas do dano, a evolución da porosidade e mesmo de pezas caídas, así como a localización de puntos críticos de dano, o que permitirá a definición de estratexias de mantemento.

Na presente tese desenvolvéronse dúas novas formulacións para o estudo desta tipoloxía de estruturas. Ademais, propónse un novo punto de deseño en función da rixidez dos morros, a cal foi estudada pola reserva de estabilidade entre o inicio de avaría e a destrución. A estabilidade dos morros monocapa de cubípodos corroborou as últimas investigacións publicadas na literatura, nas que se comprobou a existencia de distintos patróns de comportamento en canto á estabilidade segundo o tamaño dos morros.

Os resultados deste traballo permitirán o deseño de mantos monocapa de forma eficiente ao mellorar o deseño dos proxectos ingenieris para novas instalacións portuarias. Así mesmo, o coñecemento da evolución dos danos, permitirá reducir custos de mantemento destas infraestruturas ao poder realizar estratexias de actuación máis optimizadas. Por último, avánzase no coñecemento desta tipoloxía de obra portuaria, servindo de base para as futuras liñas de investigación descritas no Capítulo 1.

ABSTRAC

The present thesis covers the analysis of the stability of monolayers protected by a mantle of cubipods. This study was carried out at the CITEEC facilities "Center for Technological Innovation in Building and Civil Engineering" at the University of A Coruña through physical model tests. These trials have covered a wide range of the variables involved in the evolution and stability of this type of hills. Focusing above all on the variable relative size of the breakwater's roundhead. For all this, the knowledge of single-layer armor of the breakwater's roundhead has been expanded accurately.

In the first place, the analysis of the damage in these structures it has not been a very studied topic. At the moment has been defined when a piece doesn't contribute in the stability on the armour layer. From which a proposed level of damage, star of damage and failure, has been made.

The study of a new methodology for the measurement of damage, 3D laser LiDAR , that is able to analyze the movements of the pieces on armour, allowing the definition of the first stages of damage, the evolution of porosity, and even the number of fallen pieces, as well as the location of critical points of damage, which will allow the definition of maintenance strategies.

In the present thesis two new formulations have been developed for the study of this typology of structures. In addition, a new design point is proposed depending on the roundhead weakness, which has been studied by the stability reserve between the start of damage and the failure. The stability of the single-layers of cubipods has corroborated the latest research published, in which the existence of different behavior patterns in terms of stability according to the size of the roundhead is verified.

The results of this work will allow the design of single-layer armors efficiently by improving the design of engineering projects for new port facilities. Also, knowing the evolution of the damages, will allow reducing maintenance costs of these infrastructures to be able to realize strategies of action more optimized. Finally, the knowledge of this typology of port work is advanced, serving as a basis for the future lines of research described in Chapter 1.

Índice General

Agradecimientos

Resumen

Índice general

Índice

Índice de figuras

Indicie de tablas

Notación

Capítulo 1.	Introducción, resumen y conclusiones	21
Capítulo 2.	Estado del arte	51
Capítulo 3.	Metodología y análisis dimensional.....	103
Capítulo 4.	Resultados	133
Capítulo 5.	Definición y análisis del daño	163
Capítulo 6.	Análisis de la estabilidad del morro	201
Capítulo 7.	Bibliografía.....	237
Anejo 1.	Anejo de resultado.....	252
Anejo 2.	Publicaciones relacionadas con la tesis doctoral...	299

Índice

Capítulo 1. Introducción, resumen y conclusiones	21
1.1 INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS	22
1.1.1 <i>Objetivos</i>	25
1.1.2 <i>Estructura de la tesis</i>	26
1.2 SÍNTESIS Y RESULTADOS	28
1.2.1 <i>Resumen del estado del arte</i>	28
1.2.2 <i>Metodología y análisis dimensional</i>	31
1.2.3 <i>Resultados</i>	35
1.2.4 <i>Análisis del daño</i>	37
1.2.5 <i>Estabilidad de los morros monocapa de cubípodos</i>	41
1.3 PRINCIPALES CONCLUSIONES	47
1.3.1 <i>Conclusiones generales y de metodología</i>	47
1.3.2 <i>Conclusiones de la distribución sectorial del daño</i>	47
1.3.3 <i>Conclusiones de la estabilidad de los morros monocapa de cubípodos</i>	48
1.4 FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN	50
 Capítulo 2. Estado del arte	 51
2.1 INTRODUCCIÓN	52
2.2 DIQUES EN TALUD	53
2.2.1 <i>Piezas del manto de protección</i>	58
2.2.1.1 <i>Mantos bicapa</i>	61
2.2.1.2 <i>Mantos monocapa</i>	67
2.3 CUBÍPODO	77
2.4 DAÑO EN LOS DIQUES EN TALUD.....	80

2.4.1	<i>Formas de medición del daño</i>	80
2.4.2	<i>Niveles de daño</i>	83
2.4.2.1	Daños en los morros de diques en talud.....	85
2.4.2.2	Daños en mantos monocapa.....	85
2.5	ESTABILIDAD DE MORROS.....	88
Capítulo 3.	Metodología y análisis dimensional.....	103
3.1	INTRODUCCIÓN.....	104
3.2	METODOLOGÍA DE ENSAYOS.....	105
3.2.1	<i>CITEEC-UDC y Dársena de oleaje</i>	105
3.2.2	<i>Definición de los modelos</i>	106
3.2.3	<i>Definición de ensayos</i>	112
3.2.4	<i>Metodología de ensayos</i>	115
3.3	ANÁLISIS DIMENSIONAL.....	116
3.3.1	<i>Parámetros adimensionales</i>	117
3.4	INSTRUMENTACIÓN.....	125
3.4.1	<i>Sondas</i>	125
3.4.2	<i>Técnicas fotogramétricas</i>	126
3.4.3	<i>Escáner LiDAR 3D</i>	127
3.4.4	<i>Herramientas matemáticas</i>	130
Capítulo 4.	Resultados.....	133
4.1	INTRODUCCIÓN.....	134
4.1.1	<i>Definición de movimiento de piezas</i>	135
4.1.2	<i>Definición de finalización del ensayo</i>	137
4.1.3	<i>Tipología de resultados</i>	138
4.2	ENSAYOS CON DAÑO EN EL SECTOR CRÍTICO (90-135°).....	139
4.3	EXTENSIÓN DEL DAÑO HACIA EL SECTOR (45°-90°).....	141
4.4	EXTENSIÓN DEL DAÑO HACIA LOS SECTORES (45-90° Y 135-180°).....	146
4.5	CASOS PARTICULARES.....	148

4.5.1	<i>Caída de piezas entre 0° y 135°</i>	148
4.5.2	<i>Caída de piezas entre 0° y 180°</i>	151
4.5.3	<i>Rotura de filtro</i>	154
4.5.4	<i>Ensayos sin rotura</i>	156
4.6	ENSAYOS REPETIDOS	157
4.7	ESCANEEO LIDAR 3D	159
4.8	CONCLUSIONES	162
Capítulo 5.	Definición y análisis del daño	163
5.1	INTRODUCCIÓN	164
5.2	ANÁLISIS DEL DAÑO EN MANTOS MONOCAPA DE CUBÍPODOS	165
5.2.1	<i>Caracterización del daño</i>	166
5.2.2	<i>Evolución de la porosidad</i>	167
5.2.3	<i>Determinación de puntos críticos mediante escaneo LiDAR 3D.</i>	171
5.3	TAMAÑO RELATIVO DE LOS MORROS	174
5.3.1	<i>Influencia del radio y la longitud de onda (R/L_{rp})</i>	175
5.3.2	<i>Influencia del radio y el diámetro nominal (R_n)</i>	176
5.3.3	<i>Influencia del radio y la altura de ola (R/H)</i>	177
5.3.4	<i>Propuesta de caracterización de tamaño</i>	178
5.4	DEFINICIÓN DEL SECTOR ACTIVO	179
5.4.1	<i>Análisis vertical de la zona activa</i>	179
5.4.2	<i>Análisis sectorial de la zona activa</i>	182
5.4.2.1	Comparación sectorial del daño	183
5.5	EVOLUCIÓN DEL DAÑO	188
5.5.1	<i>Forma de la curva de daño</i>	189
5.5.2	<i>Comparación con la fórmula de Van der Meer</i>	190
5.6	ESTADOS DE DAÑO	193
5.6.1	<i>Inicio de averías</i>	194
5.6.2	<i>Destrucción</i>	195
5.7	CONCLUSIONES	198

5.7.1	<i>Medición del daño y tamaño relativo de los morros</i>	198
5.7.2	<i>Zona activa</i>	198
5.7.3	<i>Evolución del daño</i>	199
5.7.4	<i>Estados de daño</i>	199
Capítulo 6.	Análisis de la estabilidad del morro	201
6.1	INTRODUCCIÓN	202
6.2	COEFICIENTE DE ESTABILIDAD (K_D).....	203
6.2.1	<i>K_d de inicio de averías</i>	203
6.2.2	<i>K_d de destrucción</i>	206
6.3	DEFINICIÓN GENERAL DE LA FÓRMULA DE ESTABILIDAD	1-208
6.3.1	<i>Ajuste de parámetros</i>	208
6.3.2	<i>Ajuste para inicio de averías</i>	210
6.3.3	<i>Ajuste para destrucción</i>	211
6.3.4	<i>Comportamiento frente a la estabilidad según tamaño</i>	212
6.4	AJUSTE DE UNA FORMULACIÓN DE LA ESTABILIDAD SEGÚN EL TAMAÑO DEL MORRO	214
6.4.1	<i>Ajuste para inicio de averías</i>	214
6.4.2	<i>Ajuste para destrucción</i>	217
6.5	RESERVA DE ESTABILIDAD.....	220
6.6	COMPARACIÓN CON DIFERENTES TIPOLOGÍAS DE MANTOS DE PROTECCIÓN DE MORROS.....	224
6.6.1	<i>Manto bicapa de piezas Hollow</i>	224
6.6.2	<i>Manto bicapa de cubos</i>	225
6.6.3	<i>Morros de cubípodos: bicapa con direcciones $\theta=0^\circ$ y $\theta=40^\circ$, y monocapa con $\theta=40^\circ$</i>	227
6.7	PROPUESTA DE FORMULACIÓN MULTI-PARAMÉTRICA PARA EL DISEÑO	231
6.8	CONCLUSIONES	233
6.8.1	<i>K_d y definición de la fórmula general de estabilidad</i>	233
6.8.2	<i>Fórmula de estabilidad según el tamaño del morro</i>	233

6.8.3	<i>Reserva de estabilidad</i>	234
6.8.4	<i>Comparación con diferentes tipologías de mantos de protección de morros</i>	234
6.8.5	<i>Punto de diseño</i>	235
Capítulo 7.	Bibliografía	237

Índice de figuras

Figura 1- 1 Puerto fenico de estaca de Bares, (A Coruña, España). Fuente: Plan de Ordenación del Litoral de la Xunta de Galicia.....	22
Figura 1- 2 Flujo sobre los morros de diques en talud, Fredsøe & Sumer, 1997.....	23
Figura 1- 3 Dique Oeste del Puerto de Punta Langosteira, Cubipod, (2016).....	24
Figura 1- 4 Izquierda: Inicio de destrucción, Derecha: Destrucción de en un morro bicapa de cubípodos.....	26
Figura 1- 5 Modelo ensayado en las instalaciones del CITEEC.....	27
Figura 1- 6 Morro ensayado	28
Figura 1- 7 Análisis de asentamientos en mantos monocapa de cubos, Holfland & Van Gent, 2016.....	31
Figura 1- 8 Modelo de ensayo. Vista lateral trasera	32
Figura 1- 9 Izquierda: Faro Focus 3D 120 durante la adquisición de datos. Derecha: Vista de una nube de puntos obtenida con Faro Focus 3D del morro.....	34
Figura 1- 10 Estado final de dos morros.....	35
Figura 1- 11 Sup. Izquierda: Evolución de piezas caídas en el ensayo 30. Sup. Derecha: Evolución de piezas caídas en el ensayo 18. Inf: Evolución de piezas caídas en el ensayo 10. ..	36
Figura 1- 12 Modificación en planta de la distancia vertical a lo largo del ensayo y las curvas de nivel analizadas (Z2, Z4, Z6 y Z8).....	36
Figura 1- 13 Evaluación de la porosidad ensayo 25	37
Figura 1- 14 Movimientos medidos con la técnica LiDAR 3D y la definición de los centroides del daño	38
Figura 1- 15 Comparación de las medidas de porosidad con las dos técnicas.....	38
Figura 1- 16 Izquierda: Relación s_{prf} y tamaño de la zona activa. Derecha: Relación s_{pr} y altura de ola final de ensayo	39
Figura 1- 17 Comparación del daño en todos los sectores con el daño en el sector crítico.	39
Figura 1- 18 Evolución del daño por fases. H_s [cm]=11.37, fase I morro sin daño. H_s [cm]=12.04 fase II. H_s [cm]=13.88 fase III y H_s [cm]=15.46 fase IV	40

Figura 1- 19 Definición gráfica de inicio de averías. Ensayo 42 H_s [cm]=9.8, D [%]=0.6. Izquierda: Definición gráfica de destrucción. Ensayo 45, H_s [cm]=13.78, D [%]=10%.....	41
Figura 1- 20 Influencia del peralte en el coeficiente de estabilidad. Izquierda: Inicio de averías. Derecha: Destrucción.....	42
Figura 1- 21 Ajuste entre el número de estabilidad medido y estimado en los morros analizados. Izquierda: Inicio de averías. Derecha: Destrucción	43
Figura 1- 22 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el N_s estimado. Izquierda: inicio de averías. Derecha: destrucción	45
Figura 1- 23 Influencia del parámetro R/H y s_{pr} en la reserva de estabilidad. Rojos morros pequeños, verdes morros grandes	45
Figura 2- 1 Ejemplo de sección de un dique en talud. Fuente: J. R. Medina & Gómez-Martín (2015)	53
Figura 2- 2 Manto de protección de Tetrápodos en la India	61
Figura 2- 3 Pieza Akmon en la coronación de un dique en talud.....	62
Figura 2- 4 Manto bicapa de Antifer, Crespo, Altomare, Rogers, & Gironella, 2012.....	63
Figura 2- 5 Colocación posibles del Antifer. Fuente: Frens et al. (2008).....	64
Figura 2- 6 Manto Tribar en un dique en talud de Japón.....	64
Figura 2- 7 Manto de protección del puerto de Soderick con Stabit.....	65
Figura 2- 8 Dolo en manto de protección bicapa.....	66
Figura 2- 9 Influencia de la trabazón y el peso propio con la pendiente del talud, CEM (2002). 67	
Figura 2- 10 Puerto Jalali 2008 Oman, CLI, 2016.	69
Figura 2- 11 Evolución del K_d con la pendiente, CLI, 2012.....	70
Figura 2- 12 Acropodo II.....	71
Figura 2- 13 reparación del dique <i>Kaumalapau, Hawaii 2012, Baird (2016)</i>	72
Figura 2- 14 Cilacap Coal Power Plant en Indonesia 2004, A-Jacks, 2016.....	73
Figura 2- 15 Manto de protección del puerto de Caladh Mor, Irlanda en 2006, (Xbloc, 2016)...	74
Figura 2- 16 Dique protegido con Ecopode, Idmer (2016).....	75
Figura 2- 17 Shed en un puerto en Dubai, fuente: Muttray & Reedijk (2009)	76
Figura 2- 18 Manto de protección con Rakuna-iv, Nikken-kogaku (2016).....	76
Figura 2- 19 Cubípodo situado en la Escuela de Caminos, Canales y Puertos de la Universidad de La Coruña	77
Figura 2- 20 Comparación de la resistencia estructural del cubo y cubípodo, Cubipod, (2016) .77	

Figura 2- 21 Almacenamiento de cubípodos en la obra, Cubipod, (2016).	78
Figura 2- 22 Dique Oeste del Puerto de Punta Langosteira, Cubipod, 2016.	79
Figura 2- 23 Esquema de la erosión en el perfil, curva en S, CEM (2002).....	81
Figura 2- 24 Rocking en diques en talud, CEM, 2002.....	83
Figura 2- 25 Inicio de averías en un morro bicapa de cubípodos.	83
Figura 2- 26 Izquierda: Inicio de destrucción, Derecha: Destrucción de en un morro bicapa de cubípodos.....	84
Figura 2- 27 Cuantificación de los escalones de daño con el N_{od} , (CIRIA/CUR/CETMEF, 2007)	84
Figura 2- 28 Análisis de asentamientos en mantos monocapa de cubos, Holfland & Van Gent, 2016	86
Figura 2- 29 Propuestas de diseño, CIRIA/CUR/CETMEF (2007).....	87
Figura 2- 30 Relación de la estabilidad entre los morros y los troncos, Jensen, 1984.....	88
Figura 2- 31 zona activa definida por (Burcharth & Frigaard, 1987)	89
Figura 2- 32 Erosiones en los morros con oleaje oblicuo. Influencia del número de olas de un temporal según Burcharth & Frigaard, 1987	89
Figura 2- 33 Coeficiente de agitación según el ángulo del morro en función del parámetro D/L. Vidal et al., 1989.....	91
Figura 2- 34 Localización de daños en los morros según (Matsumi et al., 1996).....	92
Figura 2- 35 Flujo sobre los morros de diques en talud, Fredsøe & Sumer (1997)	93
Figura 2- 36 Localización del daño en los morros, con oleaje multidireccional y unidireccional. Matsumi et al. (1998).....	94
Figura 2- 37 Fuerzas y parámetros de la fórmula de la velocidad crítica de movimiento de piezas, Matsumi et al., 1998	94
Figura 2- 38 Comparación de los bloques caídos frente a la altura de ola para piezas de densidad normal y alta, fuente (Burcharth et al., 2003)	96
Figura 2- 39 Mapa de Erosión-acreción en morros protegidos con cubípodos. Lomonaco et al. (2009)	98
Figura 2- 40 Situación inicial y final del morro bajo incidencia paralela. (Peña et al., 2012)	99
Figura 2- 41 Distribución normal truncada que relaciona la influencia de la direccionalidad en la estabilidad. Comola et al. (2014).....	100
Figura 2- 42 Asentamientos en los morros. Izquierda: protegido con X-bloc y Derecha: Monocapa de cubos. (Holfland & Van Gent, 2016)	101

Figura 3- 1 Modelo de ensayo. Vista lateral trasera	104
Figura 3- 2 Izquierda: Dársena de oleaje del CITEEC. Derecha: Palas generadoras de oleaje .	105
Figura 3- 3 Perfil transversal de la dársena.....	105
Figura 3- 4 Izquierda: Playa de disipación trasera. Derecha: Detalle de la estructura metálica	106
Figura 3- 5 Vista general del modelo.....	106
Figura 3- 6 Planta del modelo. Sectores según colores en las 3 tipologías.....	107
Figura 3- 7 Sección tipo morro grande y Sección tipo tronco y morro pequeño en la tipología A. Cotas en cm	107
Figura 3- 8 Sección tipo morro grande y Sección tipo tronco y morro pequeño en la tipología B. Cotas en cm	107
Figura 3- 9 Sección tipo morro grande y Sección tipo tronco y morro pequeño de la tipología C. Cotas en cm	108
Figura 3- 10 Cubípodos colocados en el morro pequeño en los tres modelos	109
Figura 3- 11 Cubípodos colocados en el morro grande en los tres modelos.....	109
Figura 3- 12 Cubípodos colocados en el tronco en los tres modelos	110
Figura 3- 13 Base rectangular para el emplazamiento del dique	110
Figura 3- 14 Construcción del núcleo.....	111
Figura 3- 15 Colocación de los cubípodos respetando los ángulos de construcción.....	111
Figura 3- 16 Barrera trasera de ladrillos	112
Figura 3- 17 Disposición de las sondas de nivel para la calibración de la dársena.....	114
Figura 3- 18 Ejemplo de protección del morro pequeño hasta la rotura del morro grande.....	115
Figura 3- 19 Relación entre N_s y s_{pr}	118
Figura 3- 20 Ejemplo de relación entre h/L . Fuente, elaboración propia.....	119
Figura 3- 21 Ejemplo de relación entre h/L_{rp}	119
Figura 3- 22 Esquema de los parámetros envueltos en el parámetro R_n	120
Figura 3- 23 Relación R_n y N_s	121
Figura 3- 24 Izquierda: Parámetros de R/L_{rp} . Derecha: Esquema de la relación entre el morro y la longitud de onda	121
Figura 3- 25 Evolución de R/L_{rp} en cinco ensayos	122
Figura 3- 26 Relación entre el N_s y R/L_{rp} en todos los ensayos	122
Figura 3- 27 Izquierda: parámetros de R/H . Derecha: Esquema de la relación entre el morro y la altura de ola. Fuente, elaboración propia	123

Figura 3- 28 Evolución de 5 ensayos del parámetro R/H	123
Figura 3- 29 Relación entre R/H y N_s	124
Figura 3- 30 Ejemplo de registro de una sonda durante la calibración de la dársena	125
Figura 3- 31 Puente grúa para la toma de fotografías	126
Figura 3- 32 Fotografías de los sectores del morro pequeño	127
Figura 3- 33 Izquierda: Faro Focus 3D 120 durante la adquisición de datos. Derecha: Vista de una nube de puntos obtenida con Faro Focus 3D del morro.....	128
Figura 3- 34 Izquierda: Registro bruto de los movimientos en uno de los escáneres realizados. Derecha: filtrado de mediana aplicado a los datos brutos.....	129
Figura 3- 35 Izquierda: Cálculo del centroide con coordenadas en píxeles; Derecha: Áreas de daño en rojo superpuestas con la imagen de intensidad, con las coordenadas cartesianas de los centroides de daño	129
Figura 4- 1 Sectores analizados en la estabilidad de los morros durante la campaña experimental	135
Figura 4- 2 Izquierda: Estado inicial. Derecha: Hs [cm]=13.8 en ensayo del ensayo 3.....	136
Figura 4- 3 Estado final de dos morros.....	136
Figura 4- 4 Estado inicial y final del ensayo del ensayo 39.....	137
Figura 4- 5 Localización del daño en el sector crítico	139
Figura 4- 6 Evolución de piezas caídas en el ensayo 30.....	140
Figura 4- 7 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 30 ..	140
Figura 4- 8 Localización del daño entre los ángulos 45° y 135°	141
Figura 4- 9 Piezas caídas en los dos sectores de daño en la finalización del ensayo frente al radio a nivel del mar	142
Figura 4- 10 Estado final del morro tras los ensayos de los ensayos 34 y 42	143
Figura 4- 11 Estado final del morro tras los ensayos de los ensayos 22 y 39	143
Figura 4- 12 Evolución de piezas caídas en el ensayo 18	144
Figura 4- 13 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 18	145
Figura 4- 14 Localización del daño entre los ángulos 45° y 180°	146
Figura 4- 15 Evolución de piezas caídas en el ensayo 10.	147
Figura 4- 16 Estado del morro en los dos últimos escalones de ola ensayados en el ensayo 10.	147
Figura 4- 17 Localización del daño entre los ángulos 0° y 135°	149

Figura 4- 18 Evolución de piezas caídas en el ensayo 17	149
Figura 4- 19 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 17	150
Figura 4- 20 Evolución de piezas caídas en el ensayo 20	151
Figura 4- 21 Localización del daño entre los ángulos 0° y 180°	152
Figura 4- 22 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 4. .	153
Figura 4- 23 Evolución de piezas caídas en el ensayo 4	153
Figura 4- 24 Evolución de piezas caídas en el ensayo 41	154
Figura 4- 25 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 41.	154
Figura 4- 26 Evolución de piezas caídas en el ensayo 35	155
Figura 4- 27 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 35	155
Figura 4- 28 Evolución de piezas caídas en los ensayo 39 y 11	157
Figura 4- 29 Estado final de los morros en los ensayos 39 y 11	157
Figura 4- 30 Estado final de los morros en los ensayos 43 y 4	158
Figura 4- 31 Evolución de piezas caídas en los ensayos 43 y 4	158
Figura 4- 32 Modificación en planta de la distancia vertical a lo largo del ensayo y las curvas de nivel analizadas (Z2, Z4, Z6 y Z8)	159
Figura 4- 33 Datos registrados en el escalón de ola Hs [cm]=8.82 con el LiDAR 3D	160
Figura 4- 34 Datos registrados con el LiDAR 3D. Izquierda y centro: escalón de ola Hs [cm]=9.71. Derecha: escalón de ola Hs [cm]=11.64	160
Figura 4- 35 Curva de nivel Z4 a lo largo del ensayo	161
Figura 5- 1 Ensayo 45 al finalizar el ensayo	164
Figura 5- 2 Ensayo 15 antes del comienzo del ensayo	165
Figura 5- 3 Curva de daño en el ensayo 26	167
Figura 5- 4 Daños iniciales producidos en el caso 42	168
Figura 5- 5 Asentamientos producidos en el ensayo 3	168
Figura 5- 6 Evaluación de la porosidad ensayo 25	169
Figura 5- 7 Ajuste lineal entre la porosidad y el daño	170
Figura 5- 8 Movimientos medidos con la técnica LiDAR 3D y la definición de los centroides del daño	171
Figura 5- 9 Movimientos medidos con la técnica LiDAR 3D y la definición de los centroides del daño	172

Figura 5- 10 Comparación de las medidas de porosidad con las dos técnicas.....	173
Figura 5- 11 Relación entre R/L_{tp} y N_s en dos momentos de daño concretos. Izquierda: Primer cubípedo caído y Derecha: Finalización de los ensayos.....	175
Figura 5- 12 Relación entre R_n y N_s en dos momentos de daño concretos. Izquierda: Primer cubípedo caído y Derecha: Finalización de los ensayos.....	176
Figura 5- 13 Relación entre R/H y N_s en dos momentos de daño concretos. Izquierda: Primer cubípedo caído y Derecha: Finalización de los ensayos.....	177
Figura 5- 14 Relación entre Daño y N_s en función del tamaño.....	178
Figura 5- 15 Tamaño de la zona activa vertical en función de la altura de ola final del ensayo.	179
Figura 5- 16 Tamaño de la zona activa vertical en función del radio	180
Figura 5- 17 Izquierda: Relación entre el peralte y el tamaño vertical de la zona activa. Derecha: Relación entre el peralte y altura de ola final de ensayo.....	181
Figura 5- 18 Selección del tamaño de la zona activa vertical	181
Figura 5- 19 Izquierda: Relación entre el peralte a pie de dique y el tamaño vertical de la zona activa. Derecha: Relación entre el peralte y la altura de ola final de ensayo. Influencia del tamaño del morro.....	182
Figura 5- 20 Izquierda: Zona crítica de los morros de diques en talud. Fuente Burcharth & Hughes (2002). Derecha: Sectores de estudio	183
Figura 5- 21 Set Down y Set Up del flujo en los morros monocapa de cubípedos.....	183
Figura 5- 22 Izquierda: Comparación del daño en todos los sectores con el daño en el sector crítico. Derecha: Comparación del daño entre el 0 y 5%.....	184
Figura 5- 23 análisis del daño en 45-90° con los parámetros adimensionales relativos al tamaño.	185
Figura 5- 24 Análisis del daño en 135-180° con los parámetros adimensionales relativos al tamaño.	186
Figura 5- 25 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 4. .	187
Figura 5- 26 Comparación del daño en los sectores 45-90° y 90-135° con el daño en el sector crítico. Influencia del tamaño del morro.....	187
Figura 5- 27 Evolución del daño por fases. H_s [cm]=11.37 fase 0, morro sin daño. H_s [cm]=12.04 fase 1 H_s [cm]=13.88 fase 2 y H_s [cm]=15.46 fase 3	188
Figura 5- 28 Evolución del daño por fases en morros de radio estricto. H_s [cm]=8.15 fase 1. H_s [cm]=8.85 fase 2 y H_s [cm]=10.2 fase 3	189
Figura 5- 29 Ejemplo de curvas de daño	190

Figura 5- 30 Comparación de las curvas de daño con la fórmula de Van der Meer para los morros de peralte $s_m=0.02$ e influencia del tamaño	192
Figura 5- 31 Comparación de las curvas de daño con la fórmula de Van der Meer para los morros de peralte $s_m=0.05$ e influencia del tamaño	192
Figura 5- 32 Definición gráfica de inicio de averías. Ensayo 42 H_s [cm]=8.2 y H_s [cm]=9.8, D [%]=0.6.....	194
Figura 5- 33 Definición gráfica de destrucción. Ensayo 45, H_s [cm]=13.78, D [%]=10%.....	195
Figura 5- 34 Porcentajes de daño de destrucción en función de parámetros adimensionales relativos al tamaño de los morros.	196
Figura 5- 35 Influencia del peralte en el porcentaje de daño de destrucción.....	197
Figura 6- 1 Influencia de los parámetros adimensionales relativos al tamaño del morro con el K_d	205
Figura 6- 2 Influencia del peralte en la K_d de inicio de averías	205
Figura 6- 3 Influencia de los parámetros adimensionales relativos al tamaño del morro con el K_d	207
Figura 6- 4 Influencia del peralte en el coeficiente de estabilidad de destrucción.....	207
Figura 6- 5 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos con el peralte y el daño	209
Figura 6- 6 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos con el peralte, R_n y el daño	209
Figura 6- 7 Ajuste entre el número de estabilidad medido y estimado en los 45 morros analizados en el caso de inicio de averías.....	211
Figura 6- 8 Ajuste entre el número de estabilidad medido y estimado en los 43 morros analizados en el caso de destrucción.....	212
Figura 6- 9 Análisis del comportamiento de morros según tamaño. Izquierda: inicio de avería. Derecha: destrucción	213
Figura 6- 10 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el ajuste de la fórmula con los morros grandes	214
Figura 6- 11 Ajuste de morros pequeños con la fórmula de ajuste de los morros grandes	215
Figura 6- 12 Factor de tamaño en inicio de averías	215
Figura 6- 13 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el N_s estimado en inicio de averías.....	216
Figura 6- 14 Relación lineal entre el N_s medido y el estimado en morros grandes	217
Figura 6- 15 Relación lineal entre el N_s medido y el estimado en morros pequeños con la fórmula de morros grandes	217
Figura 6- 16 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el peralte y daño.....	218

Figura 6- 17 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el peralte y daño.....	219
Figura 6- 18 reserva de estabilidad de los morros de cubípodos monocapa	221
Figura 6- 19 Evolución del daño en el ensayo 41 en los dos últimos escalones de ola	221
Figura 6- 20 Influencia del parámetro R/L_{rp} en la reserva de estabilidad	222
Figura 6- 21 Influencia del parámetro R/H y s_{pr} en la reserva de estabilidad	223
Figura 6- 22 Comparación de los N_s con la fórmula de Berenguer y los ensayos en la situación de destrucción. Influencia del tamaño	225
Figura 6- 23 Comparación de dos morros analizados por E. Maciñeira & Burcharth (2016). Izquierda: destrucción con D [%]=27. Derecha: D [%]=29 y sin destrucción.....	226
Figura 6- 24 Comparación de los N_s con la fórmula de E. Maciñeira & Burcharth (2016) y la de cubípodos monocapa en la situación de destrucción. Influencia del tamaño	227
Figura 6- 25 Sectores en los modelos bicapa. Izquierda: $\theta=40^\circ$, Derecha: $\theta=0^\circ$ y 40°	228
Figura 6- 26 Comparación de los N_s medidos y el estimado con los cubípodos bicapa con $\theta=0^\circ$ y $\theta=40^\circ$ destrucción	229
Figura 6- 27 Comparación de los N_s medidos y el estimado con los cubípodos monocapa en la situación de inicio de averías y destrucción.....	230
Figura 6- 28 Relación entre K_d de diseño y el peralte.....	232

Índice de tablas

Tabla 1- 1 Definición de ensayos.	32
Tabla 1- 2 Limitación del daño en sectores según los parámetros adimensionales de tamaño del morro	40
Tabla 1- 3 Resumen de los datos obtenidos de porcentaje de daño de inicio de averías	41
Tabla 1- 4 K_d mínimo de inicio de averías en función del peralte	42
Tabla 1- 5 Rango de aplicación de las fórmulas	44
Tabla 1- 6 Resumen del ajuste obtenido en inicio de averías	44
Tabla 1- 7 K_d mínimo para diseño en función del peralte.....	46
Tabla 1- 8 K_d mínimo de inicio de averías en función del peralte	48
Tabla 1- 9 Rango de aplicación de la fórmula de inicio de averías y destrucción	1-49
Tabla 1- 10 K_d mínimo para diseño en función del peralte.....	49
Tabla 2- 1 Tipología de piezas del manto de protección. Fuente, elaboración propia en base a Muttray & Reedijk (2009)	60
Tabla 2- 2 Valores de KD, Fuente (Burcharth et al., 2003).....	96
Tabla 2- 3 Rango de aplicación de la formulación. Fuente (Maciñeira & Burcharth, 2007)	97
Tabla 2- 4 Valores de KD Fuente Maciñeira & Burcharth (2016)	101
Tabla 3- 1 Materiales y unidades para ejecución del modelo	108
Tabla 3- 2 Definición de ensayos.	113
Tabla 3- 3 Ejemplo de registros del oleaje sin modelo para $T_p = 2.5s$	114
Tabla 3- 4 Evolución del coeficiente de asomeramiento para $H=9cm$, $h=40cm$ para distintos periodos	114
Tabla 3- 5 Valores máximos y mínimos del número de Froude y Reynolds de la campaña experimental	117

Tabla 4- 1 Campaña experimental desarrollada en el CITEEC	134
Tabla 4- 2 Ensayos con caída de piezas en el sector 90-135°	139
Tabla 4- 3 Ensayos con caída de piezas entre los ángulos 45° al 135°.....	141
Tabla 4- 4 Ensayos con caída de piezas entre los ángulos 45° al 180°.....	146
Tabla 4- 5 Casos particulares.....	148
Tabla 4- 6 Ensayos con caída de piezas entre los ángulos 0° al 135°.....	149
Tabla 4- 7 Ensayos con caída de piezas entre los ángulos 0° al 180°.....	152
Tabla 4- 8 Ensayo de rotura de filtro	155
Tabla 4- 9 Ensayos repetidos.....	157
Tabla 4- 10 Resultados del daño del escáner LiDAR 3D.	161
Tabla 5- 1 Porosidad medida mediante el escaneo láser LiDAR 3D y la registrada en los ensayos	172
Tabla 5- 2 Valores analizados de R_n	176
Tabla 5- 3 Tipología de morro en función del tamaño.....	178
Tabla 5- 4 Características de los morros de la figura 3.....	190
Tabla 5- 5 Definición de estados de daño en el tronco y morro para diferentes piezas de diques en talud.	193
Tabla 5- 6 Daño en inicio de averías en cada uno de los morros analizados	194
Tabla 5- 7 Resumen de los datos obtenidos de porcentaje de daño de inicio de averías	195
Tabla 5- 8 Daño en destrucción en cada uno de los morros analizados.....	196
Tabla 5- 9 Características de los morros con el mínimo y el máximo porcentaje de daño en destrucción.....	197
Tabla 5- 10 Resumen de los datos obtenidos de porcentaje de daño de destrucción	197
Tabla 6- 1 K_d de inicio de averías en cada uno de los morros analizados.....	204
Tabla 6- 2 Resumen de los datos obtenidos de K_d en inicio de averías	204
Tabla 6- 3 K_d mínimo de inicio de averías en función del peralte	205
Tabla 6- 4 K_d de destrucción en cada uno de los morros analizados	206
Tabla 6- 5 Resumen de los datos obtenidos de K_d en destrucción.....	206
Tabla 6- 6 K_d mínimo de destrucción en función del peralte.....	207
Tabla 6- 7 Resumen del ajuste obtenido en inicio de averías y destrucción	212

Tabla 6- 8 Resumen del ajuste (R) por grupos de R/L_{Tp}	213
Tabla 6- 9 Fórmulas generales en los puntos de daños analizados	214
Tabla 6- 10 Rango de aplicación de la fórmula de inicio de averías	216
Tabla 6- 11 Resumen del ajuste obtenido en inicio de averías	218
Tabla 6- 12 Rango de aplicación de la fórmula de destrucción	218
Tabla 6- 13 Resumen del ajuste obtenido en inicio de averías	218
Tabla 6- 14 Resumen de los datos obtenidos de reserva de estabilidad.....	219
Tabla 6- 15 Reserva de estabilidad de cada uno de los morros analizados.....	220
Tabla 6- 16 Resumen de los datos obtenidos de reserva de estabilidad.....	220
Tabla 6- 17 Datos obtenidos en el ensayo 41 durante el ensayo.....	221
Tabla 6- 18 comportamiento del ensayo 41 en inicio de averías y destrucción.....	222
Tabla 6- 19 Características de los morros analizados.....	228
Tabla 6- 20 Características de los morros analizados.....	229
Tabla 6- 21 Valores obtenidos de K_d para el diseño de morros monocapa protegidos con cubípodos.....	232
Tabla 6- 22 K_d mínimo para diseño en función del peralte.....	232
Tabla 6- 23 Rango de aplicación de la fórmula de inicio de averías y destrucción	234

Notación

A_i	área del sector i
α	ángulo del talud
β	ángulo de incidencia del oleaje
C_v	Coefficiente de variación
$D\%$	daño volumétrico
D_n	diámetro nominal
d_{n50}	diámetro nominal de la escollera o diámetro correspondiente al 50% del material que pasa por el tamiz
g	aceleración de la gravedad
γ_c	peso específico del hormigón
γ_w	peso específico del agua
H	altura de ola
$H_{1/10}$	media del décimo de olas más altas de un estado de mar
h	calado
H_s	Altura de ola significante
H_{sd}	altura de ola significante de diseño
H_{sf}	Altura de ola significante final del ensayo
K_d	coeficiente de estabilidad
K_Δ	Coefficiente de capa
L	longitud de onda
l_a	Lado equivalente de las pieza del manto
L_{om}	longitud de ondas media en aguas profundas
L_{rp}	Longitud de onda a pie del morro
m	ancho de la sección de la malla virtual
n	número de capas
N_{od}	Parámetro de daño
N_s	número de estabilidad
N_{sD}	número de estabilidad de destrucción
N_{sdi}	número de estabilidad de diseño
N_{slA}	número de estabilidad de inicio de averías
N_z	número de olas del temporal
P	permeabilidad

P_0	Porosidad inicial
P_{0i}	Porosidad inicial del sector i
P_i	porosidad en el sector i
R	coeficiente de Correlación de Pearson
R/H	radio entre altura de ola
R/ L_{rp}	radio entre longitud de onda a pie de dique
R	radio del morro sobre el nivel medio del mar
R^2	coeficiente de determinación
R_n	R/D_n
ρ_a	densidad de las piezas del manto
ρ_r	densidad del material
ρ_w	densidad del agua
s	Peralte del oleaje
s_m	Peralte medio. $s_m = \frac{H_s}{L_{om}}$
S	Parámetro de daño
Se	daño adimensional del manto
Si	daño en capa malla virtual
s_{op}	peralte del oleaje en aguas profundas
s_{pr}	peralte del oleaje que incide sobre el morro
T_p	período de pico del oleaje
T_m	período medio del oleaje
V_w	velocidad del agua en las inmediaciones
W	peso de las piezas del manto del manto de protección
θ	dirección del oleaje
μ	viscosidad dinámica del agua en las inmediaciones del modelo
ξ_a	rugosidad lineal de la pieza del manto de protección
σ	desviación típica
σ_X	desviación típica de la variable X
σ_Y	desviación típica de la variable Y
σ_{XY}	covarianza de (X, Y)
$ \bar{x} $	valor absoluto de la media
\bar{x}	media de la variable X
\bar{y}	media de la variable Y
Δ	$\frac{\gamma_c}{\gamma_w} - 1$

Capítulo 1. Introducción, resumen y conclusiones

1.1 INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS

1.1.1 Objetivos

1.1.2 Estructura de la tesis

1.2 SÍNTESIS Y RESULTADOS

1.2.1 Resumen del estado del arte

1.2.2 Metodología y análisis dimensional

1.2.3 Resultados

1.2.4 Análisis del daño

1.2.5 Estabilidad de los morros monocapa de cubípodos

1.3 PRINCIPALES CONCLUSIONES

1.3.1 Conclusiones generales y de metodología

1.3.2 Conclusiones de la distribución sectorial del daño

1.3.3 Conclusiones de la estabilidad de los morros monocapa de cubípodos

1.4 FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN

1.1 INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS

Los puertos son estructuras que están íntimamente ligadas a la localización y desarrollo de las ciudades desde su aparición, consecuencia de las actividades que en ellos se desarrollan. Una característica necesaria para su correcto funcionamiento es la disponibilidad del abrigo portuario que asegure las operaciones de los buques, el cual ha ido evolucionando a lo largo de la historia. Inicialmente se realizaba de forma natural, situando los puertos en zonas abrigadas como consecuencia de la orografía costera.

A lo largo de la historia las dimensiones de los buques han ido aumentándose, y en consecuencia la adaptación de los puertos. Este hecho generó la necesidad de situarlos en zonas menos protegidas naturalmente, por lo que, la construcción de los diques se convierte en un elemento importante. En la actualidad se conservan algunos de los primeros diques como es el caso de la figura 1-1, donde se muestra un puerto fenicio situado en la provincia de La Coruña, España, F. Maciñeira (1947). En esta primera etapa de desarrollo de los diques, estos se construían a través del vuelco de escollera desde tierra y se diseñaban en base a comparaciones con localizaciones similares en cuanto a solicitaciones de oleaje, Medina & Vidal (2014).



Figura 1- 1 Puerto fenicio de estaca de Bares, (A Coruña, España). Fuente: Plan de Ordenación del Litoral de la Xunta de Galicia

Los estudios científicos sobre el diseño de diques en talud comenzaron en los años 30 del siglo XX con estudios de Castro (1933) e Iribarren (1938), siendo los más destacados los de Hudson (1959) y Van der Meer (1988a, 1988b). Ambos estudios se siguen utilizando en la actualidad ya que marcaron dos líneas de estudio fundamentales: el desarrollo de las formulaciones multiparamétricas y del coeficiente de estabilidad.

Los morros de los diques en talud son una parte fundamental del diseño. Inicialmente, se comprobó que estos tenían un comportamiento más frágil que los troncos y se desarrollaron una serie de tablas que incrementaban el peso con relación al del tronco. Los estudios sistemáticos de esta parte de los diques comenzaron en los años 70 de siglo XX, en donde se aumentó el conocimiento de los principales parámetros involucrados.

La particularidad del flujo en estas estructuras es lo que genera el comportamiento característico, ya que los daños no se producen de igual manera que en los troncos. La figura 1-2 muestra de forma gráfica como es el comportamiento del flujo en este tipo de estructuras, Fredsøe & Sumer (1997).

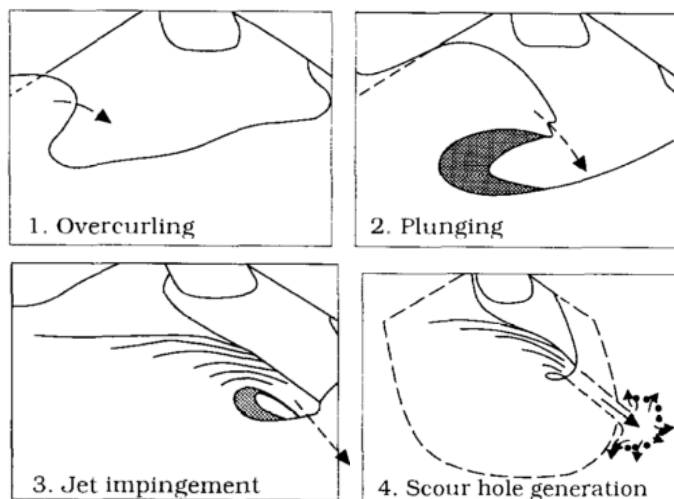


Figura 1- 2 Flujo sobre los morros de diques en talud, Fredsøe & Sumer, 1997.

En la actualidad existen dos publicaciones que son referencia a nivel mundial del diseño de diques en talud, CEM, (2002) y CIRIA/CUR/CETMEF, (2007). En ellas se recogen los principales estudios sobre diseño, daño y estabilidad realizados hasta la fecha de publicación, sirviendo de base para el estudio a realizar en la presente tesis doctoral. Además, en el año 2008 se presentan las conclusiones del segundo grupo de trabajo de ingeniería portuaria de la Asociación Técnica de Puertos y Costas, (Negro & GT2, 2008), en la que se concluye, entre otros aspectos, la adecuación de criterios sobre la altura de ola recogidos en las dos publicaciones anteriores.

Recientes investigaciones han demostrado la influencia de una nueva variable, el tamaño del morro, que afecta a la estabilidad, Maciñeira & Burcharth (2016); Comola et al., (2014); Sande et al., (2014); Van Gent & Van der Werf (2010); Vidal et al., (1989). Estas variables no han sido introducidas en los documentos de referencia citados anteriormente, ya que las primeras formulaciones que analizan estos factores se producen a partir del año 2005.

Por otro lado, el desarrollo de piezas que permitan optimizar los diseños de diques en talud se ha realizado desde el comienzo de los estudios científicos, continuando este desarrollo hasta la actualidad. Inicialmente el diseño de estas piezas se realizaba para mantos bicapa de protección, que eran los usados mayoritariamente en cubos y escolleras, mientras que actualmente se utilizan también piezas que resisten el oleaje mediante mantos monocapa.

Estas piezas pueden resistir el oleaje de tres formas diferentes: por su propio peso (piezas masivas: cubos, Antifer, cubípedo), a través de trabazón (piezas bulky: X-Bloc, CoreLoc...) y por último, piezas que utilizan el peso y la trabazón (Tetrápodo, Dolo...). Además según el tipo de pieza la colocación puede ser aleatoria o regular. En la actualidad las piezas de protección se clasifican en función de este parámetro, número de capas y el tipo de colocación.

El desarrollo de mantos monocapa permite diseños más óptimos, pero precisa de un análisis detallado de los daños y su evolución, ya que son más rígidas que los mantos bicapa. Además, cada tipo de pieza tiene un comportamiento diferente en cuanto a su estabilidad estructural e hidráulica, así como sobre las formas de colocación. La generalización de unos criterios es

compleja como consecuencia de la forma de resistir el oleaje, el número de capas y el tipo de colocación.

Respecto a la caracterización del daño, no existen muchas metodologías de medición del mismo, las actuales, como el conteo de piezas, no permiten estudiar sus primeras fases. Recientemente Gomez-Martin (2015) ha presentado una nueva metodología para el análisis y detección de fenómenos de asentamiento y adoquinamiento a través de mallas virtuales.

Por otro lado, los niveles de daño recogidos en los libros de referencia no se pueden aplicar directamente a este tipo de estructuras, ya que están definidos para mantos bicapa. Por ejemplo, la destrucción, se define como el momento en el que se expone el filtro directamente al oleaje, que en el caso de los mantos monocapa se produciría cuando se cae la primera pieza de su sección. De la misma manera, las piezas que sufren rocking dejan de aportar estabilidad solo en aquellas que funcionan mediante trabazón, mientras no se cumple esta premisa en las que también resisten con su propio peso además del trabazón.

En el año 2005 se diseña el cubípodo, una pieza masiva para ser utilizada en los mantos de diques en talud a través de mantos monocapa y bicapa en morros y troncos. Los estudios de estabilidad de esta pieza se recogen en J. R. Medina & Gómez-Martín (2015), en el que se muestran los valores de K_d y coeficiente de seguridad para los troncos y los morros con esta pieza.

Esta pieza permite evitar fenómenos de asentamientos y adoquinamiento, al prevenir la compactación heterogénea. En la actualidad ha sido utilizada en distintas obras, con mantos monocapa y bicapa: Corredor et al., (2014); Corredor et al., (2012); J. R. Medina et al., (2013); Gómez-Martín et al., (2015).



Figura 1- 3 Dique Oeste del Puerto de Punta Langosteira, Cubipod, (2016).

En la actualidad existen estudios del cubípodo en mantos bicapa y monocapa para los troncos protegidos con cubípodos. Los estudios de estabilidad de los morros protegidos con esta pieza se han realizado fundamentalmente para la determinación del K_d , precisando de un análisis más detallado, ya que este parámetro no introduce todas las variables involucradas y de forma más evidente en los morros.

1.1.1 Objetivos

El objetivo de la presente tesis doctoral es el desarrollo de un análisis detallado del comportamiento de los morros de diques en talud protegidos con mantos monocapa protegidos con cubípodos, centrándose en el estudio de **dos parámetros: el daño y la estabilidad**.

Se plantearon dos opciones metodológicas, modelo físico y modelo numérico. En la actualidad, existen diversos modelos numéricos que analizan los fenómenos asociados al daño y la estabilidad, pero ninguno de ellos permite estudiar en conjunto todo el proceso. Por ello, **la metodología empleada ha sido** la de los ensayos en **modelo físico**, que son la **técnica más habitual para este tipo de análisis**.

El **análisis del daño** en mantos monocapa precisa un estudio detallado en cuanto a la forma de medición, cuantificación y determinación de los estados del daño. Como se puede ver en el Capítulo 2, **no existe un criterio claro aplicable a este tipo de mantos de protección**. En la actualidad, se aplican los definidos en el CEM, (2002) y CIRIA/CUR/CETMEF, (2007) desarrollados para mantos bicapa, los cuales no describen correctamente el comportamiento de los mantos monocapa. Por ello, el análisis realizado en este trabajo, abarca la **forma de medición, cuantificación** del mismo, así como, la determinación de los **estados del daño**.

Los estados de daño clásicos de estructuras bicapa son el inicio de averías, inicio de destrucción y destrucción. En el presente trabajo se han **definido** dos escenarios de daño en los morros monocapa de cubípodos, como son: el **inicio de averías** y la **destrucción**, siendo posible la **cuantificación del coeficiente de estabilidad, K_d** , en ambas situaciones y determinar los parámetros que lo condicionan.

Recientes investigaciones definen, bajo situaciones concretas, daños previos al inicio de averías a través de la fijación de criterios límite en base a los asentamientos, Besley et al. (2009), Van Gent & Luis (2013), Holfland & Van Gent (2016). Por otro lado, Gómez-Martín (2015) ha definido un nuevo estado de daño, anterior al inicio de averías, denominado la compactación heterogénea, el cual analiza fenómenos de adoquinamiento y asentamiento. Se cuantifica a través de la evolución de la porosidad y es aplicable a mantos monocapa y bicapa. Como **novedad en este tipo de estudios**, se ha empleado en un caso, además de los métodos fotogramétricos clásicos, una **nueva técnica para la medición del daño, escáner LiDAR 3D**, para definir el comportamiento de las piezas.

El **análisis** de la **estabilidad** de los morros monocapa de cubípodos se ha llevado a cabo partiendo de un estudio **dimensional de las variables implicadas**, así como las recientemente estudiadas como son las variables **de tamaño del morro**. Se ha identificado que existen **diferentes patrones** de comportamiento en función de dicha variable, confirmando los resultados de Maciñeira & Burcharth, (2016).

Además los mantos monocapa son una tipología de estructura muy utilizada en la actualidad permitiendo la optimización de los diseños en varios aspectos. Sin embargo, al existir una sola capa de protección incrementa la probabilidad, frente a mantos bicapa, de exposición y erosión del filtro. Por ello, el estudio de la **evolución de los daños y la rigidez** es un tema fundamental en el presente trabajo. Este fenómeno se estudia a través de la **reserva de estabilidad**, parámetro que define el porcentaje de altura de ola que el dique es capaz de resistir entre el inicio de

averías y la destrucción. En consecuencia se han estudiado los coeficientes de seguridad, y a partir de estos se **propone un punto de diseño**.

Por todo esto, los objetivos planteados para estudiar el comportamiento de un manto monocapa de cubípodos en los morros de diques en talud son:

- Análisis específico del daño
- Estabilidad del morro
- Cuantificación de la reserva de estabilidad y propuesto de punto de diseño

El **objetivo último** de este análisis es ayudar a mejorar el conocimiento de los mantos monocapa y la evolución de los daños, permitiendo el **desarrollo de estrategias de mantenimiento** de morros de diques en talud. Además de mejorar la **gestión portuaria** al facilitar la **toma de decisiones más fiables**.

1.1.2 Estructura de la tesis

El presente trabajo se ha dividido en siete capítulos, en los que se analizan los objetivos anteriormente citados. El **Capítulo 1** muestra un resumen de la tesis doctoral, exponiendo los resultados más importantes, así como la metodología empleada y las principales conclusiones.

El análisis del estado del arte, realizado en el **Capítulo 2**, resume los estudios sobre los cuatro grandes temas involucrados en este estudio: estabilidad de los diques en talud, análisis y medición del daño, mantos de protección y tipología de piezas.

Se ha analizado la estabilidad completa de los de diques en talud, abarcando el tronco y el morro, haciendo hincapié en los principales parámetros involucrados. En segundo lugar es preciso estudiar las metodologías de medición del daño y definir la forma de reflejar el estado de los diques tras una sollicitación. En un manto monocapa es preciso analizar la evolución de las piezas, y cuando dejan de aportar estabilidad, así como la metodología a utilizar para reflejar estos fenómenos de forma precisa. En tercer lugar se ha realizado un análisis de las piezas más utilizadas en los mantos de protección, sus formas de resistir el oleaje, la colocación de las mismas, y el número de capas que se utilizan. Por último, se han revisado todos los estudios sobre el cubípedo, dado que es la pieza a estudiar en este trabajo.

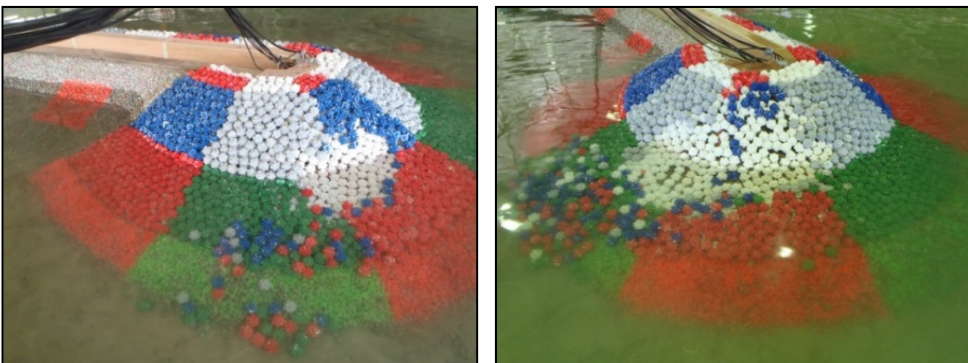


Figura 1- 4 Izquierda: Inicio de destrucción, Derecha: Destrucción de en un morro bicapa de cubípodos

El **Capítulo 3**, titulado metodología y análisis dimensional, expone la metodología empleada en los ensayos de laboratorio. Se describen las instalaciones, los modelos y ensayos, así como la instrumentación de medida utilizada. Además se incluye la descripción de la nueva metodología empleada, láser LiDAR 3D, para la obtención de los movimientos de las piezas sobre los morros.



Figura 1- 5 Modelo ensayado en las instalaciones del CITEEC

El estudio dimensional del problema se ha realizado partiendo de las variables obtenidas en el estado del arte. Una vez definida la influencia de cada una de ellas, se han utilizado en los capítulos 5 y 6 para el estudio del daño y estabilidad.

En el **Capítulo 4** se explican los resultados obtenidos en la campaña experimental. Se describen las características de cada morro, además de definir el momento en el que una pieza deja de aportar estabilidad al conjunto, detectando tres patrones de movimientos. Además, han existido una serie de casos particulares a los patrones anteriores, sobre los que se ha realizado un exhaustivo estudio de cada uno de ellos.

El **Capítulo 5** expone el análisis del daño de los monocapa de cubípodos. Comienza con la metodología para la medición del daño, la relación existente con la porosidad y la influencia del tamaño del morro. También, se muestra la localización del daño en cuanto a su dimensión horizontal y vertical, y cuáles son los parámetros que definen el tamaño de la zona activa y del sector crítico. Por último, se ha realizado el estudio de la evolución del daño, para a continuación determinar los estados de daño en los morros monocapa de cubípodos.

El estudio de estabilidad se ha realizado en el **Capítulo 6**. Dada la importancia en la actualidad del parámetro K_d , se ha realizado un estudio de este en las dos situaciones de daño definidas en el anterior capítulo. A continuación se ha realizado un ajuste multiparamétrico de la estabilidad de los morros. Finalmente, se ha estudiado la reserva de estabilidad y se propone un punto de diseño.

1.2 SÍNTESIS Y RESULTADOS

En el presente apartado se realiza un resumen del trabajo realizado en la presente tesis doctoral, incluyendo los estudios más importantes del estado del arte, la metodología, los ensayos, los principales resultados obtenidos del análisis del daño y la estabilidad.



Figura 1- 6 Morro ensayado

1.2.1 Resumen del estado del arte

El primer trabajo mencionado aquí sobre la estabilidad de los diques en talud fue el presentado por Castro en 1933. Propone la primera fórmula para el cálculo del peso de las piezas del manto de protección a partir de los esfuerzos generados por el oleaje. En los sucesivos años las aportaciones de Iribarren fueron de gran importancia. Sin embargo, la fórmula de estabilidad más utilizada es la propuesta por Hudson (1959), por su inclusión en el “*Shore Protection Manual*” SPM (1975). Esta formulación introduce el parámetro, coeficiente de estabilidad (K_d), que está relacionado con el número de estabilidad definido por Castro (1933) de los elementos del manto de la siguiente manera.

$$N_s = \frac{H_{sd}}{\Delta D_n} = (K_d \cot \alpha)^{1/3}$$

Dónde:

- H_{sd} : H_s de diseño
- K_d : coeficiente de estabilidad
- α : ángulo del talud
- $\Delta = \frac{\rho r}{\rho_w} - 1$
- N_s : número de estabilidad
- D_n : diámetro nominal

Los estudios anteriores parten de una formulación con base física. Van der Meer, (1988a) y (1988b) introduce un nuevo enfoque de trabajo mediante una metodología empírica, las ecuaciones multiparamétricas, en el que se analizan nuevos parámetros:

- Número de olas (N_z)
- Porosidad (P)
- Daño (S)
- Peralte (s)

Este nuevo enfoque se sigue utilizando actualmente para este tipo de estudios, dado que generan resultados más precisos, dentro del rango de ensayos, pero dejando de lado el planteamiento físico del problema.

La publicación del “*Coastal Engineering Manual*” CEM (2002), y de la reedición del “*The Rock Manual*” CIRIA/CUR/CETMEF (2007), reúnen todos los estudios realizados sobre los diques en talud hasta la fecha. Además, ambos incluyen aspectos relativos a diferentes piezas del manto de protección, fórmulas de estabilidad y todos los aspectos a considerar en los diseños de los diques en talud.

El desarrollo de piezas de protección de los mantos de diques en talud ha desarrollado diferentes tipologías de piezas, capaces de soportar el oleaje de tres formas diferentes: trabazón, peso propio y fricción. Actualmente estas piezas se pueden dividir según tres parámetros: número de capas, forma de resistir el oleaje y su colocación, Muttray & Reedijk (2009).

La pieza de estudio en este trabajo es el cubípodo, creada y patentada por Josep R. Medina y M. Esther Gómez-Martín en el año 2005. Se caracteriza por ser una pieza masiva, por lo que resiste los esfuerzos del oleaje por su propio peso. Además, se puede utilizar tanto en mantos monocapa como bicapa y posee una alta resistencia estructural pudiendo diseñarlas sin ninguna limitación de tamaño.

Los morros de los diques en talud, son una parte sensibles de esta tipología de estructuras. Desde el principio se observó que se necesita mayor peso en los morros para soportar la misma altura de ola que los troncos. Los estudios sistemáticos para analizar la estabilidad de los morros de los diques en talud se produce a partir de 1970. Durante esta época los más relevantes fueron los realizados por Bruun, (1973), Jensen, (1984), Carver & Heimbaugh (1989) y Vidal et al. (1989) los cuales sirvieron de base para futuros desarrollos.

La importancia del tamaño del morro en la estabilidad fue citada por primera vez por Vidal et al. (1989). Comprobaron que el parámetro diámetro del morro al nivel medio del mar, dividido de la longitud de onda del oleaje (D/L) tiene una gran importancia a efectos del coeficiente de agitación, tanto en el talud como en sus proximidades, ya que este parámetro define la concentración de energía del oleaje sobre el morro.

Matsumi (1994, 1996, 1998) realizó varias publicaciones sobre la estabilidad de los morros de los diques en talud, centrándose en el estudio de las velocidades de las corrientes que generan las caídas de las piezas. Por su otro lado, la primera fórmula multiparamétrica de la estabilidad de morros fue la desarrollada por Berenguer & Baonza en 1999 para mantos bicapa con dos tipologías de piezas Hollow (Antifer perforado y cubos perforados).

En el año 2005 Maciñeira presentó su tesis doctoral, analizó la estabilidad de los morros de diques en talud protegidos con un manto bicapa de cubos. Al igual que Berenguer, deduce que el parámetro hidrodinámico más relevante en la estabilidad de los morros es el peralte, s. Además, el tamaño relativo del morro es el otro parámetro más influyente en la estabilidad. Recientemente, Maciñeira & Burcharth, 2016, continuando el trabajo de 2005, proponen una nueva fórmula de diseño que abarca todo el rango de tamaños de los morros. Comprueba que existe una diferencia de comportamiento entre morros pequeños, más impredecibles y frágiles, con una estabilidad inicial mayor y una rotura más rápida, así como el de los morros grandes. El

tamaño se determina en función de dos parámetros: radio del morro sobre el nivel medio del mar dividido de la longitud de onda del oleaje y de la altura de ola significativa (R/L y R/H_s).

Los primeros estudios con cubípodos en los morros de diques en talud fueron los realizados por Lomonaco, et al. (2009). La localización sectorial del daño coincide con la literatura de los morros bicapa y la zona activa en la que se producen los movimientos comprende una longitud de más menos una altura de ola significativa máxima ($\pm H_{smax}$) medida desde el nivel del mar. Sin embargo, un dato llamativo es que los primeros movimientos se produjeron en la zona emergida de la zona activa del sector crítico. Los siguientes trabajos en morros fue realizado por Burcharth et al. en 2010, permitiendo conocer mejor el comportamiento del cubípodo y concluyendo que la estabilidad depende del peralte analizado, e indicando que la estabilidad de los cubípodos se reduce con olas peraltadas.

Van Gent & Van der Werf, (2010) presentan un trabajo sobre la estabilidad de los morros de diques en talud durante sus etapas de construcción. Determinan otro parámetro adimensional que ha sido utilizado posteriormente en los análisis de estabilidad de morros, radio del morro sobre el nivel medio del mar dividido de la altura de ola (R/H). Por último, el reciente trabajo de Comola et al. de 2014, analiza la estabilidad de los morros de diques en talud, con mantos de escollera, así como la influencia de la oblicuidad y multidireccionalidad. En este trabajo se corrobora de nuevo la influencia del tamaño en el análisis de los morros.

El daño de los diques en talud es un parámetro necesario en el diseño de los diques en talud. Los mantos están formados por piezas de protección en los cuales es preciso aplicar metodologías para medir el daño y el nivel de estabilidad en cada situación. El CEM (2002) y CIRIA/CUR/CETMEF (2007) recogen las metodologías clásicas para la estimación de daños en los diques en talud, las cuales, precisan de una modificación para su utilización en los mantos monocapa. Su aplicación directa en los mantos monocapa no permite mostrar el comportamiento real de esta tipología de estructuras, dado que la evolución del daño es diferente y la definición de pieza movida precisa de un análisis detallado, Sande et al. (2014).

Los niveles de daño representan puntos concretos de las curvas de daño, e identifican de forma rápida el estado de los mantos de protección. En los mantos monocapa es necesario el estudio de las primeras fases del daño, como son asentamientos, que a día de hoy no están contemplados como niveles de daño. Tal y como define el CEM, (2002), la destrucción se produce cuando el filtro queda expuesto directamente al oleaje. Aplicando este concepto a los mantos monocapa, la destrucción sería en el momento que se cae la primera pieza y, por lo que es necesaria una mejor definición de esta situación, así como de la rigidez. Por ello, diferentes autores se han centrado en el estudio de las primeras etapas del daño como los asentamientos, las variaciones de porosidad o el rocking para determinar y definir nuevos estados del daño específicos de mantos monocapa. La utilización de técnicas fotogramétricas Van Gent & Luis, (2013) y Holfland & Van Gent, (2016) con cubos y Gomez-Martin, (2015) con cubos y cubípodos, así como con el Xbloc y el Acropodo, Muttray & Reedijk, (2009) o escaneos LiDAR 3D Puente, Sande, et al. (2014), permiten analizar con precisión estos fenómenos.

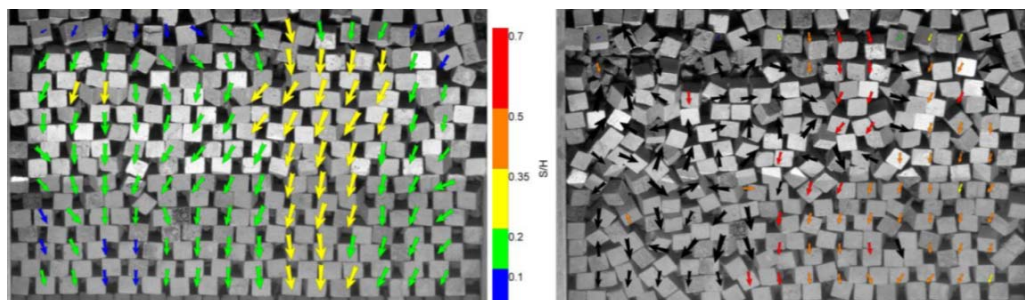


Figura 1- 7 Análisis de asentamientos en mantos monocapa de cubos, Holfland & Van Gent, 2016

La presente tesis doctoral introduce un avance en el conocimiento de los procesos y evolución del daño en los morros monocapa protegidos con piezas masivas, así como de la utilización de una nueva metodología de medición capaz de registrar todos los movimientos de las piezas y sus aplicaciones.

Por otro lado, los estudios sobre la estabilidad remarca la importancia del tamaño relativo del morro, además, la cuantificación de la reserva de estabilidad, así como de las variables que la condicionan, ampliará el estado del conocimiento para el diseño de estas estructuras.

1.2.2 Metodología y análisis dimensional

La campaña experimental se realizó en el CITEEC, (Centro de Innovación Tecnológica en Edificación e Ingeniería Civil de la Universidade da Coruña). Las instalaciones del CITEEC constan de una dársena de oleaje de dimensiones 32 m x 33.8 m x 1.2 m, utilizando para este proyecto la mitad de su anchura. El frente de oleaje medía 14.20m formado por cuatro palas: tres de 4.05 m de ancho y una de 2.05 m de ancho. Los muros de la dársena y las palas se encuentran separados 0.90 m por dos muros que encauzan el oleaje, Sande et al. (2014). La batimetría de la dársena es paralela al frente de generación y consta de 8 tramos de diferente pendiente. La disipación del oleaje, en la zona aguas abajo del modelo, se realiza a través de playas de disipación formadas por escollera.

El modelo ensayado está compuesto de dos morros de distinto radio conectados por un tronco de 4 m de largo, asegurando la independencia de ambos morros. Para analizar el parámetro radio al nivel del mar (R), en un espectro amplio de valores, se reprodujeron tres modelos diferentes (denominados A, B y C) los cuales se ensayaron frente a diferentes calados y condiciones de oleaje. La pendiente de los morros se mantuvo constante en los tres modelos y su valor fue de 1/1.5, siguiendo las especificaciones de los estudios de estabilidad realizados por Medina & Gómez-Martín (2015).



Figura 1- 8 Modelo de ensayo. Vista lateral trasera

Los tres modelos se componían de cuatro tipos de materiales distintos, los cuales se colocaron en la berma, núcleo, filtro y manto. La berma utilizada para dar sustento a las piezas del manto fue una grava correspondiente a una escollera con un d_{50} [cm]= 2.7, evitando que no existiera algún tipo de rotura por fallo de la berma. El núcleo estaba compuesto del material de una grava uniforme con d_{h50} entre 6,5 y 8,5mm. El filtro de grava se dispuso entre el núcleo y el manto de cubípodos, y se optó por una tipología bicapa de un grosor de espesor de 3.4 cm. El manto de protección se construyó mediante un monocapa compuesto de cubípodos de D_n [cm]=3.82 y ρ [g/cm³]=2.28.

La batería de ensayos para el desarrollo de esta tesis doctoral consiste en un oleaje irregular y manteniendo constante el número de Iribarren durante cada uno de los ensayos. Los valores de número de Iribarren estudiados han sido cuatro: 3.5, 4.0, 5.0 y 6.0. En cada ensayo se incrementaba la altura de ola y el período pico del oleaje progresivamente, hasta la rotura de los dos morros. El oleaje utilizado sigue el espectro Jonswap con una incidencia normal al tronco del dique. Cada altura de ola correspondiente a un determinado oleaje ha sido distribuida mediante 2 tandas de oleaje de 500 olas cada uno. En total se realizaron un total de veintidós ensayos con diferentes condiciones de oleaje, permitiendo el análisis de 45 morros.

Tabla 1- 1 Definición de ensayos.

Modelo	Nº Irb	h[cm]	Modelo	Nº Irb	h[cm]
Modelo A	4.0	40	Modelo C	5.0	40
Modelo A	3.5	40	Modelo C	6.0	40
Modelo A	5.0	40	Modelo B	4.0	48
Modelo A	6.0	40	Modelo B	5.0	48
Modelo A	3.5	32	Modelo B	5.0	48
Modelo A	6.0	32	Modelo B	6.0	48
Modelo A	6.0	32	Modelo B	4.0	35
Modelo A	3.5	48	Modelo B	5.0	35
Modelo A	6.0	48	Modelo B	6.0	35
Modelo A	4.0	48	Modelo B	4.0	32
Modelo C	3.5	40	Modelo B	5.0	32
Modelo C	4.0	40			

Se realizó una calibración exhaustiva de la dársena. Las reflexiones de la dársena sin el modelo, han mostrado, en la zona de generación del oleaje, valores comprendidos entre el 3 y el 11 %, resultando unos coeficientes energéticos menores del 1.2%, que fueron considerados como válidos para la realización de los ensayos. Además, se aseguró la existencia de un frente paralelo y horizontal en la zona objetivo.

Previamente a la ejecución de los ensayos se ha realizado un estudio dimensional del problema en el presente trabajo. En la actualidad no existe ninguna ecuación general que involucre todos los fenómenos en la estabilidad de los diques en talud. Por ello Hudson et al. (1979) propusieron la siguiente ecuación que relaciona las variables adimensionales involucradas.

$$F\left(\frac{l_a}{h}, \frac{H}{L}, \frac{h}{L}, \alpha, \beta, \Delta, \theta, \frac{V_w}{\sqrt{gl_a}}, \frac{V_w l_a}{\mu/\rho_w}, \frac{\xi_a}{l_a}, \frac{\rho_w}{(\rho_a - \rho_w)}, D\right) = 0$$

También, Hudson et al. (1979) definió el parámetro número de estabilidad, en el que se relacionan algunas de las variables involucradas. En el caso concreto de los morros de cubípodos monocapa la variable direccional del oleaje ha sido constante con valor de $\beta = 0^\circ$, la pendiente del fondo y la del talud ha sido constante a lo largo de todos los ensayos, teniendo un valor de $\cot\alpha=1.5$ y $\beta_{media}=1.85\%$. Por lo que, aplicando el planteamiento de Hudson, la estabilidad a relacionada con las siguientes variables:

$$N_s = \frac{\gamma_a^{1/3} H}{\left(\frac{\gamma_a}{\gamma_w} - 1\right) W_a^{1/3}} = G\left(\frac{H}{L}, \frac{h}{L}, D\right) = 0$$

Siendo:

- H/L: peralte del oleaje (s)
- h/L: Relación entre calado y longitud de onda del oleaje
- D: daño en el morro

Sin embargo, el estado del arte de los morros de diques en talud demuestra que es necesario introducir variables nuevas. Las últimas investigaciones Vidal, et al. (1989), Berenguer & Baonza (1999), Maciñeira (2005), Van Gent & Van der Werf (2010), Comola, et al. (2014), Maciñeira & Burcharth (2016) remarcan la importancia del radio del morro al nivel del agua.

- R_n : R/D_n , E. Maciñeira, (2005)
- R/L, Vidal et al. (1989)
- R/H, Van Gent et al. (2010)

Por lo tanto, el estudio de la estabilidad se tiene que realizar en base a la siguiente ecuación:

$$N_s = \frac{\gamma_a^{1/3} H}{\left(\frac{\gamma_a}{\gamma_w} - 1\right) W_a^{1/3}} = G\left(s, \frac{h}{L}, D, R_n, \frac{R}{L}, \frac{R}{H}\right) = 0$$

Siendo:

En el Capítulo 3 se ha analizado la influencia de cada uno de los parámetros adimensionales del problema. Se puede concluir que el parámetro adimensional que ha mostrado mayor tendencia

con el número de estabilidad es el peralte del oleaje. Además, los parámetros h/L y el peralte reflejan el asomeramiento del oleaje, en consecuencia se selecciona el peralte. Finalmente la estabilidad de los morros de diques en talud protegidos con un manto monocapa de cubípodos dependerá de las siguientes variables:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = G \left(s, \frac{R}{L}, \frac{R}{H}, R_n, D \right)$$

La instrumentación utilizada en la ejecución de los ensayos consiste en tres sistemas de medición, uno para la determinación del oleaje y dos sistemas para la medición del daño. En primer lugar, la instrumentación seleccionada para medir las alturas de ola han sido sondas de nivel conductivas. El daño en los morros se ha medido a través de la toma de fotografías y videos en puntos concretos del modelo, para el análisis de movimientos relativos y de la porosidad. Como aportación relevante en esta tesis doctoral se ha utilizado un sistema LiDAR 3D para estudiar todos los movimientos existentes en los cubípodos.

Los sistemas terrestres LiDAR (TLS) han sido empleados en las últimas décadas para estudiar las configuraciones finales de diferentes obras civiles a lo largo del mundo. Esta capacidad es consecuencia de la gran cantidad de puntos que se pueden medir desde una misma posición, con alta precisión y en un corto período de tiempo. Este sistema ha permitido analizar los movimientos absolutos de las piezas en la zona emergida de los diques, así como definir los centroides del daño y la evolución de la porosidad.



Figura 1- 9 Izquierda: Faro Focus 3D 120 durante la adquisición de datos. Derecha: Vista de una nube de puntos obtenida con Faro Focus 3D del morro.

A lo largo del estudio que abarca la presente tesis doctoral, ha sido necesaria la utilización de una serie de herramientas matemáticas. En primer lugar el ajuste lineal entre dos variables, ya que es el ajuste matemático usado para el desarrollo de formulaciones multiparamétricas. Además, se han utilizado tres parámetros estadísticos que reflejan la bondad del ajuste: coeficiente de correlación de Pearson, coeficiente de determinación y el coeficiente de variación. Por último, se utilizó un algoritmo iterativo de optimización de los ajustes, *Gradiente reducido generalizado (GRG) no lineal*, para asegurar que el valor obtenido era el máximo, y no se producía un máximo parcial dado que las relaciones a ajustar era mediante ecuaciones potenciales.

1.2.3 Resultados

Los resultados de los ensayos se muestran en el Capítulo 4, comenzando con la definición de movimiento de un cubípodo. Se ha comprobado que los morros monocapa protegidos con un manto de cubípodos, las piezas se pueden mover dentro de su sector de colocación más de un D_n , y seguir aportando estabilidad al conjunto. La configuración geométrica de los cubípodos permite un movimiento de las piezas sobre el talud en busca de apoyo a piezas contiguas. Estos movimientos se pueden producir hacia el sector contiguo o a la segunda capa. Se ha comprobado que éste es un proceso aleatorio, siendo imposible predecir, cuales son los morros en los que se producen los movimientos a los sectores contiguos, ni el número de piezas desplazadas.

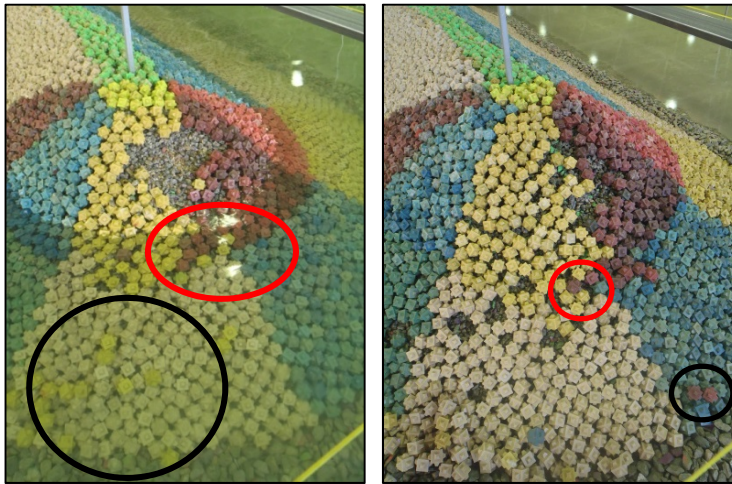


Figura 1- 10 Estado final de dos morros

En base a este análisis se concluye que las piezas dejan de seguir aportando estabilidad al morro en el momento que:

- 1- Se quedan en segunda capa o fuera del talud (círculos negros)
- 2- Las piezas se mueven más allá del sector de colocación (círculos rojos)

En todos los ensayos realizados se ha comprobado que el sector en el que más cubípodos se han movido ha sido siempre el 90° - 135° . Esta conclusión coincide con los diferentes estudios de estabilidad de los morros de diques en talud con la incidencia del oleaje ($\theta=0^{\circ}$): Bruun (1973); Losada & Jiménez-Curto (1979); Vidal et al. (1991); Matsumi et al. (1994); CEM (2002); Comola et al. (2014); Maciñeira & Burcharth (2016). Sin embargo, se han detectado varios patrones de comportamiento de la evolución del daño, los cuales se han utilizado para estructurar los resultados de los ensayos:

- Daño en el sector crítico: 90° - 135°
- Extensión del daño hacia el sector (45° - 90°)
- Extensión del daño hacia los sectores (45° - 90° y 135° - 180°)

Estos patrones se han producido por dos fenómenos, en primer lugar por la geometría de los cubípodos y los movimientos aleatorios que se producen sobre el talud y, en segundo lugar, por

el tamaño del radio. La figura 1-11 muestra las curvas de daño de 3 morros en los tres patrones estudiados.

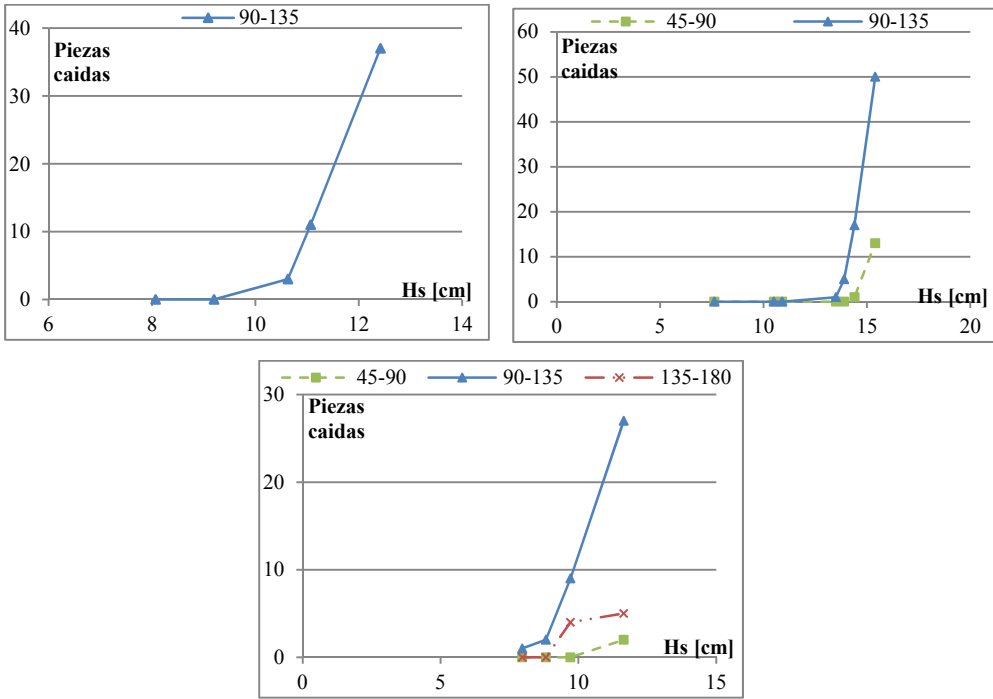


Figura 1- 11 Superior Izquierda: Evolución de piezas caídas en el ensayo 30. Superior Derecha: Evolución de piezas caídas en el ensayo 18. Inferior: Evolución de piezas caídas en el ensayo 10.

Por último, los resultados obtenidos con el escaneo LiDAR 3D han demostrado que es posible estudiar con detalle el comportamiento de las piezas sobre el talud del morro. Este hecho permite analizar la evolución del daño y su cubicación en las diferentes etapas del daño, empezando con la identificación de los patrones de asentamientos, variaciones de porosidad y determinación de puntos críticos de daño, denominados centroides de daño. Por todo ello, es posible conocer el estado real de los diques tras una avería.

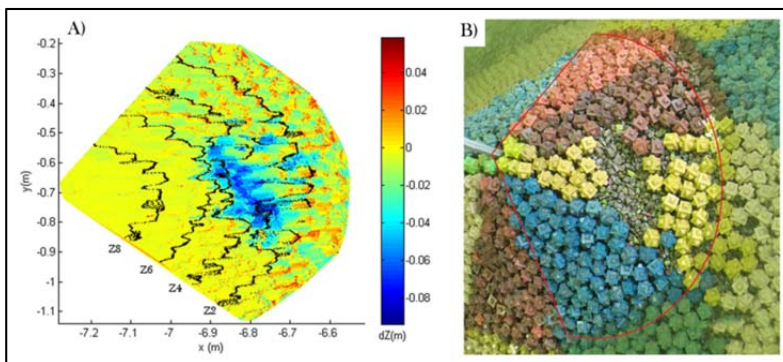


Figura 1- 12 Modificación en planta de la distancia vertical a lo largo del ensayo y las curvas de nivel analizadas (Z2, Z4, Z6 y Z8)

1.2.4 Análisis del daño

Identificados aquellos cubípodos que no aportan estabilidad al conjunto, se ha estudiado la aplicación de los tres criterios existentes en el CEM, (2002) para la cuantificación del daño: S, N_{od} y D. Además, se ha analizado la utilización de la nueva metodología desarrollada para troncos de cubípodos monocapa Gómez-Martín (2015).

Se ha comprobado que al igual que en los estudios de morros bicapa de cubípodos Lomonaco et al. (2009) y Burcharth et al. (2010), es necesaria la cuantificación de los daños a través del parámetro volumétrico de daño “D” para el análisis de los morros monocapa de cubípodos.

La evolución de la porosidad ha sido estudiada tanto en la zona emergida de los morros como en la sumergida. La emergida experimentó, a lo largo de todos los ensayos, un incremento de la porosidad como consecuencia de la caída de piezas, ya fuese fuera del talud o hacia la zona sumergida. Sin embargo, se detectaron dos patrones de comportamiento diferentes en la zona sumergida. El primero es igual que el anterior, mientras que el segundo se detectaron una serie de morros en los que la porosidad de la zona sumergida inicialmente aumentaba, y a continuación se reduce. Este fenómeno está causado por los movimientos de piezas de la zona emergida hacia la sumergida, generando disminuciones de la porosidad.

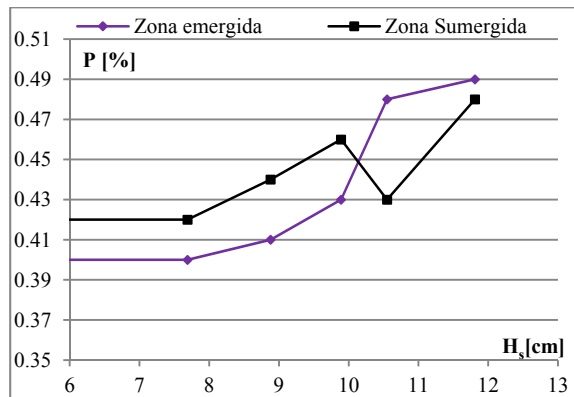


Figura 1- 13 Evaluación de la porosidad ensayo 25

El morro estudiado mediante escaneo LiDAR 3D permitió identificar la evolución del daño y la porosidad de forma precisa, así como los asentamientos y los centroides de daño. Los movimientos registrados (figura 1-14, izquierda) muestran la localización y distribución de los mismos con respecto a la altura de ola. Se puede observar como los primeros, de color amarillo y azul oscuro, se producen en la zona limítrofe con el nivel medio del mar, debido a los movimientos de piezas en la zona sumergida. A partir de la altura de ola, H_s [cm]=8.82, se comienzan a producir los asentamientos en las zonas superiores del dique, dejando zonas del filtro desprotegidas.

La imagen de la derecha de la figura 1-14 muestra los centroides a través de círculos de colores, en donde el diámetro indica el tamaño del daño y el color la altura de ola. Se observa como los centroides de las primeras alturas de ola se producen cerca la línea del nivel del mar, mientras que en los últimos escalones de ola los daños son más dispersos, de diferente tamaño y situados en la zona más alta.

1ª 500 olas: H_s [cm]= 8.82	■ 1ª 500 olas: H_s [cm]= 9.71	 1ª 500 olas: H_s [cm]= 11.64	■
2ª 500 olas: H_s [cm]= 8.82	■ 2ª 500 olas: H_s [cm]= 9.71	■	

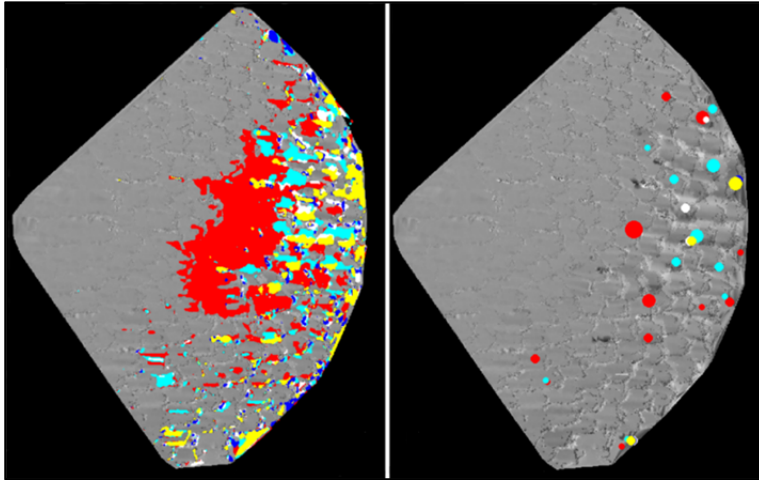


Figura 1- 14 Movimientos medidos con la técnica LiDAR 3D y la definición de los centroides del daño

Mediante esta técnica, además de identificar las zonas concretas del daño, se pueden cuantificar y calcular la evolución de la porosidad. Se han comparado los resultados obtenidos en el escaneo y en los ensayos con conteo de piezas, observando que los resultados de ambas metodologías son similares, y permiten determinar con precisión la zona expuesta al oleaje por los movimientos de las piezas.

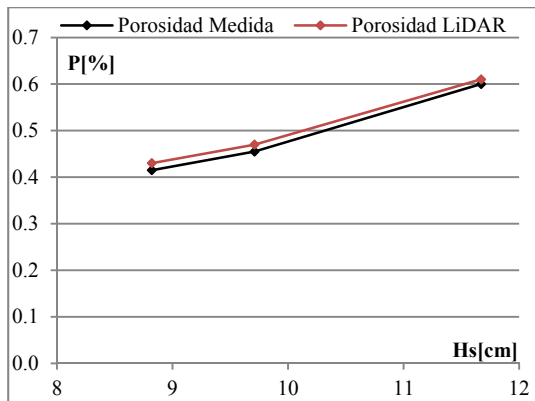


Figura 1- 15 Comparación de las medidas de porosidad con las dos técnicas

El estudio de la localización del daño se realizó tanto en su medición horizontal como vertical. El tamaño en vertical se analiza a través del parámetro altura de ola significativa de finalización de los ensayos, mientras que el tamaño horizontal se ha calculado a través del estudio de daño en los sectores de 45° definidos en los modelos.

Se ha comprobado que existe una concentración del daño; conforme H_{sf} es mayor, el tamaño de la zona activa vertical es menor. Se comprobó que era como consecuencia del peralte, conforme

el peralte es mayor la zona activa es menor y viceversa, (figura 1-16, izquierda). Si analizamos la relación entre el peralte y la altura de ola de final del ensayo (figura 1-16, derecha) se comprueba que las mayores alturas de ola se han producido para los peraltes más altos.

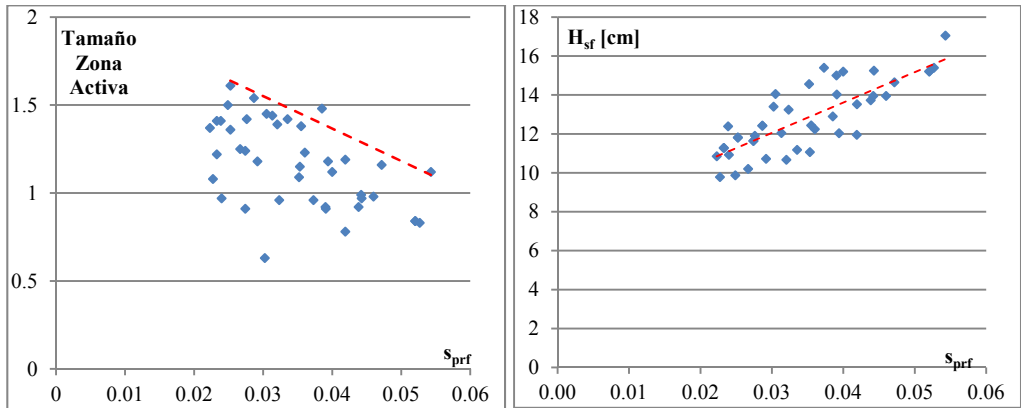


Figura 1- 16 Izquierda: Relación s_{prf} y tamaño de la zona activa. Derecha: Relación s_{pr} y altura de ola final de ensayo

Se han comparado los daños sufridos en los 5 sectores analizados (0-45°, 45-90°, 90-135°, 135-180° y 180-225°) frente al daño en el sector 90-135°. Como se puede observar en la figura 1-17, el sector crítico (90-135°) ha sido el sector más dañado en todos los ensayos. Además, se comprueba que el sector 180-225° no ha sufrido daños durante toda la campaña experimental.

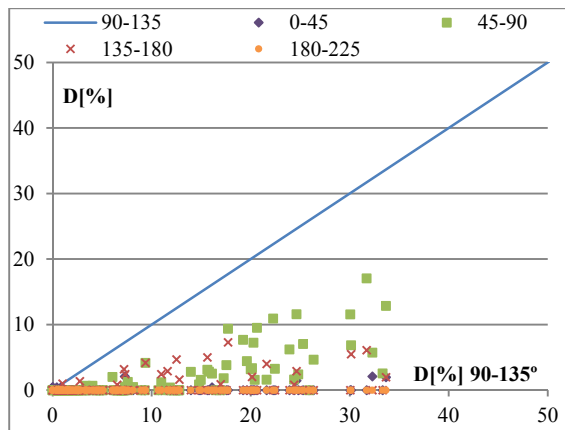


Figura 1- 17 Comparación del daño en todos los sectores con el daño en el sector crítico.

Los daños en el sector 45-90° son mayores que los producidos en 135-180°, tanto en valor del daño como en frecuencia. Se puede concluir que el daño se desplaza en mayor medida hacia el sector 45-90° que hacia 135-180°. Se ha comprobado que los parámetros relativos al tamaño, R_n , R/L y R/H , están relacionados con la localización del daño en los sectores contiguos, siendo posible definir valores límites a partir del cual, pueden o no aparecer estos daños. Estos resultados coinciden con lo estudiado recientemente por Maciñeira & Burcharth (2016) en el caso de los morros bicapa de cubos.

Tabla 1- 2 Limitación del daño en sectores según los parámetros adimensionales de tamaño del morro

Sector	D[%]	Rn	R/H	R/Lrp
45-90°	<5	>28	>9	>0.3
	<10	>25	>6.5	>0.3
	<15	>15	>4.5	>0.2
135-180°	<5	>18	>6.5	>0.2
	10	No se han producido		

La evolución del daño en los morros monocapa de cubípodos ha permitido identificar 3 fases claramente diferenciadas. La primera es aquella en la que se comienzan a producir las primeras caídas de piezas. Estos movimientos se producen siempre en la zona activa sumergida ($SWL-1.5H_s$), figura 1-18 (0 y I). Los huecos generados en la primera fase implican una pérdida de apoyo de las piezas colocadas en la zona emergida. Las características geométricas de los cubípodos permiten que se desplacen de la zona emergida a la sumergida con el objetivo de tapar los huecos generados por el oleaje. Esta evolución de los daños corresponde a la segunda fase que se puede observar en las fotos correspondientes a las alturas de ola H_s [cm]=12.04 y H_s [cm]=13.88 de la figura 1-18.

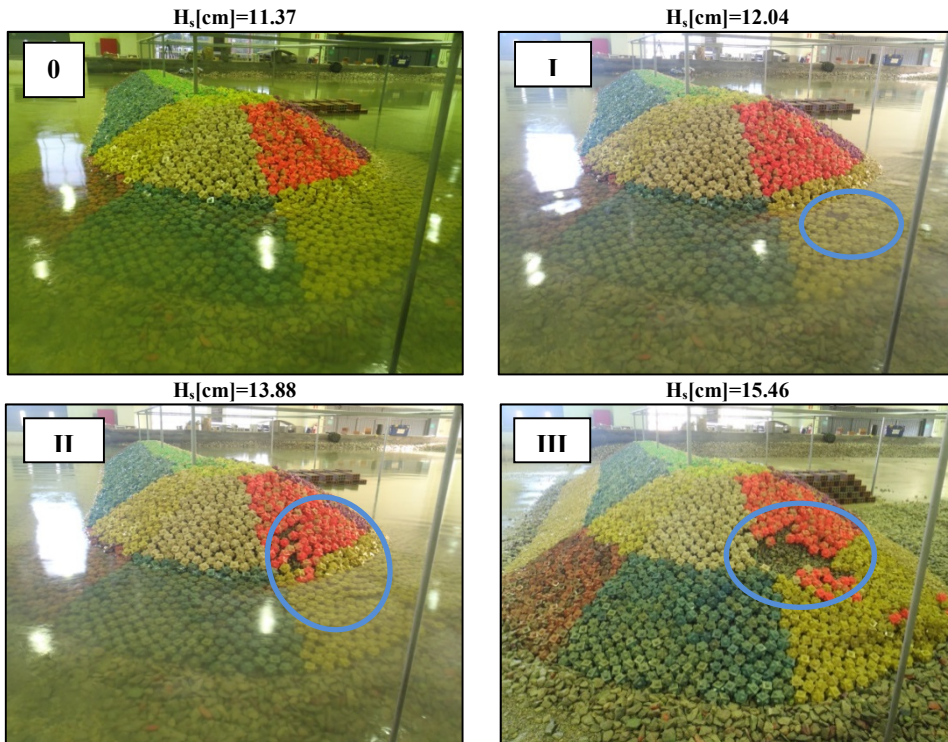


Figura 1- 18 Evolución del daño por fases. H_s [cm]=11.37, fase I morro sin daño. H_s [cm]=12.04 fase II. H_s [cm]=13.88 fase III y H_s [cm]=15.46 fase IV

La tercera fase se produce cuando los movimientos de las piezas, generan pérdidas de apoyo en la zona emergida y, en consecuencia, desplazamientos de piezas del sector crítico o de los contiguos, así como, llegar a producirse erosiones en el filtro por la falta de protección del

manto, momento en el que se produce la finalización del ensayo. Este fenómeno se puede observar en las dos últimas alturas de ola de la figura 1-18 (II y III).

El estudio de los niveles de daño se ha realizado para los morros monocapa de cubípodos. Como se puede ver en el Capítulo 2, la definición clásica de inicio de averías, avería de Iribarren, inicio de destrucción y destrucción no se pueden aplicar directamente a los mantos monocapa. En el caso concreto de los cubípodos monocapa se han analizado 2 de los 4 estados de daño clásicos:

- Inicio de averías
- Destrucción

Se ha definido el inicio de averías como el momento en el que se cae la primera pieza de la sección de colocación, mientras que la situación de destrucción se ha definido como la erosión del filtro.

Tabla 1- 3 Resumen de los datos obtenidos de porcentaje de daño de inicio de averías

	D[%] en inicio de Averías	D[%] en Destrucción
Media	0.7	15.8
C_v [%]	38.3	20.1
Mínimo	0.4	10.0
Máximo	1.6	25.0
Percentil 5%	0.4	10.9

Siendo C_v [%] el coeficiente de variación

La tabla 1-3 resume los valores porcentuales de daño en las situaciones analizadas, mientras que la figura 1-19 muestra, de forma gráfica ambas situaciones.

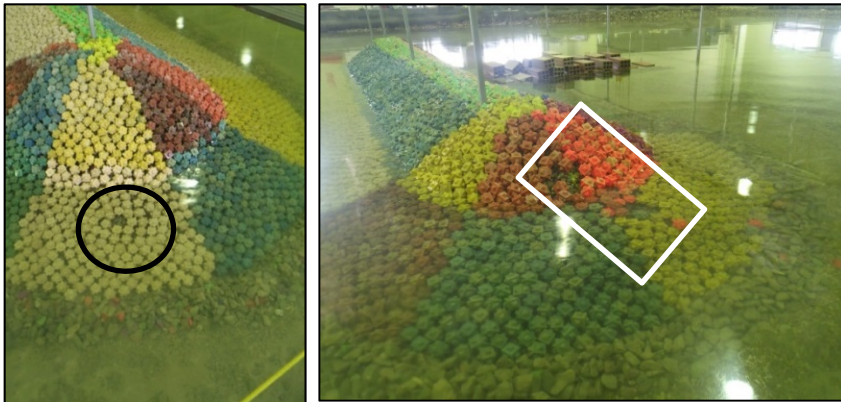


Figura 1- 19 Definición gráfica de inicio de averías. Ensayo 42 H_s [cm]=9.8, D [%]=0.6. Izquierda: Definición gráfica de destrucción. Ensayo 45, H_s [cm]=13.78, D [%]=10%

1.2.5 Estabilidad de los morros monocapa de cubípodos

La estabilidad de los morros de cubípodos monocapa se ha realizado, en primer lugar, a través del cálculo del K_d para las dos niveles de daño: inicio de averías y destrucción. Se han obtenido

valores puntuales que varían de 2.8 a 20 en inicio de averías, y de 4 a 28 para la destrucción. Se ha comprobado que el valor del K_d aumenta a medida que el peralte se incrementa, (figura 1-21).

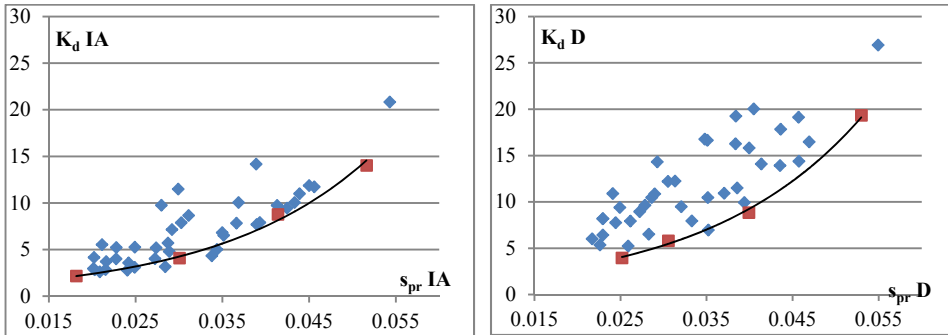


Figura 1- 20 Influencia del peralte en el coeficiente de estabilidad. Izquierda: Inicio de averías. Derecha: Destrucción

Se observa en la figura anterior que existe dispersión sobre los valores obtenidos, sin embargo es posible calcular la envolvente de valores mínimos de este parámetro y, en consecuencia, definir escalones de valores en función del peralte, (tabla 1-4). Esta envolvente permite definir el valor mínimo del coeficiente de estabilidad y optimizar el diseño en función de las condiciones de diseño a las que estará sometido el morro monocapa de cubipodos.

Tabla 1- 4 K_d mínimo de inicio de averías en función del peralte

s_{pr}	K_d mínimo en Inicio de Averías	K_d mínimo en Destrucción
$0.015 < s_{pr} < 0.035$	2.8	4
$0.035 < s_{pr} < 0.045$	5	7.5
$s_{pr} > 0.045$	10	12.5

La estabilidad de los morros de diques en talud, se ha calculado en base al estudio dimensional propuesto en el capítulo 3. El ajuste de parámetros se ha realizado siguiendo el esquema de la ecuación multi-paramétrica planteada por Van der Meer, (1988), Berenguer & Baonza, (1999) y Maciñeira & Burcharth, (2016).

En primer lugar se ha partido de la premisa comprobada por Berenguer y Maciñeira sobre la existencia de un ajuste lineal en los morros entre el número de estabilidad, el peralte, el daño y el parámetro R_n . Dado que los porcentajes que determinan los escalones de daño (inicio de averías y destrucción) comprenden un rango entre el 0 y el 11%, (tabla 1-3), porcentaje muy reducido, y dado que no existe ninguna variable que lo defina de forma precisa, se ha comprobado, en el marco de esta tesis doctoral, que no ha sido posible estimar daños en base a números de estabilidad con el planteamiento anterior.

Berenguer & Baonza (1999); Comola et al. (2014) y Maciñeira & Burcharth (2016), han desarrollado fórmulas completas de estabilidad en los morros, en las que se relacionan, entre otros parámetros, el N_s y el daño. Todas ellas sirven para diseños de mantos de protección bicapa en los que el rango de los daños entre el comienzo y la destrucción es mayor que en el caso de los mantos monocapa.

Por lo tanto se ha decidido que no parece viable definir la curva de daño completa de los morros monocapa de cubipodos, sobre todo de aquellos morros de radio reducido, y en consecuencia

analizar la posibilidad de obtener dos fórmulas específicas para este estudio, una para el inicio de averías y otra para la destrucción, ajustando los números de estabilidad de este tipo de morros. El cálculo de la formulación se ha realizado partiendo de la premisa mencionada por Berenguer & Baonza (1999) y Maciñeira & Burcharth (2016) para cada una de los niveles de daño estudiados en el presente trabajo.

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = aR_n^b s_{pr}^c + k$$

Dónde:

- a, b, c y k: constantes diferentes en función del punto de daño analizado.

Las ecuaciones multiparamétricas que ajustan y reflejan el comportamiento de los morros se han calculado en las dos situaciones de daño, mostradas a continuación (figura 1-21).

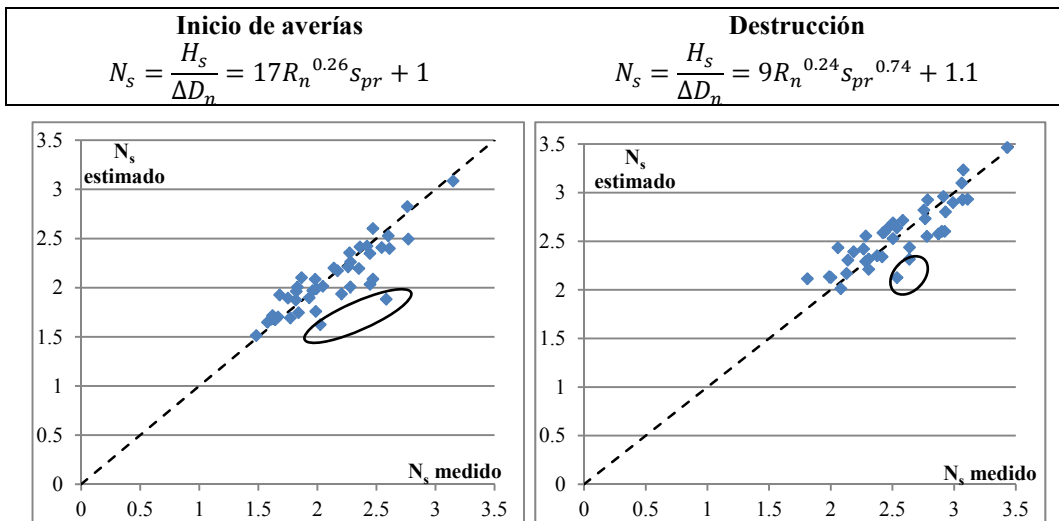


Figura 1- 21 Ajuste entre el número de estabilidad medido y estimado en los morros analizados. **Izquierda:** Inicio de averías. **Derecha:** Destrucción

Estas ecuaciones solo tienen en cuenta la influencia del morro en base a un parámetro geométrico, R_n . Según se ha demostrado en los últimos estudios de estabilidad de morros de diques en talud, Maciñeira & Burcharth (2016) y Van Gent & Van der Werf (2010), los parámetros adimensionales de tamaño (R/L_{rp} y R/H) reflejan patrones de comportamiento diferentes a partir de unos determinados valores, los cuales reflejan la dependencia del tamaño relativo del morro sobre dos aspectos: la estabilidad y la rigidez de la evolución de los daños. Concretamente Maciñeira & Burcharth (2016) dividen los morros en: grandes y pequeños; siendo los primeros aquellos que tienen una menor rigidez en la evolución de los daños, y los segundos son más rígidos y, en algunos casos muestran mayor estabilidad que la de morros de radios mayores.

Se ha determinado, a efectos de ajuste de esta formulación, que existen dos patrones de comportamiento frente a la estabilidad en base a el parámetro R/L_{rp} . El valor $R/L_{rp}=0.15$ supone un punto que permite diferenciar los morros en grandes y pequeños. El ajuste de los morros

pequeños es siempre peor que el de los grandes, reflejando su fragilidad y la dificultad de predicción de su comportamiento. Por lo tanto el siguiente paso es buscar un ajuste que introduzca la diferencia según el tamaño del morro.

Para ello, se ha partido de las fórmulas anteriores y se optimiza el ajuste a través de un parámetro de tamaño en cada una de las ecuaciones. Se ha comprobado que este parámetro depende de la variable R/L_{rp} . Aquellos morros que tienen un valor más cercano a $R/L_{rp}=0.15$ el efecto del parámetro de tamaño es menor y viceversa.

Inicio de averías
$N_{sIA} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 8.6R_n^{0.18} s_{pr}^{0.47} + 0.47s_{pr}^{0.51} e^{-16.3(\frac{R}{L_{rp}}-0.21)} - 0.9$
Destrucción
$N_{sD} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 12.54R_n^{0.1} s_{pr}^{0.2} + 0.34e^{-11.2(\frac{R}{L_{rp}}-0.17)} - 6.2$

Dónde:

- R_n : radio a nivel del mar/ D_n
- R : radio a nivel del mar
- s_{pr} : peralte del oleaje que incide sobre el morro
- L_{rp} : longitud de onda del oleaje incidente

Estas fórmulas tienen un rango de validez de los ensayos, el cual se especifica en la tabla 1-5, la cual muestra los valores máximos y mínimos de los parámetros involucrados en la formulación para las dos situaciones de daño analizadas.

Tabla 1- 5 Rango de aplicación de las fórmulas

	Inicio de averías		Destrucción	
	Máximo	Mínimo	Máximo	Mínimo
R/L_{rp}	0.31	0.07	0.29	0.06
R_n	26.2	7	26.2	7
s_{pr}	0.02	0.054	0.022	0.055

Se muestra a continuación (figura 1-22) el ajuste entre los números de estabilidad estimado y medido en todos los morros, siendo los morros pequeños los de color rojo y los morros grandes de color verdes. Se comprueba que se obtiene un ajuste sobre la bisectriz del primer cuadrante.

Además, los valores de coeficiente de correlación de Pearson (R) y de determinación (R^2) se incrementan. Los resultados se muestran en la tabla 1-6 para ambas tipologías de morros

Tabla 1- 6 Resumen del ajuste obtenido en inicio de averías

Tipología	Ajuste inicio de averías			Ajuste destrucción		
	R	R^2	C_v[%]	R	R^2	C_v[%]
Morros grandes	0.94	0.88	5.2	0.92	0.84	3
Morros pequeños	0.90	0.81		0.88	0.78	

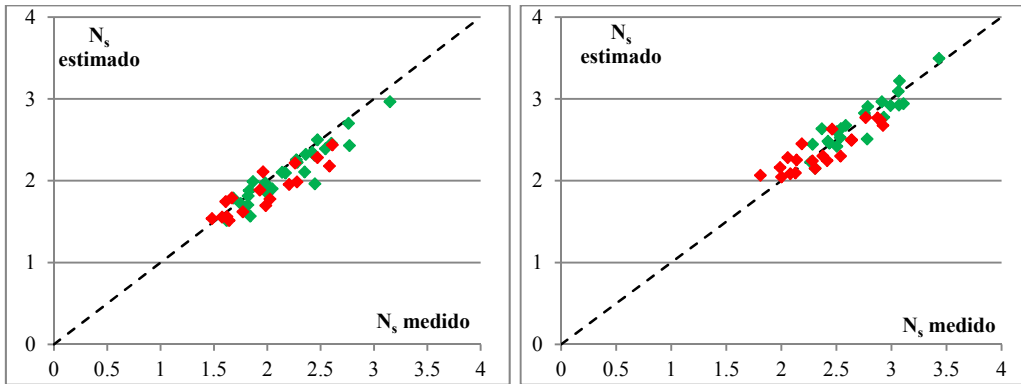


Figura 1- 22 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el N_s estimado. Izquierda: inicio de averías. Derecha: destrucción

Un aspecto relevante y en cierta forma novedoso de esta tesis doctoral es el análisis de la reserva de estabilidad de los morros monocapa. Este se ha calculado en todos los ensayos, obteniéndose el incremento de altura de ola que el dique es capaz de resistir entre el inicio de averías y la destrucción. El cálculo se ha realizado de la siguiente manera:

$$RE[\%] = \frac{N_{sD} - N_{sIA}}{N_{sIA}} * 100$$

Los valores han mostrado una gran variabilidad, $2 < RE [\%] < 50$, sin embargo exceptuando el valor mínimo (circulo negro figura 1-23), la reserva de estabilidad el de un 9% analizando el $P_{5\%}$.

La relación entre el parámetro R/H y la reserva de estabilidad muestra una cierta tendencia creciente, (figura 1-23). Esto parece indicar que conforme la altura de ola que genera inicio de averías es menor, la reserva de estabilidad aumenta. La tendencia general se produce en el conjunto de datos, sin embargo, esta relación está más definida en el caso de morros pequeños (color rojo) que en los grandes (color verde).

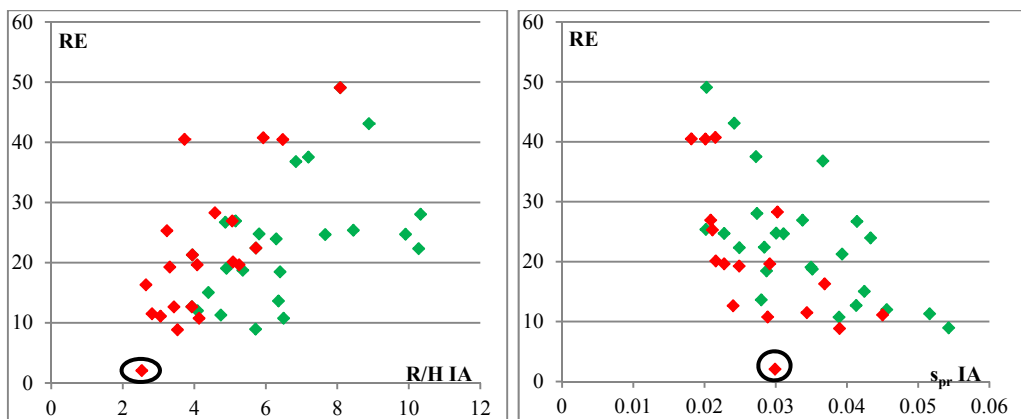


Figura 1- 23 Influencia del parámetro R/H y s_{pr} en la reserva de estabilidad. Rojos morros pequeños, verdes morros grandes

Como se puede observar en la figura 1-23 (derecha), existe una tendencia decreciente conforme se incrementa el peralte, conforme los períodos pico del oleaje que incide sobre el morro son menores, existe una reserva de estabilidad menor, y en consecuencia, un son más rígidos. Este patrón de comportamiento fue comentado en Burcharth, et al., (2010) en sus estudios de estabilidad de cubípodos bicapa, sin una definición detallada.

Si analizamos en conjunto la influencia de R/H y de s_{pr} , figura 1-23, obtenemos resultados complementarios. La relación creciente entre la reserva de estabilidad y el parámetro R/H , implica que cuanto menor sea la altura de ola de inicio de averías, mayor es la reserva de estabilidad. Además, los oleajes que generan menores alturas de ola de inicio de averías son aquellos que han estado sometidos a períodos pico altos, peraltes menores, ya que tienen mayor capacidad de movilidad de las piezas.

Se ha comprobado que conforme el peralte que incide sobre el dique es menor se obtiene un coeficiente de estabilidad menor, lo que indica que los diques son menos estables que frente a los oleajes energéticos. Sin embargo, la reserva de estabilidad para este tipo de diques es mayor.

Por último, se propone un punto de diseño que asegure una reserva de estabilidad del 10%. Dado que el rango de valores obtenidos ha tenido un mínimo del 2% y un $P_{5\%}$ del 9%, se propone el diseño de los morros monocapa de cubípodos con un mínimo del 12% y un valor según el $P_{5\%}$ cercano al 20%, similar a la de los morros bicapa. De acuerdo con esta definición es posible definir la fórmula de diseño de morros de diques en talud protegidos con mantos monocapa de cubípodos de la siguiente forma:

$$Ns_{di} = \frac{Hs}{\Delta Dn} = 7.74Rn^{0.18}S_{pr}^{0.47} + 0.42S_{pr}^{0.51}e^{-16.3\left(\frac{R}{LrP}-0.21\right)} - 0.8$$

Así mismo se ha calculado el valor del coeficiente de estabilidad para el punto de diseño propuesto. Al igual que antes existe una relación creciente con el peralte, por lo que ha sido posible definir el valor mínimo en función del mismo, tabla 1-7, consiguiendo una definición más precisa de este parámetro a la hora de analizar diseños de los morros monocapa de cubípodos.

Tabla 1- 7 K_d mínimo para diseño en función del peralte

s_{pr}	K_d mínimo para diseño
$0.015 < s_{pr} < 0.035$	2
$0.035 < s_{pr} < 0.045$	4
$s_{pr} > 0.045$	8

1.3 PRINCIPALES CONCLUSIONES

1.3.1 Conclusiones generales y de metodología

La campaña experimental ha permitido alcanzar los objetivos marcados en la tesis doctoral dentro del rango de validez estudiado. Se ha comprobado que el sector en el que se produce el mayor número de piezas caídas es el **sector crítico (90-135°)**, coincidiendo con la literatura actual de estabilidad de morros. Las **caídas** producidas en los sectores contiguos al crítico, **45-90° y 135-180°** han sido **consecuencia** de la evolución del daño y **pérdida de apoyo lateral**. El número de piezas movidas es mayor en el sector 45-90° que en el sector 135-180°. El parámetro del radio a nivel del mar es muy relevante en este fenómeno, ya que la pérdida de apoyo se realiza con más facilidad.

También se ha determinado que los morros **tienen un comportamiento homogéneo en cuanto a la evolución del daño**, siendo posible definir 3 fases claramente separadas. Inicialmente se producen los primeros movimientos en la zona sumergida del sector crítico. A continuación, los cubípodos de la parte emergida se mueven para tapar los huecos de la zona sumergida para, finalmente, a consecuencia de estos movimientos se produce la erosión del filtro en la zona emergida del morro.

En los morros monocapa de cubípodos se ha comprobado que una **pieza genera daño** y en consecuencia, **deja de aportar estabilidad** al conjunto en el momento que esta se **desplaza a una segunda capa o se mueve de su sector de colocación**.

En uno de los casos ensayados se han utilizado dos metodologías de medición de movimientos: conteo de piezas y **una nueva metodología (escaneo LiDAR 3D)**. Los resultados han mostrado que es posible **medir y cubicar con mucha precisión el volumen erosionado y definir asentamientos y evoluciones de porosidad** e identificación de **puntos críticos, centroides de daño**.

Después de analizar las diferentes metodologías de daño, y el comportamiento de los morros monocapa de cubípodos, se ha determinado que la forma de **medición del daño** sea a través del **daño volumétrico**.

Se ha podido comprobar que en los morros monocapa de cubípodos el parámetro que más influye en el tamaño de la **zona activa vertical** misma es el peralte. El análisis de dicho tamaño vertical se realizó en base a la altura de ola significativa, con un valor resultante de $\pm 1.5H_s$.

1.3.2 Conclusiones de la distribución sectorial del daño

En cuanto a la **distribución sectorial del daño**, se ha comprobado que el daño mayor ha sido siempre en el **sector crítico 90-135°**. Los daños en el sector 45-90° se producen en mayor número y valor, demostrando que la **tendencia** es el **desplazamiento del daño hacia aguas arriba del sector crítico**. Se ha demostrado la **importancia del tamaño del morro** en este fenómeno, al observarse que, conforme se **incrementan los valores de R_n , R/L_{rp} y R/H** , los **daños** en los sectores **45-90° y 135-180° se reducen o desaparecen**.

Los niveles de daño analizados, en el marco de esta tesis doctoral, han sido 2 de las 4 clásicos: inicio de averías y destrucción. El **inicio de averías** se ha definido en el momento en el que se **cae la primera pieza** de la sección de colocación siendo el valor límite de este estado de daño el percentil $P_{5\%}$, $D [\%]=0.4$. La **destrucción** se ha definido como el momento en el que se produce la **erosión del filtro**, fijando su valor según el percentil del 5% ($P_{5\%}$) en $D [\%]=10.9$.

Se ha calculado el coeficiente de estabilidad (K_d) en los dos escalones de daño, demostrando que se **incrementa el valor conforme el peralte a pie de dique se incrementa**. La tabla 1-8 muestra los valores del coeficiente K_d .

Tabla 1- 8 K_d mínimo de inicio de averías en función del peralte

s_{pr}	K_d mínimo en Inicio de Averías	K_d mínimo en Destrucción
$0.015 < s_{pr} < 0.035$	2.8	4
$0.035 < s_{pr} < 0.045$	5	7.5
$s_{pr} > 0.045$	10	12.5

1.3.3 Conclusiones de la estabilidad de los morros monocapa de cubípodos

Se ha comprobado, a causa de la **escasa diferencia** del porcentaje de **daño** entre el inicio de averías y destrucción, así como la **aleatoriedad** de los **movimientos** de las piezas, que **no es posible estimar daños en base al número de estabilidad**.

Se han identificado **dos patrones de comportamiento** en cuanto a la estabilidad según el **tamaño relativo de los morros**, definido por R/L_{rp} . Después de un análisis de sensibilidad se ha determinado que este patrón se diferencia en el umbral $R/L_{rp} = 0.15$, morros grandes aquellos que presentan un $R/L_{rp} > 0.15$ y pequeños $R/L_{rp} < 0.15$. Se ha calculado una **nueva ecuación de estabilidad** para las dos situaciones de daño y con oleaje unidireccional e incidencia $\theta=0^\circ$.

<p>Inicio de averías: $C_v [\%]=5.2$</p> $N_{sIA} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 8.6R_n^{0.18} s_{pr}^{0.47} + 0.47s_{pr}^{0.51} e^{-16.3(\frac{R}{L_{rp}}-0.21)} - 0.9$
<p>Destrucción: $C_v [\%]=3$</p> $N_{sD} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 12.54R_n^{0.1} s_{pr}^{0.2} + 0.34e^{-11.2(\frac{R}{L_{rp}}-0.17)} - 6.2$

Dónde:

- R_n : radio a nivel del mar/ D_n
- s_{pr} : peralte del oleaje a pie del morro
- R : radio del morro
- L_{rp} : Longitud de onda a pie del morro

Tabla 1- 9 Rango de aplicación de la fórmula de inicio de averías y destrucción

	Inicio de averías		Destrucción	
	Máximo	Mínimo	Máximo	Mínimo
R/L_{rp}	0.31	0.07	0.29	0.06
R_n	26.2	7	26.2	7
s_{pr}	0.02	0.054	0.022	0.055

Se ha calculado la **reserva de estabilidad (RE)** en los ensayos de laboratorio de la campaña experimental entre el inicio de averías y la destrucción. Los valores obtenidos, es de una **RE [%]=9 analizando el $P_{5\%}$** . Existe una **relación** entre el **peralte y la reserva de estabilidad, ya que decrece** conforme se **incrementa el peralte**.

Se propone un **punto de diseño** que asegure una reserva de estabilidad similar a la de los mantos bicapa. Seleccionando un valor de un **10% como reserva de estabilidad adicional** respecto la existente en este tipo de morros. La **nueva fórmula de diseño global propuesta** es:

Fórmula de diseño de morros monocapa	
$Ns_{di} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 7.74R_n^{0.18}s_{pr}^{0.47} + 0.42s_{pr}^{0.51}e^{-16.3\left(\frac{R}{L_{rp}}-0.21\right)} - 0.8$	

Dónde:

- R_n : radio a nivel del mar/ D_n
- s_{pr} : peralte del oleaje a pie del morro
- R : radio del morro
- L_{rp} : Longitud de onda a pie del morro

Además se ha calculado el **coeficiente de estabilidad para el punto de diseño**. La tabla 1-10 muestra los valores, de la envolvente mínima, obtenidos en función del peralte.

Tabla 1- 10 K_d mínimo para diseño en función del peralte

s_{pr}	K_d mínimo para diseño
$0.015 < s_{pr} < 0.035$	2
$0.035 < s_{pr} < 0.045$	4
$s_{pr} > 0.045$	8

Los resultados obtenidos permiten por tanto, disponer de una mejor caracterización de los morros monocapa, en particular con una pieza masiva. Además el desarrollo de las fórmulas propuestas, así como el detallado conocimiento de la reserva de estabilidad y del coeficiente de estabilidad, así como de las principales variables que lo definen, ayudaran a empresas y Autoridades Portuarias en el diseño de este tipo de morro, así como en el mantenimiento de estructuras y mejorar en la toma de decisiones.

1.4 FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN

El trabajo desarrollado en la presente tesis doctoral permitirá estudiar los parámetros involucrados en la estabilidad de los morros que no se han podido analizar. El análisis se ha realizado bajo una oblicuidad de $\theta=0^\circ$, por ello, una futura línea de investigación es estudiar la estabilidad de los morros monocapa de piezas masivas, frente a dos parámetros relativos a la dirección del oleaje, **oblicuidad y multidireccionalidad**. Estos dos parámetros influirán en la localización del daño, y a su vez en la evolución del daño, reduciendo la estabilidad por las pérdidas de apoyo cuando el daño no esté tan localizado.

Otro parámetro a analizar es la **influencia de la pendiente del talud** sobre la estabilidad. La pendiente seleccionada en este estudio es la definida en J. R. Medina & Gómez-Martín (2015). El cubípodos es una pieza masiva, y reducir la pendiente generará que la componente del peso aumente probablemente la estabilidad de las piezas.

Otro fenómeno importante es el **estudio de las primeras fases del daño en los morros de diques en talud**. Es necesario aplicar nuevas técnicas de medida en los ensayos de laboratorio como son las fotogramétricas, (Hofland & Van Gent, 2016) o técnicas láser con LiDAR 3D, (Puente, Sande et al., 2014). Esta última ha sido aplicada con éxito en el presente trabajo, comprobándose que los datos obtenidos permitirían un análisis exhaustivo del comportamiento de diferentes tipos de piezas, permitiendo la **propuesta de nuevos niveles de daño** generales para los **mantos monocapa e incluso bicapa**.

Además, la **aplicación de metodologías láser en diques reales** permitirá conocer el estado real de los mismos una vez pasados ciertos años de su vida útil. En la actualidad, es una cuestión difícilmente cuantificable con precisión en la zona intermareal. La aplicación de tecnología de láser de haz verde, capaz de registrar la zona emergida y sumergida, permitirá la determinación del estado real de las estructuras portuarias, sirviendo como una **herramienta de gestión portuaria** que permita desarrollar **estrategias de mantenimiento eficientes**.

Por último, la utilización de **modelos numéricos** de tipo “*Smoothed Particle Hydrodynamics*” SPH y “*Computational Fluid Dynamics*” CFD, permitirá el estudio de fenómenos de interacción ola-estructura, como la **evolución de la porosidad, el movimiento de las piezas del manto**, etc. Actualmente **estas funciones están en desarrollo**, siendo necesaria la **validación** de los modelos numéricos a través de ensayos de laboratorio. Además, la implementación del estado real de los diques en este tipo de modelos numéricos permitirá el estudio de diferentes alternativas y escenarios, para el planteamiento de **estrategias de mantenimiento** sirviendo de herramienta para la **gestión portuaria**.

Capítulo 2. Estado del arte

2.1 INTRODUCCIÓN

2.2 DIQUES EN TALUD

2.2.1 Piezas del manto de protección

2.3 CUBÍPODO

2.4 DAÑO EN LOS DIQUES EN TALUD

2.4.1 Formas de medición del daño

2.4.2 Niveles de daño

2.5 ESTABILIDAD DE MORROS

2.1 INTRODUCCIÓN

A lo largo de la historia los puertos han sido un elemento muy relevante para el desarrollo de las actividades comerciales, siendo en muchos aspectos un parámetro que refleja el estado de la economía de un determinado emplazamiento. Las actividades que en ellos se realizan están íntimamente relacionadas con el abrigo portuario, el cual ha ido evolucionando en función de las necesidades que generaban los buques.

Los egipcios y los fenicios fueron los primeros en la construcción de puertos y zonas de abrigo en el Mar Mediterráneo y el Mar Rojo. Localizaban las áreas de desembarco en zonas altas, o encallaban los barcos en tierra para la realización de las operaciones, situándolos en zonas protegidas del oleaje de forma natural.

El gran desarrollo portuario se realiza en la época de los romanos, los cuales se construían a través de diques de escollera lanzando piedras de gran tamaño al mar, y siendo necesario realizar dragados de mantenimiento de los calados y reparaciones, aportando más y mayores piedras al rompeolas (Medina & Vidal, 2014).

Durante la Alta Edad Media no se producen grandes avances en la construcción de obras portuarias, ya que es una época de recesión de la navegación. Se mantienen las estructuras de los romanos, pero tal y como explica (Rúa, 2006), el descubrimiento de América propició la necesidad de creación de enclaves marítimos en el Atlántico.

La aparición de los barcos de vapor permitió un mayor control de las maniobras, lo que propició de nuevo, la necesidad de mejores abrigos portuarios, así como de líneas de atraque para la realización de las operaciones. Además, el enfoque de actividades hacia el Océano Atlántico propició una mayor necesidad de abrigo, el cual seguía siendo a través de diques con escollera vertida al mar.

El continuo incremento de las embarcaciones, como consecuencia de la construcción de los canales de Suez y Panamá, generó el diseño de embarcaciones de mayor tamaño. Los puertos se han ido adecuando a estas condiciones, situándose en zonas más expuestas. Este hecho genera la necesidad de estudios sobre el oleaje y su influencia en la estabilidad de los diques

El presente estado del arte está estructurado en cuatro capítulos, los cuales siguen el esquema y objetivos planteado en la tesis doctoral. En primer lugar se analizan los estudios referentes a los diques en talud poniendo especial atención a los tipos de piezas de protección y los mantos monocapa. En segundo lugar se han revisado los estudios relativos a la pieza objeto, el cubípedo. A continuación, se realiza un estudio del daño y sus diferentes niveles, para finalmente realizar un análisis exhaustivo y evolutivo de la estabilidad de los morros, siendo esta la parte central del presente trabajo.

2.2 DIQUES EN TALUD

Los estudios científicos sobre el diseño de diques en talud se comenzaron a realizar en los años 30 del siglo XX. El primero de ellos que se menciona aquí, es el trabajo presentado por Castro en 1933, que propone la primera fórmula para el cálculo del peso de las piezas de los mantos a partir de los esfuerzos generados por el oleaje. Los parámetros involucrados en este fenómeno son: la densidad de las piezas, el ángulo del talud y la altura de ola.

Continuando con el enfoque anterior, Iribarren en 1938 presenta su trabajo en el que propone otra fórmula de estabilidad, similar a la de Castro, a la que añade una variable, el rozamiento entre las piezas. Este factor depende del tipo de pieza y propone dos valores, para escolleras y cubos de hormigón.

El valor del rozamiento, así como los parámetros que lo definen, estuvieron en continuo debate científico en los sucesivos años. Epstein & Tyrrel en 1949 estudiaron el comportamiento del nuevo factor. Querían comprobar si realmente el valor es cuasi constante como propone Iribarren en su trabajo de 1938. La conclusión fue que el peralte del oleaje es la variable que influye en el valor del rozamiento. Al año siguiente Iribarren & Nogales 1950, publican una modificación de la fórmula de 1938. En esta se introduce la influencia del período del oleaje y la profundidad a través del peralte del oleaje. Además, introducen un coeficiente de seguridad de 1.5 dado que la fórmula del trabajo inicial cumplía la estabilidad de forma demasiado estricta.

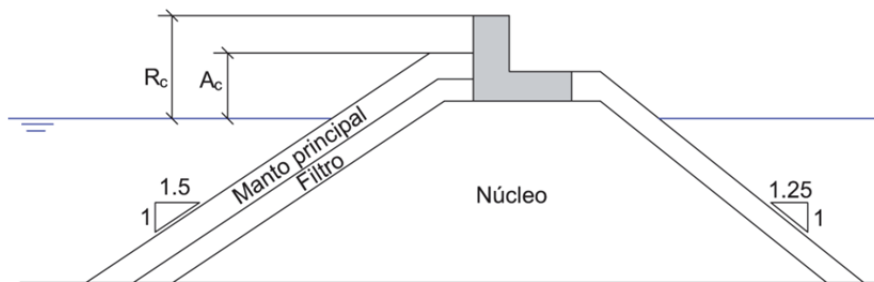


Figura 2- 1 Ejemplo de sección de un dique en talud. Fuente: J. R. Medina & Gómez-Martín (2015)

Hudson (1959) aporta un interesante debate sobre los trabajos de Iribarren. Realizó una importante batería de ensayos y dedujo una nueva formulación para el cálculo de los elementos del manto, la cual es utilizada a día de hoy para el diseño de diques. Concluye que el parámetro propuesto por Iribarren no solo incluye al rozamiento entre las piezas, sino que también depende de:

- Pendiente del talud
- Forma de las piezas
- Rozamiento de las piezas

Dado que el rozamiento es difícil de determinar, al depender de la forma de colocación de las piezas, propone un nuevo parámetro, el coeficiente de estabilidad (K_d), que está relacionado con el peso de los elementos del manto de la siguiente manera.

$$W = \frac{H^3 \rho_r}{(\frac{\rho_r}{\rho_w} - 1)^3 \cot \alpha K_d} ; N_s = \frac{H_{sd}}{\Delta D_n} = (K_d \cot \alpha)^{1/3}$$

Dónde:

- H: altura de ola
- H_{sd} : altura de ola de diseño
- K_d : Coeficiente de estabilidad
- α : ángulo del talud
- ρ_r : densidad del material
- ρ_w : densidad del agua
- N_s : número de estabilidad
- N_{sd} : número de estabilidad de diseño

Continuando el debate científico, Iribarren en el año 1965 publica los trabajos realizados en el CEDEX sobre la estabilidad de los mantos de diques en talud, donde analizó el comportamiento de tres piezas diferentes: escolleras, cubos y Tetrápodos. Deduce que el parámetro de rozamiento que había definido en 1950 es función del número total de cantos de las piezas del manto. Además, calculó el valor del mismo en dos estados de daño diferentes, diseño y destrucción total, introduciendo por primera vez, el concepto de reserva de estabilidad en este tipo de estructuras. Por último, determina el rango de aplicación de la fórmula a través de una limitación de los peraltes del oleaje, remarcando la importancia del período del oleaje en la estabilidad.

Los primeros estudios realizados con oleaje irregular son los de Carstens, et al., en 1966. Estudiaron el Run-up en los diques en talud con dos pendientes diferentes, y oleaje regular e irregular. La conclusión es que el patrón de comportamiento está relacionado con la forma del espectro del oleaje irregular.

A finales de los años 60 se publicaron dos trabajos en los que se analizaba la influencia en la estabilidad de los diques con la duración del temporal, la colocación de las piezas y la localización del daño, (Font, 1968 y Font, 1970). Concluyen que la duración del temporal no es relevante en las primeras etapas del daño, siendo importante cuando los daños son severos. Además, proponen la utilización de la reserva de estabilidad como un nuevo parámetro a considerar en el diseño. En cuanto a la colocación de las piezas del manto, determina que es crítica para las primeras etapas del daño, siendo no tan relevante cuando son más severos. En cuanto a la localización del daño, lo sitúa por debajo del nivel del mar, exceptuando olas de periodos altos, en las que se produce también en la parte superior del nivel del mar.

El análisis de la estabilidad y la forma de las piezas, llevó a los científicos a desarrollar nuevos elementos para la protección de los mantos de los diques en talud. Entre las nuevas piezas, cabe destacar el Dolo, el cual contiene una gran trabazón y que aportaba una mejora notable en cuanto a la estabilidad de los diques frente a las escolleras y los cubos. Sin embargo, las roturas del puerto de Sines y San Ciprián por el fallo estructural de las piezas, llevó a la detección y análisis de este nuevo método de fallo.

El hecho más relevante de esta época fue la publicación del “*Shore Protection Manual*” en 1975. Este documento reúne los diferentes estudios hasta el momento sobre la estabilidad de los diques en talud y propone parámetros como la altura de ola significativa (H_s) para el estudio de los

diques bajo oleajes irregulares. En cuanto al diseño de los diques populariza la fórmula de Hudson y del parámetro K_d al publicar los valores bajo diferentes tipologías de mantos y piezas.

Bruun & Johannesson en 1976 analizaron la hidrodinámica del oleaje sobre las piezas. Se centraron en optimizar los diseños analizando la permeabilidad y la forma del talud, ajustando el peso de las piezas en las diferentes partes del talud para obtener el máximo de estabilidad hidráulica. Esta línea de trabajo fue estudiada también por Losada et al. en 1988, donde presentaron un estudio relativo a las fuerzas que genera el flujo sobre las piezas en base a diferentes condiciones de contorno.

En todos los estudios realizados hasta la fecha se observaba una cierta dispersión en los resultados de estabilidad, comprobando una cierta respuesta aleatoria. Por ello, Losada & Guimenez-Curto en 1980 y 1982, proponen un nuevo método para el cálculo de la estabilidad en función del número de Iribarren, en el que introducen unos intervalos de confianza que comprende la respuesta aleatoria de los diques. Posteriormente, desarrollaron un método probabilístico para el estudio de los parámetros ascenso y descenso de la ola sobre el talud (run-up y run-down), reflexión de la ola sobre un paramento y transmisión del oleaje, todo ello para condiciones de oleaje irregular, Losada & Guimenez-Curto (1981). Además en Losada & Guimenez-Curto (1982b) introducen las hipótesis para analizar la incidencia oblicua en los diques, asumiendo que esta solo afecta al ángulo del talud.

La publicación actualizada del “*Shore Protection Manual*” en 1984 y a la vista de los diferentes fallos en diques, sugiere un nuevo parámetro para el análisis del oleaje irregular, que es la altura de ola correspondiente a la media del décimo de olas más grandes de un estado de mar ($H_{1/10}$). También propone nuevos valores de K_d y la aplicación de unos coeficientes de seguridad que incrementan el peso de los elementos del manto de protección.

En esta época se produce un cambio de patrón en el estudio de la estabilidad de los diques en talud. Hasta el momento se partía de una formulación con base física, pero Van der Meer, (1988a) y (1988b), publicó sus estudios de estabilidad con diferentes piezas y taludes, introduciendo en la formulación parámetros anteriormente menos estudiados como la duración del temporal (N_z) y la permeabilidad. Estos parámetros no son sencillos de introducir de forma matemática, planteando los estudios en base a ajustes de ecuaciones potenciales que generan resultados más precisos, pero dejando de lado el planteamiento físico. El resultado es un mejor ajuste de la estabilidad, mediante el desarrollo de fórmulas multiparamétricas, pero se pierde generalidad con respecto a la fórmula de Hudson. Este cambio de rumbo en los estudios de estabilidad se ha sido seguido hasta la actualidad.

A continuación, se expone la ecuación calculada para taludes protegidos con bicapa de cubos como ejemplo de este planteamiento:

$$Ns = \frac{H_s}{\Delta D_n} = (6.7 \frac{N_{od}^{0.4}}{N_z^{0.3}} + 1) s_m^{-0.1}$$

Donde:

- N_{od} : Parámetro de daño
- N_z : Número de olas del temporal
- s_m : Peralte medio. $s_m = \frac{H_s}{L_{om}}$
- H_s : Altura de ola significativa

- D_n : Diámetro nominal
- $\Delta = \frac{\rho_r}{\rho_w} - 1$

En los siguientes años la discusión científica se centró en el estudio de la duración de los temporales, la forma del espectro y los parámetros que afectan a la estabilidad. Medina et al. (1990) determinan que es necesario conocer el agrupamiento de las olas, ya que tiene la misma importancia en la estabilidad que la forma del espectro y la duración de los ensayos. Determina que el 50% de los errores en la estimación de daños es consecuencia de este parámetro.

Al año siguiente, Van der Meer & Heydra (1991), se centran en el estudio de la relación entre las piezas caídas y el número de impactos recibidos consecuencia de las olas, concluyendo que la media de impactos es de 3 por unidad movida. Otro hecho relevante es la determinación de la zona activa, como aquella en la que el oleaje es capaz de generar los desplazamientos, definiéndola como $SWL \pm 1H_s$.

Continuando con el estudio de la porosidad del núcleo y la permeabilidad, como variables muy influyentes en la estabilidad, Hegde & Srinivas (1995) concluyeron que a mayor porosidad del núcleo mayor estabilidad y menor run-up, porque la porosidad deja pasar el agua y por lo tanto ayuda a disipar parte de la energía. Recientemente se han incrementado estos estudios por Dieter & Troch en 2010, analizando la variación de la presión en el filtro y núcleo de un dique de escollera, y determinando que la atenuación en el filtro está muy relacionada con el peralte del oleaje.

Vidal et al. (1995) estudiaron la utilización del factor $H_{1/20}$, propuesto en el SPM de 1984, que se define como la media del veinteavo de olas más grandes de un estado de mar, como uno de los parámetros que permite estudiar el oleaje irregular. Concluyen que no representa bien la realidad y plantea un nuevo parámetro para la definición de la altura de ola de diseño en base a la duración del temporal (H_n), siendo n el número que define la media de olas más altas de un intervalo en el oleaje irregular. Siguiendo esta línea de trabajo, Jensen et al. (1996) llegan a la conclusión de que el parámetro que mejor define el oleaje irregular es $H_n = H_{250}$, siendo la media de las 250 olas más altas que inciden sobre el dique. Sin embargo, en entornos en los que las reflexiones es un patrón determinante, López et al. (1999) proponen que la utilización del oleaje incidente sobre el dique no refleja, en ciertas condiciones, la realidad, proponiendo que en esos casos se diseñe con la altura de ola total, incidente más reflejada, H_t .

A finales de los años 90, Palmer & Christian (1998, resumen todos los factores de diseño de los diques estudiados hasta el momento, centrándose en los aspectos geométricos y climatológicos. Concluyen que existen muchos parámetros referidos al oleaje irregular y más de 20 formulaciones de estabilidad siendo las más importantes las de Van der Meer de 1988 y Hudson de 1959.

La publicación del “*Coastal Engineering Manual*” en el año 2002, continuación del “*Shore Protection Manual*” vuelve a reunir todos los estudios realizados sobre los diques en talud hasta la fecha. Concretamente el capítulo 5 titulado “fundamentos de diseño”, contempla todas las conclusiones referidas a la estabilidad, definiendo todas las variables conocidas hasta la fecha, y las divide en tres grandes grupos de parámetros:

- Estado de mar: H_s , $H_{1/10}$, T_p , T_m , N_z , etc.
- Estructurales del dique: α , d_{n50} , P (permeabilidad), etc.
- Combinados como el N_s , s , Δ , etc.

Además, se exponen varias fórmulas de diseño, incluyendo desde la fórmula general de Hudson, hasta las diferentes fórmulas multiparamétricas estudiadas, algunas de las cuales incluyen diferentes piezas de protección del manto como Dolos, Tetrápodos, Acropodos, CoreLoc, etc.

La publicación de (CIRIA/CUR/CETMEF, 2007), segunda edición del libro “The Rock Manual”, actualiza la publicación anterior y define el rango de valores del número de estabilidad que un dique debe contener para resistir la sollicitación a la que está sometida.

Por otro lado, se continúa la discusión científica sobre la altura de ola de diseño de los diques, pero en este caso relacionada con la vida útil de la estructura. En el estudio realizado por Vidal et al. (2006) se propone la utilización de un nuevo parámetro denominado H_{50} , que consiste en definir la altura de ola como la media de las 50 mayores olas que inciden sobre el dique a lo largo de su vida útil. Comprueban que este parámetro refleja correctamente las situaciones de oleaje regular e irregular, tanto en aguas someras como profundas. Recientemente se ha comprobado en Etemad-Shahidi & Bali (2012), que la modificación de las fórmulas existentes usando H_{50} en vez de H_s genera mayor precisión para el cálculo de la estabilidad de los diques.

En el año 2008 se presentan las conclusiones del segundo grupo de trabajo de ingeniería portuaria de la Asociación Técnica de Puertos y Costas, (Negro & GT2, 2008), en la que se analizan los pesos de las piezas según las diferentes formulaciones existentes. Concluyen en la importancia de remarcar parámetros relativos a la altura de ola, como $H_{1/10}$ o $H_{1/20}$, así como caracterizar bien el oleaje, ya que se observan diferencias entre los oleajes de cálculo en el diseño de diferentes obras portuarias y el real al que estaban sometidos, introduciendo factores de seguridad.

La aparición de piezas que aportan una importante estabilidad hidráulica en diques monocapa, generó estudios sobre la importancia de la densidad de colocación, la porosidad y la definición del daño en las primeras etapas del mismo, ya que la rigidez es mayor que la de los bicapa. Medina & Vidal (2014) comentan como el criterio de daño ha de ser diferente y adecuarse en cada caso, dejando una margen hasta la destrucción.

Gómez-Martín & Medina (2007 y 2008) presentan el cubípodo como una nueva pieza masiva para la protección de los diques en talud, tanto en mantos bicapa y monocapa. Una de las ventajas que aporta esta pieza, es la disminución de la compactación heterogénea. Este fenómeno es propuesto como un nuevo estado de daño que refleja el adoquinamiento y asentamiento de las piezas del manto una vez colocadas sobre el talud, lo que reduce el porosidad de las capas y los coeficientes de rugosidad, (Gómez-Martín & Medina, 2014).

Además en el 2011, Medina, Gómez-Martín, y Corredor, analizan la importancia de la porosidad del manto en la estabilidad y como este parámetro no se ha tenido en cuenta en los estudios anteriores. Comprueban los rangos reales de porosidades que se consiguen en las obras con piezas cúbicas y cubípodos. Estos estudios terminan con la publicación de Medina et al., 2014, de una nueva metodología a través de fórmulas multiparamétricas para estimar, en mantos bicapa, los daños en los troncos de diques en base a las porosidades de los mantos.

Wolters & Van Gent en 2010 estudiaron la influencia del oleaje oblicuo en la estabilidad así como la afección de la permeabilidad del núcleo en mantos de bloques y escollera bicapa, y bloques monocapa. La principal conclusión es que la influencia de este parámetro es mayor que la descrita en estudios anteriores, siendo necesaria una mejor definición de la altura de ola significativa en los estudios de oblicuidad, ya que las reducciones de peso propuestas en función de este fenómeno no se adecuaban a la realidad.

En un reciente estudio de 2014, Van Gent cuantifica la influencia en la reducción del peso en base a rangos de oblicuidad. Cuando la oblicuidad es menor de 15° la influencia es pequeña, proponiendo que en estos casos el peso de los bloques sea el mismo que el de la incidencia normal. Entre los 30° y 70° la reducción de peso es significativa, manteniéndose cuasi estable a partir de los 70° . Además, estas reducciones dependen del tipo de pieza y propone una formulación para calcular las reducciones de peso con incidencias entre 0° y 45° .

Otro problema que suscitan los diseños de mantos monocapa es la designación del punto de diseño debido a su reducida reserva de estabilidad. En Medina & Gómez-Martín (2012), se propone la necesidad de definir el nivel de daño y la reserva de estabilidad asociado a un valor del coeficiente de estabilidad (K_d). En esta publicación se presentan los coeficientes de seguridad de los troncos y morros protegidos con mantos monocapa y bicapa sobre las K_d presentados.

Siguiendo con el estudio de los daños a lo largo de la vida útil, Suh et al. (2013) analizan los daños con dos metodologías probabilísticas, concluyendo que cuando se producen daños al principio de la vida útil los dos métodos dan buenos resultados, sin embargo, cuando esto no es así, la estimación a largo plazo no es tan precisa.

La tesis doctoral desarrollada en la Universidad Politécnica de Valencia por Gómez-Martín en 2015 estudia la estabilidad de los troncos de diques en talud bajo tres tipos de mantos diferentes: cubos, escolleras y cubípodos. Propone una nueva metodología de análisis del daño a través de mallas virtuales, permitiendo cuantificar los procesos de la compactación heterogénea. Además, expone un modelo exponencial de averías del manto principal en función del número de olas que ejerce un temporal, y concluye que la erosión del manto por oleaje irregular es ilimitada y crece exponencialmente con la duración del temporal.

2.2.1 Piezas del manto de protección

El desarrollo de piezas del manto de protección comenzó a mediados del siglo XX, con el objetivo de encontrar elementos que aportasen una mayor estabilidad hidráulica que las escolleras y cubos de hormigón, y permitiendo una optimización de los diseños de los diques en talud. Una evolución notable es el paso de la construcción de mantos bicapa a monocapa. En la actualidad, CIRIA/CUR/CETMEF, 2007, se diferencian las piezas por los siguientes parámetros:

- Colocación
- Número de capas
- Forma de resistir el oleaje

La colocación de las piezas se puede realizar de dos formas diferentes, aleatoria o siguiendo un patrón regular que dependerá de la forma de la pieza. El número de capas se reduce a la utilización de una o dos capas, y las piezas más modernas han sido desarrolladas para su funcionamiento en monocapa. Por último, la forma de resistir las fuerzas del oleaje, que se pueden dividir en cuatro:

- Peso propio
- Peso propio y trabazón
- Trabazón
- Fricción

Las piezas que soportan los esfuerzos del oleaje a través de su propio peso, se denominan como masivas, tales como: cubos, escolleras, Antifer o cubípodo. Estas piezas están planteadas en un comienzo para utilizarlas en mantos bicapa, sin embargo, en la actualidad este tipo de piezas se están usando en mantos monocapa y estudiando su comportamiento hidráulico. Las principales ventajas son una colocación aleatoria y no tener limitación de tamaño a causa de sus altas resistencias estructurales.

En segundo lugar, nos encontramos piezas que resisten por su propio peso y además por la trabazón, tales como Tetrápodos, Dolo, Stabit, etc. Esta tipología están pensadas para el diseño de mantos bicapa, pero, algunas precisan de colocaciones específicas que aseguren la trabazón.

Aquellas que soportan los esfuerzos por trabazón, se conciben para resistir de forma conjunta los esfuerzos del oleaje, de manera que una pieza y sus adyacentes, funcionen de manera conjunta. Su geometría les imprime estas características, pero es necesario asegurar la forma de colocación y la resistencia estructural de las piezas. Ejemplo de este tipo de piezas son: CoreLoc, Xbloc, Acropodo, etc.

Por último están las piezas que resisten los esfuerzos del oleaje por fricción lateral, esta tipología se les suele denominar Hollow, ya que contienen agujeros en su interior, que es lo que les transfieren la capacidad de disipación de energía. Se colocan paralelas a la pendiente del talud, de forma regular y ordenada, para que dos piezas contiguas se encuentren en contacto continuo durante toda su vida útil. Un aspecto importante es asegurar la resistencia estructural.

En CIRIA/CUR/CETMEF, 2007 se incluyen valores del coeficiente de estabilidad (K_d) para morro y tronco con diferentes tipologías de elementos de protección, tanto para mantos monocapa como bicapa, así como las diferentes fórmulas de diseño para cada caso.







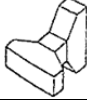














La decisión del tipo de pieza a utilizar ha estado en discusión desde el principio. Hudson (1974) presenta un estudio en el que se introducen todos los factores a considerar en la selección de los elementos de protección del manto de diques en talud. En este estudio se analizaron las más utilizadas hasta la fecha: Dolos, Tetrápodos y Tribar. Posteriormente Price en 1979 realizó un estudio comparativo entre escolleras, Dolos, Tetrápodos y Stabit, comprobando que la colocación y la trabazón son elementos muy importantes en la estabilidad.

Negro et al. (2010) realizan una comparación sobre piezas masivas (cubos y bloques paralelepípedicos). Tras el análisis del Inventario de Diques de Abrigo en España del Ministerio de Obras Públicas y Urbanismo (MOPU), se concluye que las dimensiones de las caras están

relacionadas con el comportamiento de los diques y es necesario es análisis de ambas piezas a través de estudios de detalle y sistemáticos para conocer la influencia en la estabilidad, porosidad del manto y rebase.

La tabla 2-1 presenta las principales piezas de protección del manto de protección de los diques en talud con su fecha de aparición siguiendo la clasificación realizada anteriormente.

Tabla 2- 1 Tipología de piezas del manto de protección. Fuente, elaboración propia en base a Muttray & Reedijk (2009)

Colocación Aleatoria		Colocación uniforme		
Doble capa		Monocapa		
Peso propio	Peso propio + Trabazón	Peso Propio	Trabazón	Fricción
Cubos 	Tetrápodos, 1950 	Cubípodo, 2005 	Acropodo, 1980 	Cob, 1969 
Antifer, 1973 	Akmon, 1962 		Core-Loc, 1996 	Diahitis, 1998 
Haro, 1984 	Tribar, 1958 		A-Jack, 1998 	Seabee, 1978 
Cubípodo, 2005 	Stabit, 1961 		Xbloc, 2003 	Shed, 1982 
	Dolos, 1963 		Ecopode, 1996 	
			Acropodo II, 1999 	
			Rakuna-IV, 2009 	

La decisión de la utilización de una pieza u otra es trivial y, por ello a continuación se explican los principales estudios y conclusiones que los diferentes autores han obtenido de las mostradas en la tabla anterior. Para ello se ha dividido el estudio entre aquellas que se utilizan en mantos bicapa y monocapa.

2.2.1.1 Mantos bicapa

En el presente apartado se exponen aquellas piezas diseñadas para su utilización en mantos bicapa, las cuales resisten las fuerzas del oleaje por dos fenómenos: peso propio y una cierta trabazón, además su colocación se realiza de forma aleatoria cumpliendo unas determinadas características de densidad de colocación.

Tetrápodos

El Tetrápodo fue la primera pieza que apareció después de los cubos de hormigón, fue creada en 1950 en Francia para resistir el oleaje a través de su peso propio y la trabazón. Tras varios estudios de estabilidad se presenta la primera obra construida, Danel (1962). Fue necesario un estudio detallado del clima marítimo y una serie de ensayos de laboratorio para la definición de las secciones del dique.

La introducción de esta pieza en el SPM de 1975 y de 1984, además de en el CEM de 2002 con un coeficiente de estabilidad superior a la escollera y al cubo, permitió la generalización de uso de esta pieza. Otro hecho importante que facilitó su utilización fue la fórmula propuesta por Van der Meer en 1988 para mantos bicapa de Tetrápodos.

Los estudios de Czerniak & Collins en 1977 presentaron dos consideraciones importantes a tener en cuenta en el diseño de las secciones: el peso y la forma de colocación para conseguir la mayor estabilidad posible. Años posteriores se analizaron los movimientos de las piezas en los mantos por Bürger et al. (1993), concluyendo cuales eran aquellos movimientos en los que se empezaba a producir el rocking y los diferentes escenarios de daño.



Figura 2- 2 Manto de protección de Tetrápodos en la India

El estudio de la resistencia estructural de las piezas se convirtió en un elemento fundamental es que poseían interlocking, sobre todo después de las roturas del puerto de Sines y San Ciprián.

Anon en 1986 realiza los primeros estudios sobre este tema, con el objetivo de conocer los límites de estas piezas. Siguiendo esta línea de trabajo, D'Angremond et al. (1994) analizaron las tensiones y la fatiga de los Tetrápodos como consecuencia del oleaje. Se comprueba que las tensiones aumentan cuando la relación H_s/D_n se incrementa. Burcharth et al. (2000) presentan una fórmula empírica para determinar la rotura de dos piezas, el Tetrápodos y el Dolo, fijando la zona más proclive a la rotura en cada una de ellas. En el mismo año se presentó un estudio, Franco et al. (2000) en donde se analiza la resistencia estructural de piezas ya colocadas en mantos de protección, concluyendo que existía una relación entre la localización de las piezas en el talud y la resistencia, siendo peores los de la zona emergida. Además, determinan que es necesario analizarla a lo largo de la vida útil ya que esta depende del estado de las piezas.

Vandenbosch et al. (2003) realizan estudios sobre la estabilidad de escolleras, cubos y Tetrápodos en función de la densidad de colocación. Dicho estudio concluyó que a mayor densidad la estabilidad es mayor. Además, Çevik & Yuksel (2003) analizaron la estabilidad bajo condiciones de oleaje rompiente usando dos métodos diferentes de colocación.

Recientemente se han continuado realizando estudios sobre la estabilidad de esta pieza. Suh & Kang (2012a y 2012b) presentan una fórmula para predecir el comportamiento de los Tetrápodos bajo diferentes pendientes del talud y diferentes porosidades. Finalmente, Kim & Suh en 2013 definen los coeficientes parciales de seguridad en función del parámetro de forma de la distribución del régimen extremal Weibull.

Por último, se ha construido un dique usando tetrápodos en Chipre como solución más adecuada coste-estabilidad, comparándolo con piezas más modernas como el Acropodo (Boshek & Cox, 2016).

Akmon

Otra pieza desarrolla en los años 60 es la pieza Akmon, concretamente en el año 1962 en los países bajos. Paape & Walther en 1962 la presentaron como una pieza masiva con capacidades de interlocking y concebida para usar en mantos bicapa, comprobaron que el comportamiento frente a la estabilidad es incluso algo mayor que el Tetrápodos, además de mostrar resistencia estructural. Aporta rendimientos mayores de porosidad, llegando al 60%, superior que otro tipo de piezas bicapa como los cubos, Tetrápodos o incluso escolleras.



Figura 2- 3 Pieza Akmon en la coronación de un dique en talud

Antifer

Una de las piezas más usadas hasta la actualidad en la protección de diques en talud es el Antifer. Esta pieza fue desarrollada en el año 1973 en Francia y se planteó como una pieza masiva para su utilización en mantos bicapa. Fue utilizada por primera vez en la construcción de una terminal de petróleo en dicho país. Los estudios sobre esta pieza se recogieron en el SPM de 1984 en donde se introdujeron los resultados de estabilidad de la pieza.



Figura 2- 4 Manto bicapa de Antifer, Crespo, Altomare, Rogers, & Gironella, 2012.

Ya en la primera década del siglo XXI se continuaron realizando estudios con esta pieza. Dada la aparición de los mantos monocapa Yagci & Kapdasli (2003) proponen una nueva metodología de colocación de las piezas en esta tipología de estructura. En sus estudios analizó la influencia del tipo de colocación (irregular y regular). La colocación regular consigue un 47% de porosidad mientras que con la irregular un 56%, siendo la colocación regular menos estable. En el año siguiente, Yagci et al.(2004) publican una formulación sobre la estabilidad de los troncos monocapa con Antifer, en la que comprueban que la evolución del daño tiene un comportamiento parabólico con H_s . Concluye que la porosidad real de este tipo de mantos es del 47%, ya que en la realidad es difícil obtener valores superiores. Los valores de K_d propuestos son menores que los que indica la literatura para las dos pendientes analizadas, y comprueban que hay menor estabilidad en ensayos con olas irregulares que con regulares.

Se ha continuado analizando el comportamientos de esta pieza en función de su forma de colocación, dado que la geometría de las caras permite tres opciones de colocación diferentes en mantos bicapa, tal y como presentan Frens et al. (2008). Esta pieza permite colocación regular, irregular y piramidal, y dentro de esta existen dos tipologías, la abierta y la cerrada. La mayor estabilidad se obtiene con la piramidal cerrada (imagen central de la figura 2-5), la cual proporciona packing densities entre el 45 y 50%.

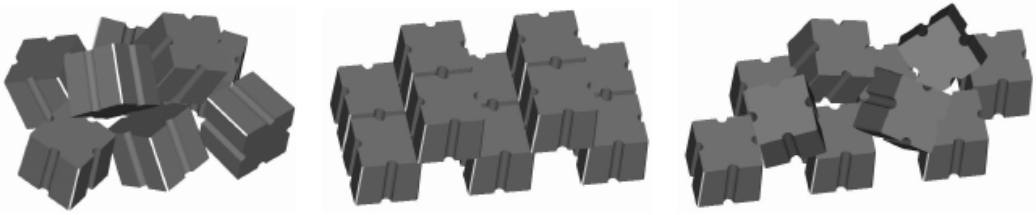


Figura 2- 5 Colocación posibles del Antifer. Fuente: Frens et al. (2008)

Recientemente se ha realizado un estudio con Antifer en el que se analiza la influencia de la reducción de peso sobre la forma de curva de daño, (Mousavi et al. 2016). Se comprueba que una reducción de masa incrementa los daños además de implicar una mayor pendiente de la curva.

Tribar

El Tribar es una pieza desarrollada en los Estados Unidos en el año 1958. Fue diseñada para resistir el oleaje por su propio peso además de una cierta trabazón. Esta pieza ha sido utilizada en diferentes diques, tal y como explica Davidson (1969), donde analizó un caso concreto de dique protegido con bicapa de Tribar, mostrando buena estabilidad frente al oleaje seleccionado y cumpliendo objetivos de disipación del oleaje.



Figura 2- 6 Manto Tribar en un dique en talud de Japón

Raghavan & Raman en 1971 publicaron los resultados de sus estudios sobre esta pieza y determinaron la influencia de los diferentes factores en el diseño de los diques protegidos con Tribar. A pesar de ser una pieza con mejor estabilidad hidráulica que los cubos, la geometría le implicaba ciertos problemas de resistencia estructural frente a la fatiga originada por las fuerzas del oleaje en la zona intermareal.

Haro

El desarrollo de las primeras piezas Hollow, como son los cubos modificados o la pieza Haro, se plantearon para un diseño de pieza masiva con colocación aleatoria en mantos bicapa. Posteriormente este diseño evolucionó a piezas colocadas en mantos monocapa las cuales resisten los esfuerzos del oleaje por fricción entre ellas.

Concretamente la pieza Haro fue presentada en Bélgica en el año 1984. En esta época, como consecuencia de los fallos en diques en talud protegidos con piezas especiales, hizo que los estudios se centrasen en el análisis de la resistencia estructural, además de la hidráulica. Por ello, De Rouck et al. (1987) presentaron los ensayos realizados con esta pieza para analizar la estabilidad estructural, la cual fue comparada con las piezas existentes y típicas de la época, Tetrápodos, Acropodos, Dolos y cubos, concluyéndose que es una buena solución para la construcción de diques en talud, al ser estable y económica. Posteriormente presentan una serie de recomendaciones a la hora de fabricación de piezas en obra para conseguir las resistencias buscadas. Van Damme et al. (1988) y Damme et al. (1990) hacen hincapié en la colocación de las piezas.

Stabit

El Stabit es otra pieza desarrollada para la protección de mantos de diques en talud, usada en mantos bicapa y resistiendo al oleaje por el peso propio y trabazón. Fue creada en Inglaterra en el año 1961. En la publicación de Singh de 1968 se presenta los primeros valores del coeficiente de estabilidad y se comprueba que es muy superior al mostrado por las escolleras y los cubos. Se detecta que un elemento importante es la colocación. Conforme se incrementa el valor del ángulo del talud el número de estabilidad se incrementa siguiendo un ajuste lineal en la colocación con y sin control.



Figura 2- 7 Manto de protección del puerto de Soderick con Stabit

Dolos

Una de las piezas más utilizadas además del Tetrápodo en la protección de mantos de diques en talud es el Dolo, que fue creado en el año 1963 en Suráfrica y presentado por Merrifield y Zwamborn en 1966. Se concibe como una pieza de protección para usar en mantos bicapa y resiste el oleaje a través de su peso propio y la trabazón. Esta pieza se extendió rápidamente como consecuencia de la gran estabilidad hidráulica que mostraba en comparación con piezas como los cubos o las escolleras.

Entre los diferentes estudios de estabilidad se destaca el de Whillock & Price de 1976, que se centran en analizar la influencia del período del olaje y el ángulo de incidencia sobre los diques. Determinan un comportamiento frágil al tener una reserva de estabilidad baja entre el inicio de daños y la destrucción.



Figura 2- 8 Dolo en manto de protección bicapa

Zwamborn en 1978 analiza los efectos de la porosidad proponiendo un rango de valores en función de la densidad con la que se quiera diseñar el manto de protección, y define el valor más óptimo para este tipo de pieza. También expone valores de K_d para las diferentes porosidades del manto, así como determina que cuanto mayor es la densidad de la pieza mayor es la estabilidad.

El hecho que marcó los estudios de esta pieza fue el colapso del dique Oeste del puerto de Sines, formado por Dolos de 40T, además de la rotura del manto principal del dique Norte del Puerto de San Ciprián, formado por Dolos de 50T, consecuencia de una baja resistencia estructural de las piezas en ambos casos. Este hecho llevó a análisis exhaustivo de este parámetro en el resto de piezas.

Una característica importante de esta pieza es la forma, y concretamente el radio que une los extremos. El peso del Dolo lleva asociado unas determinadas dimensiones específicas de cada uno de los elementos. Por ello, Zwamborn & Scholtz en 1986 analizan las condiciones a tener en cuenta para realizar un correcto diseño de la pieza. Scholtz et al. (1982) analizan la estabilidad de los Dolos y el radio que tiene que tener la pieza en función del peso, deduciendo que la estabilidad decrece al aumentar el radio de la misma. Holtzhausen & Zwamborn en 1999 corroboraron de nuevo este hecho.

A comienzos de la década de los 90, Holtzhausen & Zwamborn (1992) analizaron la estabilidad de troncos protegidos con Dolos frente a oleaje regular e irregular, la influencia del peso y del período pico. A causa del funcionamiento de este tipo de pieza, interlocking y peso, deducen que la influencia de la densidad es menor que la precedida por Hudson para piezas masivas, dado que la trabazón juega un papel más importante, y este factor está relacionado con la pendiente del talud. Finalmente deducen una fórmula que relaciona, el peralte, el daño y el número de Dolos por fila.

En la campaña experimental del 1999, Holtzhausen & Zwamborn comprueban que el oleaje irregular genera más daños que los regulares, y que la estabilidad es menor con periodos cortos y al incrementarse la pendiente.

De los estudios realizados sobre la resistencia estructural de este tipo de piezas hay que destacar los de Phelp et al. (1994) donde realizaron la inspección de tres diques protegidos con Dolos en Suráfrica. Analizaron el comportamiento de la pieza y la resistencia estructural, y las conclusiones fueron publicadas en Luger et al. (1994), donde explican la forma de reducir en un 60% las roturas de las piezas por fallos estructurales de las mismas.

Por otro lado, Franco et al. (2000) también analizaron la resistencia estructural de piezas entre las que está el Dolo. Comprobaron que existía una relación entre la localización de las piezas en el talud y la resistencia, siendo peores los de la zona emergida. Finalmente y como se comentó anteriormente Burcharth et al. (2000), presentan una fórmula empírica para determinar la rotura de piezas, en el caso del Tetrápodo y el Dolo.

2.2.1.2 Mantos monocapa

La utilización de mantos monocapa se empezó a plantear a mediados del siglo XX con la aparición de piezas tipo Hollow, las cuales funcionan a través de fricción y precisan una colocación regular para asegurar la protección de los mantos frente a oleajes no muy energéticos. Su uso demostró una buena estabilidad hidráulica y un diseño más óptimo de las estructuras portuarias. Este planteamiento sirvió a la comunidad científica para estudiar más detalladamente los mantos monocapa, y cuales podían ser los condicionantes de diseño, y sobre todo la creación de nuevas piezas de protección que permitan soportar estados de mar elevados con esta tipología de protección.

Las dos fuerzas que actúan en las piezas de alta trabazón son el peso y la unión entre ellas. Estas dos fuerzas se relacionan con la forma de las piezas y la pendiente del talud. Conforme la pendiente del talud aumenta las fuerzas de interlocking también lo hacen, mientras que el peso propio disminuye. Sin embargo en aquellas piezas en las que la trabazón no es tan significativa, ambas fuerzas se reducen con el incremento de la pendiente.

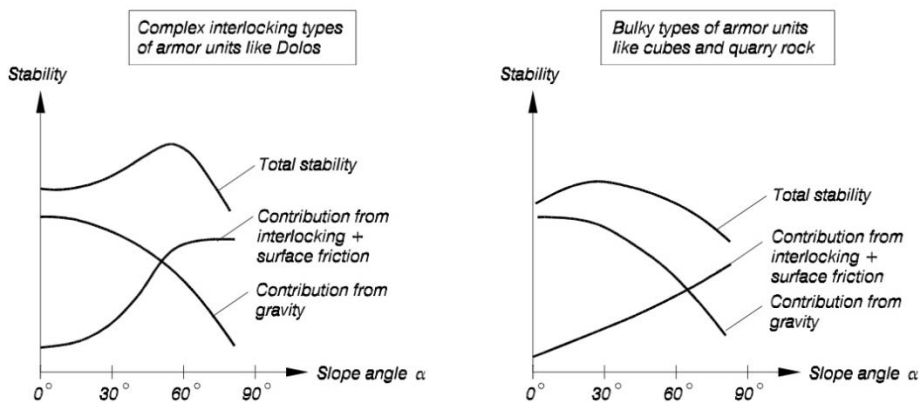


Figura 2- 9 Influencia de la trabazón y el peso propio con la pendiente del talud, CEM (2002)

La aparición de piezas tipo Acropodo, Core-Loc y A-Jacks a finales de 1990 y el Xbloc en el 2003, implicó un estudio detallado de su comportamiento. En los estudios realizados sobre mantos monocapa los parámetros más estudiados son: la importancia de la colocación, la porosidad del manto en la estabilidad, la estabilidad estructural de las piezas y la erosión del filtro. D/Angremond et al (1999) hablan de la densidad de colocación y de la influencia en la estabilidad, explicando que no siempre un incremento en la densidad de colocación lleva asociado un incremento de estabilidad, mientras que una baja porosidad de colocación puede llevar asociado extracciones.

Como se mencionó anteriormente, las fuerzas de interlocking juegan un papel fundamental en el diseño de los mantos monocapa, y por ello se estudió la pieza Tetrápodos en mantos monocapa a pesar de ser diseñada inicialmente para mantos bicapa. De Jong et al. (2004) se centran en la porosidad del manto y su influencia sobre los filtros a posibles lavados con Tetrápodos monocapa. Comprueban que el filtro no sufre lavado en situación de no daño, y es importante la alta porosidad en la colocación del manto para prevenir este fenómeno. En su siguiente trabajo publicado (De Jong et al. 2004), se centran en el análisis del daño que se produce en las capas del filtro con la misma configuración de manto, concluyendo que las erosiones del filtro están relacionados con la altura de ola, el packing density de las capas del manto y el peralte del oleaje incidente.

Por otro lado Muttray, et al., en el 2005, compararon tres piezas muy usadas en el diseño de diques en talud: X-bloc, Acropodo y CoreLoc. Los resultados mostraron que la resistencia estructural de las dos primeras es similar mientras que el CoreLoc es más frágil. Remarcan la importancia de la trabazón y de la colocación.

Besley et al. en 2009 presentó un estudio de mantos monocapa en el que analizó los diferentes aspectos constructivos, entre los que cabe destacar la importancia de la berma. Propone que si el fondo es roca se recomienda excavar, además de asegurarse de que las olas vengán rotas, ya que si rompen justo en la berma ocasionan el desplazamiento de piezas de la misma. En cuanto a la geometría en planta propone que los cambios de dirección tengan un radio de giro de entre 10 y $25H_s$. Además, en estas localizaciones hay que poner más piezas por m^2 , y determinar bien las mallas de colocación, sobre todo en piezas con interlocking ya que son puntos débiles.

En el mismo año Muttray & Reedijk, 2009 publican un resumen sobre las diferentes piezas de mantos de protección en el que se incluyen piezas bicapa y monocapa. Comentan la necesidad de tener buenos márgenes de seguridad desde la situación de diseño y la de rotura sobre todo en zonas donde oleaje esté limitado por fondo, remarcando la necesidad de conocer de forma precisa la capacidad estructural de las piezas.

La evolución en el estudio de los mantos monocapa ha estado recientemente marcada por la utilización de piezas masivas. Una de las primeras piezas en ser utilizada de esta forma fueron el cubípodo y los cubos. Van Gent & Luis en 2013 presentaron un estudio sobre cubos monocapa y su estabilidad. Detectaron que la porosidad del manto monocapa tiene que estar entre un 25 y 30%, y que la colocación regular incrementa la altura de ola para inicio de daños. También define las relaciones que deben cumplir los filtros para evitar el lavado, siendo esta $M_{cubes}/M_{50filter} = 10$. Los filtros con diámetros nominales (D_n) grandes generan irregularidades para la colocación de piezas, y, si es muy pequeño, posibles huecos que producen lavados de

filtro. Además se indica que es importante colocar más bloques en la división entre cubos de berma de coronación y talud, para que al producirse los asentamientos no se generen huecos y se convierta en un punto débil. En el cálculo del número de estabilidad hay que indicar el criterio de daño seleccionado, ya que son diferentes.

Finalmente Jensen en 2013 publica un resumen sobre los fallos más notables en los diques ocurridos recientemente, y las lecciones aprendidas para futuros diseños. Comentan que las nuevas piezas para mantos monocapa son una buena solución, pero que en su opinión se incrementa el riesgo a largo plazo como consecuencia de la fragilidad. A continuación, se describen las principales piezas de protección usadas en mantos monocapa para la protección de diques en talud.

Acropodo

El Acropodo es una pieza desarrollada en Francia en el año 1980, planteada desde un principio como una pieza monocapa que soporta las fuerzas del oleaje a través de la trabazón. Esta pieza ha sido utilizada para la protección de diversos diques en talud en diferentes puntos del mundo.

- Puerto de Sète (Francia, 1981)
- Nueva marina en el Puerto de Colon (España, 1985)
- Algeciras (España, 1995)
- Ampliación del Puerto de Karaikal (India, 2011)



Figura 2- 10 Puerto Jalali 2008 Oman, CLI, 2016.

La estabilidad de esta pieza muestra un coeficiente máximo de $K_d=15$ y un mínimo en $K_d=8$ dependiendo de la pendiente del terreno. Esta reducción es más pronunciada con pendientes entre 1 y 5% pasando de 15 a 9.5 respectivamente, mientras que la reducción entre $K_d=9.5$ a 8 se produce de forma lineal entre el 5 y 10% de pendiente. Se recomienda que el peso de las piezas del morro sea de ser un 30% mayor que el del tronco. Destacar que además de estos valores de coeficiente de estabilidad, la fórmula propuesta por Van der Meer en 1988 introduce un ajuste para esta pieza.

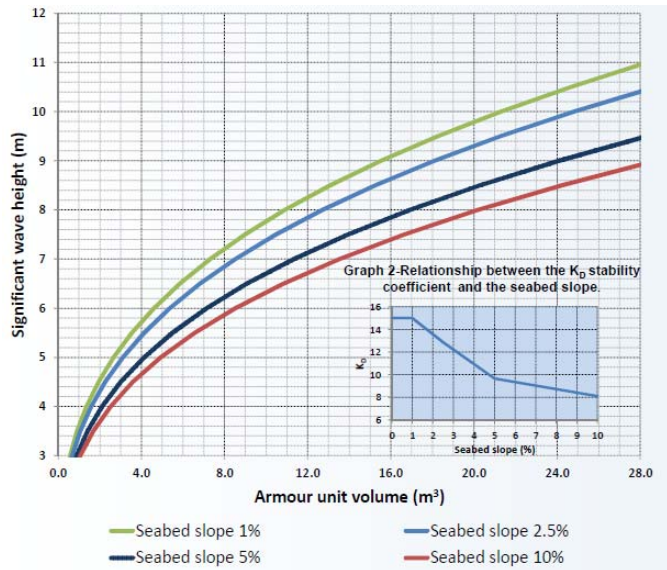


Figura 2- 11 Evolución del K_d con la pendiente, CLI, 2012.

Holtzhausen & Zwamborn en 1991 compararon el Acropodo y el Dolo obteniendo que la estabilidad del Acropodo es mayor cuando el número de Iribarren es superior a 3, mientras que para valores menores la estabilidad es similar.

En el año 1992, Madrigal & Lozano realiza una comparación entre Acropodos y cubos paralelepípedicos muy usados en España, concluyendo que la estabilidad de la primera es mayor. También Kobayashi & Kaihatsu en 1994 continuaron con los estudios de estabilidad y concluyeron que la estabilidad frente a una situación de no daño era superior, aunque la fragilidad era muy importante al estar el punto de no daño y fallo muy cerca. Por otro lado, determinan que el tamaño del filtro es necesario analizarlo con detalle en este tipo de pieza. Recientemente se ha analizado la influencia de la oblicuidad del oleaje por Zhao et al. (2009), concluyendo que este parámetro reduce la estabilidad de los mantos de protección con el Acropodo.

El estudio más reciente sobre la estabilidad estructural del Acropodo es de Feng, et al., en el 2014, en donde se ha definido a través de modelo numérico las máximas fuerzas que el Acropodo es capaz de soportar y determinando el rango de utilización de esta tipología de piezas para asegurar no se rompa.

Por último y como parte del desarrollo de esta pieza, se realizan una serie de estudios con el objetivo de mejorar sus propiedades, concluyendo con en el desarrollo del Acropodo II en el año 1999. Se aplicó por primera vez en el refuerzo del Puerto de Dalia UFL en el 2007. Este nuevo diseño incrementa el coeficiente de estabilidad de su antecesor en el tronco, siendo de $K_d=16$ y en $K_d=8.8$ en el morro. Además, el comportamiento del coeficiente de estabilidad sigue el mismo patrón que el Acropodo, reduciendo el valor de K_d de forma lineal con la pendiente del fondo.



Figura 2- 12 Acropodo II

Esta pieza se ha utilizado en diferentes obras de abrigo portuario entre las que cabe destacar las siguientes:

- Dalia UFL (Francia, 2007)
- Wheatstone Planta de GNL (Australia, 2012)
- Área norte de Eforie y área sur de Tomis (Romania, 2015)

CoreLoc

Otra de las piezas más utilizadas en la actualidad en todo el mundo para la protección de diques en talud con mantos monocapa es el CoreLoc. Esta pieza fue presentada en el año 1994 y desarrollada por el US Army Corps of Engineers (USACE), con el objetivo principal de reparar los diques construidos con Dolos en la costa Americana. Para ello desarrollaron esta pieza que se basaba en el Acropodo al que le pusieron unas T en los extremos, de manera que se pudieran unir a los Dolos (Gutierrez, 2014).

Los estudios sobre estabilidad de esta pieza presentan un comportamiento muy similar al Acropodo II en cuanto al coeficiente de estabilidad. Sin embargo, se obtienen mejores resultados en los morros, ya que solo se necesita incrementar el peso de las piezas del morro un 23% respecto a las del tronco.

Estudios recientes como los de Çevik et al. (2005) sobre la estabilidad en mantos monocapa de esta pieza, concluyen que la colocación de las piezas de forma irregular genera mayor estabilidad que la colocación regular, y que esta última se acaba por irregularizar con el oleaje. Además, analizan que el peralte del oleaje no es un parámetro que influya en la estabilidad.

Los estudios sobre la utilización de esta pieza en la berma de los diques comenzaron con Phelps, et al., en 1998, y en un reciente estudio (Young et al. 2012) se comprueba el buen funcionamiento de esta pieza en las bermas, usando una o varias filas.

Por otro lado los estudios sobre la estabilidad estructural de esta pieza se han realizado desde la presentación de la pieza, concretamente Melby & Trunk en 1994 presentan los primeros resultados sobre este parámetro y concluyen que la estabilidad estructural es un 62% mayor que en el caso de los Dolos, y que la resistencia a torsión es equivalente a los Acropodos. En el año

1997, (Turk & Melby) tras ensayos a escala real de las piezas frente a diferentes escenarios de esfuerzos, concluyen que la resistencia mostrada por estas piezas a las 2 semanas de su construcción es similar a la obtenida por Dolos de 2 años de antigüedad.



Figura 2- 13 reparación del dique *Kaumalapau, Hawaii 2012, Baird (2016)*

A continuación se muestran tres puertos en los que ha sido utilizada esta pieza para la protección de mantos monocapa:

- Puerto pesquero de Dalkut cerca de la frontera de Yemen, (Oman, 1997)
- II fase de la terminal offshore Gela (Italia, 2003)
- Nueva terminal de contenedores en Karachi (Pakistan, 2010)

A-Jack

La pieza A-Jack fue desarrollada en el año 1998 como una pieza que se coloca en mantos monocapa y su resistencia al oleaje es mediante trabazón. Se creó como consecuencia de la tesis doctoral de Wise en 1999. Dicho trabajo presenta un estudio numérico-experimental sobre los esfuerzos que generan los oleajes sobre las piezas, ya que estos son los causantes de los movimientos de las mismas. Concluye que la resistencia estructural de las piezas es más importante que la del desplazamiento causado por el oleaje, ya que son mayores los esfuerzos causados por la colocación y reacciones que generan el golpeo de una pieza con otra.



Figura 2- 14 Cilacap Coal Power Plant en Indonesia 2004, A-Jacks, 2016.

Posteriormente, Latta en el año 2000, realiza un trabajo con el objetivo de conocer más a fondo el comportamiento estructural del A-Jacks, comprobando que la fatiga se incrementa linealmente con el tamaño de la misma. Además, los esfuerzos que sufrirá la pieza por el oleaje dependen del peralte, y sufrirán mayores esfuerzos aquellas piezas situadas a la altura del nivel del mar. Los estudios de estabilidad hidráulica de Labaron en 1999 sirvieron para determinar los valores de K_d . Se comprueba que la estabilidad es consecuencia de los siguientes parámetros: altura de ola, periodo del oleaje, pendiente del talud y el método de colocación. Además, corrobora que en aguas someras la estabilidad de las piezas precisa más peso, para el mismo daño, que a mayores profundidades. Se demuestra que conforme la pendiente es mayor la estabilidad de esta pieza decrece, y que con una colocación uniforme de las piezas la estabilidad aumenta. Por último, la configuración de la berma tiene pequeños efectos sobre la estabilidad.

El informe presentado por el laboratorio Manly Hydraulics Laboratory en el año 2003 refleja el comportamiento con oleaje irregular de la pieza A-Jack, y definiendo de forma más exacta el valor del K_d , así como su dependencia de la berma. Se comprueba que tiene una evolución rápida de los daños, mostrando un comportamiento frágil. Los parámetros a tener en cuenta a la hora del diseño con esta pieza son: el daño, la porosidad, los estados de mar, el tipo de rotura del oleaje, la forma de colocación y la permeabilidad. En el año 2009 se realizaron unos nuevos ensayos en laboratorio en los que se comprueban diferentes formas de colocación de la pieza, regular e irregular, y definir los coeficientes de estabilidad en función de la porosidad del manto en cada una de las opciones estudiadas con el A-Jack.

Xbloc

La aparición de la pieza Xbloc en el año 2003, es consecuencia de unos estudios realizados desde el año 2000. En primer lugar se analizó la integridad estructural con modelo numérico y ensayos reales. A continuación, los ensayos de laboratorio entre los años 2001 y 2003 sirvieron para conocer la estabilidad de esta pieza, (Bakker & Van der Vorm, 2008). Se realizó un primer estudio publicado en 2003, Bakker et al., en el que se resumen las características de las diferentes piezas existentes hasta el momento y su clasificación por forma de resistir, colocación y estabilidad tanto hidráulica como estructural.



Figura 2- 15 Manto de protección del puerto de Caladh Mor, Irlanda en 2006, (Xbloc, 2016)

Los estudios específicos sobre esta pieza fueron presentados en Bakker et al. en 2004. Dicha publicación presenta el Xbloc para la protección de mantos de diques en talud con una sola capa en el manto. Se muestran las ventajas que aporta esta pieza, como la alta estabilidad estructural, reducción del rebase por la porosidad, y ahorro de un 10% del coste comparado con otras piezas monocapa.

La estabilidad hidráulica de esta pieza fue presentada en Bakker et al. (2005), donde proponen diferentes valores de K_d en diferentes estados de daño, además de comprobarse que la estabilidad se incrementa conforme la oblicuidad es mayor.

Recientemente, Zwanenburg et al. (2013) analizan la influencia del punto de diseño (2% de piezas del manto en las que se produce un giro sobre si mismas por el run-up y run-down del oleaje), concluyendo que el parámetro que mejor representa la altura de ola de diseño es $H_{2\%}$, siendo esta la media del 2% de olas más altas en un estado de mar. Esto es consecuencia de la importancia de una ola suelta, ya que esta puede reducir la trabazón entre dos piezas, y cambiando el comportamiento para el que estaba diseñado. Como consecuencia de esto, desarrollan una nueva metodología para la realización de los cálculos de diseño.

Un estudio relevante realizado con esta tipología de pieza Rover et al. (2008) es la comprobación de la estabilidad de mantos con algunas piezas rotas, comprobando como podía afectar a la estabilidad. Concluyen que el inicio de daño se produce antes que si no estuvieran rotas pero la altura de ola de destrucción es la misma que cuando no están rotos.

Ecopode

Dentro del desarrollo del Acropodo y el Acropodo II la pieza intermedia fue el Ecopode, diseñada en el año 1996 en Francia. Analizando su forma se observa que es un antecesor claro del Acropodo II. El objetivo era desarrollar una pieza con la misma estabilidad, pero aportando una rugosidad a la pieza que permita reducir impacto visual sobre el medio ambiente al darle aspecto de roca.



Figura 2- 16 Dique protegido con Ecopode, Idmer (2016)

El comportamiento frente a la estabilidad es el mismo que el del Acropodo II, con los K_d de 16 a 9 en función de la pendiente del terreno, recomendando incrementar un 30% el peso de la pieza entre el morro y el tronco. La utilización de esta pieza ha sido en los siguientes lugares:

- Protección costera en Garachico (España, 2000)
- Marina de Ospedaletti (Italia, 2008)

Hollow (Cob, Diahitis, Seabee, Shed)

Este tipo de piezas disponen de agujeros interiores que sirven para disipar el oleaje. Cuando se colocan en un manto monocapa resisten el oleaje mediante fuerzas de fricción que se consiguen por la colocación regular de las piezas sobre el manto, (Bakker et al. 2003). Las piezas Hollow más usadas son:

- Cob (1969)
- Diahitis (1998)
- Seabee (1978)
- Shed (1982)

La publicación que reúne los aspectos más importantes a tener en cuenta con estas piezas es Allsop & Jones (1996). Este libro presenta para los, Cobs y Shed, los parámetros a tener en cuenta a la hora del diseño de la forma y la propia porosidad de las piezas, además de remarcar la aficción de la colocación para asegurar la estabilidad y de la resistencia estructural.

Más recientemente se han recopilado las experiencia en esta tipología de piezas, en publicaciones como, Brown (2013), donde se reúne toda la información relativa a el Seabee en los 35 años en los que se ha estado utilizando en diferentes puertos.



Figura 2- 17 Shed en un puerto en Dubái, fuente: Muttray & Reedijk (2009)

También Hettiarachchi & Holmes (2013) unifican las diferentes investigaciones realizadas sobre piezas Hollow como son el Cob, Sheds y Seabee. Este estudio ha sido ampliado por Heimbaugh en 2015 con la publicación de un nuevo libro en el “*Institution of Civil Engineers*” ICE en el que se introducen las características hidráulicas de este tipo de piezas Hollow.

Rakuna-iv y Dimple

Más recientemente han aparecido piezas como el Dimple o el Rakuna-iv, las cuales son evoluciones de algunas ya existentes y que presentan un buen comportamiento frente a la estabilidad y la resistencia estructural. Concretamente la pieza Rakuna-iv es una evolución del Tetrápodo en la que se introduce mayor rugosidad en sus caras exteriores.

Suh et al. (2014) presentan una fórmula de estabilidad para la pieza Rakuna-iv en base a ensayos de laboratorio. Al año siguiente Min et al. (2015), publican un estudio en el que se compara el método de colocación y su influencia en la estabilidad con tres piezas (Tetrápodos, Rakuna-iv y Dimple). Las dos primeras disponen de coeficientes de estabilidad similares sin influir la forma de colocación, aunque la colocación regular es mejor que la irregular. Sin embargo el Dimple mejora sustancialmente con la forma de colocación, está pensada para mantos monocapa, pero con riesgo por la fragilidad que puede mostrar la pieza en este tipo de mantos.



Figura 2- 18 Manto de protección con Rakuna-iv, Nikken-kogaku (2016)

2.3 CUBÍPODO

El cubípodo es una pieza para la protección de los mantos de diques en talud creada y patentada por Josep R. Medina y M. Esther Gómez-Martín en el año 2005. Esta pieza se caracteriza por ser una pieza masiva, por lo que resiste los esfuerzos del oleaje por su propio peso. Además, se puede utilizar tanto en mantos monocapa como bicapa y posee una alta resistencia estructural.

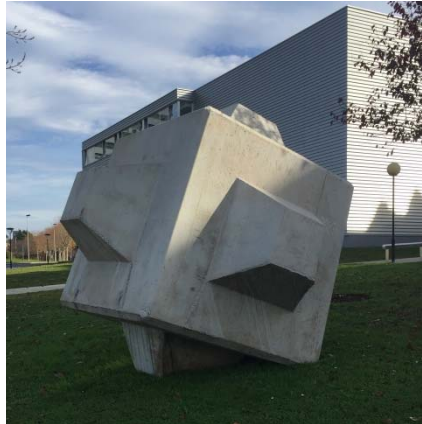


Figura 2- 19 Cubípodo situado en la Escuela de Caminos, Canales y Puertos de la Universidad de La Coruña

Las primeras publicaciones sobre el comportamiento de esta pieza fueron Gomez-Martin & Medina en 2007 en el que se exponen sus características en cuanto a la estabilidad hidráulica, y muestra como esta pieza no sufre efectos de compactación heterogénea como consecuencia de su geometría.

Posteriormente se publicaron los estudios relativos a los ensayos de resistencia estructural, así como presentar los valores de K_d en troncos bicapa, comprobando que la estabilidad de esta pieza superaba a la de los cubos, (Gómez-Martin & Medina, 2008).



Figura 2- 20 Comparación de la resistencia estructural del cubo y cubípodo, Cubipod, (2016)

En el año 2010 se presentó un estudio completo del diseño de los troncos de diques en talud con el cubípodo en la Revista de Obras Públicas, (Medina et al. 2010). Es la primera publicación que presenta los resultados de un manto monocapa de cubípodos, demostrando que tanto en bicapa como en monocapa la estabilidad es superior a la de los cubos en cuantos a términos de K_d . Además, la rugosidad de esta pieza permite obtener diques con menores cotas de coronación.

Otra característica de estas piezas es el almacenamiento en la obra. La forma geométrica permite la creación de parques de bloques de una forma fácil reduciendo mucho los espacios necesarios para la construcción de las obras portuarias.



Figura 2- 21 Almacenamiento de cubípodos en la obra, Cubipod, (2016).

La utilización de esta pieza en mantos monocapa, siendo una pieza masiva que no contiene efectos de interlocking generaba una necesidad, conocer la influencia de la porosidad en la estabilidad. Para ello se analizaron las porosidades máximas y mínimas posibles con las que se puede construir este tipo de mantos, siendo el rango de los cubípodos mayor que en el caso de los cubos.

Pardo et al. (2012) proponen la utilización de una porosidad entre el 41 y 43% en los diseños de los diques construidos con cubípodos, ya que a pesar de que la reducción de porosidad incrementa la estabilidad, se comprobó que en un determinado punto las diferencias no son relevantes, y sobre todo, existen una serie de valores que en la obra son imposibles de conseguir.

Siguiendo los análisis de la porosidad en los cubípodos, pero esta vez, relacionando la evolución con el porcentaje de daños, se presentó un trabajo, en parte desarrollo por el autor de esta tesis doctoral, realizado con láser LiDAR 3D, el cual permitió el estudio detallado de los movimientos reales de las piezas y la localización de los mismos, Puente et al., 2014 y Maciñeira et al., 2014. Las conclusiones detalladas de este estudio se explican detalladamente en los Capítulos 4 y 5 de la presente tesis.

En el año 2012 Medina & Gomez-Martin presentan diferentes valores de K_d , de las piezas más usadas en mantos monocapa y remarcan la necesidad de determinar los coeficientes de seguridad que hay entre en punto de diseño y la rotura como consecuencia de la fragilidad.

Recientemente en el libro publicado en el año 2015, Medina & Gómez-Martín, “Manual del Cubipodo” resumen todos los aspectos relativos al cubípedo. Se definen los K_d de esta pieza en morro y tronco para mantos bicapa y monocapa. En morros monocapa se estima un valor que se analizará más detenidamente en esta tesis doctoral.

En el mismo año se presentó la tesis doctoral de Gómez-Martín en el que analiza la estabilidad de diques en talud bajo tres tipos de mantos diferentes (escolleras, cubos y cubípodos), concluye con la definición de un nuevo método de fallo, compactación heterogénea. Este daño se produce antes de la caída de la primera pieza y está asociado a bloques con caras rectas en las que se

tienden a carear los bloques. Además, desarrolla una nueva metodología de análisis para detectar estos daños en base a la porosidad de las capas del manto.

Propone un modelo exponencial de averías del manto principal en función del número de olas del temporal, lo que implica que la erosión del manto por oleaje irregular es ilimitada y crece exponencialmente con la duración del temporal.

Por último, analiza y compara la estabilidad de mantos bicapa de cubos y cubípodos en los troncos, concluyendo el mejor comportamiento de los cubípodos, los cuales además no sufren compactación heterogénea como consecuencia de la forma de la pieza.

Los estudios específicos de los morros de diques en talud se expondrán el apartado correspondiente a la estabilidad de los morros, pero a modo de resumen se comentan los principales resultados obtenidos con esta pieza. En primer lugar (Lomonaco, et al., 2009 y Burcharth, et al., 2010) estudiaron la estabilidad de morros protegidos con mantos bicapa de cubípodos. Estos estudios sirvieron para concluir que la estabilidad en los morros precisa de un incremento de peso frente a los troncos, pasando de un $K_d=28$, tronco bicapa, a un $K_d=7$ en morros bicapa, (Medina & Gómez-Martín, 2015).

De igual manera que en los troncos, la evolución del estudio de la estabilidad de esta pieza ha llevado al estudio de la estabilidad de los morros monocapa que es el objeto de esta tesis doctoral. En un estudio del autor de esta tesis doctoral, Sande et al. 2014, se presenta una primera aproximación sobre la estabilidad y la influencia del tamaño relativo de los morros.

En la actualidad existen varias obras construidas utilizando mantos de cubípodos monocapa y bicapa. La publicación de Corredor et al. (2012), presenta la primera obra con esta pieza, un dique en el puerto de Málaga con cubípodos monocapa. La siguiente obra con cubípodos ha sido el Dique Oeste del Puerto Exterior de Punta Langosteira en el que se han utilizado mantos bicapa y monocapa. La definición de la estabilidad se ha realizado en base a diferentes ensayos de laboratorio, (Medina et al. 2013; Corredor et al. 2014; Gómez-Martín et al. 2015).

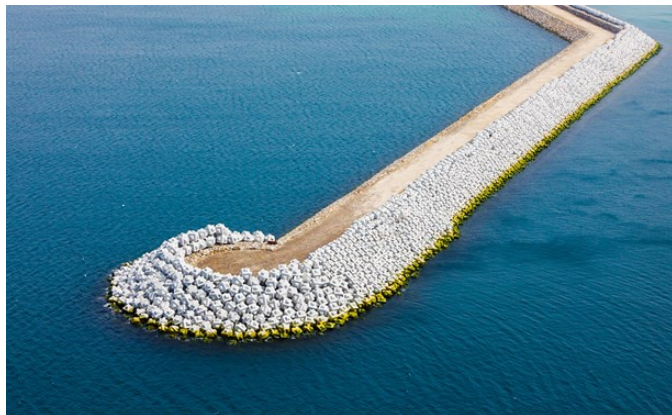


Figura 2- 22 Dique Oeste del Puerto de Punta Langosteira, Cubípod, 2016.

La presente tesis doctoral aporta novedades para avanzar en el estado del conocimiento del cubípodos, en particular con el análisis de los morros monocapa de cubípodos, su estabilidad hidráulica, así como la evolución, cuantificación y fijación de los niveles de daño.

2.4 DAÑO EN LOS DIQUES EN TALUD

En este apartado se detalla la evolución de los estudios enfocados al análisis de los daños en los diques en talud. En un principio no se conocían los fenómenos causantes de las averías, que ocasionaban actuaciones de mantenimiento constantes. Por ello el estudio del daño es un parámetro fundamental a analizar, con el desarrollo de formulaciones que muestran su evolución. Esto permitió conocer el comportamiento de las estructuras frente a los oleajes y en base a ello definir puntos de diseño.

Los mantos de los diques en talud están formados por piezas de materiales sueltos en los cuales es preciso desarrollar metodologías para medir el daño y el nivel de estabilidad en cada situación. El objetivo final es ser capaces de diseñar estructuras que soporten los oleajes de diseño con niveles de daño pequeños, a la vez que asegurar que un cierto margen de seguridad frente al colapso total, consecuencia de la flexibilidad de estas estructuras.

Diferentes autores han estudiado los daños de los diques, definiendo metodologías de medición y niveles del daño. Es necesario remarcar la importancia de la definición del daño en los mantos monocapa, ya que son menos flexibles que los mantos bicapa al contener un menor número de piezas.

Las metodologías de medición del daño se han basado en dos enfoques. El primero consiste en analizar, en una sección de ancho conocido, el número de piezas movidas frente al total de la sección. Por otro lado, están las metodologías que miden el daño en base a las erosiones producidas en el perfil.

Los estados del daño representan puntos concretos de las curvas de daño, e identifican de forma rápida el estado de los mantos de protección. El desarrollo de los mantos monocapa implícito el estudio de las primeras fases del daño, como son asentamientos, que a día de hoy no están contemplados como niveles de daño, pero que en estas estructuras es necesario definirlo.

2.4.1 Formas de medición del daño

La publicación del CEM (2002) aunó las 3 metodologías clásicas para la cuantificación del daño. El primero de los métodos publicado fue el de Hudson en 1959, el cual cuantifica el daño en base a desplazamientos de las piezas respecto del número de piezas totales de la zona activa del oleaje:

$$D[\%] = \frac{\text{Número de unidades desplazadas}}{\text{Número total de piezas en la zona activa}}$$

Dónde:

- $D[\%]$: daño volumétrico

Se considera pieza desplazada aquella que se mueve más de un diámetro nominal, D_n , de su posición inicial. El número total de piezas de la zona activa, consiste en tener en cuenta las piezas de la zona que el oleaje es capaz de generar daños. Esta se mide en base a dos parámetros

diferentes, altura de ola y diámetro nominal, midiéndose desde el nivel medio del mar hacia arriba y hacia abajo $1H_s$ o nD_n .

La segunda forma de medición fue desarrollada por Broderick en 1983. Relaciona el área erosionada en un perfil con el D_n de las piezas, y por lo tanto, relaciona el número de piezas desplazadas en esa sección de daño. Al no tener en cuenta la porosidad del manto inicial en la medición del área erosionada, no se consigue cuantificar de forma precisa el número de piezas. Concretamente este daño se mide como:

$$S = \frac{A_e}{D_{n50}^2}$$

Dónde:

- A_e : área erosionada
- D_{n50} : diámetro nominal medio

La utilización de esta metodología es útil cuando se encuentran en secciones rectas, las cuales se comportarán frente a un oleaje unidireccional y/o oblicuo de forma simétrica. El objetivo es determinar el daño consecuencia de la erosión.

La reciente publicación de Ota et al. (2012) presenta la curva de daño en S, concluyendo que esta se ajusta a una forma sinusoidal y que la reflexión se reduce cuando la curva en S aumenta.

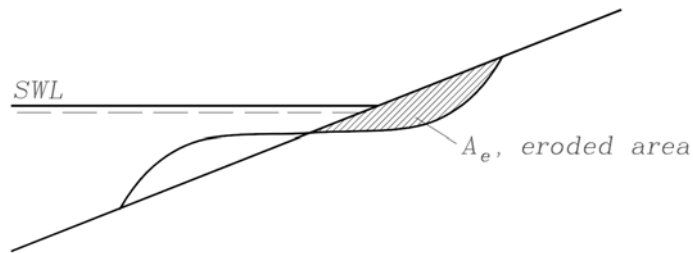


Figura 2- 23 Esquema de la erosión en el perfil, curva en S, CEM (2002)

La tercera metodología clásica de análisis del daño fue desarrollada por Van der Meer (1988b). Define el parámetro N_{od} , el cual analiza el daño en base a las piezas movidas en una sección de ancho un diámetro nominal.

$$N_{od} = \frac{\text{Unidades desplazadas fuera de su sección}}{\text{Ancho de sección}/D_n}$$

Por ello, y tras presentar los enfoques clásicos se detallan una serie de nuevas metodologías para la medición del daño en diferentes mantos de protección. Recientemente los análisis de los daños se han centrado en el estudio de estos como consecuencia de los movimientos de las piezas, ya que se asume, que no se genera el mismo daño en función de si una pieza sigue o no aportando estabilidad al conjunto, independientemente de los posibles movimientos que haya sufrido.

En el año 2003 analizando el comportamiento de la pieza Antifer, Yagci & Kapdasli definen una nueva forma de determinación del daño en función de los tres tipos de movimientos detectados en las piezas:

- Rocking: la pieza gira sobre sí misma
- Turning: la pieza girar y cambiar de posición a una más estable
- Rolling: salida de la pieza del manto

Detectaron que los fallos en estas piezas se producen a través de una combinación de estos tres movimientos, siendo el Turning y el Rolling los más perjudiciales. Concretamente proponen medir el daño de la siguiente forma:

$$D = \frac{0.25Rocking + 0.5Turning + 0.5Rolling}{\text{Número de piezas en la zona activa}}$$

Dónde:

- Rocking: N° de piezas con Rocking
- Turning: N° piezas con Turning
- Rolling: N° piezas con rolling

Siguiendo este tipo de análisis, se ha desarrollado recientemente una nueva metodología de medición del daño en base a la porosidad. El planteamiento inicial de este tipo de estudio es el análisis de las primeras fases de este, como los asentamientos o la compacidad heterogénea que se producen antes de la caída de la primera pieza.

Gómez-Martín en 2015 presenta una el análisis del daño en base a mallas virtuales. Este análisis consiste en definir una malla sobre las piezas en la zona activa y medir el número de piezas que se encuentran dentro de la malla y definir la porosidad. Analizando escalones crecientes de ola se ira modificando la porosidad y, en consecuencia la evolución de ésta permite definir el daño de una forma más precisa en el que se analizan movimientos pequeños como los asentamientos. Concretamente el análisis de las mallas virtuales se realiza de la siguiente manera:

$$S_i = m \left(\frac{p_i - p_0}{a - p_0} \right)$$

$$S_e = \sum S_i, \text{ para todo } S_i > 0$$

Dónde:

- M: define el ancho de la sección de la malla virtual
- p_{0i} : corresponde a la porosidad inicial del ensayo
- p_i : es la porosidad en el escalón i del ensayo.

2.4.2 Niveles de daño

La utilización de las diferentes metodologías ha permitido la definición de los niveles de daño, de manera se pueda identificar el estado de los diques en función del método de medida utilizado, el número de capas empleado y el tipo de pieza. El CEM (2002) ha definido los niveles de daño a considerar en los diques en talud:

- Rocking
- Inicio de averías
- Avería de Iribarren
- Inicio de Destrucción
- Destrucción

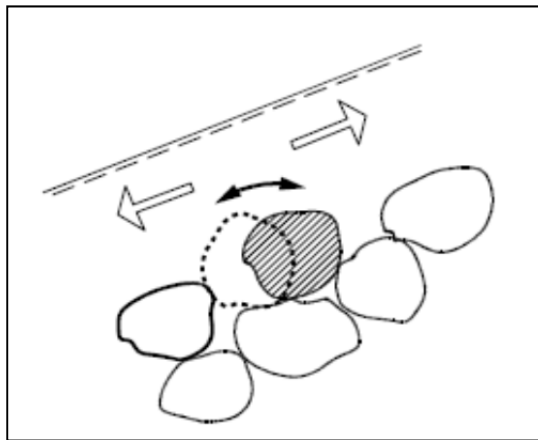


Figura 2- 24 Rocking en diques en talud, CEM, 2002.

El rocking es importante en aquellas piezas que funcionan por interlocking, dado que el hecho de producirse este efecto genera reducción de la trabazón entre las piezas.

El inicio de averías se produce cuando en la segunda capa se producen daños por la caída de pocas piezas del manto de protección, dejando expuesta la primera capa a la acción oleaje.



Figura 2- 25 Inicio de averías en un morro bicapa de cubípodos.

El inicio de destrucción se produce cuando se ha producido un inicio de averías en la primera capa, sin producirse la exposición el filtro. La destrucción se identifica con el momento en el que se expone el filtro a la acción del oleaje.

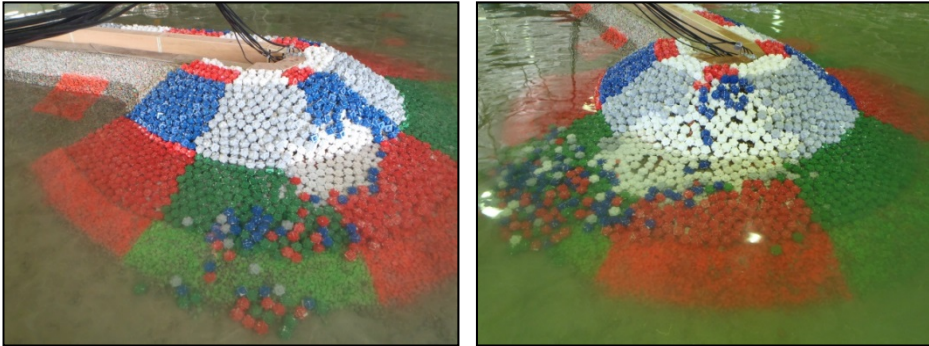


Figura 2- 26 Izquierda: Inicio de destrucción, Derecha: Destrucción de en un morro bicapa de cubípodos.

La determinación de estos niveles de daño no aporta información relevante si no se concreta en una serie de valores cuantificables en función de diferentes taludes, número de capas y piezas. Los estudios de estabilidad de este tipo de estructuras se concretan con la publicación cuantificada de los niveles, los cuales pueden ser utilizados en las fórmulas de estabilidad o conocer el nivel de daño asociado a un valor de K_d .

Recientemente con la publicación de la segunda edición del libro “The Rock Manual” CIRIA/CUR/CETMEF (2007), se han publicado nuevos valores de niveles de daño en función del tipo de manto de protección.

Armour type	Damage number	Damage level		
		Start of damage	Intermediate damage	Failure
Cube	N_{od}	0.2-0.5	1	2
Tetrapod		0.2-0.5	1	1-5
Accropode		0	-	> 0.5
Cube	N_d	-	4%	-
Dolos		0-2%	-	≥ 15%
Accropode		0%	1-5%	≥ 10%

Figura 2- 27 Cuantificación de los escalones de daño con el N_{od} , (CIRIA/CUR/CETMEF, 2007)

2.4.2.1 Daños en los morros de diques en talud

Los morros de los diques en talud tienen un comportamiento diferente al de los troncos, y por ello el estudio concreto del daño en esta tipología de estructuras precisa de un estudio detallado. El análisis de piezas Hollow en mantos bicapa, realizado por Berenguer & Baonza en el año 1999, analiza el daño midiéndolo a través de la metodología volumétrica y define los niveles de daño de la siguiente forma:

- No daño: cuando no se mueve ninguna pieza
- Inicio de averías: cuando el porcentaje de daño en un sector es inferior al 1%, seleccionando el escalón anterior de ola al que se ha producido el daño
- Destrucción: filtro visto, que se corresponde con daños entre el 15 y 20%

Estudios sobre la estabilidad de cubípodos en morros bicapa (Lomonaco et al., 2009) definen el daño de inicio de averías como la caída de pocas piezas de la segunda capa, mientras que el inicio de destrucción se situó en la exposición del filtro.

En el estudio realizado con mantos monocapa de cubos de Van Gent & Luis (2013), se describe la destrucción cuando el filtro queda visto, es decir al caer la primera pieza, cuantificándolo en un $N_{od}=0.2$. En el último estudio con esta tipología de mantos, Holfland & Van Gent, 2016, se estudian los movimientos de las piezas, centrándose en los asentamientos.

En el caso de mantos de escolleras Comola et al. (2014), definen el fallo como exposición de filtro, la cual se produce con unos valores de daño entre 15-20%.

Por último en el reciente estudio de los morros de diques en talud, realizado por Maciñeira & Burcharth (2016) se definen para los mantos bicapa de cubos los estados de daño, determinando que con un 25% (Estado límite último, ELU) de daño es el límite valor en el que se produce la rotura.

2.4.2.2 Daños en mantos monocapa

El caso concreto de los mantos monocapa precisa un análisis detallado de los daños ya que su evolución es más rápida que en el caso de los mantos bicapa, además de la aplicación de todos los estados de daño son aplicables. Por ello, es importante conocer el comportamiento para la definición de los puntos de diseño en cada caso y el análisis de la reserva de estabilidad en esa situación en concreto.

Diferentes autores se han centrado en el estudio de las primeras etapas del daño como los asentamientos, las variaciones de porosidad o el rocking. La utilización de técnicas fotogramétricas (Van Gent & Luis, 2013 y 2016) o escaneos LiDAR 3D (Puente, Sande, et al., 2014), permiten analizar con precisión estos fenómenos.

Tal y como define el CEM, la destrucción se produce cuando el filtro queda expuesto directamente al oleaje. Aplicando este concepto a los mantos monocapa, la destrucción se produce en el momento en el que se cae la primera pieza.

Es importante por lo tanto conocer cuáles son los parámetros que producen este daño. En el estudio de Yagci et al. en 2004 con la pieza masiva Antifer en un manto monocapa, se concluyó que el daño tiene una comportamiento parabólico con la altura de ola significativa, H_s , y que aumenta conforme se incrementa el período del oleaje.

Años más tarde, y de forma genérica para la piezas de mantos monocapa, Besley et al. en 2009 definen criterios de daño en función de los periodos de retorno de los oleajes.

- No deben existir movimientos para H_s de operación con periodos de retorno de 5 a 10 años.
- Pequeños movimientos en el punto de diseño para acciones con 100-200 años de período de retorno, T .
- Grandes desplazamientos por encima de la altura de ola de diseño.

Otros autores remarcan la importancia del rocking y los asentamientos en las primeras etapas del daño, seleccionándolos como el punto de diseño en piezas como Xbloc y el Acropodo, (Muttray & Reedijk, 2009). Recientemente Zwanenburg et al. (2013), analizan la influencia del comienzo del rocking con la distribución de la altura de ola máxima, definiendo que cuando se produce este movimiento en el 2% de las piezas de la zona activa, es el daño de diseño.

Por último Holfland & Van Gent, 2016, estudian los asentamientos en mantos de cubos monocapa. Concluyen que dada que la evolución es más rápida, es importante definir el punto de daño y las reservas de estabilidad. Consideran imprescindible definir los puntos de diseño en mantos monocapa de cubos en base a asentamientos.

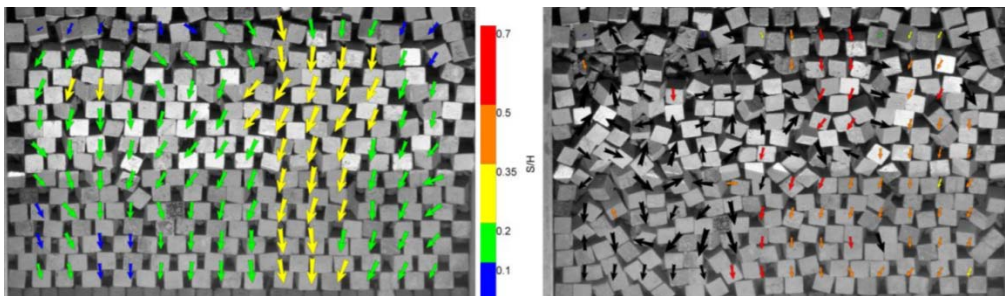


Figura 2- 28 Análisis de asentamientos en mantos monocapa de cubos, Holfland & Van Gent, 2016

A modo de resumen se incluyen los valores recogidos en CIRIA/CUR/CETMEF (2007) de todos los criterios de daño estudiados hasta esta fecha para diferentes tipologías de piezas, mantos y pendientes analizadas.

El estudio del daño en los mantos monocapa de cubípodos incrementará el estado del arte sobre las posibilidades de cuantificación de esta variable, así como la utilización de nuevas técnicas como el láser LiDAR 3D, para la medición precisa de los movimientos y su evolución, sobre todo en las primeras etapas de daño.

Armour type	Damage level	Stability number $H_b/(AD_{50})$				References/remarks	
		Trunk		Head			
		Non-breaking waves	Breaking waves	Non-breaking waves	Breaking waves		
Cube (2 layers)	0%	1.8-2.0		-		Brorsen et al (1975) slope: 1:1.5 and 1:2	
	4%	2.3-2.6		-			
	0% ($N_{od} = 0$)	1.5-1.7		-		Van der Meer (1988a) ¹ slope 1:1.5	
	5% ($N_{od} = 0.5$)	2.0-2.4		-			
	< 5%	2.2	2.1	1.95	-	SPM (CERC, 1984)	slope 1:1.5
		2.45	2.35	2.15	-		slope 1:2
2.8		2.7	2.5	-	slope 1:3		
Cube 2, 3 (1 layer)	0% ($N_{od} = 0$)	2.2-2.3		-		Van Gent et al (2000)	
Tetrapod	0% ($N_{od} = 0$)	1.7-2.0		-		Van der Meer (1988a) ¹ slope 1:1.5	
	5% ($N_{od} = 0.5$)	2.3-2.9		-			
	< 5%	2.3	2.2	2.1	1.95	SPM (CERC, 1984)	slope 1:1.5
		2.5	2.4	2.2	2.1		slope 1:2
		2.9	2.75	2.3	2.2		slope 1:3
Dolos	2% ($N_{od} = 0.3$)	2.7 ($r = 0.32$) ⁴		-		Burcharth and Liu (1993) ⁵ slope 1:1.5	
		2.5 ($r = 0.34$) ⁴		-			
		2.3 ($r = 0.36$) ⁴		-			
	<5% ($N_{od} = 0.4$)	3.2 ($r = 0.32$) ⁴		-		Holtzhausen (1996) ⁶	
Accropode	0% ($N_{od} = 0$)	2.7 (15)	2.5 (12)	2.5 (11.5)	2.3 (9.5)	Sogreah (2000) ^{7, 8}	
Core-loc	0% ($N_{od} = 0$)	2.8 (16.0)		2.6 (13.0)		Melby and Turk (1997) ^{7, 8}	
Xbloc	0% ($N_{od} = 0$)	2.8 (16.0)		2.6 (13.0)		DMC (2003) ^{7, 8}	

Figura 2- 29 Propuestas de diseño, CIRIA/CUR/CETMEF (2007)

2.5 ESTABILIDAD DE MORROS

Los estudios sistemáticos para analizar la estabilidad de los morros de los diques en talud se produce a partir de los años 1970. Bruun en 1973 y Argershou et al. en 1982 recomiendan incrementar el peso de las piezas del morro 1.5 a 2 veces el correspondiente al de las secciones rectas.

Burcharth & Thompson (1983) presentaron un trabajo en el que estudiaron la amplitud de los movimientos que se producen en dos estados de daño, rocking y una unidad desplazada más de un D_n . Concluyen que para la misma densidad no existe una gran diferencia entre las piezas estudiadas, escolleras y Dolos. Sin embargo, para una misma densidad, la estabilidad solo se incrementa si el peso aumenta en mayor proporción. Se propone que en las bermas y zonas sumergidas de morros es preferible aumentar la estabilidad mediante un incremento de densidad de las piezas de los mantos de protección.

Al año siguiente, Jensen (1984), en su libro “*Monograph on rubble mound breakwaters*”, expone todos los aspectos relativos a la estabilidad de los diques en talud, incluyendo en menor detalle el comportamiento de los morros. Comprueba que la estabilidad, para aceptar el mismo número de daños que en los troncos, el peso de las piezas se debe incrementarse entre 1.5 a 4 veces las del tronco. Este hecho es consecuencia del flujo en la zona del morro y la exposición de las piezas.

Por otro lado, sitúa la zona crítica de daño en los morros en un arco de 50° medido hacia sotavento desde el punto de tangencia del oleaje incidente con el talud del morro. La figura 2-30 muestra la relación entre los diferentes sectores del morro comparados con el del tronco. Se puede observar como en el sector crítico se reduce el coeficiente de estabilidad un 40%, siendo menor en el caso de piezas con interlocking (25%).

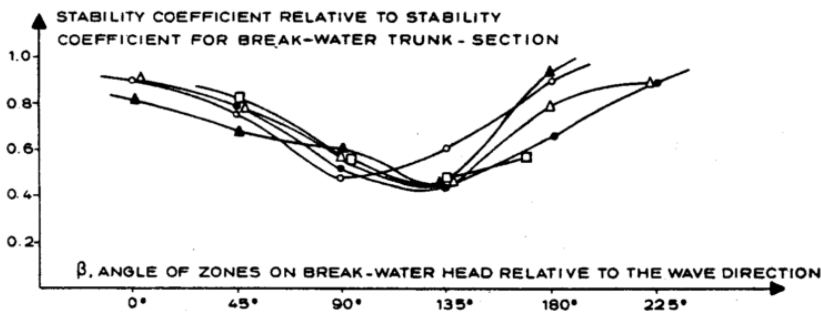


Figura 2- 30 Relación de la estabilidad entre los morros y los troncos, Jensen, 1984

La evolución del daño también es diferente en los morros respecto a la de los troncos, ya que tiene una mayor rigidez, por lo que el paso entre dos estados de daño consecutivos se produce de forma más rápida que en las secciones rectas. Además, analiza por primera vez la influencia del tamaño del morro al nivel del mar en la estabilidad de los mismos, determinado que cuanto mayor sea el morro, mayor es la estabilidad. Este efecto es consecuencia directa del análisis de estabilidad de las fuerzas a las que se somete una pieza.

La influencia del oleaje oblicuo sobre los morros de diques en talud comenzó a ser estudiado por Burcharth & Frigaard en 1987, realizando una serie de ensayos que permitieron analizar las erosiones en los troncos y morros de diques en talud como consecuencia de este fenómeno. Se comprueba que conforme se incrementa la oblicuidad, la erosión que se produce es mayor.

Concluye que en el caso de los morros la erosión en el perfil es más rápida, ya que se pasa de daños casi nulos a un incremento de los movimientos mayor que en los troncos. Además, define por primera vez la zona activa en esta tipología de estructuras, determinando que el tamaño está en relación con la altura de ola, siendo de $H_s/2$ por debajo del nivel del mar y llegando a la coronación, tal y como muestra la figura 2-31.

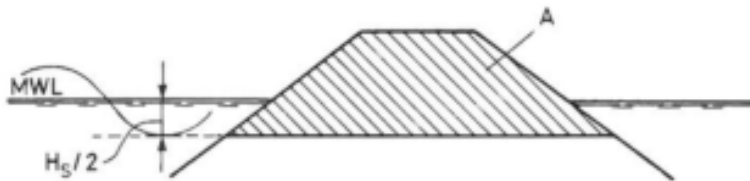


Figura 2- 31 zona activa definida por (Burcharth & Frigaard, 1987)

Jentsje, & Van der Meer (1987), comprueban que conforme el número de olas que inciden sobre el morro aumenta, la estabilidad del dique se reduce. Determinan además una relación entre el número de olas y el retranqueo de la coronación y, observan que para una misma H_s incidente el número de olas genera una mayor erosión sobre la sección.

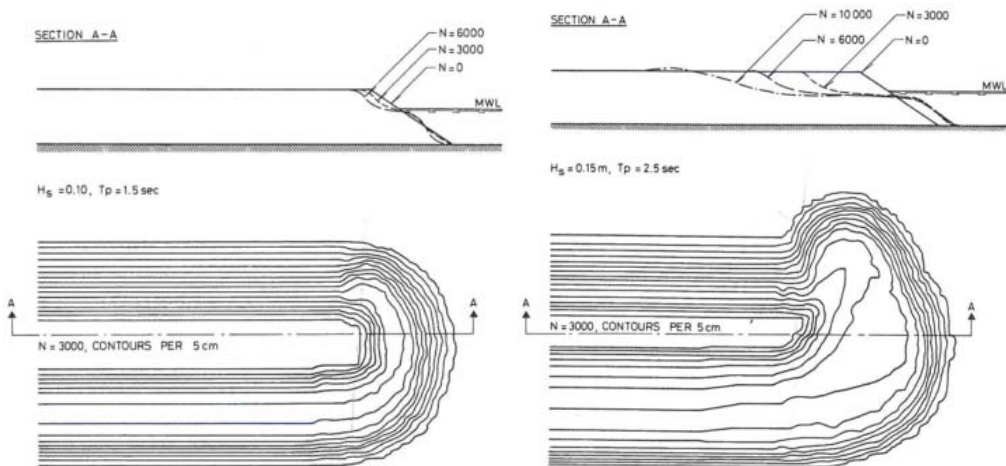


Figura 2- 32 Erosiones en los morros con oleaje oblicuo. Influencia del número de olas de un temporal según Burcharth & Frigaard, 1987

Los estudios de Carver & Heimbaugh en 1989 analizan la estabilidad de los morros frente a oleaje rompiente y no rompiente con diferentes oblicuidades, pendientes en el talud del morro, y oleajes monocromático e irregular. El estudio se realizó utilizando dos tipos de piezas diferentes para el manto de protección, escollera y Dolos.

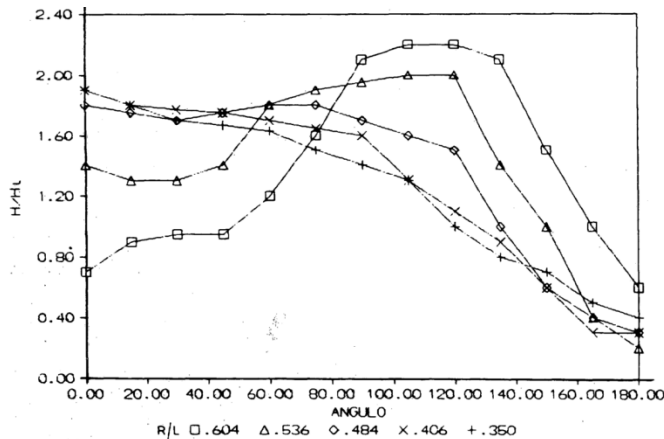
Se encontró una relación entre la estabilidad del morro y el parámetro de Iribarren, definiendo unos ábacos para las dos piezas, bajo las dos pendientes y las 3 direcciones analizadas.

La oblicuidad se define como el ángulo que forma el frente de onda con el eje longitudinal del dique, siendo una oblicuidad de 0° cuando el oleaje incide de forma perpendicular al tronco. La influencia de este parámetro depende del tipo de pieza utilizada. En el caso de escolleras, se observa que con incidencias entre los 45° y 90° no se aprecia una diferencia relevante, mientras que si se incrementa la oblicuidad por encima de los 90°, la estabilidad del morro aumenta. Comprueban que no existe una gran diferencia entre las dos pendientes estudiadas (1:1.5 y 1:2) para el caso de la escollera. En el caso de Dolos la estabilidad crece conforme aumenta la oblicuidad, existiendo una mayor diferencia en la estabilidad dependiendo de la pendiente del talud sobre la que se colocan las piezas.

Vidal et al. (1989) a partir del trabajo de Jensen analizaron, entre otro factores la importancia del tamaño del morro. Realizaron una serie de ensayos en laboratorio y modelo numérico con el objetivo de determinar y cuantificar esta influencia, para ello definieron un parámetro adimensional que relaciona el tamaño del morro y el oleaje incidente.

$$\frac{\text{Diámetro al nivel del mar}}{\text{Longitud de onda}} = \frac{D}{L}$$

Comprobaron que el parámetro D/L tiene una gran importancia a efectos del coeficiente de agitación, tanto en el talud como en sus proximidades, ya que este parámetro define la concentración de energía del oleaje sobre el morro. El punto máximo de agitación, y en consecuencia el sector crítico, se desplaza hacia el lago abrigado a medida que el morro aumenta su relación D/L. Indican que para olas que no rompan no se genera la necesidad de construir morros de diques de grandes dimensiones. Estos resultados son complementarios a lo estudiado en la presente tesis doctoral. La figura 2-33 muestra la relación encontrada entre el coeficiente de agitación en las diferentes zonas del morro en función del parámetro D/L.



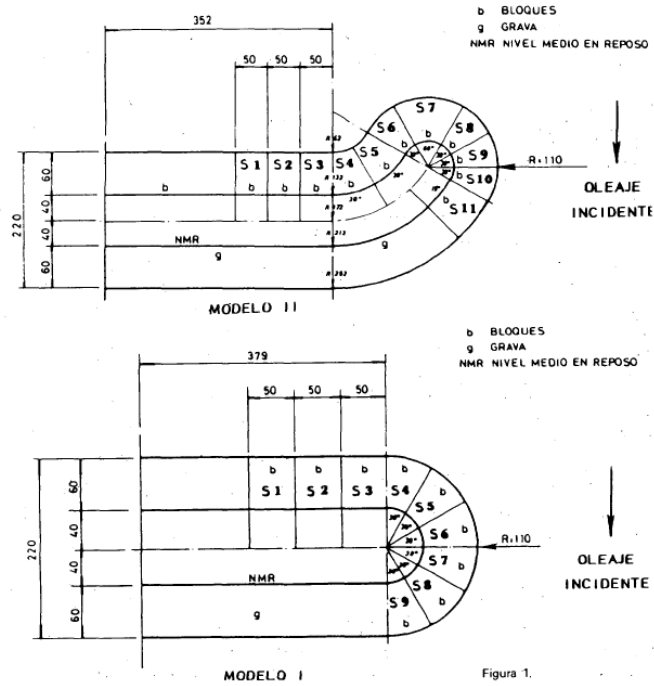


Figura 1.

Figura 2- 33 Coeficiente de agitación según el ángulo del morro en función del parámetro D/L. Vidal et al., 1989

Por otro lado, se define el comportamiento del flujo sobre el morro, dividiendo el análisis en 4 zonas:

- 15°-30°: El flujo es prácticamente perpendicular y solo existe run-up y run-down sobre el morro, por lo que es similar al de los troncos. Además, concluyen que estas zonas resisten más que los sectores posteriores.
- 30°-90°: El flujo es cada vez más tangente al talud, la onda se peralta y avanza hasta alcanzar prácticamente el punto de tangencia, en donde la ola rompe en voluta. Además de existir un flujo de caída, existe a su vez un flujo de avance de la ola sobre el morro.
- 90°-130°: La voluta golpea contra el talud de manera que el flujo en esta zona es prácticamente descendente
- A partir de los 130° la onda, ya tangente al talud, pierde rápidamente amplitud y el flujo vuelve a ser simétrico de ascenso y descenso.

Se corrobora que las averías se producen por detrás de los 30° y hacia atrás, empezando los daños antes en el morro que en el tronco para el mismo peso de la pieza de protección. Además, el comportamiento del flujo de agua genera que, una vez producido el movimiento de una pieza del morro fuera de su sección, esta no aporta estabilidad al conjunto. Esto es lo contrario a lo que ocurre en los troncos con la erosión y la curva de daño en S, la cual peralta el oleaje y las piezas siguen aportando estabilidad al conjunto.

Por último, se observa la fragilidad de los morros, al igual que en estudios anteriores, teniendo una curva de daño con mayor pendiente que la de los troncos. Este fenómeno lo cuantifican a través de la reserva de estabilidad, definiendo que la relación entre inicio de averías y avería de Iribarren en el tronco es de 1.64, mientras que en los morros es de 1.13. En consecuencia los morros son más frágiles.

Como conclusión del estudio se proponen unas curvas de diseño de morros basadas en la ecuación de estabilidad propuestas por Losada & Jiménez-Curto en 1979, a la que se le introducen parámetros relativos de los morros y en particular el tamaño relativo del morro.

Continuando este trabajo, Vidal et al. (1991) analizan la estabilidad del morro bajo oleajes monocromáticos protegidos con un manto de protección de bicapa de cubos. Al igual que en estudios anteriores, se comprueba que las piezas movidas no permiten la formación de una berma de protección como en el caso de los troncos. La sección crítica se produce en un arco de 60° del morro, de forma que los daños comienzan a producirse en la zona sumergida. Por otro lado, y en función del nivel de daño, se recomienda para este caso un incremento del peso en la sección crítica de entre 1.3 a 3.8 veces el peso del tronco, usando las ecuaciones propuestas por Vidal et al. (1989) para el diseño concreto de los pesos de las piezas en los morros.

El trabajo de Matsumi et al. (1994) analiza el efecto de un oleaje multidireccional, y oblicuo sobre el morro en cuanto a los efectos de la estabilidad. Comprueba que las secciones del morro bajo oleaje multidireccional sufren más que frente a un oleaje unidireccional, lo contrario de lo que ocurre con los troncos. Este hecho se debe a que con un oleaje multidireccional la concentración del flujo no se concentra en un solo sector, lo que acaba generando un fallo menos homogéneo como el que se produce con oleaje unidireccional.

Comprobó también que la oblicuidad afecta a la localización del daño y a la estabilidad. Cuando la oblicuidad es menor de 15° , el comportamiento es similar al del oleaje perpendicular, mientras que a partir de 15° la influencia en la estabilidad es mayor. Por último, se detectaron daños en la parte frontal del morro, que fueron consecuencia de una mala graduación entre el filtro y la escollera de protección.

Siguiendo el trabajo comenzado en 1994, Matsumi et al. (1996), continúan las investigaciones comprobando la influencia de las diferentes componentes de la velocidad del flujo sobre los morros, bajo oleajes unidireccionales y multidireccionales. Comprueban que las componentes de las velocidades (horizontales y verticales) son mayores bajo condiciones de oleaje 3D que 2D, siendo del orden de 1.2 a 1.3 veces mayores, identificando que la sección frontal y media también puede sufrir daños.

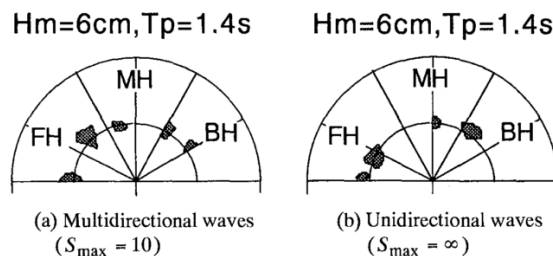


Figura 2- 34 Localización de daños en los morros según (Matsumi et al., 1996)

En el año 1997 dos investigadores analizaron las erosiones producidas en los lechos marinos como consecuencia del flujo producido en los morros. Sumer & Fredsøe publicaron un primer trabajo sobre el comportamiento del flujo alrededor de un muro vertical redondo, comprobando que conforme se reduce el radio del morro la erosión del fondo puede duplicarse. Comprobando la influencia de la forma del morro tiene sobre la estabilidad y la pérdida de apoyo de las piezas. A continuación, Fredsøe & Sumer presentaron en el mismo año, un estudio similar pero analizando un morro de diques en talud. Concluyen que la caída del flujo de agua sobre el morro genera erosión en la zona trasera, depende del período del oleaje, altura de ola y calado

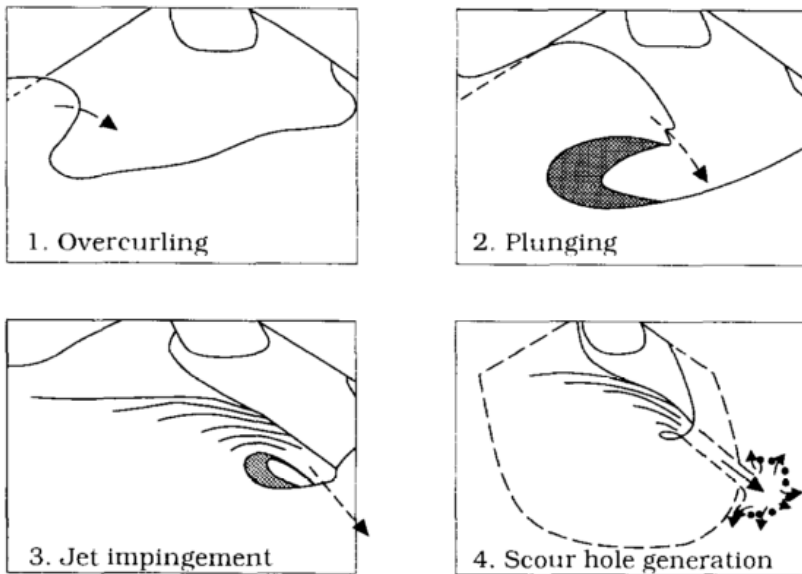


Figura 2- 35 Flujo sobre los morros de diques en talud, Fredsøe & Sumer (1997)

En el año 1998 Matsumi et al., presentan la continuación de sus trabajos publicados en años anteriores. En este estudio analizaron las velocidades del flujo a lo largo del morro en modulo y dirección para determinar su influencia en el comportamiento de los morros.

Concluyeron que entre 0° y 90° del morro, el flujo está determinado por el run-up y run-down, y es a partir de los 90° cuando se produce la caída del flujo sobre el talud, causante de los daños más importantes. Estos resultados coinciden con lo estudiado por Vidal et al., 1989. También estudiaron la diferencia entre oleajes multidireccionales y unidireccionales, comprobando la influencia de la localización sectorial del daño. Con oleaje unidireccional el sector crítico se sitúa entre los 90 - 135° y en la zona central con oleaje multidireccional.

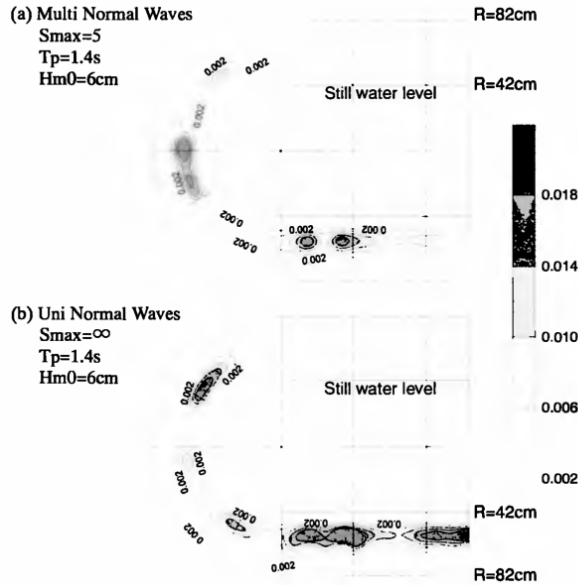


Figura 2- 36 Localización del daño en los morros, con oleaje multidireccional y unidireccional. Matsumi et al. (1998)

Por último, deduce una fórmula de la estabilidad de los morros en base a las velocidades límite que generan movimiento en una pieza. Cada uno de los ensayos se repitió 5 veces, ya que los resultados dependen mucho de la trabazón con el que se coloquen las piezas sobre el talud.

$$\frac{v_{rc}^2}{gr} = \frac{(1 - \frac{\rho}{\rho_r})(1 + f \cos(\beta - \theta))}{\frac{3}{4} m' (\frac{\rho}{\rho_s}) (\frac{\cos(\beta - \theta)}{2} + \frac{b}{r} \sqrt{1 + \frac{\cos(\beta - \theta)^2}{2}})}$$

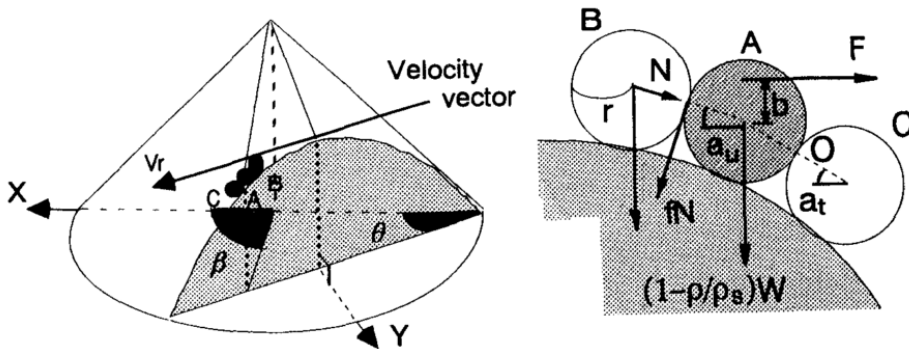


Figura 2- 37 Fuerzas y parámetros de la fórmula de la velocidad crítica de movimiento de piezas, Matsumi et al., 1998

Berenguer & Baonza en 1999 presentaron su estudio sobre estabilidad de morros con dos piezas Hollow (Antifer perforado y cubos perforados). Los mantos de protección eran bicapa y se analizó la incidencia perpendicular del oleaje.

En primer lugar, comprobaron que la localización sectorial de los daños se sitúa entre los 90° y 150°, produciendo el comienzo de los daños en la parte sumergida, lo que produce una pérdida de apoyo de las piezas de la zona emergida del sector crítico. Además, el sector delantero, comprendido entre los 0° y 30°, no sufre daños apreciables, al contrario que los estudios de Matsumi.

Comprueba que el volumen de daños está relacionado con el período del oleaje, dado que éste el parámetro que determina la rigidez de los morros, Por lo que concluyen que la estabilidad depende del T_p en mayor medida que de la altura de ola. Una aportación importante, es la presentación de una ecuación paramétrica que relaciona el peralte medio del oleaje, el nivel de daños y el número de estabilidad. Esta relación es exponencial y tiene la siguiente forma:

$$N_s = 2.3D^{0.4}s_m^{0.5} + 1.8$$

Además, define una fórmula para el diseño de los morros con esta tipología de protección para inicio de averías:

$$N_s = 2.3s_m^{0.5} + 1.5$$

Dónde:

- N_s : número de estabilidad
- S_m : peralte medio del oleaje
- D : daño

La publicación del CEM, permitió recopilar todos los estudios realizados, sobre todo en lo referente al diseño. Concretamente los estudios de estabilidad de morros, (Burcharth & Hughes, 2002), se centran en exponer los valores de los coeficientes de estabilidad de todos los estudios realizados a la fecha, así como proponer incrementos de peso de las piezas del morro frente al tronco.

Los primeros estudios específicos aquí detallados y realizados en el siglo XXI son los de Burcharth et al. (2003), en el cual analizaron la estabilidad completa de los morros protegidos con un manto bicapa de cubos. Se comprueba que el daño comienza, en estructuras no rebasables, en el sector 45-90°, trasladándose el daño hacia la parte interior del morro.

Se analizaron diferentes densidades en las piezas, comprobándose que el incremento de densidad en la zona de daño crítico es una buena solución para esa zona, y permite retrasar la aparición del inicio de daños, implicando un incremento de la estabilidad.

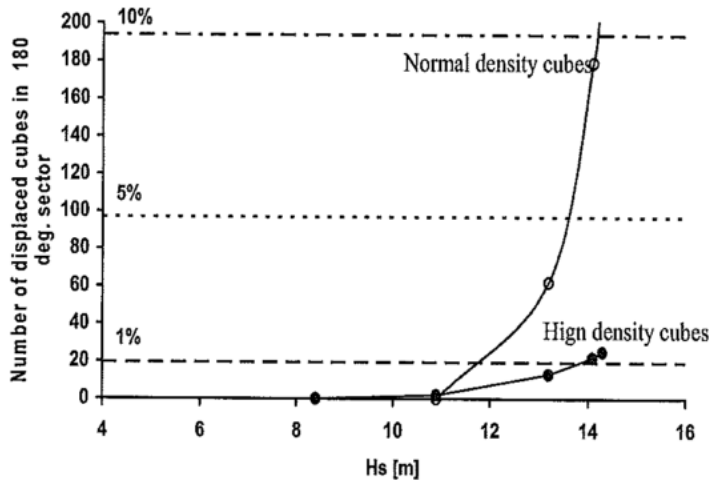


Figura 2- 38 Comparación de los bloques caídos frente a la altura de ola para piezas de densidad normal y alta, fuente (Burcharth et al., 2003)

Estos autores obtienen que el coeficiente de estabilidad de los morros es la mitad que el del tronco para la misma pendiente del talud, corroborando la necesidad de mayor peso en estas zonas. Calcularon los siguientes valores de K_d para los siguientes estados del daño en el sector crítico y una pendiente de 1:2.

Tabla 2- 2 Valores de K_D , Fuente (Burcharth et al., 2003)

Daño	K_d Morro	K_d Tronco
$D[\%]=1$	1.5	3.2
$D[\%]=5$	2.6	5.1

En el 2005 Maciñeira presentó su tesis doctoral que analiza la estabilidad de los morros de diques en talud, cuyas conclusiones son resumidas en Maciñeira & Burcharth (2007). Al igual que Berenguer en 1999, deduce que el parámetro hidrodinámico más relevante en la estabilidad de los morros es el peralte s_m . Además, el tamaño relativo del morro con respecto al diámetro nominal de las piezas del manto es un parámetro muy influyente en la estabilidad. Propone una relación de masas de las piezas para los morros en base a los troncos para un inicio de averías.

El daño se localiza a lo largo de la zona activa, la cual la define como $\pm 1.25H_s$ y el sector crítico es $90-135^\circ$. Sin embargo, tanto el peralte como el tamaño influyen en la localización del daño. Peraltes superiores a 0.04 generan que el daño en los sectores $45-90^\circ$ y $90-135^\circ$ sea similar. Asimismo, cuando el radio al nivel del mar es inferior a $12D_n$, las diferencias del daño entre los sectores se reducen para los rangos de peraltes analizados, y en consecuencia se recomienda proteger todo el morro con el mismo peso.

La evolución del daño fue estudiada en esta tipología de estructura y comprobaron que con radios al nivel del mar inferiores a $10D_n$, los morros se convierten en estructuras muy rígidas y con una evolución del daño muy rápida. De esta forma demuestra que el parámetro R_n y R/L influyen mucho en la determinación de la estabilidad.

Por último, analizaron la influencia del oleaje multidireccional sobre la estabilidad de los morros, corroborando los estudios de Matsumi, en los que un oleaje multidireccional genera

daños en más secciones del morro, sin embargo, el sector más dañado sigue siendo el mismo que con oleaje unidireccional. Proponen dos formulaciones multiparamétricas en función del tamaño del morro:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 0.57 e^{0.07 R_n} \cot \alpha^{0.71} D^{0.2} S_{op}^{0.4} + 2.08 S_{op}^{0.14}$$

Cuando el tamaño del morro al nivel medio del mar es menor a $10D_n$, la ecuación que define su comportamiento es:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 0.58 e^{0.1 R_n} \cot \alpha^{0.7} D^{0.2} S_{op}^{0.33} + 0.9 S_{op}^{-0.1}$$

Dónde:

- N_s = número de estabilidad
- H_s = altura de ola significativa
- $\Delta = \frac{\gamma_c}{\gamma_w} - 1$
- γ_c = densidad del hormigón
- γ_w = densidad del agua
- D_n = diámetro nominal
- $R_n = R/D_n$
- α = ángulo del talud
- $D\%$ = daño expresado como % de la zona activa del sector 90° a 135°
- $s_{op} = \frac{2\pi H_s}{g T_p^2}$ = peralte de la ola
- g = aceleración de la gravedad
- T_p = período de pico del oleaje

El rango de aplicación de las formulaciones anteriores es:

Tabla 2-3 Rango de aplicación de la formulación. Fuente (Maciñeira & Burcharth, 2007)

Parámetro	Mínimo	Máximo
Densidad del hormigón	2.4 T/m ³	2.8 T/m ³
Radio al nivel medio del mar con una pendiente 1:2	11.75D _n	19.25D _n
Radio al nivel medio del mar con una pendiente 1:1.5	11.75D _n	17.56D _n
Pendiente del talud	1:2	1:1.5
Peralte de la ola	0.02	0.06
Daño en %	0	Hasta fallo

Siguiendo el análisis de la influencia del tamaño, Besley et al. (2009) comentan que en el caso de los morros no se recomienda el diseño de un radio inferior a $2.5H_s$ y que se aconseja retranquear el morro hacia dentro unos 50m, y que las transiciones entre los elementos se realicen a 45° para incrementar la estabilidad.

Los primeros estudios con cubipodos en los morros de diques en talud se realizaron en el año 2009 por Lomonaco et al., los cuales permitieron comparar esta nueva pieza con los cubos de hormigón. La localización sectorial del daño es la misma que con otro tipo de piezas, abarcando un ángulo de 60° , comprendidos entre los ángulos $75-135^\circ$. La zona activa en la que se producen los movimientos comprende una longitud de $\pm H_{smax}$ medida desde el nivel del mar. Sin embargo, un dato llamativo es que los primeros movimientos se produjeron en la zona emergida de la zona activa del sector crítico.

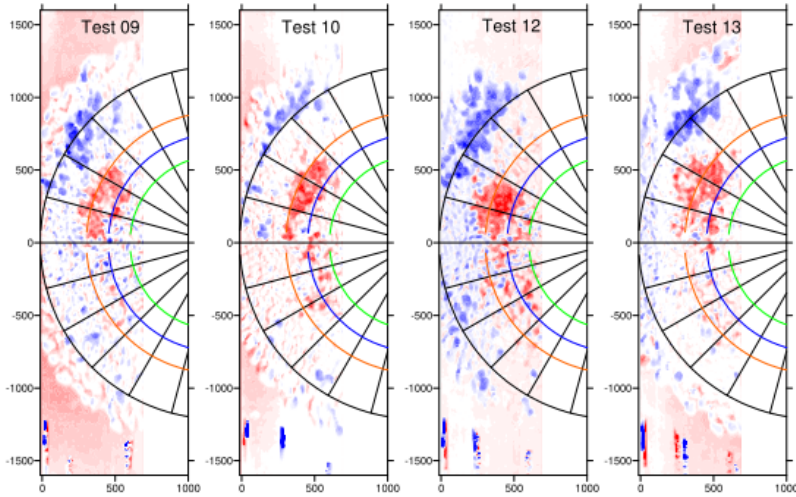


Figura 2- 39 Mapa de Erosión-acreción en morros protegidos con cubípodos. Lomonaco et al. (2009)

Además analizaron el comportamiento de la fórmula de cubos de Maciñeira & Burcharth, 2009, comprobando que la estabilidad de los cubípodos bicapa es mayor que la de los cubos bicapa.

Los siguientes trabajos de análisis de la estabilidad de los cubípodos y cubos en mantos bicapa fue realizado por Burcharth et al. (2010), permitiendo conocer mejor el comportamiento del cubípedo y que la estabilidad depende del peralte analizado. Cuando el peralte es $s_{op}=0.05$ no hay diferencias entre cubos y cubípodos, notándose el incremento de estabilidad de los cubípodos con oleajes de peralte $s_{op}=0.025$. Es decir, la estabilidad de los cubípodos se reduce con olas peraltadas. Se concluye que la diferencia del comportamiento se puede deber a la mayor porosidad del manto de cubípodos que la de cubos, pudiéndose aplicar bajo ciertas restricciones la fórmula de Maciñeira & Burcharth de 2007 para el análisis de la estabilidad de los mantos bicapa de cubípodos.

En el mismo año Van Gent & Van der Werf presentan un trabajo sobre la estabilidad de los morros de diques en talud durante sus etapas de construcción. Determinan otro parámetro adimensional que ha sido utilizado posteriormente en los análisis de estabilidad de morros, concretamente R/H , relacionando el tamaño del morro con la altura de ola que incide sobre el morro. Dicho parámetro ha sido incluido en el desarrollo de la presente tesis doctoral.

$$\frac{\text{Radio del morro al nivel del mar}}{\text{Altura de ola}} = \frac{R}{H}$$

La construcción de la primera fase del dique Oeste del Puerto exterior de Langosteira, permitió analizar la influencia de los oleajes con una incidencia de 90° sobre la estabilidad de morros bicapa de cubos. Estos trabajos permitieron analizar la influencia de las transiciones entre morro y tronco (Peña et al., 2012).

Las conclusiones que se deducen de este estudio fueron que este tipo de incidencia genera asentamientos en la zona de choque del oleaje, y que además como consecuencia del comportamiento del flujo se genera una ola de incidencia tangencial que trasladaba el daño a las zonas de transición del morro y tronco.



Figura 2- 40 Situación inicial y final del morro bajo incidencia paralela. (Peña et al., 2012)

Como parte del mismo trabajo se analizó la estabilidad con un manto de protección monocapa de cubípodos, (Medina et al. 2013). Se comprobó que la estabilidad era superior a la de los cubos bicapa, y las transiciones con el tronco se mostraron más estables. Este fue el primer estudio realizado con morros protegidos con manto monocapa de cubípodos, lo que fomentó que se siguiera estudiando esta posibilidad, y cuya continuación dio lugar al trabajo presentado en esta tesis doctoral.

Posteriormente Van Gent & Luis (2013) presentaron un estudio en el que se analizaba la estabilidad de los mantos monocapa de cubos de hormigón. Además estudian la estabilidad de dos morros reales construidos con manto bicapa de cubos, comprobando que el comportamiento del manto monocapa resiste el oleaje de diseño de una forma más eficiente, pero la evolución de los daños es más rápida.

Como comienzo del trabajo de esta tesis doctoral, el autor publico Sande et al. en 2014 de forma inicial y no cuantificada la evolución del daño de esta tipología, observándose un comportamiento homogéneo. Esta empieza en la zona sumergida, para acabar produciéndose el fallo en la parte emergida. Estos resultados contradicen a los expuestos en Lomonaco et al. (2009), los cuales sitúan el comienzo de los daños en la zona activa emergida para mantos bicapa.

Por otro lado el reciente trabajo de Comola et al. (2014), continúa analizando la estabilidad de los morros de diques en talud, en este caso con mantos de escollera y la influencia de la oblicuidad y multidireccionalidad. Los resultados corroboran que el período pico tiene una influencia fundamental en la estabilidad de los morros y en la localización sectorial del daño. Conforme el período del oleaje disminuye, se dañan las zonas delanteras del dique, y, al incrementarse la zona trasera. Por otro lado concluye que el comienzo del daño no depende del período, pero una vez desplazada la primera escollera, la evolución es más rápida conforme las olas tienen un periodo mayor.

Comprobó que la influencia del tamaño del morro es importante en el análisis de estos morros, definiendo una fórmula para calcular el número de estabilidad en función del oleaje incidente, y completando esa información con una propuesta de distribución normal truncada que permite estimar el daño en función de la incidencia del oleaje para diferentes escenarios de R/L.

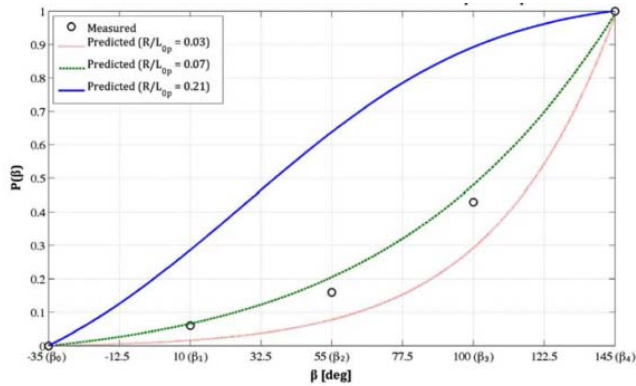


Figura 2- 41 Distribución normal truncada que relaciona la influencia de la direccionalidad en la estabilidad. Comola et al. (2014)

En los estudios de la ampliación de la segunda fase del dique Oeste del Puerto de Punta Langosteira, se analizó el comportamiento de los cubípodos en troncos y morros bajo una oblicuidad de 40° en el morro, así como comparar la estabilidad de mantos bicapa y monocapa en el morro. Los resultados fueron presentados por Gómez-Martín et al. en 2015.

También en 2015 se publicó el libro “*Manual del Cubípodo*” (Medina & Gómez-Martín, 2015), donde se recogen todos los estudios realizados con esta pieza, sirviendo de guía práctica para el conocimiento de la misma, el diseño de diques, la resistencia estructural y aspectos relativos a los costes y almacenamiento en la obra.

Concretamente se expone que los morros protegidos con mantos bicapa tienen un $K_d=7$, que es un 40% más alto que el de los cubos, pudiendo reducir el peso de las piezas del morro en un 70%. Además, se detalla que la direccionalidad del oleaje no afecta significativamente a la estabilidad de los mantos de cubípodos.

Además se muestran los coeficientes de seguridad de los cubos y cubípodos entre la situación de diseño y dos escalones de daño, inicio de averías e inicio de destrucción. Se comprueba que el coeficiente de seguridad entre cubos bicapa y cubípodos bicapa es muy similar en las dos situaciones analizadas, con percentil del 5% y del 50%.

También se presenta el análisis de la estabilidad de morros monocapa bajo oleaje unidireccional y direccional, comprobándose que una cierta oblicuidad no afecta significativamente a la estabilidad de los morros monocapa de cubípodos. Por otro lado, se comprueba que la estabilidad de los mantos monocapa es menor que en el caso bicapa, siendo un 30% menor, lo que se traduce en un $K_d=5$. El análisis detallado de los cubípodos monocapa será el expuesto en la presente tesis doctoral.

Continuando los trabajos comenzados en 2014, Holfland & Van Gent (2016) analizan los desplazamientos de las piezas en mantos monocapa antes de que se produzca el primer movimiento fuera del talud, ya que estos movimientos generan pérdida de interlocking entre las piezas. En el caso concreto de los morros concluyen que los asentamientos son menores que un diámetro nominal de la pieza y se producen en la dirección del oleaje y hacia abajo, siendo mayores en el sector crítico. El valor de asentamiento en una situación de no daño ha de ser de 0.2 el diámetro nominal.

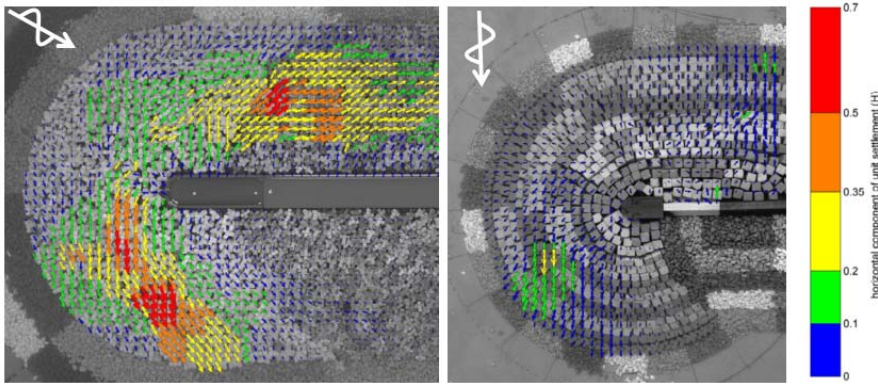


Figura 2- 42 Asentamientos en los morros. Izquierda: protegido con X-bloc y Derecha: Monocapa de cubos. (Holland & Van Gent, 2016)

Recientemente, Maciñeira & Burcharth (2016), continuando el trabajo sobre estabilidad de morros proponen una nueva fórmula de diseño que abarque todo el rango de tamaños de los morros. La fórmula propuesta analiza la estabilidad del sector crítico, tanto para olas cortas como largas, en función del peralte, el daño, la pendiente del talud y el tamaño relativo del morro.

$$N_s = \frac{Hs}{\Delta Dn} = 0.44e^{0.07R/Dn} \cot \alpha^{0.71} D^{0.25} s^{0.44} + 4.06s^{0.32} K_{size}$$

$$K_{size} = K_{Hs} K_L = \left(1 + \frac{1}{e^{a1(\frac{R}{Hs}-b1)}}\right) \left(1 + \frac{1}{e^{a2(\frac{R}{L}-b2)}}\right)$$

Definen la diferencia de comportamiento entre morros pequeños, más impredecibles y frágiles, con una estabilidad inicial mayor y una rotura más rápida, así como el de los morros grandes. El tamaño lo definen en función de dos parámetros adimensionales, R/L y R/H_s .

La influencia del tamaño del morro también es relevante en cuanto a la localización del daño en los sectores ya que se ven afectados los sectores contiguos al crítico, $90-135^\circ$. Además, el daño aumenta al reducirse el peralte.

Propone valores de K_d para un daño del 2% del 5%. Por último, determinan la reserva de estabilidad de los morros, la cual depende del peralte.

Tabla 2- 4 Valores de K_D Fuente Maciñeira & Burcharth (2016)

D[%]	Long crested		Short crested	
	s<0.05	s>0.05	s<0.05	s>0.05
2	3.2	5	2.7	3
5	4	7	3.8	4.5

En el presente trabajo se ha estudiado la estabilidad de los morros monocapa de cubípodos, por lo que se incrementará el estado del conocimiento sobre su comportamiento, y, en concreto sobre la utilización de piezas masivas en mantos de protección monocapa. Además, se aportarán nuevos valores del coeficiente de estabilidad y de los parámetros que lo condicionan.

Capítulo 3. Metodología y análisis dimensional

3.1 INTRODUCCIÓN

3.2 METODOLOGÍA DE ENSAYOS

3.2.1 *CITEEC-UDC y Dársena de oleaje*

3.2.2 *Definición de los modelos*

3.2.3 *Definición de ensayos*

3.2.4 *Metodología de ensayos*

3.3 ANÁLISIS DIMENSIONAL

3.3.1 *Parámetros adimensionales*

3.4 INSTRUMENTACIÓN

3.4.1 *Sondas*

3.4.2 *Técnicas fotogramétricas*

3.4.3 *Escáner LiDAR 3D*

3.4.4 *Herramientas matemáticas*

3.1 INTRODUCCIÓN

Para la obtención de los objetivos anteriormente citados se plantean dos opciones metodológicas, modelo físico y modelo numérico. Los ensayos en modelo físico son la técnica más habitual para este tipo de análisis utilizando las semejanzas definidas en la literatura.

En la actualidad, existen diversos modelos numéricos que analizan los fenómenos asociados al daño y la estabilidad, pero ninguno de ellos permite estudiar en conjunto todo el proceso. Por un lado están los modelos que estudian la hidrodinámica cercana a los morros, incluyendo la porosidad y velocidad del flujo a través de dichas estructuras. Por otro lado están los modelos capaces de estudiar las fuerzas a las que están sometidas las piezas del manto de protección.

Uno de los fenómenos más difícil de reproducir con los modelos numéricos son los asociados a los daños en los mantos, como son: variación de la porosidad de manto, asentamientos, y los movimientos tridimensionales y aleatorios de las piezas sobre los taludes.

A pesar de los avances notables en esta materia, (Altomare et al. 2014; Altomare et al. 2015; Canelas et al. 2016; Crespo et al. 2015; Honda et al. 2012; Jianhong, et al. 2013; Kaidiet al. 2012; Latham et al. 2013) no existe en la actualidad un modelo conjunto validado para esta tipología de estructuras. El futuro desarrollo de estos permitirá en un futuro a medio plazo usar metodología para este tipo de estudios, Baird et al. (2016).

En esta tesis doctoral se ha aplicado la metodología experimental de ensayos en modelo físico en la Dársena de Oleaje, la cual es capaz de analizar de forma conjunta todas las variables involucradas, a través de un modelo como el que se muestra en la figura 3-1.



Figura 3- 1 Modelo de ensayo. Vista lateral trasera

3.2 METODOLOGÍA DE ENSAYOS

Las instalaciones utilizadas para asegurar el correcto estudio de las variables involucradas en el proceso se explicarán en el presente apartado. Se describe la dársena de oleaje, los modelos empleados, así como los ensayos realizados para la consecución de los objetivos.

3.2.1 CITEEC-UDC y Dársena de oleaje

La campaña experimental se realizó en el CITEEC, (Centro de Innovación Tecnológica en Edificación e Ingeniería Civil) de la Universidade da Coruña (UDC). Las instalaciones del CITEEC constan de una dársena de oleaje de dimensiones 32 m x 33.8 m x 1.2 m, utilizando para este proyecto la mitad de su anchura. El frente de oleaje medía 14.20m formado por cuatro palas: tres de 4.05 m de ancho y una de 2.05 m de ancho. Los muros de la dársena y las palas se encuentran separados 0.90 m por dos disipadores compuestos de madera hidrófuga que encauzan el oleaje.



Figura 3- 2 Izquierda: Dársena de oleaje del CITEEC. Derecha: Palas generadoras de oleaje

Para la creación de los espectros de oleaje se usó el sistema de generación de oleaje de las instalaciones del CITEEC. El control de las palas se realiza mediante un software, que permite la adquisición de datos y su análisis posterior.

La batimetría de la dársena es paralela al frente de generación y consta de 8 tramos de diferente pendiente, figura 3-3. Se destaca la existencia de un primer escalón de pendiente del 11%, que provoca los principales fenómenos de asomeramiento del oleaje.

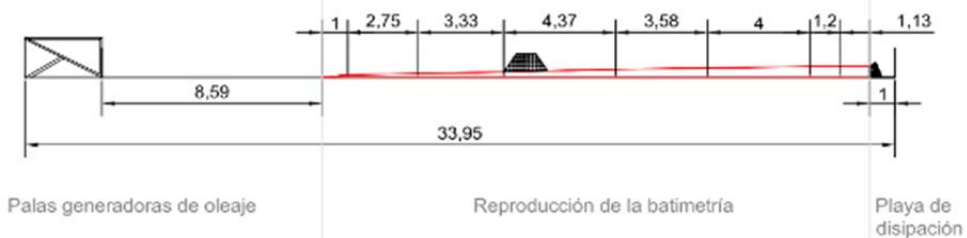


Figura 3- 3 Perfil transversal de la dársena

La disipación del oleaje, en la zona aguas abajo del modelo, se realiza a través de playas de disipación formadas por escollera. Estas se dimensionaron para el espectro de valores

estudiados, con el objetivo de adecuarse a las condiciones de oleaje que el modelo iba a soportar, dotando a la dársena de un funcionamiento óptimo.



Figura 3- 4 Izquierda: Playa de disipación trasera. Derecha: Detalle de la estructura metálica

Para facilitar las tareas de construcción del modelo se utilizaron los tres puentes grúa de 2.5 t de los que dispone el CITEEC, los cuales se pueden desplazar a lo largo de todo el ancho de la dársena.

En cuanto al replanteo del modelo, las mediciones y la toma de fotografías, se utilizó una estructura metálica, figura 3-4 derecha, situada encima del modelo. Esta estructura metálica proporciona un sistema de referencia en las tres coordenadas del espacio, facilitando la construcción del modelo y el procesado de datos.

3.2.2 Definición de los modelos

El modelo construido, figura 3-5, está compuesto de dos morros de distinto radio conectados por un tronco de 4 m de largo, asegurando la independencia entre ellos. Para analizar el parámetro radio al nivel del mar, en un espectro amplio de valores, se reprodujeron tres modelos diferentes (denominados A, B y C), los cuales se ensayaron frente a diferentes calados y condiciones de oleaje.



Figura 3- 5 Vista general del modelo

La figura 3-6 muestra la planta del modelo reproducido en el CITEEC, Esta ha sido similar en los tres modelos, únicamente variando las dimensiones de los morros. Además, se muestran los sectores de colocación con el color de los cubípodos en cada posición. La pendiente es constante en los tres modelos y su valor es de 1/1.5 siguiendo las especificaciones de los estudios de estabilidad realizados por Medina & Gómez-Martín (2015).

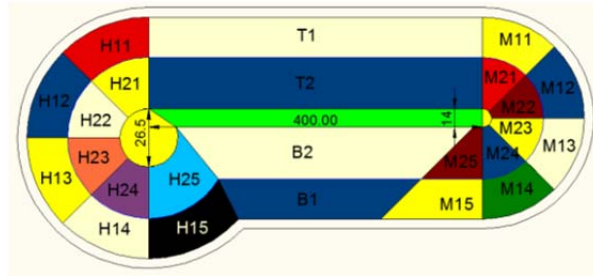


Figura 3- 6 Planta del modelo. Sectores según colores en las 3 tipologías

El modelo A consta de los radios más grandes ensayados en la campaña experimental. La altura de este modelo es de 72cm y los radios en el morro son de $R[\text{cm}]=125.3$ y $R[\text{cm}]=149.3$ en la base, siendo de $R[\text{cm}]=11.15$ y $R[\text{cm}]=35.15$ en la coronación.

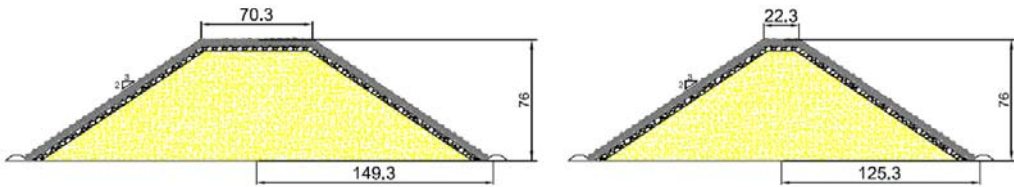


Figura 3- 7 Sección tipo morro grande y Sección tipo tronco y morro pequeño en la tipología A. Cotas en cm

El modelo B, figura 3-8, tiene una altura de 60cm y radios de $R[\text{cm}]=97$ y $R[\text{cm}]=104.5$ en la base, mientras que en la coronación es de $R[\text{cm}]=7$ y $R[\text{cm}]=13.25$.

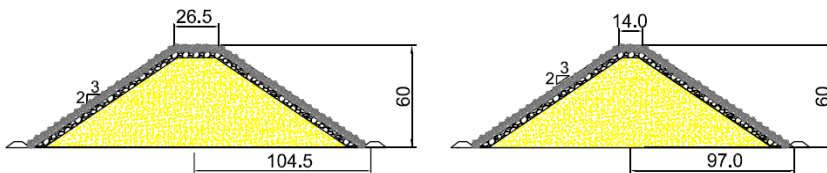


Figura 3- 8 Sección tipo morro grande y Sección tipo tronco y morro pequeño en la tipología B. Cotas en cm

Por último, el modelo C que consta de una altura de 65cm, con los radios del morro $R[\text{cm}]=97$ y $R[\text{cm}]=104.5$ en la base, siendo de $R[\text{cm}]=1.8$ y $R[\text{cm}]=6.45$ en la coronación. La figura 3-9 muestra las secciones de este modelo.

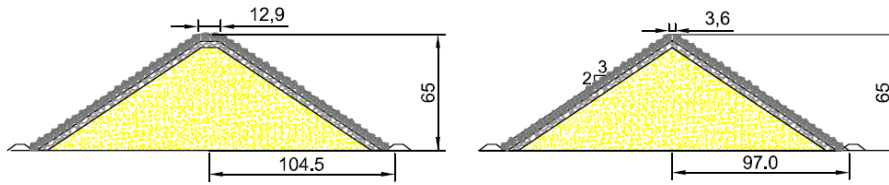


Figura 3- 9 Sección tipo morro grande y Sección tipo tronco y morro pequeño de la tipología C. Cotas en cm

Los tres modelos se componen de cuatro tipos de materiales distintos, los cuales se colocaron en la berma, núcleo, filtro y manto. La tabla 3-1 muestra los valores para cada elemento estructural, en donde se exponen las propiedades físicas objetivo, deducidas del estudio previo de estabilidad del dique. En la última columna se muestran las características reales de los materiales obtenidos, resultantes de los distintos análisis granulométricos y estadísticos hechos sobre muestras aleatorias.

Tabla 3- 1 Materiales y unidades para ejecución del modelo

		<i>OBJETIVO</i>	<i>REAL</i>
Manto (Cubípodos)	Dn [cm]	3.82	3.82
	Densidad [g/cm³]	2.3	2.3
	W [g]	128	128
Filtro (G1)	Dn [cm]	1.7	1.7
	Densidad [g/cm³]	2.7	2.64
	W [g]	13	12.96
Núcleo (G2)	Dn [cm]	0.7	0.71
	Densidad [g/cm³]	2.7	2.63
	W [g]	0.9	0.91
Berma (G3)	Dn [cm]	2.7	2.7
	Densidad [g/cm³]	2.7	2.65
	W [g]	52	52.14

La berma utilizada para dar soporte a las piezas del manto fue la grava clasificada como G3, que corresponde a una escollera con un d_{50} [cm]= 2.7, evitando que no existiera algún tipo de rotura por fallo de la berma.

El núcleo está compuesto del material denominado morrillo (G1), y es la capa base de la estructura, dotada de las características necesarias para sustentar el filtro y el manto, además de una permeabilidad adecuada. El tamaño del núcleo se determinó utilizando el método de Burcharth et al. (1999), concluyendo que el material necesario para el núcleo es una grava uniforme con d_{n50} entre 6,5 y 8,5mm.

El filtro de grava se dispuso entre el núcleo y el manto de cubípodos (material G2). Este material es consecuencia de los cubípodos utilizados, ya que el diseño de esta pieza está pensado para que se encaje entre los tetones de la pieza. Se optó por una tipología bicapa de espesor de e [cm]=3.4.

El manto de protección se construyó mediante un manto monocapa compuesto de cubípodos con las características señaladas anteriormente (tabla 3-1). Con la configuración definida el número de cubípodos utilizados en la construcción del modelo fue:

- 7503 en la tipología A
- 5263 en la tipología B
- 5365 en la tipología C

Las figuras 3-10, 3-11 y 3-12 muestran el número de cubípodos colocados en los tres modelos, tanto en los morros como en el tronco. Mientras se sucedían las diversas reconstrucciones del modelo, estas cantidades han sufrido pequeñas modificaciones, las cuales han sido medidas y analizadas.

CUBIPODOS MORRO PEQUEÑO			
Tipología	A	B	C
<i>Amarillo M11</i>	261	142	149
<i>Azul Cian M12</i>	201	129	127
<i>Beige M13</i>	209	138	140
<i>Verde M14</i>	193	150	133
<i>Amarillo M15</i>	277	187	181
<i>Rojo M21</i>	99	44	58
<i>Granate M22</i>	84	50	57
<i>Amarillo M23</i>	102	54	55
<i>Azul Cian M24</i>	81	60	65
<i>Rojo M25</i>	111	75	76
<i>Coronación</i>	17	10	5
Total	1635	1039	1046



Figura 3- 10 Cubípodos colocados en el morro pequeño en los tres modelos

CUBIPODOS MORRO GRANDE			
Tipología	A	B	C
<i>Rojo H11</i>	234	159	159
<i>Azul Cian H12</i>	252	149	143
<i>Amarillo H13</i>	288	151	151
<i>Beige H14</i>	278	147	154
<i>Marrón H15</i>	308	100	100
<i>Amarillo H21</i>	139	68	69
<i>Beige H22</i>	125	59	70
<i>Beige spray naranja H23</i>	156	64	76
<i>Beige spray violeta H24</i>	184	70	72
<i>Beige spray azul H25</i>	247	65	68
<i>Coronación</i>	83	20	10
Total	2294	1052	1072



Figura 3- 11 Cubípodos colocados en el morro grande en los tres modelos

CUBIPODOS TRONCO			
Tipología	A	B	C
<i>Beige T1</i>	1027	925	928
<i>Azul Cian T2</i>	1032	756	886
<i>Azul Cian B1</i>	481	564	563
<i>Beige B2</i>	803	685	765
<i>Coronación</i>	231	242	105
Total	3574	3172	3247



Figura 3- 12 Cubípodos colocados en el tronco en los tres modelos

Una vez obtenidos y analizados los materiales necesarios para ejecutar el modelo, se pasó a la construcción del mismo. La superficie de la dársena está terminada mediante un relleno de mortero de densidad ρ [T/m^3]=2.6. Para dotar de una rugosidad mayor al área y evitar cualquier fallo entre el contacto del modelo y la dársena, se irregularizó la base sobre la que se apoyaría el modelo. Posteriormente se relleno de un material granular con un diámetro medio d_{n50} [mm]=3, figura 3-13, permitiendo abastecer al modelo de una base firme y uniforme en la cual asentarse correctamente.

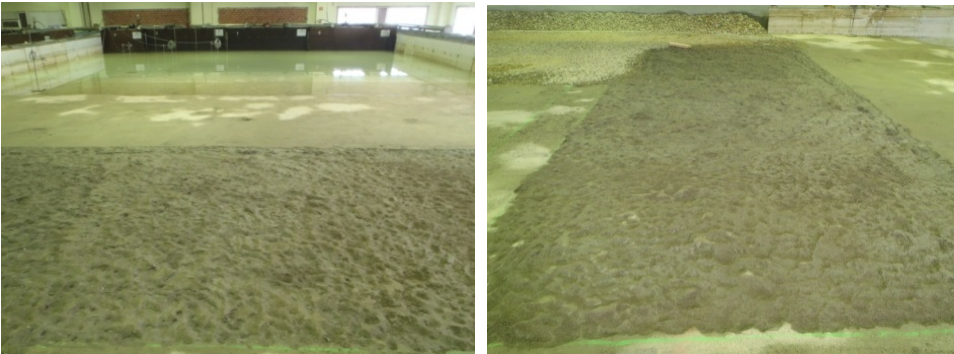


Figura 3- 13 Base rectangular para el emplazamiento del dique

Para conseguir una mayor exactitud en la construcción del núcleo se decidió utilizar unas planchas de madera con la forma de las secciones tipo que sirvieran como guía. Estas secciones están formadas de madera antioxidante de espesor, e [mm]=10, y cortadas con una sierra mecánica de alta precisión. Fueron dispuestas en puntos estratégicos y extraídas del modelo una vez finalizada su labor. Cuando todo el núcleo fue ejecutado, se fue colocando el filtro con el grosor adecuado.



Figura 3- 14 Construcción del núcleo

Una vez finalizada la construcción del núcleo y del filtro se inició la colocación de los cubípodos. Para la colocación de las piezas se siguió la técnica de avance en 45° , figura 3-15, siguiendo las recomendaciones de construcción para este tipo de elemento estructural.



Figura 3- 15 Colocación de los cubípodos respetando los ángulos de construcción

La porosidad del manto de protección se tuvo en cuenta a la hora de calcular el número de piezas a situar según el sector, los cuales eran comprobados a través de conteos siempre realizados “in situ”, previamente antes de cada ensayo.

Para terminar, se dispuso de un dissipador de energía del oleaje, compuesto por dos muretes de ladrillos paralelos, figura 3-16. De esta forma, las corrientes difractadas por ambos morros se encuentran separadas por una pared de ladrillos, disipando el oleaje que entraba en la barrera sin influir en la estructura contigua, y permitiendo el correcto estudio de los morros con independencia.

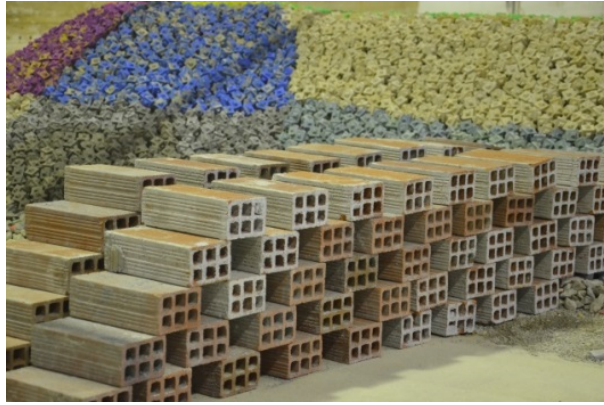


Figura 3- 16 Barrera trasera de ladrillos

3.2.3 Definición de ensayos

El primer paso para la definición de los ensayos es la selección de la escala de trabajo, que se ha realizado a través de la semejanza de Froude, como es habitual en este tipo de estudios. En base a los materiales, equipo de generación de oleaje y las variables a estudiar, se seleccionó un valor de $\lambda=1/50$. Además, el número de Reynolds se mantuvo siempre por encima de 30.000, garantizando de esta manera el régimen turbulento en los ensayos.

$$Re_e = \frac{vl_e}{\nu} = \frac{D_n \sqrt{gH}}{\nu}$$

Dónde:

- Velocidad cinemática, $\nu=10^{-6}$
- $D_n=3.82\text{cm}$

Se ensayó un oleaje irregular manteniendo constante el número de Iribarren generado durante cada uno de los ensayos. Los valores de número de Iribarren estudiados han sido cuatro: 3.5, 4.0, 5.0 y 6.0. En cada ensayo se mantuvo constante el número de Iribarren I_{r_p} mientras era elevada la altura de ola en 1 cm progresivamente, partiendo de $H_{m0}=8.0$ cm, hasta la rotura de los dos morros.

$$I_{r_p} = \frac{2}{3} \frac{T_p}{\sqrt{2\pi \frac{H_{m0}}{g}}}$$

Dónde:

- H_{m0} : altura de ola de momento igual a cero
- T_p : período pico
- g : aceleración de la gravedad

En cuanto el tipo de oleaje generado, se propagó un oleaje irregular siguiendo el espectro Jonswap. La formulación correspondiente a este espectro es la que se indica a continuación. Los

ensayos se caracterizaron por su incidencia normal al tronco del dique. Cada altura de ola correspondiente a un determinado oleaje fue distribuida mediante 2 tandas de oleaje de 500 olas cada uno. La ecuación que define el espectro Jonswap es:

$$S(\omega) = \alpha g^2 \omega^{-5} e^{-\frac{5}{4}(\frac{\omega}{\omega_p})^{-4}} \gamma e^{-\frac{(\omega/\omega_p)^2}{2\sigma^2}}$$

Dónde:

- Parámetro de escala, $\alpha=0.0081$
- Factor de apuntamiento, $\gamma=3.3$
- Rango de frecuencias, $f_{\text{mínima}} = 0.6*\omega_p$ y $f_{\text{máxima}} = 2.5*\omega_p$
- Series de olas 500+500

En total se realizaron un total de veintidós ensayos con diferentes condiciones de oleaje, como muestra la tabla 3-3, permitiendo el análisis de 45 morros diferentes.

Tabla 3- 2 Definición de ensayos.

Modelo	Nº Irb	h[cm]	Modelo	Nº Irb	h[cm]
Modelo A	4.0	40	Modelo C	5.0	40
Modelo A	3.5	40	Modelo C	6.0	40
Modelo A	5.0	40	Modelo B	4.0	48
Modelo A	6.0	40	Modelo B	5.0	48
Modelo A	3.5	32	Modelo B	5.0	48
Modelo A	6.0	32	Modelo B	6.0	48
Modelo A	6.0	32	Modelo B	4.0	35
Modelo A	3.5	48	Modelo B	5.0	35
Modelo A	6.0	48	Modelo B	6.0	35
Modelo A	4.0	48	Modelo B	4.0	32
Modelo C	3.5	40	Modelo B	5.0	32
Modelo C	4.0	40			

Previamente a la ejecución de los ensayos se realizó un profundo trabajo de calibración de la dársena y de la propagación de oleaje. En primer lugar se estudió la correcta sincronización de las palas generadoras de oleaje, así como la comprobación de que no existen ondas transversales a la dirección de propagación del frente.

La búsqueda de una calibración precisa de la dársena requirió la realización de pruebas de oleaje sin el modelo, utilizando los parámetros altura de ola, período y calado que se manejarían más adelante en los futuros ensayos. En los ensayos de calibración de la dársena, se utilizó el software LASA (Medina J.R. 2001) desarrollado por la Universidad Politécnica de Valencia, capaz de separar, a partir del oleaje medido durante los ensayos experimentales, el oleaje incidente y el reflejado, mediante el método de Mansard y Funke (1980). La figura 3-17 muestra la colocación de las sondas durante el estudio de la reflexiones.

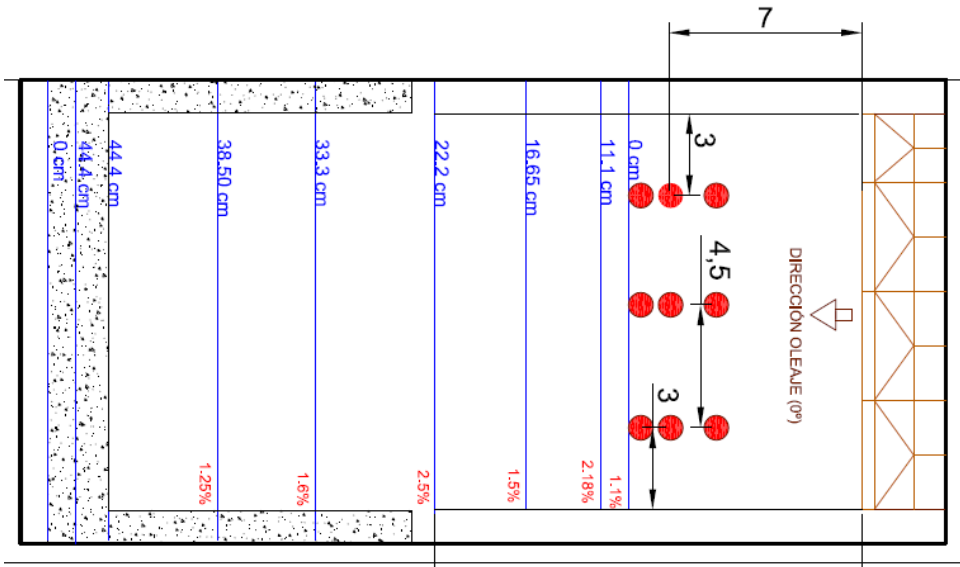


Figura 3- 17 Disposición de las sondas de nivel para la calibración de la dársena

Se determinaron las reflexiones de la dársena sin el modelo, con los valores máximos en la zona de generación del oleaje entre el 3 y el 11 %, resultando unos coeficientes energéticos menores del 1.2%, que fueron considerados como válidos para la realización de los ensayos.

Un ejemplo de la comprobación del frente paralelo se muestra en la tabla 3-4. Se observa como para este período la diferencia es muy pequeña. Este patrón se mantuvo en todos los ensayos realizados en toda la calibración.

Tabla 3- 3 Ejemplo de registros del oleaje sin modelo para $T_p = 2.5s$

		H_s [cm]registrada				
Sonda A		9.79	10.65	12.71	14.59	16.67
Sonda B		9.86	10.55	13.2	14.47	16.99
% Error		0.05	0.07	0.35	0.08	0.23

Además de la calibración de las palas de oleaje, se analizó la evolución de la altura de ola en la zona del modelo debido a la influencia de la batimetría. El coeficiente de asomeramiento, provocado por la acción de la pendiente existente en la dársena, es de gran importancia ya que el ajuste de la altura de ola que llegaba al modelo era el objetivo básico de la calibración. En la tabla 3-5 se muestra la evolución del coeficiente de asomeramiento en función del período del oleaje, y como el comportamiento de la dársena en función de la batimetría es muy semejante al estimado matemáticamente asumiendo la teoría lineal del oleaje.

Tabla 3- 4 Evolución del coeficiente de asomeramiento para $H=9cm$, $h=40cm$ para distintos periodos

	T_p [s]=1.26	T_p [s]=1.44	T_p [s]=1.8	T_p [s]=2.16
H_s palas	9.59	9.49	8.76	8.75
H_s modelo	8.91	9.24	8.88	9.10
K_s	0.93	0.97	1.01	1.04
K_s teórico	0.96	1.00	1.06	1.12

3.2.4 Metodología de ensayos

Para la ejecución de los ensayos realizó una planificación y un procedimiento sistemático, con el fin de recoger los datos necesarios con la mayor calidad posible, para que la estimación de movimientos, porosidad e índice de daños posteriores fuesen totalmente representativos de la realidad. El conjunto de acciones realizadas para cada uno de los ensayos siguen el siguiente orden establecido.

- Preparación del modelo y sondas
- Toma de fotografías del modelo en seco desde los puntos previamente fijados
- Calibración de las sondas
- Toma de fotografías del modelo en mojado desde los puntos previamente fijados
- Disposición de las cámaras para la grabación del vídeo
- Realización del ensayo

Para cada altura de ola se efectuó el conteo de bloques caídos y una toma de fotografías. Al surgir la rotura de uno de los morros, y para continuar el ensayo con el otro morro, este se protegía para que no sufriese grandes daños y así asegurar una mayor calidad en la reconstrucción posterior. La figura 3-18 muestra la protección que se realizaba en el morro roto para la continuación del ensayo hasta la rotura del otro morro.



Figura 3- 18 Ejemplo de protección del morro pequeño hasta la rotura del morro grande

Cuando ambos morros habían alcanzado un estado de rotura el ensayo se daba por concluido, procediendo al vaciado de la dársena. Finalmente se realizaba una nueva toma de fotografías finales en seco y se repetía el proceso anteriormente citado.

3.3 ANÁLISIS DIMENSIONAL

Uno de los elementos claves para el estudio en modelo físico de los fenómenos físicos en ingeniería portuaria y marítima es el estudio dimensional de los procesos involucrados. Tal y como definió Hudson (1959) los parámetros relacionados con la estabilidad y su análisis en los diques en talud son:

- h : calado
- D : daño
- g : aceleración de la gravedad
- H : altura de ola
- l_a : Lado equivalente de las pieza del manto
- V_w : velocidad del agua en las inmediaciones del manto de protección
- α : ángulo del talud
- β : ángulo de incidencia del oleaje
- Δ : forma de la pieza
- θ : pendiente del fondo
- L : longitud de onda
- μ : viscosidad dinámica del agua en las inmediaciones del modelo
- ξ_a : rugosidad lineal de la pieza del manto de protección
- ρ_a : densidad de las piezas del manto
- ρ_w : densidad del agua en las inmediaciones del modelo

En la actualidad no existe ninguna ecuación general que involucre todos los fenómenos de la estabilidad de los diques en talud. Por ello, Hudson (1979) proponen la siguiente ecuación que relaciona las variables adimensionales involucradas, los cuales, deben de permanecer iguales en la realidad y en los modelos reproducidos en laboratorio para que la reproducción de los modelos sea semejante.

$$F\left(\frac{l_a}{h}, \frac{H}{L}, \frac{h}{L}, \alpha, \beta, \Delta, \theta, \frac{V_w}{\sqrt{gl_a}}, \frac{V_w l_a}{\mu/\rho_w}, \frac{\xi_a}{l_a}, \frac{\rho_w}{(\rho_a - \rho_w)}, D\right) = 0$$

Además, se deben de cumplir una serie de requerimientos para que la reproducción del modelo sea la misma que en la realidad.

- El modelo debe respetar las dimensiones longitudinales del prototipo
- La hidrodinámica en el dique debe ser conforme con el criterio de Froude
- Se debe asegurar un flujo turbulento en la primera capa del manto protección

Por lo tanto, el número de Froude ha de ser el mismo en la escala que en el prototipo, y el número de Reynolds sea superior a los 30.000, Hughes (1993) en todos los ensayos realizados.

Dai & Kamel (1969) tras un estudio detallado de los efectos de escala, concluyeron que la velocidad del flujo de agua en las inmediaciones del manto de protección es función de la gravedad y la altura de ola. Por otro lado, es necesario asegurar que los ensayos reproduzcan el régimen turbulento en la capa exterior de los modelos. En el caso concreto de los diques en talud, el número de Froude y Reynolds se pueden escribir de la siguiente manera:

$$F_r = \frac{V_w}{\sqrt{gl_a}} = \frac{\sqrt{gH}}{\sqrt{gl_a}}$$

$$R_e = \frac{V_w l_a}{\mu/\rho_w} = \frac{\sqrt{gH} l_a}{\mu}$$

Los ensayos realizados en la dársena se utiliza un agua con una densidad de, ρ_w [t/m³]=1, y la viscosidad cinemática tiene un valor de $\mu=10^{-6}$. Se muestran en la tabla 3-6 los valores máximos y mínimos obtenidos en los ensayos de laboratorio de la campaña experimental, asegurándose el régimen turbulento a lo largo de todo el ensayo, así como los números de Froude que permitirán asegurar la aplicabilidad de los resultados obtenidos.

Tabla 3- 5 Valores máximos y mínimos del número de Froude y Reynolds de la campaña experimental

F _r mínimo	1.32
F _r máximo	2.11
R _e mínimo	30953
R _e máximo	49378

3.3.1 Parámetros adimensionales

A continuación se describen los parámetros adimensionales involucrados en los fenómenos. Hudson (1979) concluyó que dada la tipología de estructura y los métodos de construcción, en los diques en talud no es necesario considerar las pequeñas variaciones del número de Reynolds, una vez asegurado el régimen turbulento, así como los siguientes parámetros:

- Lado equivalente de las piezas del manto ente el calado, $\frac{l_a}{h}$
- Rugosidad lineal de la pieza del manto de protección entre el lado equivalente de las mismas, $\frac{\xi_a}{l_a}$
- Forma de las pieza, Δ

Definió el parámetro número de estabilidad, N_s , relacionando algunas de las variables involucradas en los procesos de estabilidad de dique de la siguiente manera:

$$N_s = \frac{\gamma_a^{1/3} H}{(\frac{\gamma_a}{\gamma_w} - 1) W_a^{1/3}}$$

En el caso concreto de los morros de cubípodos monocapa, la variable direccional del oleaje ha sido constante con valor de $\beta = 0^\circ$, la pendiente del fondo y la del talud han sido constantes a lo largo de todos los ensayos, teniendo un valor de $\cot\alpha=1.5$ y $\beta_{\text{media}}=1.85\%$. Por lo que, aplicando el planteamiento de Hudson, la estabilidad dependerá:

$$N_s = \frac{\gamma_a^{1/3} H}{(\frac{\gamma_a}{\gamma_w} - 1) W_a^{1/3}} = G\left(\frac{H}{L}, \frac{h}{L}, D\right) = 0$$

Sin embargo, en el estudio de los morros de diques en talud es necesario introducir otras variables. Las últimas investigaciones (Vidal et al. (1989), Berenguer & Baonza (1999), Comola et al. (2014), Maciñeira (2005), Van Gent & Van der Werf (2010), Maciñeira & Burcharth (2016)) han demostrado la importancia del radio del morro al nivel del agua. Para adimensionalizar este parámetro, ya que es una variable geométrica, en el marco de esta tesis doctoral, se ha relacionado con las variables longitud de onda, altura de ola y diámetro nominal. En consecuencia se han generado los siguientes parámetros adimensionales:

- R_n : R/D_n (E. Maciñeira, 2005)
- R/L , Vidal, et al., (1989)
- R/H , (Van Gent et al., 2010)

Por lo tanto, el estudio de la estabilidad se tiene que realizar en base a la siguiente ecuación:

$$N_s = \frac{\gamma_a^{1/3} H}{(\frac{\gamma_a}{\gamma_w} - 1) W_a^{1/3}} = G\left(s, \frac{h}{L}, D, R_n, \frac{R}{L}, \frac{R}{H}\right) = 0$$

A continuación se estudia la influencia de cada uno de los parámetros anteriores en los morros monocapa de cubípodos.

Peralte (s)

En los morros de los diques en talud, Berenguer & Baonza (1999), comprobaron la influencia de este parámetro en la estabilidad de morros bicapa con piezas Hollow. Determinaron que existía una relación lineal entre el peralte de aguas profundas (s_{op}), el número de estabilidad y el daño. La figura 3-19 muestra la relación existente entre el número de estabilidad y el peralte a pie de dique en los ensayos realizados en la presente tesis doctoral. Se comprueba que en esta tipología de morros existe una tendencia creciente, que indica que, conforme el peralte aumenta, también lo hace la estabilidad del morro.

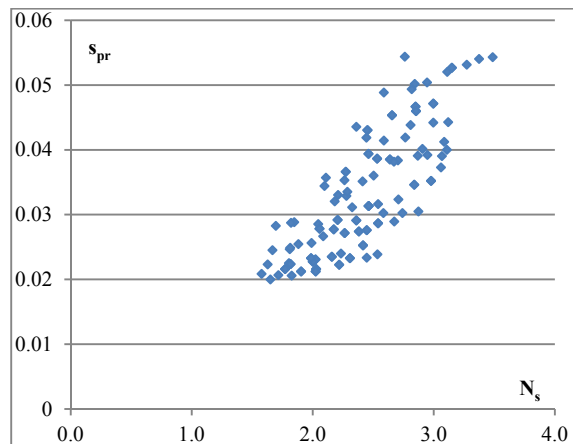


Figura 3- 19 Relación entre N_s y s_{pr}

Calado/longitud de onda (h/L)

La relación entre estos dos factores muestra cómo será el perfil de velocidades de la ola. Conforme este parámetro disminuya, el oleaje tiende a un perfil de velocidades de un oleaje de aguas someras, mientras que conforme se incremente el valor, el fondo tendrá menos influencia y en consecuencia las velocidades en el fondo serán menores. La figura 3-20 dos ejemplos, a la izquierda será una situación de h/L mayor que en el de la derecha.

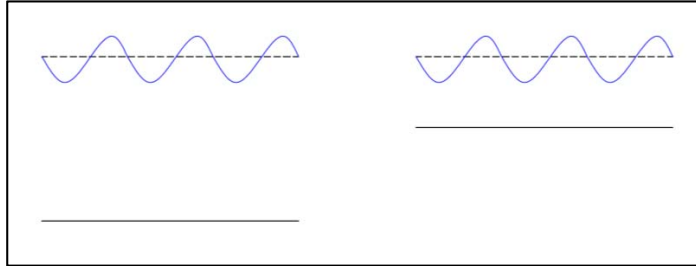


Figura 3- 20 Ejemplo de relación entre h/L . Fuente, elaboración propia

En los morros monocapa de cubípodos, durante la realización de un ensayo individual el valor del calado es constante y la longitud de onda va aumentando en cada escalón de ola, por lo que el parámetro se va reduciendo conforme avanzan los ensayos. Por lo tanto, el número de estabilidad aumenta cuando h/L se reduce.

Se han ensayado 4 calados diferentes (h [cm]= 32, 35, 40 y 48) y 4 números de Iribarren (I_{rb} =3.5, 4, 5 y 6), por lo tanto, existen tantas curvas como combinaciones ensayadas de dichos valores, tal y como se puede ver en la figura 3-21.

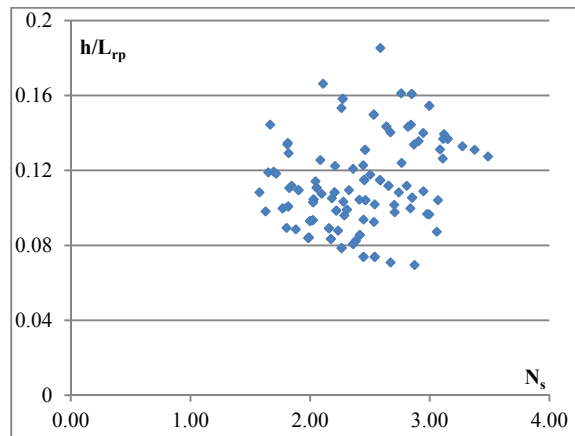


Figura 3- 21 Ejemplo de relación entre h/L_{rp}

La relación obtenida ha mostrado gran dispersión, figura 3-21, y como la influencia del asomeramiento se estudia a través del peralte, se ha decidido no considerar este parámetro como representativo para el trabajo.

Radio / diámetro nominal (R_n)

El parámetro R_n (Maciñeira, 2005), se obtuvo de relacionar el radio a nivel del mar del morro con respecto al D_n de las piezas del manto de protección. Representa el número de piezas que se encuentran colocadas en la longitud del morro.

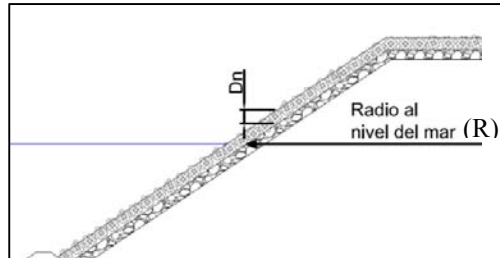


Figura 3- 22 Esquema de los parámetros envueltos en el parámetro R_n

La longitud del arco definido por el morro al nivel del mar en cada uno de los sectores de 45° definidos en el modelo es la siguiente:

$$L_c = \frac{2\pi R}{8} = \frac{\pi R}{4}$$

Dividiendo esta longitud por el diámetro nominal de las piezas se puede deducir:

$$N = \frac{L_c}{D_n} = \frac{\pi R}{4D_n} = \frac{\pi}{4} R_n$$

Siendo:

- R: Radio a nivel del mar.
- L_c : longitud del sector circular
- N: número de piezas a nivel del mar

El siguiente esquema muestra gráficamente los dos parámetros que conforma el parámetro R_n .

$$R_n = \frac{\text{Radio a nivel del mar}}{D_n} = \frac{R}{D_n}$$

Por lo tanto es un parámetro que muestra la rugosidad del morro al nivel del mar, siendo mayor conforme aumente R_n . En los ensayos realizados durante la campaña experimental el valor del parámetro es constante dentro del mismo ensayo, dado que el radio y el diámetro nominal no se modifican.

Analizando el conjunto de datos que se han obtenido a lo largo de la campaña experimental, figura 3-23, se observa que el mismo R_n ha obtenido diferentes valores de estabilidad, reflejando la importancia del radio del morro al nivel medio del mar en la estabilidad. Además, la dispersión existente es consecuencia de los demás factores involucrados en el proceso. Remarcar que la casuística entre 10 y 15 R_n es la más analizada en los ensayos, por lo que se observan mayores datos en la figura.

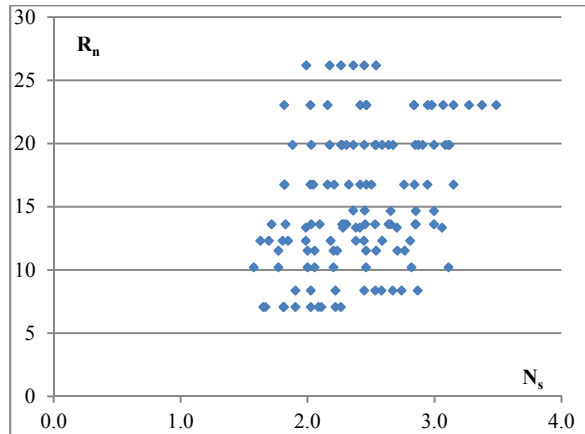


Figura 3- 23 Relación R_n y N_s

Radio/ longitud de onda (R/L)

Este parámetro fue definido por primera vez por Vidal, et al., (1989) y compara el radio del morro con la longitud de onda a pie de dique de manera que se analiza la capacidad de disipación de un morro frente al oleaje.

$$R/L_{rp} = \frac{\text{Radio a nivel del mar}}{\text{Longitud de onda a pie de dique}}$$

La figura 3-24 izquierda muestra un esquema de los dos parámetros analizados en este estudio y en la figura 3-24 derecha, explica de manera gráfica la diferencia entre un morro grande y pequeño con respecto a un mismo estado de mar. El morro situado en la parte superior tiene una amplia longitud del morro al nivel del mar como consecuencia del radio y, el obstáculo que genera a la longitud de onda incidente es relevante en comparación con la longitud de onda, generando una mayor disipación del oleaje. Sin embargo, el morro de la zona inferior tiene un tamaño reducido para soportar la misma longitud de onda, este hecho genera que la capacidad de obstaculizar al oleaje sea inferior, teniendo una menor capacidad de disipación.

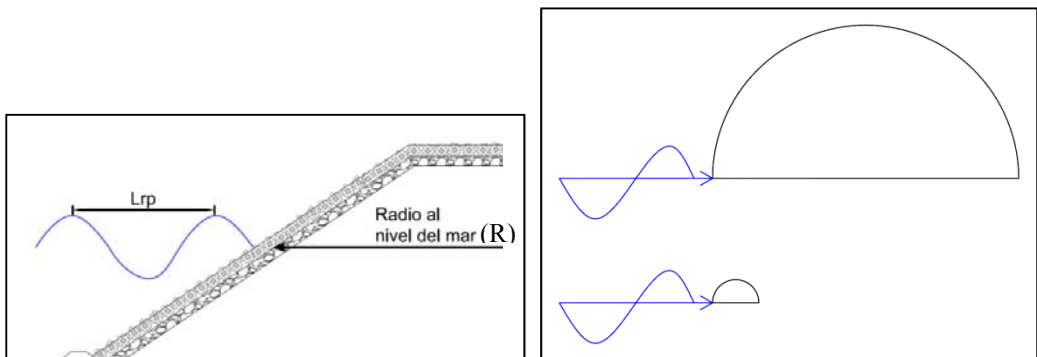


Figura 3- 24 Izquierda: Parámetros de R/L_{rp} . Derecha: Esquema de la relación entre el morro y la longitud de onda

En los ensayos realizados, el radio se mantiene constante mientras que en cada escalón de ola se incrementa el período pico, T_p y la altura de ola significativa, H_s , por lo que la longitud de onda

aumenta dentro del mismo ensayo. La figura 3-25 muestra la relación entre los dos parámetros, en cinco ensayos en particular (ensayo8 Irb=5 R[cm]=47; ensayo11 Irb=6 R[cm]=76; ensayo5 Irb=6 R[cm]=27; ensayo20 Irb=4 R[cm]=76; ensayo23 Irb=6 R[cm]=52). Conforme el ensayo avanza el parámetro se reduce y el número de estabilidad se incrementa.

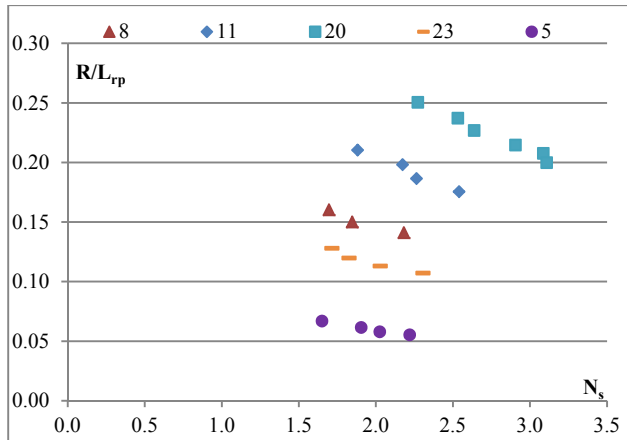


Figura 3- 25 Evolución de R/L_{rp} en cinco ensayos

Si se analiza el global de todos los datos, figura 3-26, se observa que existe una gran variabilidad en cuanto al número de estabilidad y los diferentes valores del parámetro. Se comprueba que morros de diferentes tamaños relativos han mostrado similares números de estabilidad, o lo que es lo mismo, un mismo número de estabilidad puede ser obtenido con morros de diferentes tamaños.

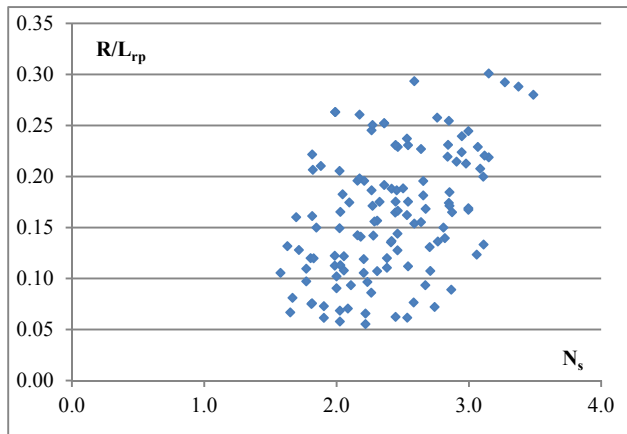


Figura 3- 26 Relación entre el N_s y R/L_{rp} en todos los ensayos

Radio / altura de ola (R/H)

Este parámetro relaciona el radio del morro a nivel del agua con la altura de ola significativa que incide sobre el morro en cada escalón de ola ensayado. Fue estudiado por primera vez por Van Gent & Van der Werf, (2010).

$$R/H_s = \frac{\text{Radio a nivel del mar}}{\text{altura de ola significativa}}$$

Esta relación muestra la zona del morro, al nivel medio del mar, que dispone para disipar una determinada altura de ola. La figura 3-27 derecha muestra un corte vertical de dos morros con diferentes radios al nivel del mar, y cómo se comportan frente a una misma altura de ola.

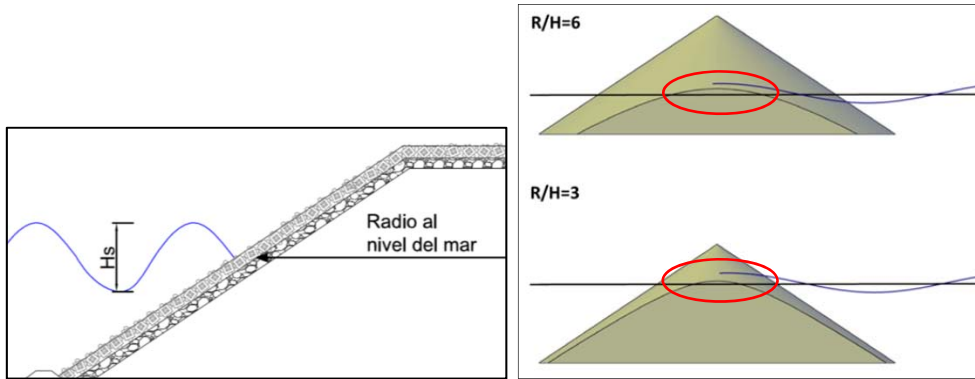


Figura 3- 27 Izquierda: parámetros de R/H. Derecha: Esquema de la relación entre el morro y la altura de ola. Fuente, elaboración propia

Analizando los dos cortes del morro se observa que cuanto mayor sea el radio, existe una intersección mayor y en consecuencia mayor longitud del morro en contacto con el oleaje, elipse roja en la figura 3-27 derecha. Por lo tanto, cuanto mayor sea la relación R/H mayor es la energía disipada por el morro y viceversa.

La evolución de este parámetro a lo largo de un mismo ensayo para 5 de los morros analizados (ensayo8 Irb=5 R[cm]=47; ensayo11 Irb=6 R[cm]=76; ensayo5 Irb=6 R[cm]=27; ensayo20 Irb=4 R[cm]=76; ensayo23 Irb=6 R[cm]=52) se muestra en la figura 3-28. Como se ha mencionado en el apartado anterior los ensayos se realizaron manteniendo constante el número de Iribarren e incrementando la altura de ola y el período, hasta llegar al momento de la rotura del morro. Por lo tanto, a lo largo de un mismo ensayo el parámetro R/H se reduce y el número de estabilidad aumenta.

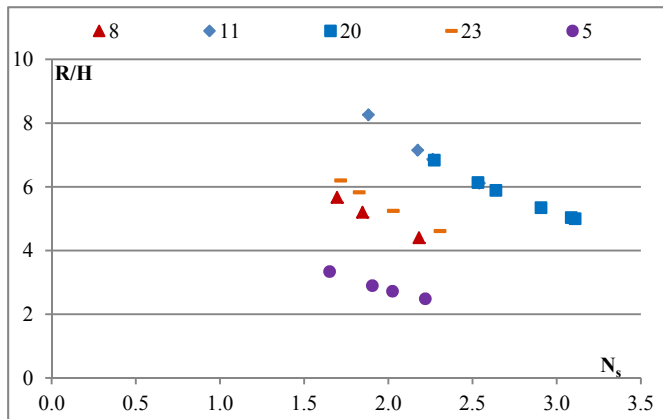


Figura 3- 28 Evolución de 5 ensayos del parámetro R/H

Existe una relación entre este parámetro y R_n a través del número de estabilidad de la siguiente forma:

$$\frac{R}{H_s} = \frac{R}{\Delta D_n N_s} = k \frac{R_n}{N_s}$$

Dónde:

- R: radio a nivel del mar
- Ns: número de estabilidad
- K: constante

Consecuencia de esto y a la vista del análisis conjunto de los datos, en la figura 3-29 se observa que existen tantas curvas como curvas como radios ensayados.

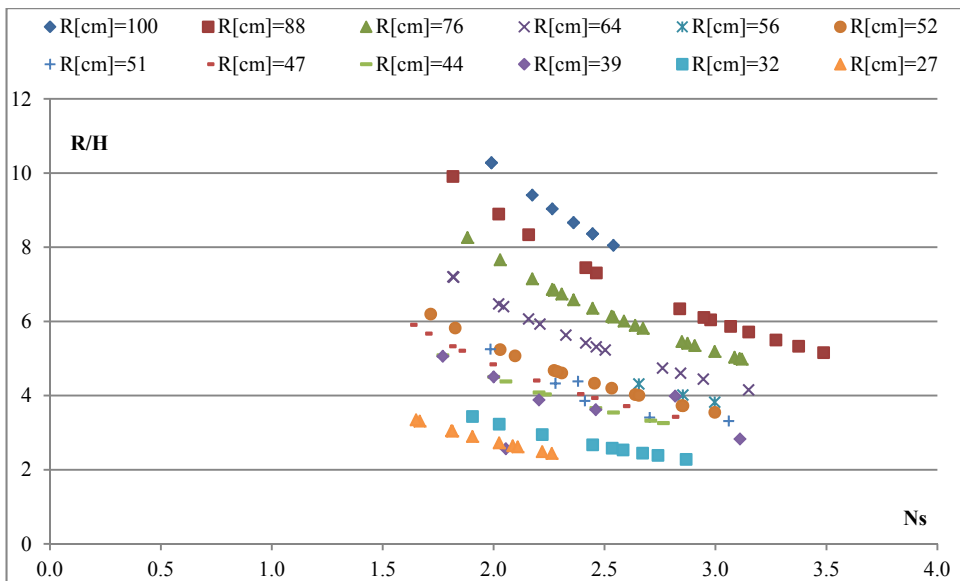


Figura 3- 29 Relación entre R/H y N_s

A la vista de este análisis global de todos los parámetros adimensionales involucrados, y siguiendo el procedimiento definido por Hudson, (1959), la estabilidad de los morros de diques en talud protegidos con un manto monocapa de cubípodos dependerá de:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = G \left(s, \frac{R}{L}, \frac{R}{H}, R_n, D \right)$$

Los parámetros que se han identificado como más importantes, y que se analizarán con detalle en los Capítulos 5 y 6 son:

- Peralte a pie de morro, s_{pr}
- R/L_{rp}
- R/H
- R_n

3.4 INSTRUMENTACIÓN

En el presente apartado se expone la instrumentación utilizada en la ejecución de los ensayos. Se han utilizado tres sistemas de medición, uno para la determinación del oleaje y dos sistemas para la medición del daño.

En primer lugar, la instrumentación seleccionada para la medición del oleaje generado e incidente sobre los morros han sido sondas de nivel conductivas. La medición del daño se ha realizado a través de la toma de fotografías y vídeos en puntos concretos del modelo, para el análisis de movimientos relativos y de porosidad. Además, en un ensayo se utilizó un sistema láser LiDAR 3D para estudiar todos los movimientos existentes en los cubípodos.

3.4.1 Sondas

La medición del oleaje generado por las palas, así como el incidente y el reflejado se realizó a través de sondas de nivel, que registran en continuo las variaciones del nivel de agua. Las sondas utilizadas tienen una frecuencia de muestreo de 50 Hz, lo que permite tener una correcta definición del oleaje. La figura 3-30 muestra un ejemplo del detalle de un registro de una sonda durante la etapa de calibración de la dársena para un oleaje de $H[\text{cm}]=11$, $T_p[\text{s}]=1.8$ y $h[\text{cm}]=54$ en la zona plana de la dársena. La sonda muestra el oleaje total (incidente y reflejado), y por ello las olas no son iguales unas con otras.

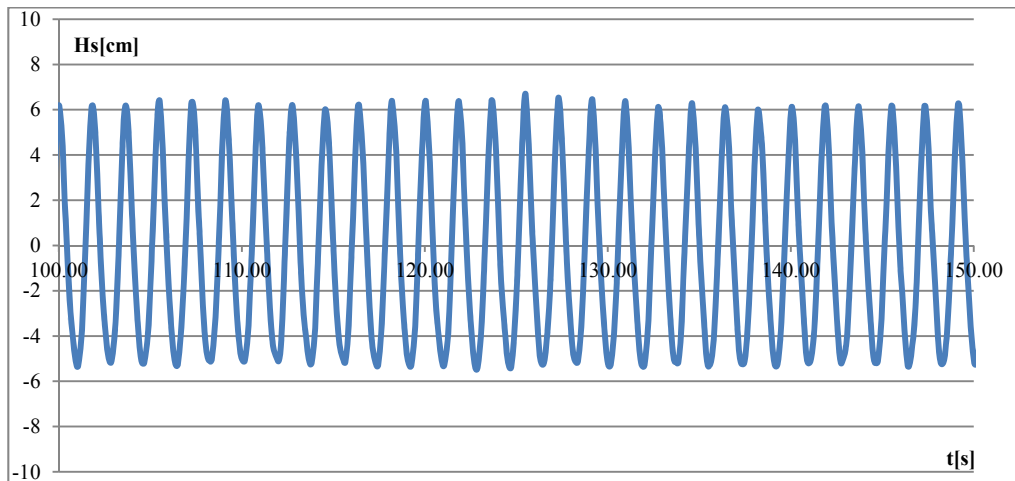


Figura 3- 30 Ejemplo de registro de una sonda durante la calibración de la dársena

Para la ejecución de los ensayos se han utilizado 8 sensores. Se realizó la calibración diaria de cada uno de ellos, mediante el ajuste a una función lineal de la señal recibida con distintos niveles de agua, para garantizar una correcta precisión en la medida del oleaje.

3.4.2 Técnicas fotogramétricas

Las fotografías se utilizaron para el análisis del daño en los sucesivos escalones de ola. Su ejecución se ha realizado con la ayuda del puente grúa anteriormente explicado, en donde se han podido fijar coordenadas exactas de toma de imágenes, figura 3-31, y así calcular la porosidad por conteo directo.



Figura 3- 31 Puente grúa para la toma de fotografías

La utilización de este puente grúa permitió el estudio de cada una de las zonas mediante fotografías perpendiculares al talud, a través de la utilización de 4 rótulas que estaban fijas a la estructura. La figura 3-32 muestra un ejemplo de fotografías sacadas a todas las zonas del modelo.



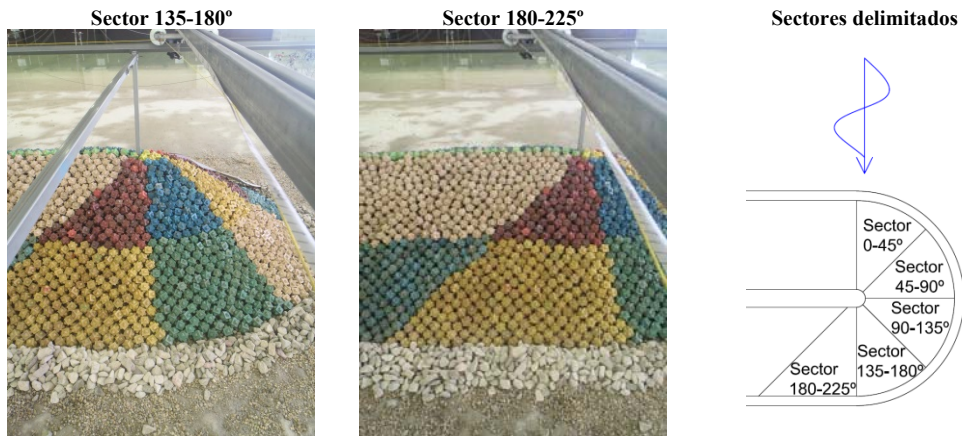


Figura 3- 32 Fotografías de los sectores del morro pequeño

3.4.3 Escáner LiDAR 3D

Los sistemas terrestres LiDAR (TLS), basados en tecnología láser, han sido empleados en las últimas décadas para estudiar las configuraciones finales y evolución de diferentes obras civiles. Esta capacidad es consecuencia de la gran cantidad de puntos que se pueden medir desde una misma posición, con alta precisión y en un corto período de tiempo.

El equipo utilizado en esta tesis doctoral para la medición de la geometría del morro fue un láser LiDAR 3D (Faro Focus 3D 120, perteneciente al Grupo de Investigación en Geotecnología Aplicada, www.geotech.webs.uvigo.es, de la Universidad de Vigo), figura 3-33 izquierda, el cual, durante la ejecución de los ensayos, se obtuvo una resolución espacial de 0.001m. En este apartado solo se detallan las características técnicas y su aplicación a la medición del daño, aportando los resultados en los capítulos 4 y 5.

Se realizaron un total de siete escaneos del morro analizado con diferentes alturas de ola, siendo el tiempo de cada escaneo de 20 minutos. La figura 3-33 (derecha) muestra una imagen en escala de grises obtenida por el equipo en una situación inicial en la que no había movimientos.

Debido a las características del sistema utilizado, LiDAR infrarrojo, no es posible medir los movimientos de la zona sumergida, por ello solo fue posible estudiar la zona emergida del modelo. A continuación se explica el procedimiento de análisis de la nube de puntos para la obtención de los movimientos de los cubípodos y la determinación de la evolución del daño.



Figura 3- 33 Izquierda: Faro Focus 3D 120 durante la adquisición de datos. Derecha: Vista de una nube de puntos obtenida con Faro Focus 3D del morro

Estudio de los desplazamientos

El primer paso es convertir la nube de puntos obtenida (figura 3-33, derecha) a partir de las coordenadas esféricas (R, h, u), a coordenadas cartesianas (X, Y, Z), mediante el software Scene 4.8 de Faro. A continuación, introducirla en un algoritmo que calcula los desplazamientos verticales en el morro.

El código, escrito en lenguaje Matlab, utiliza funciones de interpolación para datos dispersos (X, Y, Z), creando una superficie 3D adaptada a los datos. Este proceso se realiza de forma independiente en cada uno de los escaneos realizados. Posteriormente se calculan las diferencias de altura (dZ) entre ellos.

El resultado es una imagen de trama 2D, donde cada píxel da información sobre la evolución de la altura con el tiempo. Para la estimación del volumen, se multiplica cada área de rejilla por su altura correspondiente. El resultado es una imagen 2D, y el píxel informa sobre el desplazamiento de volumen para cada posición XY específica.

Definición de movimiento

La definición de movimiento parte de un análisis de la situación inicial con movimientos nulos, realizando dos barridos con el escáner y analizando las diferencias entre ellos. Estudiando esta situación inicial se comprobó la desviación estándar (σ) y la precisión, en la que se incluye errores de registro, errores angulares, etc.

El criterio general para la definición de movimientos es cuando el valor absoluto de las diferencias en altura para conjuntos de datos consecutivos es mayor que 2σ . Los resultados se muestran a través de imágenes 2D en la que se colorean aquellas zonas con movimientos, figura 3-34, izquierda. Estos movimientos se midieron con un nivel de confianza del 95,5%.

Filtrado de los datos

Los resultados brutos calculados en el proceso anterior precisan un filtrado de los puntos. En la figura 3-34 izquierda se pueden observar puntos aislados representativos de ruido y no reflejan la realidad. Sobre ellos se aplica un filtrado de mediana sobre la matriz original en 2D, obteniéndose el resultado de la figura 3-34 derecha.

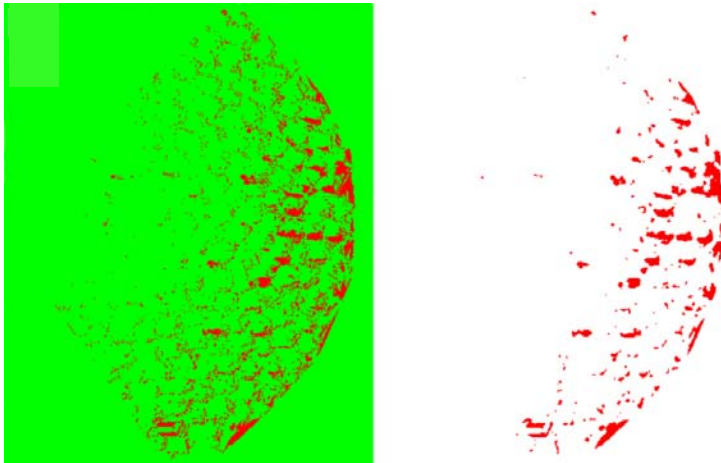


Figura 3- 34 Izquierda: Registro bruto de los movimientos en uno de los escáneres realizados. Derecha: filtrado de mediana aplicado a los datos brutos

Cálculo del centroide de daño

Una vez realizado el filtrado se pueden aplicar algunas funciones matemáticas de morfología, coordenadas de centroides y áreas proyectadas para cada daño individual. El centroide de daño se ha definido en el marco de la tesis doctoral como el centro de gravedad de una zona dañada. Se han calculado los centroides cuando el área de daño es mayor que 7 cm^2 , figura 3-35, izquierda. Este límite se estableció teniendo en cuenta el tamaño de los cubipodos de este estudio $A=D_n^2=3,82^2=14.6 \text{ cm}^2$.

El origen del sistema de coordenadas de imagen es la coronación del morro. Al conocer las coordenadas reales del punto medidas desde el escáner, ($x = -7.2812 \text{ m}$, $y = -0.1804 \text{ m}$), los citados centroides pueden ser fácilmente referenciados al sistema de coordenadas del escáner al traducir el desplazamiento del pixel a la distancia en metros. Finalmente, los daños se superponen en la imagen en escala de grises, figura 3-35 derecha.

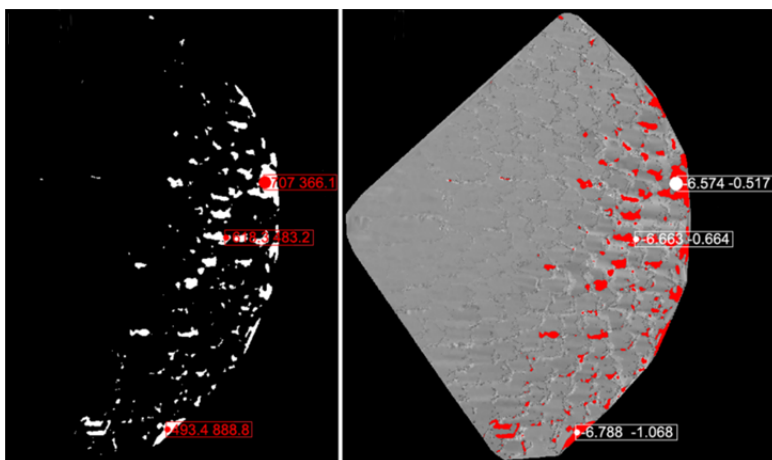


Figura 3- 35 Izquierda: Cálculo del centroide de coordenadas en píxeles; Derecha: Áreas de daño en rojo superpuestas con la imagen de intensidad, con las coordenadas cartesianas de los centroides de daño

Calculo de áreas y volúmenes de daño

La medición del daño se realiza a través del número de píxeles en los que se han producidos movimientos significativos tras el filtrado. Conociendo las dimensiones de píxeles, el área total de daño se puede calcular para cada escaneo. Además, se puede obtener una estimación del volumen de daño en cada escalón de ola multiplicando el área dañada por su diferencia de altura correspondiente.

3.4.4 Herramientas matemáticas

En la presente tesis doctoral se han utilizado una serie de herramientas matemáticas básicas que se explican en el presente apartado. En primer lugar se expone el ajuste lineal, ya que es la herramienta utilizada y propuesta por otros autores (Berenguer & Baonza 1999; Comola et al., 2014; Maciñeira & Burcharth, 2007, 2016) para el análisis de estabilidad de los morros a través de funciones multiparamétricas, las cuales precisan de un algoritmo de optimización. Por último, para comprobar la bondad del ajuste se han utilizado una serie de parámetros estadísticos que muestran su efectividad.

Ajuste lineal

Esta herramienta se ha utilizado para calcular la línea recta que mejor se adecue a los datos aplicando el método de *mínimos cuadrados*. La ecuación buscada tiene la forma:

$$y = mx + b$$

Donde m es la pendiente de la recta, b el valor que marca su desviación del origen y X e Y son los datos objetivo a ajustar.

El método de mínimos cuadrados determina el valor de la pendiente así como del término independiente que mejor ajusta a la recta. Estos valores

Se obtienen de la siguiente manera, siendo n es el número de medidas:

$$m = \frac{n(\sum x_i y_i) - (\sum x_i)(\sum y_i)}{n(\sum x_i^2) - (\sum x_i)^2}$$

$$b = \frac{\sum y_i - a(\sum x_i)}{n}$$

En este estudio la variable Y corresponde con el número de estabilidad, mientras que la variable X dependerá de los parámetros adimensionales anteriormente citados. En base a los estudios de otros autores (Van der meer, (1988b); Berenguer & Baonza, (1999); Comola et al., (2014); Maciñeira & Burcharth, (2016)) reflejan que las relaciones de los parámetros adimensionales se relacionan con la estabilidad a través de funciones potenciales.

El ajuste de estas constantes se ha obtenido en base a aquellos valores en los que el ajuste era mejor según el coeficiente de correlación de Pearson, para lo que se ha utilizado un algoritmo iterativo no lineal.

$$X = G\left(s, \frac{R}{L}, \frac{R}{H}, R_n, D\right) = s^b \frac{R^c}{L} \frac{R^d}{H} R_n^e D^f$$

$$Y = N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} =$$

□=□□=□□Δ□□

Por lo tanto:

$$Y = N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = m \left[G\left(s, \frac{R}{L}, \frac{R}{H}, R_n, D\right) \right] + b = m \left(s^b \frac{R^c}{L} \frac{R^d}{H} R_n^e D^f \right) + b$$

Donde a, b, c, d, e y f son constantes

Coefficiente de correlación de Pearson (R)

El coeficiente de correlación de Pearson es un parámetro que determina la relación lineal que existe entre dos variables cuantificables y de forma independiente a la escala de la medida. El coeficiente se simboliza con la letra $R_{x,y}$, de dos variables (X, Y) y se calcula de la siguiente manera:

$$R_{x,y} = \frac{\sigma_{XY}}{\sigma_X \sigma_Y} = \frac{\sum x_i y_i - n \bar{x} \bar{y}}{(n-1) \sigma_x \sigma_y} = \frac{n \sum x_i y_i - \sum x_i \sum y_i}{\sqrt{n \sum x_i^2 - (\sum x_i)^2} \sqrt{n \sum y_i^2 - (\sum y_i)^2}}$$

Dónde:

- σ_{XY} es la covarianza de (X, Y)
- σ_X es la desviación típica de la variable X
- σ_Y es la desviación típica de la variable Y
- \bar{x} es la media de X
- \bar{y} es la media de Y
- σ_Y es la desviación típica de la variable Y

Su valor puede variar entre 1 y -1 y tiene significados diferentes. Cuando $r = -1$ todos los puntos se encuentran sobre la recta existiendo una correlación que es perfecta e inversa. Si $r = 0$ no existe ninguna relación entre las variables. Por otro lado cuando $0 < r < 1$ existe una correlación positiva, y si $-1 < r < 0$ existe una correlación negativa.

Coefficiente de determinación (R^2)

El coeficiente de determinación, R^2 , es un estadístico usado para determina la calidad del modelo para replicar los resultados, y la proporción de variación de los resultados que puede explicarse por dicho modelo. En el caso de una regresión lineal simple, el R^2 es simplemente el cuadrado del coeficiente de correlación de Pearson. Por lo tanto los valores posibles del valor en ese caso se sitúan entre 0 y 1.

En la regresión lineal, el cálculo se realiza a través del cálculo del cuadrado del coeficiente de correlación de Pearson.

$$R^2 = \frac{\sigma_{XY}^2}{\sigma_X^2 \sigma_Y^2}$$

Dónde:

- σ_{XY} es la covarianza de (X, Y)
- σ_X es la desviación típica de la variable X
- σ_Y es la desviación típica de la variable Y

Coefficiente de variación (C_v)

Este coeficiente relaciona el tamaño de la media de la muestra de datos y la variabilidad del parámetro a analizar. Su fórmula expresa la desviación estándar como porcentaje de la media aritmética, mostrando una mejor interpretación porcentual del grado de incertidumbre que la desviación típica o estándar.

A mayor valor del coeficiente de variación mayor heterogeneidad de los valores de la variable. Se calcula de la siguiente forma:

$$C_v = \frac{\sigma}{|\bar{x}|} \text{ o } C_{v\%} = \frac{\sigma}{|\bar{x}|} 100$$

Dónde:

- σ es la desviación típica
- $|\bar{x}|$ es el valor absoluto de la media

Optimización del ajuste

Una vez planteado el análisis multiparamétrico entre las variables involucradas se ha ejecutado un algoritmo iterativo de optimización, cuyo objetivo es calcular los valores de las constantes b, c, d, e y f de la siguiente ecuación que den como resultado el máximo coeficiente de correlación.

$$Y = N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = m \left[G \left(s, \frac{R}{L}, \frac{R}{H}, R_n, D \right) \right] + b = m \left(s^b \frac{R^c}{L} \frac{R^d}{H} R_n^e D^f \right) + b$$

El método aplicado para la optimización fue “Gradiente reducido generalizado (GRG) no lineal”. Este algoritmo selecciona parte de un valor inicial definido por el usuario, en una dirección a través de un rango de valores previamente fijado, de tal forma que el valor de la función objetivo mejore. El proceso continúa hasta que el algoritmo alcanza un punto en el cual no existe una dirección factible que mejore el valor de la función objetivo. El algoritmo termina de iterar si el cambio relativo en el valor de la función objetivo durante varias iteraciones es menor que el factor de convergencia, Sánchez-Álvarez & López-Ares, (1998). En el caso de estudio se ha fijado este factor en 0.0001.

Además se ha comprobado que la solución obtenida en cada uno de los ajustes no era un óptimo local. Para ello se realizaban diferentes escenarios de comienzo de ajuste, obteniéndose siempre el mismo resultado.

Capítulo 4. Resultados

4.1 INTRODUCCIÓN

- 4.1.1 *Definición de movimiento de piezas*
- 4.1.2 *Definición de finalización del ensayo*
- 4.1.3 *Tipología de resultados*

4.2 ENSAYOS CON DAÑO EN EL SECTOR CRÍTICO (90-135°)

4.3 EXTENSIÓN DEL DAÑO HACIA EL SECTOR (45°-90°)

4.4 EXTENSIÓN DEL DAÑO HACIA LOS SECTORES (45-90° Y 135-180°)

4.5 CASOS PARTICULARES

- 4.5.1 *Caída de piezas entre 0° y 135°*
- 4.5.2 *Caída de piezas entre 0° y 180°*
- 4.5.3 *Rotura de filtro*
- 4.5.4 *Ensayos sin rotura*

4.6 ENSAYOS REPETIDOS

4.7 ESCANEEO LIDAR 3D

4.8 CONCLUSIONES

4.1 INTRODUCCIÓN

El presente capítulo muestra un resumen de los resultados obtenidos en los ensayos realizados en la Dársena de Oleaje del Centro de Innovación Tecnológica en Edificación e Enxeñería Civil (CITEEC) de la Universidade da Coruña, los cuales, permiten incrementar el estado del arte el sobre los morros monocapa y en concreto protegidos con una piezas masiva, el cubípodo.

Además, se incluye, en la parte final del documento un Anejo de resultados que contiene toda la información registrada la campaña experimental. Mientras que el análisis y discusión de los resultados se desarrolla en los dos capítulos siguientes (5 y 6), donde se analizará el criterio de daño y la estabilidad hidráulica en esta tipología de obra marítima.

Como se vio en el Capítulo 2, las últimas investigaciones sobre la estabilidad de morros han demostrado la influencia, entre otros parámetros, del tamaño del morro. Este parámetro está relacionado con la localización y evolución del daño, así como con la estabilidad hidráulica. Por ello, los radios a nivel del mar estudiados abarcan un amplio espectro de valores, permitiendo analizar su influencia.

Además, cada uno de los radios estudiado se ha analizado frente a diferentes estados de mar, los cuales se han representado, como es habitual en estos estudios, a través del número de Iribarren. Concretamente se han analizado 13 radios a nivel del mar, de tamaño comprendido entre los 27-100cm y 4 números de Iribarren diferentes (3.5, 4, 5 y 6), obteniendo un total de 45 morros analizados.

La pendiente del talud se ha mantenido constante y de valor $\cot\alpha=1.5$ en base a estudios anteriores realizados por la empresa SATO-OHL y la Universidad Politécnica de Valencia (Gomez-Martin & Medina, 2008; Gomez-Martin, 2015; Medina & Gómez-Martín, 2015), los cuales definen que éste es el talud óptimo para la estabilidad del cubípodo. La tabla 4-1 recoge los parámetros geométricos e hidrodinámicos de cada uno de los morros ensayados.

Tabla 4- 1 Campaña experimental desarrollada en el CITEEC

Ensayo	Radio [cm]	Irb	Ensayo	Radio [cm]	Irb
2	100	6	14	32	4
3	88	5	15	47	4
4	27	5	16	51	5
5	27	6	17	52	3.5
6	51	4	18	64	3.5
7	39	6	19	76	3.5
8	47	5	20	76	4
9	32	6	21	100	3.5
10	47	6	22	88	3.5
11	76	6	23	52	6
12	88	6	24	76	6
13	44	5	25	64	6

Ensayo	Radio [cm]	Irb	Ensayo	Radio [cm]	Irb
26	52	4	38	52	5
27	44	4	39	76	6
28	52	4	40	51	6
29	64	5	41	32	5
30	100	6	42	64	4
31	56	4	43	27	5
32	27	4	44	39	4
33	76	3.5	45	44	3.5
34	88	4	46	56	5
35	39	3.5			
36	39	5			
37	44	6			

Durante la campaña experimental se utilizó, en un caso, una nueva metodología para estudiar el movimiento de las piezas, el láser LiDAR 3D, cuyos resultados se exponen en el presente capítulo. Esta tecnología, ya aplicada en diferentes estudios de obra civil, se puede utilizar en estructuras portuarias al permitir medir los movimientos absolutos de las piezas de una forma no intrusiva. Además se pueden medir asentamientos y variaciones de porosidad, que con las técnicas clásicas de medición del daño, no se pueden determinar con precisión.

4.1.1 Definición de movimiento de piezas

El movimiento de las piezas del manto principal es un parámetro que habitualmente se utiliza para definir su estabilidad y calcular daños. Con el objetivo de identificarlos de forma precisa se ha dividido, en sectores de 45°, cada uno de los morros estudiados, siendo este un procedimiento utilizado para este tipo de estudios. La figura 4-1 muestra las divisiones realizadas en el modelo.

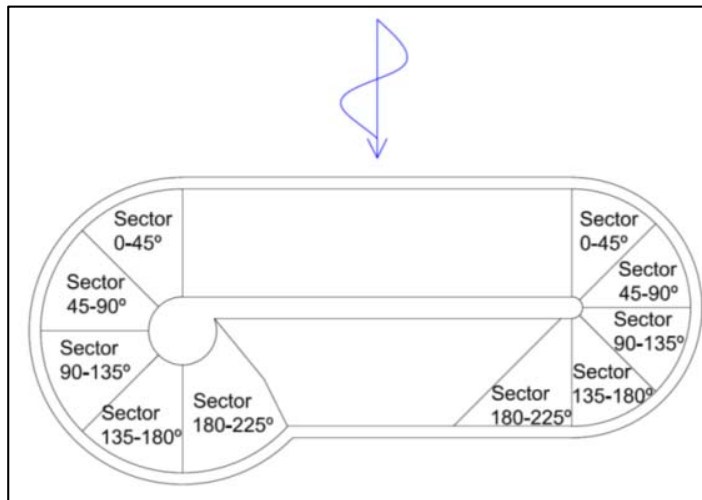


Figura 4- 1 Sectores analizados en la estabilidad de los morros durante la campaña experimental

Van der Meer (1988) define, en mantos bicapa, que una pieza deja de aportar estabilidad al conjunto cuando se mueve más de un diámetro nominal (D_n). Este criterio se ha seguido usando hasta la actualidad para medir daño en los diques.

En los mantos bicapa, cuando una pieza se mueve más de un diámetro nominal, se sitúa en tercera capa del manto y no aporta estabilidad al conjunto. En el caso concreto de los morros, la caída de piezas no se produce dentro de la misma línea de colocación, impidiendo la formación de la curva de fallo en S típica de los troncos de diques en talud. Por ello, una pieza movida de su posición, y puesta en tercera capa, no contribuye a la estabilidad. En estos casos se contabilizan todas las unidades movidas fuera de su ubicación inicial.

En los morros protegidos con manto monocapa de cubípodos, se ha comprobado que las piezas se pueden mover dentro de su sector de colocación más de un D_n y seguir aportando estabilidad al conjunto. La configuración geométrica de los cubípodos permite un movimiento aleatorio de las piezas sobre el talud para apoyarse en piezas contiguas. La figura 4-2 muestra como piezas del sector emergido, cubípodos naranjas, se desplazan hacia las zonas sumergidas, moviéndose más de $1D_n$ y siguen aportando estabilidad al contener apoyo lateral.



Figura 4- 2 Izquierda: Estado inicial. Derecha: H_s [cm]=13.8 en ensayo del ensayo 3

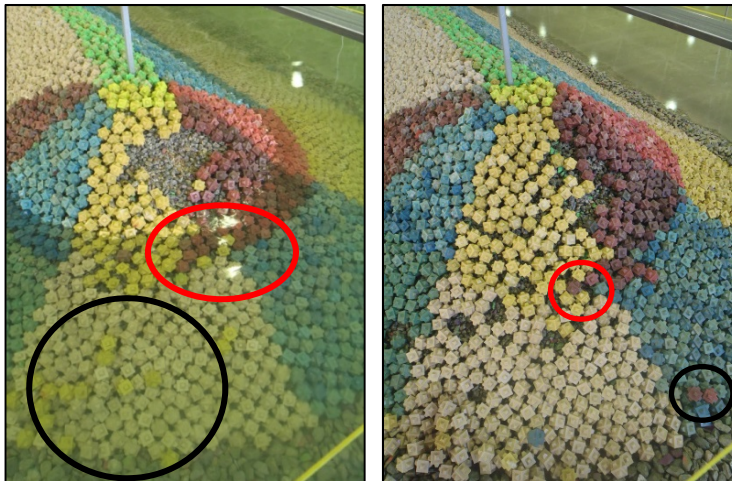


Figura 4- 3 Estado final de dos morros

En la figura 4-3 se puede observar como las piezas de color amarillo situadas en segunda capa del talud sumergido (círculo negro, figura 4-3 izquierda) se han situado sobre la segunda capa del morro, y no aportan estabilidad al conjunto por falta de apoyo lateral.

Los cubípodos granates, marcados con un círculo rojo en la figura 4-3 izquierda, son piezas desplazadas de su sector de colocación (45-90°) hacia el 90-135°, como consecuencia de la pérdida de apoyo lateral. Estos movimientos producen daño en el sector (45-90°) y, en este caso concreto, estabilidad en el sector 90-135° al que se han movido, ya que tienen apoyo lateral.

Sin embargo, el estudio de estos movimientos (del sector 45-90° al sector 90-135°) ha concluido que no es posible predecir, tanto, los ensayos en los que se producen como la cantidad de piezas desplazadas, dado que estos son aleatorios. En consecuencia, no es posible contemplarlas como piezas que aporten estabilidad. La figura 4-3 derecha, muestra un ejemplo en el que las piezas del sector 45-90° se han desplazado fuera de la sección de colocación a una segunda capa (círculo negro) y al sector contiguo (círculo rojo).

En base a este análisis se concluye que las piezas dejan de seguir aportando estabilidad al morro en el momento que:

- 1- Se quedan en segunda capa o fuera del talud
- 2- Las piezas se mueven más allá del sector de colocación

4.1.2 Definición de finalización del ensayo

El objetivo de los ensayos es conocer la curva de daño y la estabilidad de los morros monocapa de cubípodos. Por ello la selección del punto de finalización del ensayo se definió como el momento en el que las erosiones en el filtro ocasionaban la exposición del núcleo. La figura 4-4 muestra uno de los morros ensayados en dos situaciones: antes del inicio de los ensayos y la finalización del mismo.

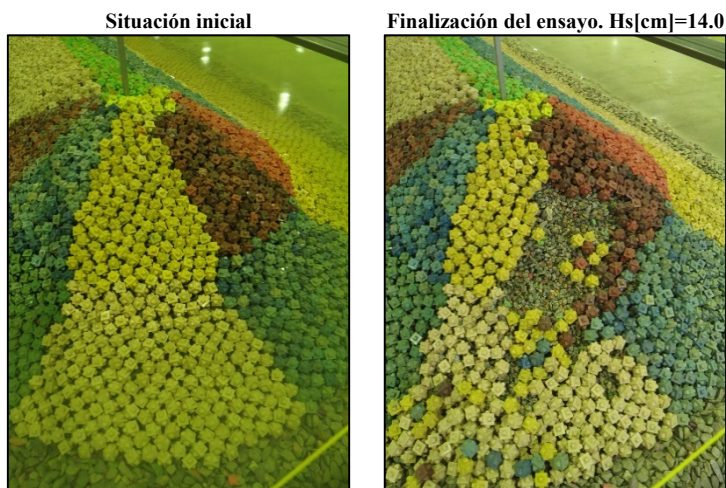


Figura 4- 4 Estado inicial y final del ensayo del ensayo 39

4.1.3 Tipología de resultados

En todos los ensayos realizados se ha comprobado que el sector en el que más cubípodos se han movido ha sido siempre el 90-135°. Esta conclusión coincide con los diferentes estudios de estabilidad de los morros de diques en talud con incidencia perpendicular del oleaje ($\theta=0^\circ$):

- Bruun (1973)
- Losada & Jiménez-Curto (1979)
- Vidal et al. (1991)
- Matsumi et al. (1994)
- CEM (2002)
- Comola et al. (2014)
- Maciñeira & Burcharth (2016)

Sin embargo, se han detectado varios patrones de comportamiento de la evolución del daño, utilizados para estructurar los resultados de los ensayos de la siguiente forma:

- Daño en el sector crítico: 90°-135°
- Extensión del daño hacia el sector (45°-90°)
- Extensión del daño hacia los sectores (45°-90° y 135°-180°)

Estos patrones se han producido por los dos fenómenos. En primer lugar por la geometría de los cubípodos y los movimientos aleatorios que se producen sobre el talud. En segundo lugar, como consecuencia del tamaño del radio y, por lo tanto, del número de piezas de los mantos de protección. Además, ha habido unos casos particulares que, una vez analizados, responden a alguno de los patrones anteriores.

4.2 ENSAYOS CON DAÑO EN EL SECTOR CRÍTICO (90-135°)

El primer patrón a analizar es aquel en la que las caídas de piezas se han producido en el sector 90-135°. Como se ha comentado con anterioridad es el sector más crítico. La figura 4-5 muestra la localización del daño en esta tipología.

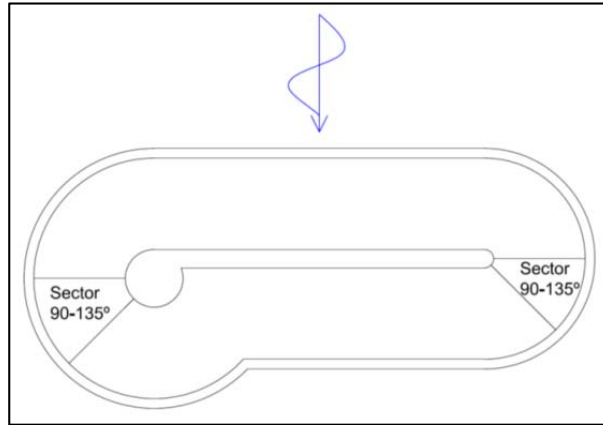


Figura 4- 5 Localización del daño en el sector crítico

Con este patrón se ha producido la rotura de 12 de los 45 morros estudiados. El rango de radios y números de Iribarren en los que se ha producido abarca casi todo el espectro de valores ensayados (tabla 4-2). El número medio de piezas caídas en el sector crítico es de 24.7, teniendo un máximo de 39 piezas en el ensayo 24, y un mínimo de 8 cubípodos en el ensayo 43, siendo el número de piezas mínimo producido en el radio de menor tamaño, $R[\text{cm}]=27$.

Tabla 4- 2 Ensayos con caída de piezas en el sector 90-135°

Ensayo	Radio [cm]	Irb	Hs[cm] final	Cubípodos caídos		
				90-135°	45-90°	135-180°
2	100	6	11.9	28	2	0
3	88	5	14.5	29	1	0
11	76	6	12.4	27	0	0
14	32	4	14.0	17	1	0
24	76	6	11.2	39	3	0
27	44	4	13.5	19	2	0
30	100	6	12.4	37	0	0
31	56	4	14.6	26	1	0
36	39	5	10.7	31	3	0
38	52	5	11.1	16	0	2
43	27	5	8.8	8	0	3
44	39	4	12.0	19	2	0
Media				24.7	1.3	0.4
Máximo				39	3	3
Mínimo				8		

En 10 de los 12 ensayos (2, 3, 14, 24, 27, 31, 36, 38, 43 y 44) se ha producido la caída de un máximo de 3 cubípodos, en el último escalón de ola, en los sectores contiguos al crítico (45-90°

y 135-180°). Esto ha sido consecuencia de la pérdida de apoyo lateral de las piezas por la evolución del daño. A continuación se presenta, a modo de ejemplo, el ensayo 30, ya que es un morro que no ha sufrido caídas laterales. La figura 4-6 muestra el número de piezas caídas durante cada escalón de ola ensayado en el sector 90-135°.

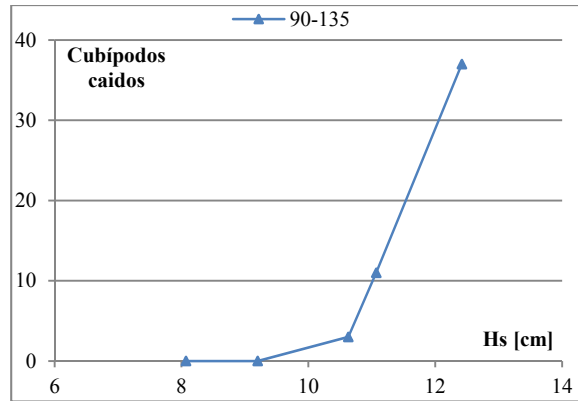


Figura 4- 6 Evolución de piezas caídas en el ensayo 30

El movimiento de piezas se ha producido en el escalón de ola, H_s [cm]=10.6 en la parte sumergida del sector crítico del morro. Posteriormente, con H_s [cm]=11.0, aumenta el número de piezas caídas de la zona sumergida y los cubípodos de la parte emergida se mueven hacia la parte sumergida. Finalmente, la exposición y erosión del filtro ocurre en la zona emergida.

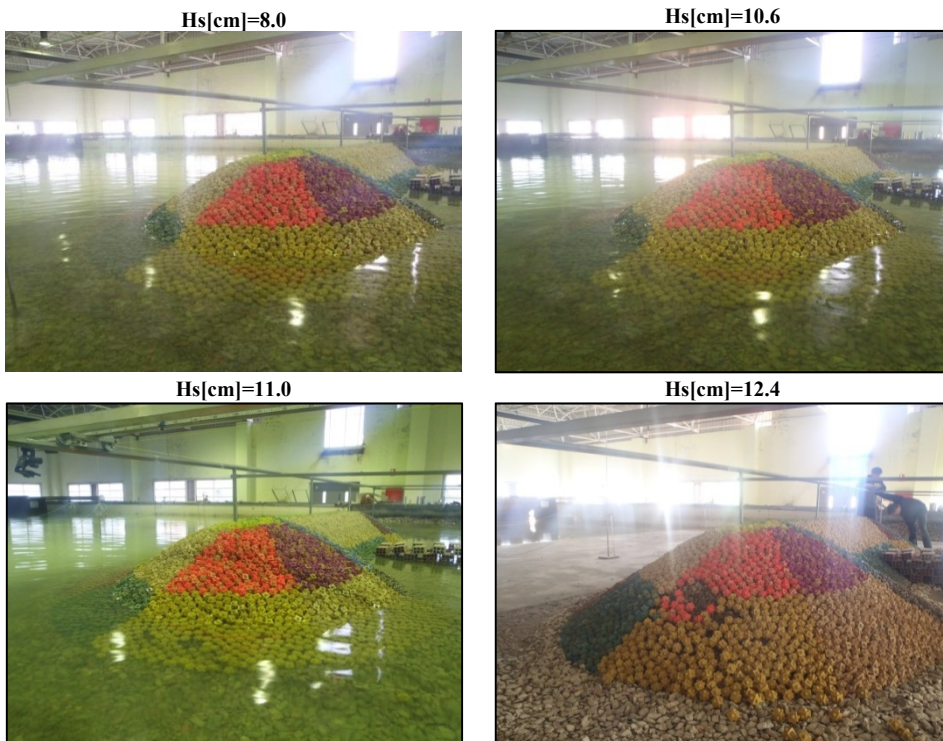


Figura 4- 7 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 30

4.3 EXTENSIÓN DEL DAÑO HACIA EL SECTOR (45°-90°)

Como se acaba de comprobar, la evolución del daño en los morros monocapa de cubípodos provoca la pérdida de apoyo de las piezas por el movimiento de la zona emergida hacia la sumergida (figura 4-7). Este patrón ha provocado que en 19 de los 45 morros ensayados se hayan caído piezas entre 45° y 135°. La figura 4-8 muestra los dos sectores en los que se ha producido la caída de piezas con esta tipología.

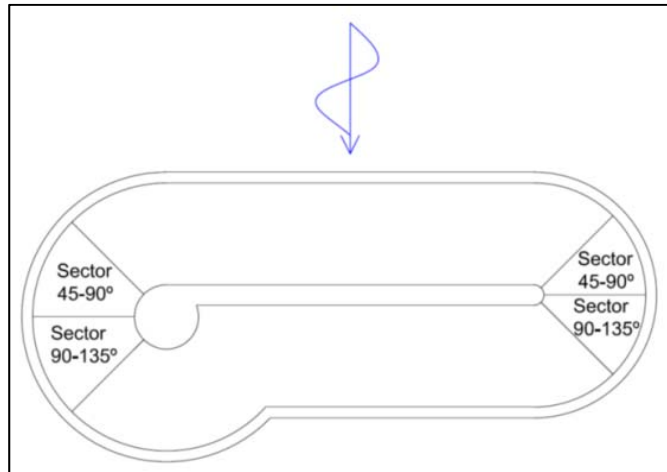


Figura 4- 8 Localización del daño entre los ángulos 45° y 135°.

Estos ensayos reflejan que la rotura se traslada hacia aguas arriba del sector crítico. La tabla 4-3 muestra los ensayos concretos y las características de los morros que cumplen esta tipología de rotura. Los radios a nivel del mar se encuadran entre los 44 y 88 cm, con números de Iribarren a lo largo de todo el espectro de valores ensayados (3.5 - 6). Destacar que los radios más pequeños ($\leq 30\text{cm}$) no se encuentran en esta tipología de ensayos.

Tabla 4- 3 Ensayos con caída de piezas entre los ángulos 45° al 135°

Ensayo	Radio [cm]	Irb	Hs[cm] final	Cubípodos caídos	
				45-90°	90-135°
6	51	4	11.95	5	23
8	47	5	10.67	6	34
12	88	6	11.81	4	51
13	44	5	13.24	12	26
16	51	5	15.4	7	31
18	64	3.5	14.96	13	50
19	76	3.5	15.25	8	55
22	88	3.5	17.05	27	55
23	52	6	11.28	5	25
26	52	4	12.9	12	43

Ensayo	Radio [cm]	Irb	Hs[cm] final	Cubipodos caídos	
				45-90°	90-135°
28	52	4	13.95	10	28
29	64	5	12.04	4	52
34	88	4	15	7	39
37	44	6	10.92	4	25
39	76	6	14.05	20	52
40	51	6	11.64	10	25
42	64	4	12.24	5	25
45	44	3.5	15.21	6	13
46	56	5	12.44	11	16
Media				9.2	35.1
Máximo				27	55
Mínimo				4	13

Las tablas muestran que existe una gran variabilidad de alturas de ola finales de cada ensayo en relación con el tamaño del morro y el número de Iribarren. Por ejemplo, los ensayos 13 y 29 son morros ensayados con igual número de Iribarren, $Irb=5$, en donde el morro de menor radio soportó mayor altura de ola.

La caída del mayor número de piezas se ha seguido produciendo en el sector crítico, pero se han producido daños relevantes en el sector 45-90°. El número de piezas caídas en el sector crítico han sido de 35 cubipodos de media, con un máximo en 55 en dos ensayos: 19 y 22, un mínimo de 13 en el ensayo 45 (que coincide con ser el de menor radio). Los daños producidos en el sector 45-90° han sido de un número medio de piezas caídas de 9 cubipodos, teniendo un máximo de 27 en el ensayo 22 y un mínimo de 4 en varios ensayos.

Se ha comprobado que existe una relación entre el radio del morro y el número de piezas caídas para el mismo estado de daño. Conforme se incrementa el radio, el porcentaje relativo de piezas caídas en el sector 90-135° se incrementa. Sin embargo, existen puntos que no cumplen esa tendencia, marcados en negro en la figura 4-9 ensayos (34 y 42, marcado en negro) que no siguen el patrón general. Por otro lado, las caídas de cubipodos en el sector 45-90° se sitúan entre 2 y 12 piezas independientemente del tamaño del morro, exceptuando 2 ensayos (22 y 39, marcados en morado).

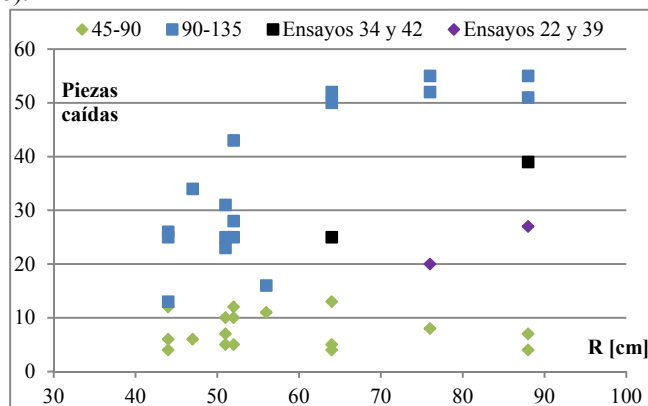


Figura 4- 9 Piezas caídas en los dos sectores de daño en la finalización del ensayo frente al radio a nivel del mar

La figura 4-10 muestra el estado del morro al finalizar el ensayo en los ensayos 34 y 42, marcado en negro en la figura 4-9. En estos dos ensayos, el movimiento durante la evolución del daño genera que las piezas de la parte emergida del morro se trasladen hacia la zona sumergida, y sigan aportando, en su mayoría, estabilidad al conjunto.

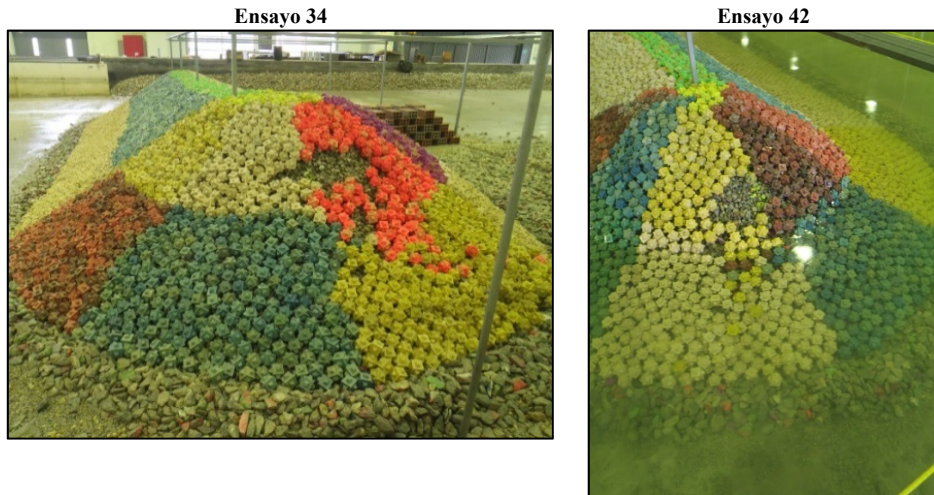


Figura 4- 10 Estado final del morro tras los ensayos de los ensayos 34 y 42

La figura 4-11 muestra el estado final de los morros tras la finalización del ensayo en los dos ensayos (22 y 39) marcados en morado en la figura 4-9. En estos, las primeras piezas caídas se han producido en el sector 90-135° cerca del sector 45-90°, por lo que la evolución del daño se traslada también hacia este sector, generando esos movimientos de piezas fuera del patrón general.

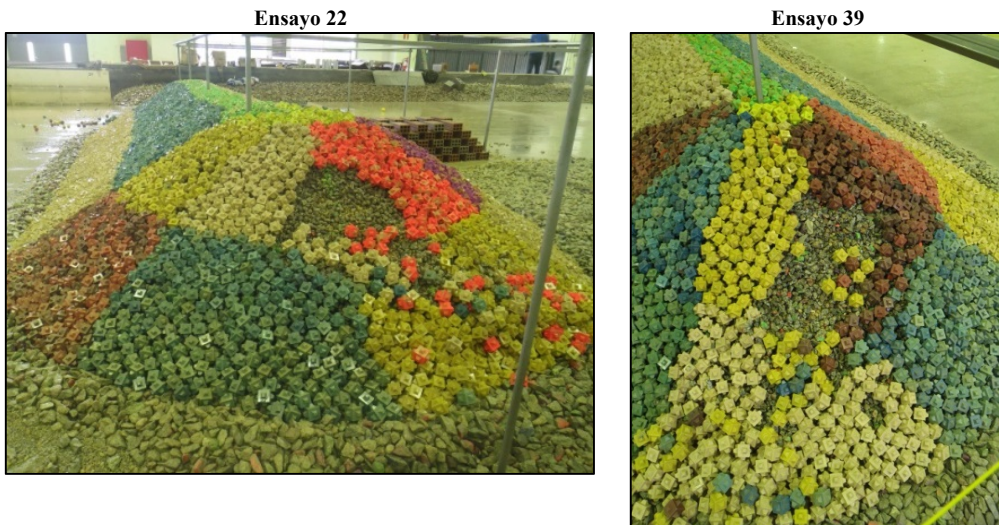


Figura 4- 11 Estado final del morro tras los ensayos de los ensayos 22 y 39

A modo de ejemplo se ha seleccionado para su análisis uno de los ensayos como representativo de esta tipología, el ensayo 18 (Radio [cm]=64 e I_{rb} =3.5). La figura 4-12 muestra la evolución del daño en los dos sectores afectados por el movimiento de las piezas (45-90° y 90-135°).

Los movimientos han comenzado en el escalón H_s [cm]=13.9 en la zona sumergida del sector crítico. En los siguientes escalones de ola los cubipodos se han desplazado de la zona emergida a la sumergida para tapar los huecos generados en el escalón anterior. Como consecuencia de esto, se han producido pérdidas de apoyo de las piezas situadas en la intersección entre los sectores 90-135° y 45-90°, produciendo la caída de piezas de este sector. La novedad en este ensayo es la extensión del daño al sector 45-90°, aunque es menor medida que respecto al 90-135°.

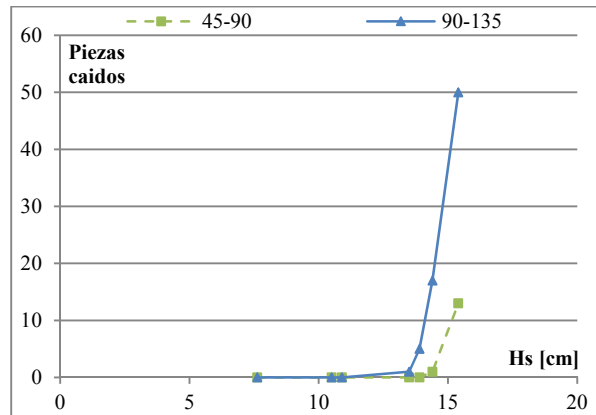
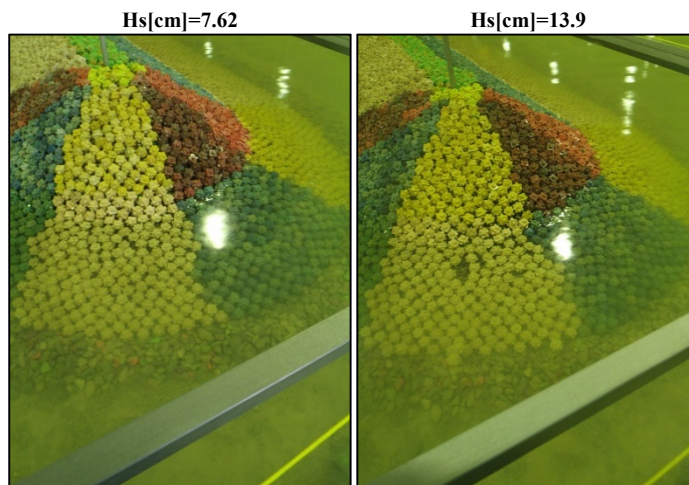


Figura 4- 12 Evolución de piezas caídas en el ensayo 18

La caída de piezas del sector 45-90° hacia el sector crítico se ha producido en los dos últimos escalones de ola ensayados (H_s [cm]=14.4 y H_s [cm]=15.4) para finalmente producirse el movimiento de filtro en los dos sectores, (figura 4-13, abajo derecha).



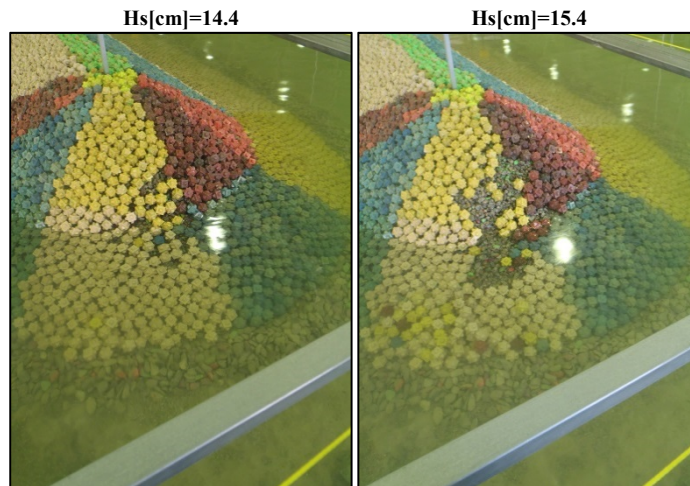


Figura 4- 13 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 18

Los resultados obtenidos en este patrón es que a mayor radio del morro el número de cubípodos caídos a la finalización del ensayo es mayor, mientras que en el sector 45-90° permanecen entre 2 y 12 piezas. Los ensayos que no cumplen la tendencia general, figura 4-9, se han producido con diferentes características de radio y número de Iribarren. Por lo tanto, no es posible deducir una conclusión absoluta sobre el comportamiento de los cubípodos, al depender de los movimientos sobre el talud de protección.

4.4 EXTENSIÓN DEL DAÑO HACIA LOS SECTORES (45-90° Y 135-180°)

El siguiente patrón abarca 3 sectores: el crítico y los dos sectores contiguos al mismo. Este fenómeno se ha producido en 7 de los 45 morros analizados en la campaña experimental. La figura 4-14 muestra un esquema de la localización de los movimientos en esta tipología.

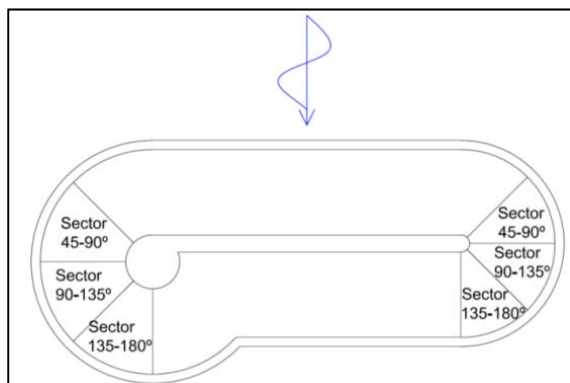


Figura 4- 14 Localización del daño entre los ángulos 45° y 180°

La tabla 4-4 muestra las características en las que se ha producido este patrón. Se observa que este caso está relacionado con radios a nivel del mar reducidos, concretamente 6 de los 7 morros tienen radios inferiores 50cm. Este hecho genera que sea más probable la pérdida de apoyo lateral en las piezas de ambos sectores contiguos. Además, el número de Iribarren en 5 de los 7 ensayos es el más alto ($Irb=6$), lo que relaciona esta tipología con radios pequeños y períodos altos.

Tabla 4- 4 Ensayos con caída de piezas entre los ángulos 45° al 180°

Ensayos	Radio [cm]	Irb	Hs[cm] final	Cubípodos caídos		
				45-90°	90-135°	135-180°
5	27	6	11.06	14	26	5
7	39	6	9.78	2	19	1
9	32	6	12.39	9	17	7
10	47	6	11.64	2	27	5
15	47	4	13.73	2	30	1
25	64	6	11.81	5	30	3
32	27	4	11.06	5	22	4
Media				5.6	24.4	3.7
Máximo				14	30	7
Mínimo				2	17	1

La media de piezas caídas en el sector crítico es de 24.4 con un máximo en 30 en el ensayo 15, y un mínimo en 17 en el ensayo 7. Por otro lado, en el sector 45-90° se han caído 5.6 cubípodos de media, con un máximo de 14 (ensayo 5) y un mínimo de 2 (ensayos 10 y 15). Por último en el sector 135-180° la media ha sido de 3.7 piezas caídas, con un máximo de 7 en el ensayo 9 y mínimo de 1 en el ensayo 7. Al igual que antes, la tendencia del movimiento de las piezas es mayor hacia aguas arriba.

Al analizar la altura de ola a la finalización del ensayo se observa que hay morros con radios menores que han soportado, para el mismo número de Iribarren, oleajes similares que radios más grandes, (ensayos 9 y el 25, tabla 4-4). Este hecho vuelve a remarcar que en algunas ocasiones los morros de radios reducidos contienen mayor estabilidad de la inicialmente prevista. El morro seleccionado como representativo de este patrón de movimiento de piezas es el ensayo 10. La figura 4-15 muestra la evolución de los movimientos.

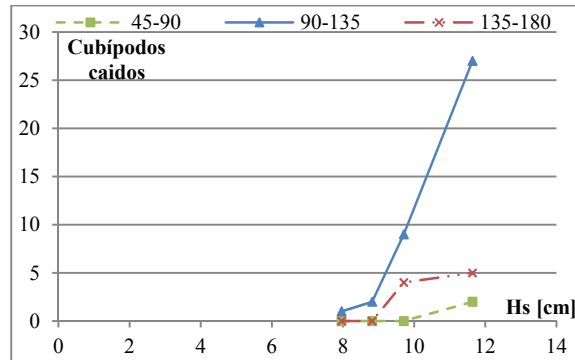


Figura 4- 15 Evolución de piezas caídas en el ensayo 10.

Se puede observar como desde el primer escalón de altura de ola se han producido movimientos en el sector crítico. Entre el segundo escalón de ola, H_s [cm]=8.82, y el tercero, H_s [cm]=9.71, se produce el movimiento de cubípodos en el sector 135-180° como consecuencia del incremento de porosidad del sector crítico en el escalón anterior. Inicialmente la rotura parece trasladarse hacia el sector 135-180°, sin embargo en el último escalón de ola H_s [cm]=11.64, los movimientos de piezas han originado la pérdida de apoyo lateral en el sector 45-90°, produciendo la caída de piezas en este sector.

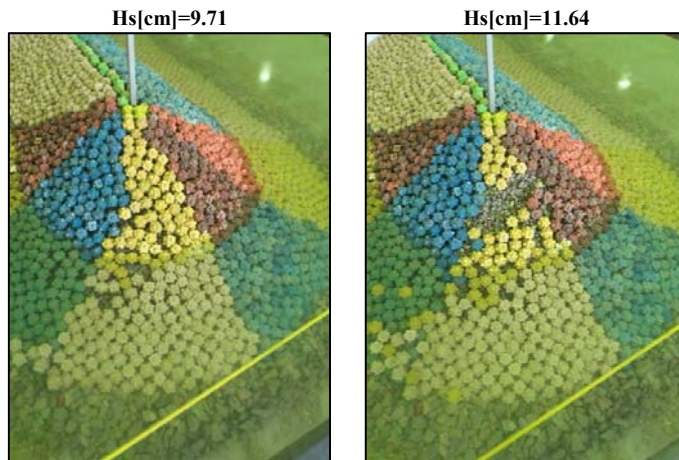


Figura 4- 16 Estado del morro en los dos últimos escalones de ola ensayados en el ensayo 10.

Este hecho refleja de nuevo la aleatoriedad de los movimientos de los cubípodos con la evolución del daño, teniendo mayor importancia en morros de radios reducidos. Además, no se produce tan claramente la exposición del filtro en la parte emergida, como ocurre en morros de radios mayores, sino que ocurre en ambas zonas, emergida y sumergida, como en el ensayo 10.

4.5 CASOS PARTICULARES

Una vez analizados los 3 principales patrones de movimiento de piezas de los morros protegidos con un manto monocapa de cubípodos, se muestran una serie de casos particulares que se obtuvieron durante los ensayos:

- Caída de piezas entre 0° a 135°
- Caída de piezas entre 0° a 180°
- Rotura de filtro
- Ensayos sin rotura

Los 4 casos particulares se han producido en los 7 morros restantes de los 45 ensayados. La tabla 4-5 contiene las características de los mismos. Se observa que se han producido casos particulares en todo tipo de radios.

Tabla 4- 5 Casos particulares

Ensayos	Radio [cm]	Irb	Tipología
17	52	3.5	Caída de piezas entre 0° a 135°
20	76	4	
41	32	5	Caída de piezas entre 0° a 180°
4	27	5	
35	39	4	Rotura total
33	76	4	Ensayos sin rotura
21	100	4	

4.5.1 Caída de piezas entre 0° y 135°

El primer caso particular corresponde a los ensayos 17 y 20, en los que se producen movimientos de piezas en 3 sectores: 0-45°, 45-90°, y 90-135°. Estos dos morros han sufrido el mayor número de piezas caídas en el sector crítico, produciéndose la erosión del filtro en esta zona.

La caídas de piezas en el sector frontal con oleaje unidireccional y perpendicular al tronco del modelo ha sido documentada por autores como Matsumi, et al., (1994, 1996, 1998) y Comola et al., 2014 en el caso de escolleras. Es necesario analizar estos ensayos en concreto y determinar si es un fenómeno que se puede producir en este tipo de morros, así como conocer las condiciones concretas en las que ocurre. La figura 4-17 muestra de forma gráfica la locación de las caídas.

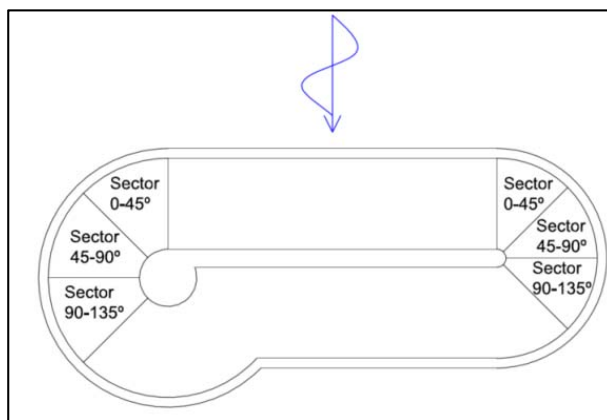


Figura 4- 17 Localización del daño entre los ángulos 0° y 135°

Las características de los morros y el número de piezas caídas en cada sector se muestran en la tabla 4-6. Son diferentes en cuanto al tamaño y número de Iribarren. Remarcar que se han registrado morros con similares características y mostrando una tipología de daño según los 3 patrones principales anteriormente explicados.

Tabla 4- 6 Ensayos con caída de piezas entre los ángulos 0° al 135°

Ensayos	Radio [cm]	Irb	Hs[cm] final	Cubípodos caídos		
				0-45°	45-90°	90-135°
17	52	3.5	15.4	4	11	62
20	76	4	15.2	1	6	38
Media				2.5	8.5	50.0

Las piezas caídas en el sector crítico fueron de 50 cubípodos de media, mientras que en los otros dos sectores se obtuvieron 2.5 piezas para el sector 0-45°, y 8.5 para el sector 45-90°. A continuación se muestra la gráfica de evolución de las piezas caídas frente a las alturas de ola para el ensayo 17.

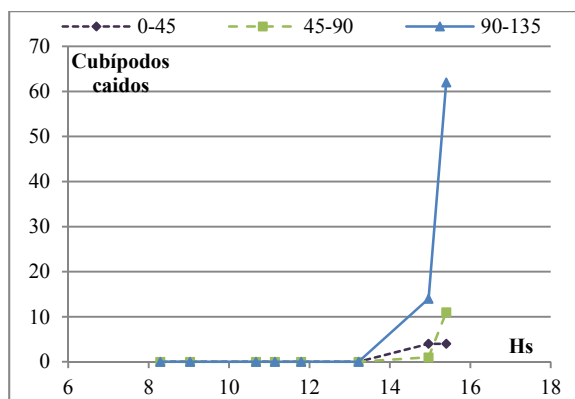


Figura 4- 18 Evolución de piezas caídas en el ensayo 17

La evolución del daño es similar a la del tipo 4.3 (caídas entre 45° y 135°). Se diferencia en que se produce la caída de 4 piezas en el sector 0-45° en el penúltimo escalón de altura de ola, manteniéndose hasta el final. Las figuras mostradas a continuación están ordenadas por columnas.

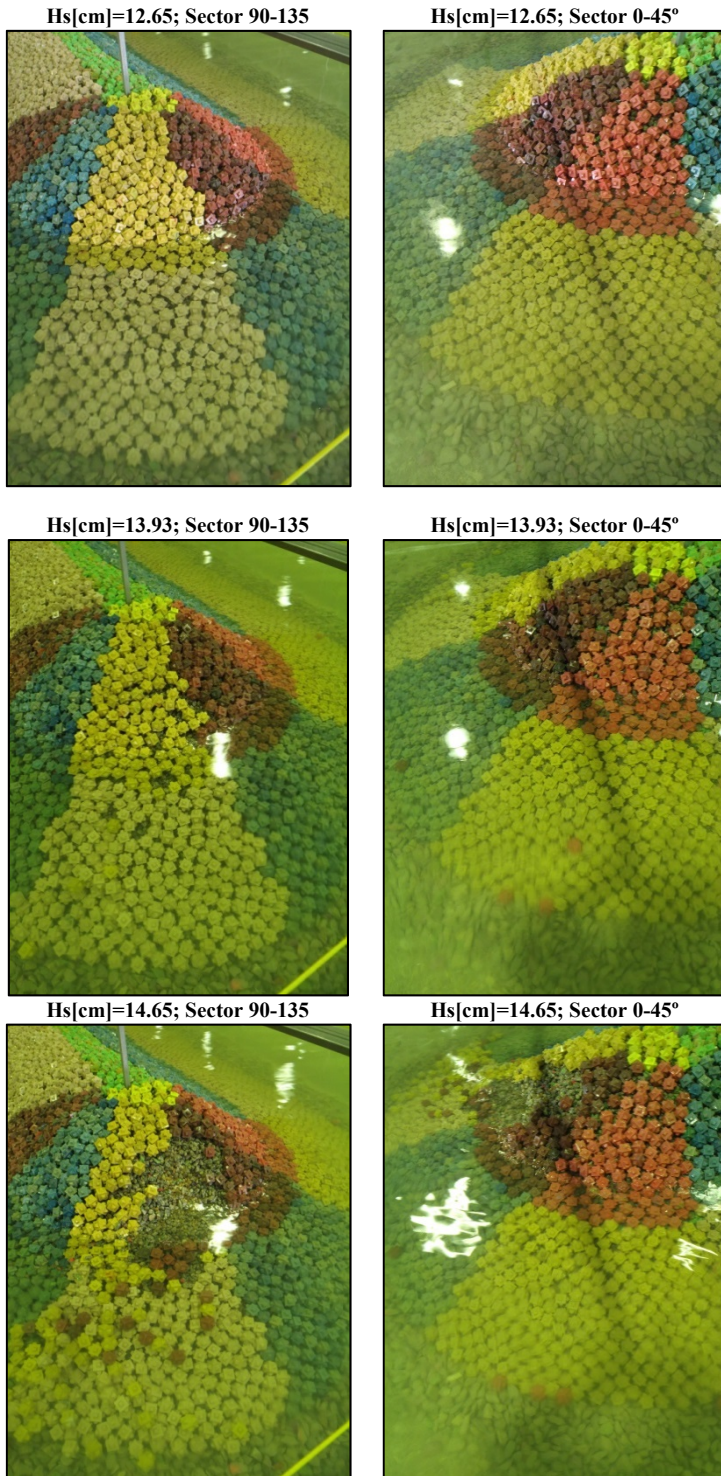


Figura 4- 19 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 17

La figura 4-19 muestra el estado del sector crítico y del sector 0-45° en los tres últimos escalones de ola. La caída de piezas del sector delantero no es consecuencia de la evolución del daño del sector 45-90°, sino que se ha producido por exceso de porosidad, tal y como se puede ver en la figura anterior, en la construcción del sector frontal, sobre todo en la zona cercana a la coronación. Este hecho ocasiona que las piezas durante los primeros escalones de ola se desplacen, produciéndose pérdidas de apoyo y en consecuencia la caída de las mismas.

Por otro lado, el ensayo 20 solo ha sufrido la caída de una pieza en el sector delantero y se ha mantenido el daño constante en todo el ensayo, figura 4-20. Se puede concluir que este hecho es debido a una mala colocación de esa pieza en la construcción del morro.

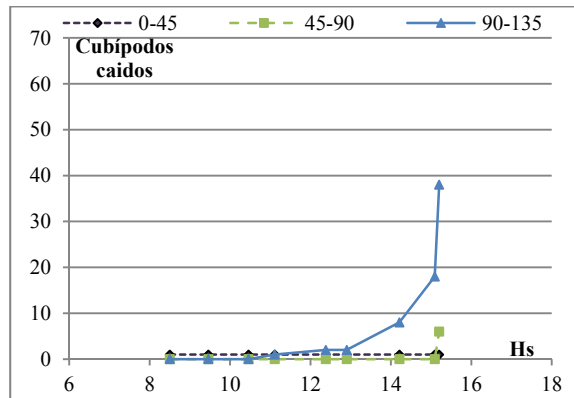


Figura 4- 20 Evolución de piezas caídas en el ensayo 20

Este análisis muestra que los ensayos 17 y 20 son ensayos particulares de la tipología 4.3, caída de cubípodos entre los ángulos 45° y 135° pero, como consecuencia de fallos constructivos, se han producido caídas de piezas en el sector delantero. Además, la estabilidad del sector (0-45°) no se ve afectada, ya que la evolución de estos daños ha permanecido constante una vez producido el mismo.

4.5.2 Caída de piezas entre 0° y 180°

Los daños de estos ensayos se han producido por la pérdida de apoyo lateral de piezas en todos los sectores del morro, consecuencia del movimiento de cubípodos de la zona emergida a la sumergida y por los tamaños de los radios del morro al nivel del mar. El mayor número de piezas se han caído entre los ángulos 45° y 135°, siendo en los sectores frontal y trasero mucho menores. La figura 4-21 muestra un esquema de los sectores de daño.

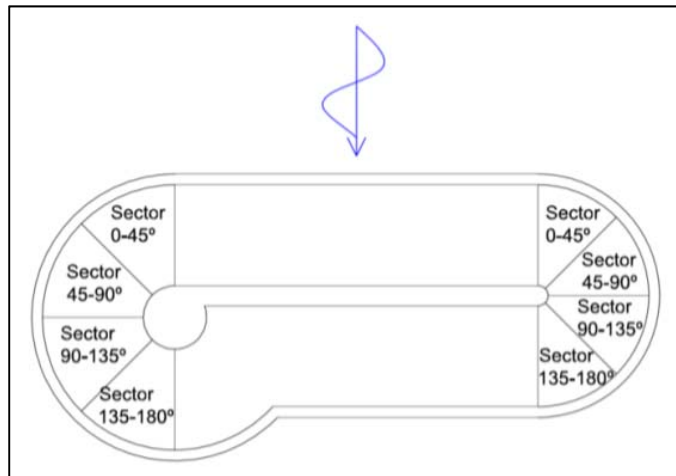


Figura 4- 21 Localización del daño entre los ángulos 0° y 180°.

Los dos ensayos en los que se ha producido esta tipología de daño han sido el 4 y 41, cuyas características se muestran en la tabla 4-7, y que tienen los radios más pequeños estudiados en la campaña experimental (27 y 32 cm). Este hecho implica que el número de piezas en la zona emergida de los sectores sea pequeño, y la caída de piezas genere a su vez pérdidas de apoyo más fácilmente, permitiendo que el daño afecte a más sectores del morro.

El número medio de piezas caídas en el sector 45-90° y el crítico es de 10.5 y 25.5 respectivamente, mientras que en el sector frontal y trasero se han producido la caída de 1.5 y 2 piezas de media respectivamente.

Tabla 4- 7 Ensayos con caída de piezas entre los ángulos 0° al 180°

Ensayos	Radio [cm]	Irb	Hs[cm] final	Cubípodos caídos			
				0-45°	45-90°	90-135°	135-180°
4	27	5	10.2	1	8	17	2
41	32	5	13.4	2	13	34	2
Media				1.5	10.5	25.5	2.0

En el primer escalón de altura de ola, H_s [cm]=8.15, se cae el primer cubípodos en el sector crítico. En H_s [cm]=8.85 continúa aumentando el daño en el sector crítico y es el momento en el que se producen la caída de piezas en el sector 135-180°, para mantenerse constante hasta el final del ensayo. Además, en este escalón la zona sumergida ha sufrido la caída de varias piezas, dejando zonas de filtro visto, las cuales forman una diagonal que define hacia donde se va a producir el daño final del ensayo. Por último, en H_s [cm]=10.2 se produce la erosión del filtro, momento en que se producen los desplazamientos del sector 0-45° y 45-90°.

H_s [cm]=8.15

H_s [cm]=8.85

H_s [cm]=10.2

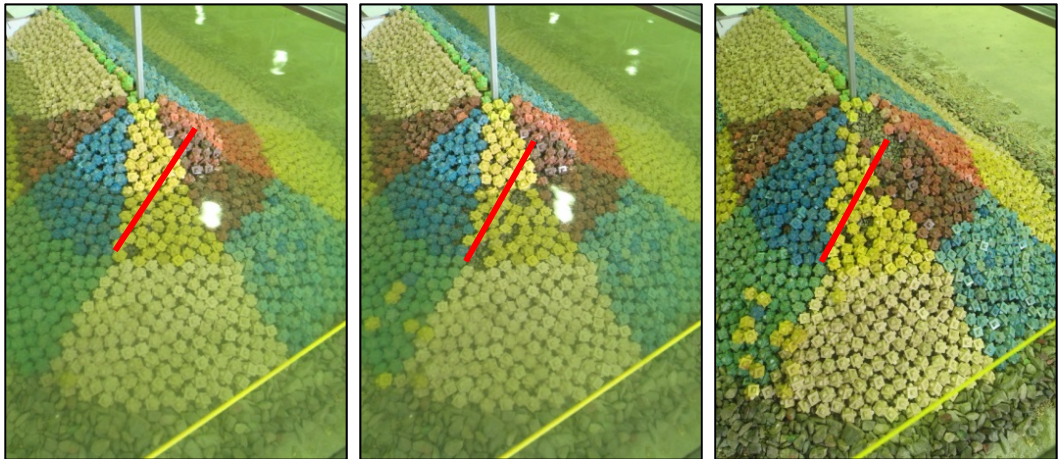


Figura 4- 22 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 4.

La figura 4-23 muestra la evolución de la caída de piezas en el ensayo 4. Los movimientos comienzan en el sector 90-135°, generando la pérdida de apoyo en el sector 135-180°. Finalmente en el último escalón de ola se producen las caídas en los otros sectores.

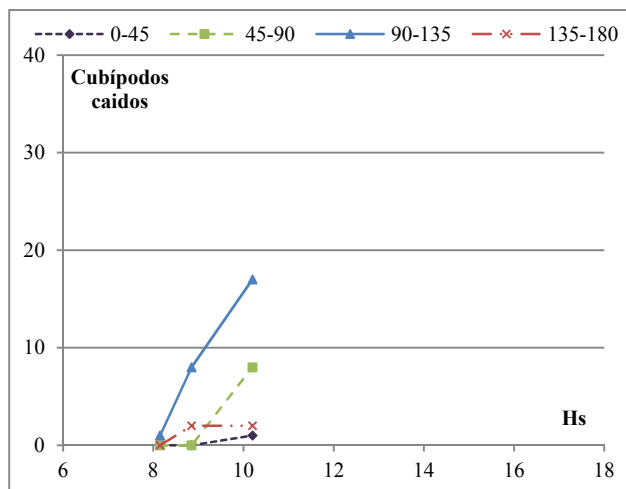


Figura 4- 23 Evolución de piezas caídas en el ensayo 4

A diferencia del caso anterior, en el ensayo 41 la evolución del daño ha mostrado un comportamiento muy rígido. Durante los 4 primeros escalones de ola no se produce la caída de piezas, produciéndose los movimientos en el último escalón de ola.

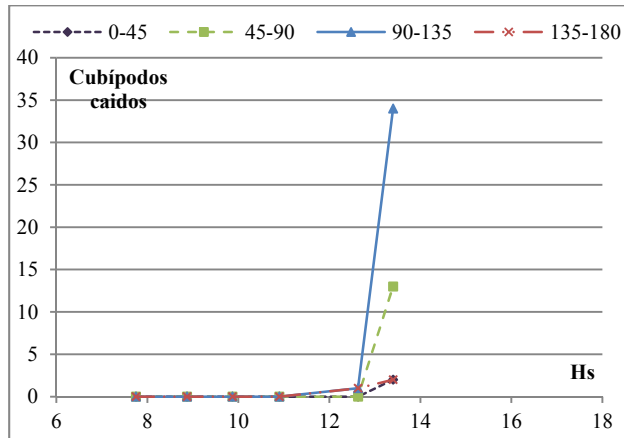


Figura 4- 24 Evolución de piezas caídas en el ensayo 41.

La figura 4-25 muestra los dos escalones de ola finales del ensayo 41. El número de piezas caídas en el escalón de ola H_s [cm]=12.63 fue de 2 piezas en el sector 90-135°, y otra en el 135-180°. Finalmente, con un incremento de menos de 1cm de altura de ola se produce la rotura general del morro, con caída de piezas entre los 0° y 180°.

La evolución del daño en este morro se ha producido hacia el sector frontal, de forma rápida. Este hecho unido al radio del morro muestra una rotura frágil y en consecuencia la rigidez.

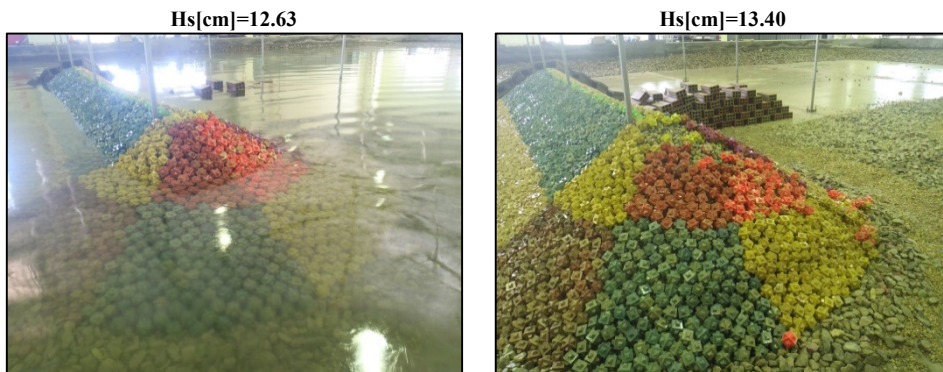


Figura 4- 25 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 41.

4.5.3 Rotura de filtro

En el ensayo 35 se produjo una destrucción en la cual se llegó a erosionar el núcleo. Al igual que en el ensayo 41, la rotura fue muy rígida, pasando de la caída de 3 cubipodos en el sector crítico a erosionar la zona emergida del núcleo en la mitad del morro. La tabla 4-8 muestra las características del morro ensayado y el número de piezas caídas.

Tabla 4- 8 Ensayo de rotura de filtro

Ensayos	Radio [cm]	Irb	Hs[cm] final	Cubípodos caídos			
				0-45°	45-90°	90-135°	135-180°
35	39	4	15.21	40	61	75	21

En los dos últimos escalones de ola, de menos de 3cm de incremento de H_s , se produjeron todos los movimientos de piezas e incluso la erosión del núcleo del modelo. Las figuras 4-26 y 2-27 muestran los 3 últimos escalones de ola ensayados. Se puede observar el estado del morro para la H_s [cm]= 12.34, en el que no se ha producido la caída de ninguna pieza, y comparar con las 3 piezas caídas en la parte sumergida tras el ensayo de H_s [cm]=13.78. Por último, se muestra la rotura final del morro con la erosión del núcleo en el último escalón de ola.

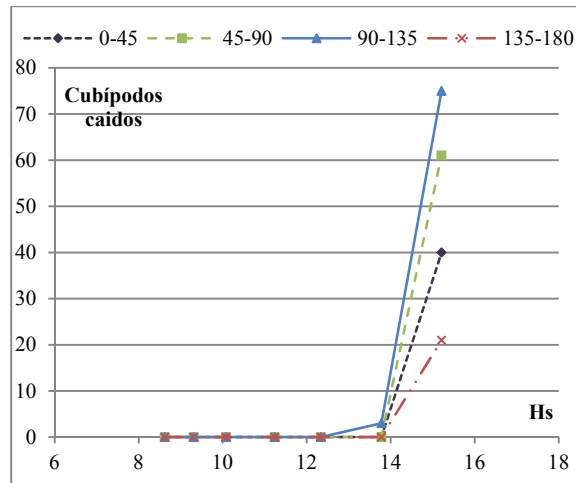


Figura 4- 26 Evolución de piezas caídas en el ensayo 35.

Este resultado muestra la rigidez al romper repentinamente, sin apenas escalones de daño intermedios. Además, es importante remarcar que el sector 180-225° no ha sufrido tampoco en este ensayo la caída de ningún cubípodos.

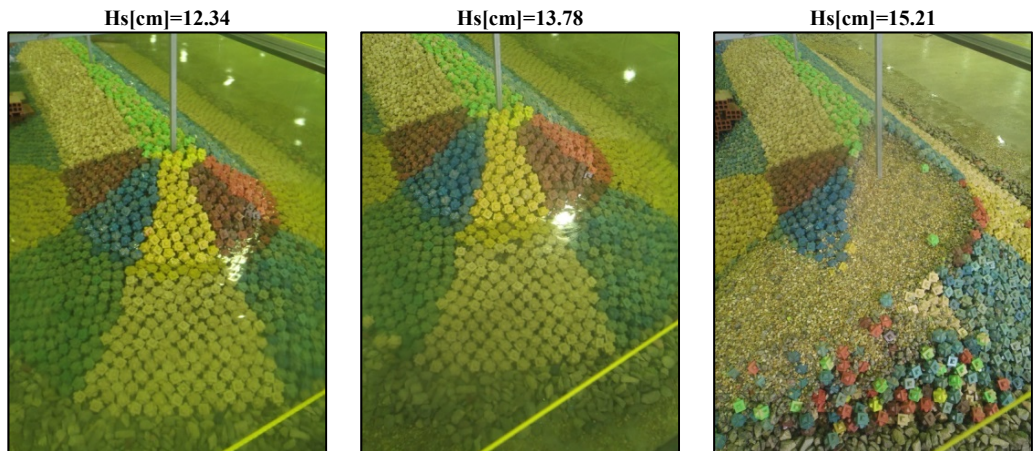


Figura 4- 27 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 35

4.5.4 Ensayos sin rotura

En los 45 morros ensayados solo en dos ensayos (21 y 33) con radio de 100 y 76 cm respectivamente y ambos ensayados con Iribarren 3.5, no se produjo la rotura. Este fenómeno ha sido consecuencia de la resistencia mostrada por los morros y las características del sistema de generación de oleaje. La resistencia de los morros fue alta para los tamaños de los radios y el número de Iribarren mínimo generado.

El sistema no permitía generar correctamente oleajes superiores a los ensayados con las condiciones de calado a la escala de trabajo. El espectro que se reproducía no era representativo de los estados de mar anteriores, por lo que la comparación de resultados no sería posible. Por ello, estos dos morros no serán tenidos en cuenta en los análisis de estabilidad y daño de los dos capítulos siguientes.

4.6 ENSAYOS REPETIDOS

Durante la ejecución de la campaña experimental se detectaron una serie de morros en los que las alturas de ola finales de ensayo, eran superiores a las esperadas, en comparación con las de otros morros de características similares, ya que tenían radios y números de Iribarren similares. Este hecho llevó a repetir 2 ensayos, mostrando en la tabla 4-9 los resultados.

Tabla 4- 9 Ensayos repetidos

Ensayo original	Ensayo repetido	R [cm]	Irb	H _{sf} [cm] original	H _{sf} [cm] repetido
39	11	76	6	14.05	12.42
43	4	27	5	8.87	10.2

En el ensayo 39 se ha producido la caída de piezas entre los ángulos 45° y 135°, mientras que el ensayo 11 la rotura se ha producido solo en el sector crítico (figura 4-28).

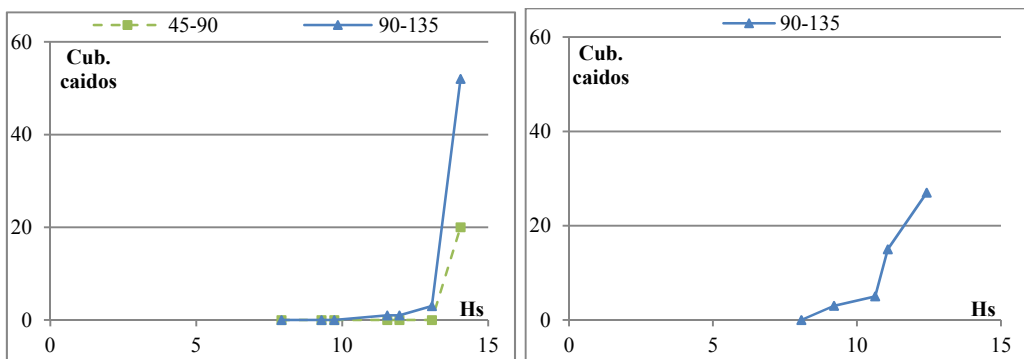


Figura 4- 28 Evolución de piezas caídas en los ensayos 39 y 11

Como ya definieron Losada & Guimenez-Curto, (1980, 1982), la respuesta de los diques en talud frente al oleaje tiene una cierta componente de aleatoriedad a causa de los fenómenos involucrados. Se concluye que a falta de otros resultados más concluyentes, este hecho es lo que diferencia estos dos morros. Sin embargo, en la figura 4-29 se observa como la tendencia de rotura es la misma en los dos ensayos, al desplazarse esta hacia el sector aguas arriba.

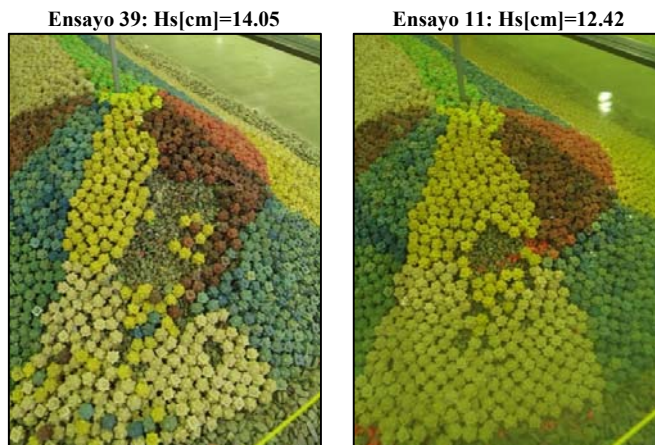


Figura 4- 29 Estado final de los morros en los ensayos 39 y 11

Por lo tanto los ensayos 39 y 11 han tenido el mismo comportamiento y la diferencia en los resultados en consecuencia de la respuesta aleatoria de los morros frente a la misma sollicitación.

Los otros dos ensayos repetidos son el 43 y el 4. Se puede concluir a la vista de las imágenes finales (figura 4-30) que el ensayo 43 se finalizó antes de que se produjera la erosión del filtro, por lo que la repetición del ensayo permitirá analizar la evolución del daño completa.

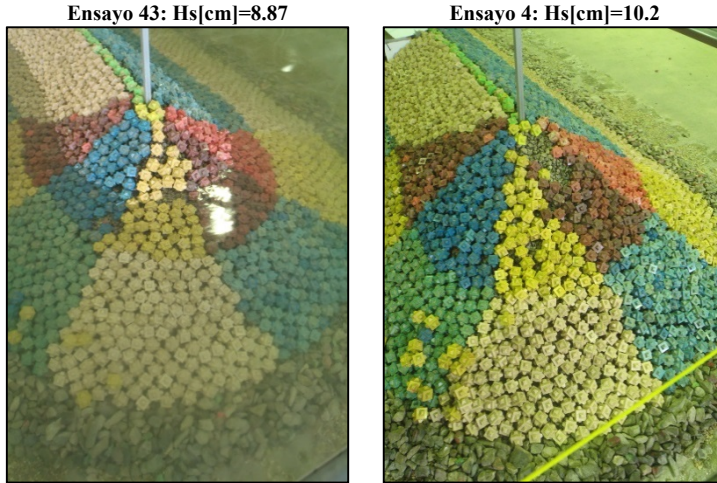


Figura 4- 30 Estado final de los morros en los ensayos 43 y 4.

Se produce una tipología diferente en ambos ensayos, sin embargo la tendencia del patrón de la rotura final es el mismo para ambos morros, figura 4-30. En el ensayo 43 la erosión del filtro se sitúa entre los 90° y 180°, mientras que en el ensayo 4 se produce la rotura en todos los sectores del morro (0° a 180°), consecuencia de la altura de ola final ensayada.

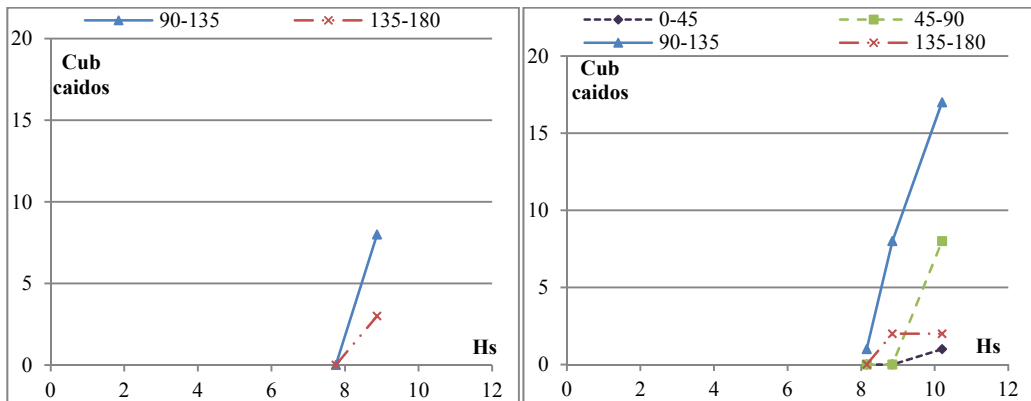


Figura 4- 31 Evolución de piezas caídas en los ensayos 43 y 4.

4.7 ESCANEEO LIDAR 3D

Un objetivo central de la tesis doctoral es el conocimiento más preciso de los movimientos y asentamientos de piezas en diques en talud. Para ello, se ha analizado, en uno de los morros ensayados, el número 10: Radio [cm]= 47 y Iribarren=6, una nuevas metodologías de análisis de los movimientos absolutos. Esta nueva metodología láser, escáner LiDAR 3D, es capaz de analizar la evolución del daño con mayor precisión que las técnicas fotogramétricas.

El escaneo abarca los movimientos producidos en las piezas entre los ángulos 0° y 180° en la zona emergida del dique. La nube de puntos 3D, realizada cada 500 olas, permite obtener los desplazamientos horizontales y verticales, así como la evolución del daño. Además, es posible analizar la porosidad en una superficie curva, como es la del morro, y su evolución como consecuencia de la acción del oleaje. La figura 4-32 presenta los ángulos analizados en el modelo y los desplazamientos obtenidos en la situación de finalización del ensayo. Además se muestran las curvas de nivel (Z2, Z4, Z6 y Z8), que se utilizan para medir, en planos horizontales, las erosiones producidas. Estas curvas de nivel se han realizado en la zona emergida cada 10 cm desde el nivel medio del mar.

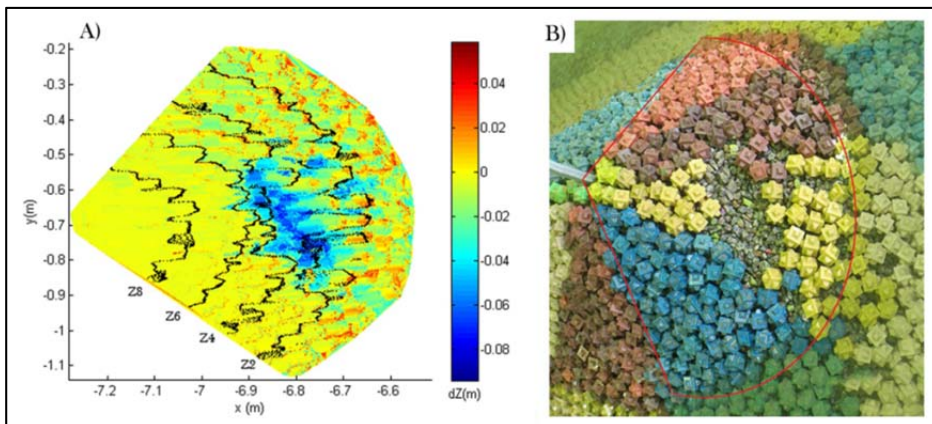


Figura 4- 32 Modificación en planta de la distancia vertical a lo largo del ensayo y las curvas de nivel analizadas (Z2, Z4, Z6 y Z8)

Los resultados obtenidos con el escaneo en el segundo escalón de ola, H_s [cm]=8.82, se muestran en la figura 4-33. El color rojo representa los desplazamientos de las piezas, mientras que la zona gris representa las partes del morro sin movimientos. Se observa como las piezas se han desplazado a la zona sumergida del dique, como consecuencia de los movimientos de los cubípodos, concentrándose estos en la zona que coincide con el nivel de agua.

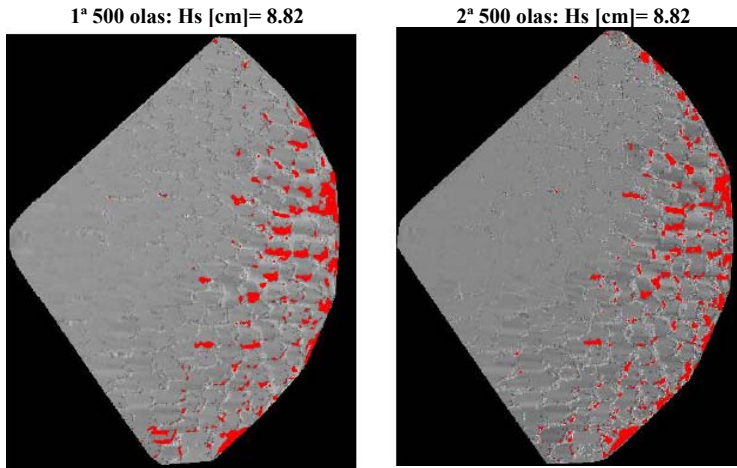


Figura 4- 33 Datos registrados en el escalón de ola Hs [cm]=8.82 con el LiDAR 3D

En la imagen izquierda de la figura 4-34 se observan pequeños incrementos de movimientos en las primeras 500 olas, de Hs [cm]=9.71, siendo notable su incremento en las segundas 500, figura 4-34 centro. Se aprecian más movimientos de las piezas e incrementos de porosidades en el manto de los sectores 45-90° y 90-135° al desplazarse la rotura hacia aguas arriba del dique.

En el último escalón de ola, Hs [cm]=11.64, se observa la rotura final del morro, figura 4-34 izquierda. El color rojo representa la zona de filtro expuesto al oleaje. Se observa como las erosiones más importantes se han producido después del último escalón de ola. Los resultados reflejan la alta sensibilidad de la instrumentación para detectar movimientos en el talud e incluso comprobar el comportamiento rígido de los morros de radio reducido.

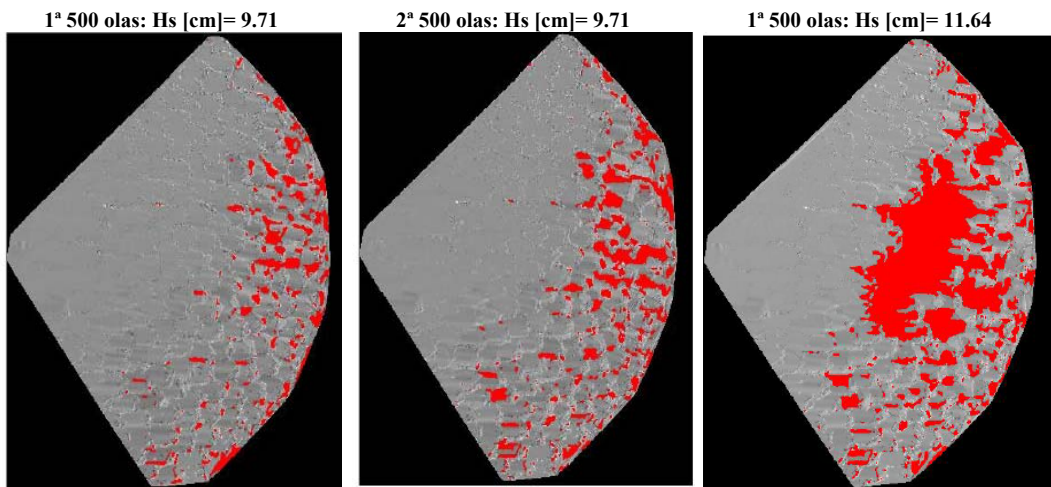


Figura 4- 34 Datos registrados con el LiDAR 3D. Izquierda y centro: escalón de ola Hs [cm]=9.71. Derecha: escalón de ola Hs [cm]=11.64

Analizando conjuntamente las imágenes 2-33y 2-34 se puede concluir que a pesar de producirse movimientos de los cubipodos a lo largo del ensayo hacia la zona sumergida, las erosiones importantes en el perfil solo se han producido en el último escalón de ola.

Por último, esta metodología permite analizar las erosiones en planos horizontales, a través de las curvas de nivel y definir con precisión el daño volumétrico. La figura 4-35 muestra la evolución de la curva de nivel Z4 de la imagen 4-32 a lo largo del ensayo. Se observa como la erosión y la pérdida de piezas se ha producido en el último escalón de ola, marcado con una línea azul.

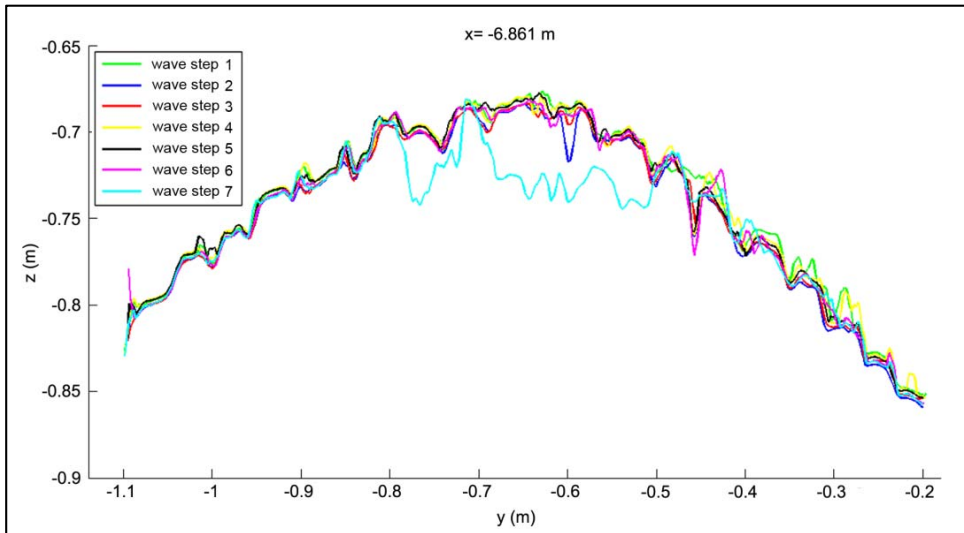


Figura 4- 35 Curva de nivel Z4 a lo largo del ensayo

Por último, se muestran en la tabla 4-10 las áreas y los volúmenes dañados cuantificados en cada uno de los escalones de ola.

Tabla 4- 10 Resultados del daño del escáner LiDAR 3D.

	Área dañada (m ²)	Área del morro (m ²)	Volumen de daño (m ³)	Área dañada (%)
1ª 500 olas: Hs[cm]= 9.71	0.020	0.43	9.14*10 ⁻⁴	4.6
2ª 500 olas: Hs[cm]= 8.82	0.019	0.43	9.79*10 ⁻⁴	4.4
1ª 500 olas: Hs[cm]= 9.71	0.024	0.43	0.001	5.5
2ª 500 olas: Hs[cm]= 9.71	0.038	0.43	0.001	8.7
1ª 500 olas: Hs[cm]= 11.64	0.096	0.43	0.003	21.9

4.8 CONCLUSIONES

La campaña experimental desarrollada ha permitido analizar los objetivos marcados en la tesis doctoral dentro del rango de validez estudiado. Como resultado más importante de este apartado, se ha comprobado que el sector en el que más piezas se mueven es el sector crítico ($90-135^\circ$), coincidiendo con lo publicado en la literatura actual de estabilidad de morros.

Se ha observado un comportamiento homogéneo en casi todos los ensayos sobre la evolución de las caídas a lo largo de un ensayo. Los primeros movimientos se producen en la zona sumergida del sector crítico. Conforme aumenta la altura de ola los cubípodos de la parte emergida se mueven para tapar los huecos de la zona sumergida. Estos desplazamientos son los que generan pérdidas de apoyo de los cubípodos, y los movimientos en los sectores contiguos. Finalmente se produce la erosión del filtro en la zona emergida del morro.

También se ha contrastado que, en morros de radios reducidos, la erosión del filtro se produce simultáneamente en la zona emergida y sumergida, dado que el número de piezas de la zona emergida no es suficiente para tapar los huecos generados en la zona sumergida.

Los sectores en los que se han producido las mayores caídas de cubípodos son los comprendidos entre los 45° y 180° , existiendo puntualmente, y como casos particulares, caídas en el sector frontal $0-45^\circ$, como consecuencia de defectos constructivos. Por último, en la campaña experimental no se ha detectado la caída de ninguna pieza en el sector trasero ($180-225^\circ$).

Las caídas producidas en los sectores contiguos al crítico, $45-90^\circ$ y $135-180^\circ$ han sido consecuencia de la evolución del daño y pérdida de apoyo lateral. El número de piezas movidas es mayor en el sector $45-90^\circ$ que en el $135-180^\circ$, comprobándose que la tendencia de desplazarse la rotura hacia aguas arriba. El parámetro del radio a nivel del mar genera que la pérdida de apoyo de las piezas se produzca con más facilidad y sea más probable afectar a los sectores contiguos.

Se ha podido comprobar que los movimientos de piezas de más de un diámetro nominal no generan siempre una reducción de estabilidad. En los morros monocapa de cubípodos se ha definido que una pieza deja de aportar estabilidad al conjunto en el momento que esta se desplaza a una segunda capa, o se mueve de su sector de colocación.

El comportamiento rígido de los morros es un patrón que se ha documentado en los ensayos, siendo muy reducido el número de escalones de ola soportados por el morro desde la primera caída de cubípodos hasta la rotura final. Un elemento relevante y relacionado con la rigidez es la estabilidad de los morros en función del radio a nivel del mar. Analizando las alturas de ola de rotura se puede observar como bajo determinadas situaciones, ciertos morros de menor radio resisten alturas olas similares que otros de mayor radio.

En uno de los casos ensayados se han utilizado dos metodologías de medición de movimientos: conteo de piezas y una nueva metodología (escaneo LiDAR 3D). Los resultados han mostrado que con la metodología laser es posible medir y cubicar con mucha precisión el volumen erosionado y definir asentamientos y evoluciones de porosidad.

Los resultados obtenidos han validado la campaña experimental y permitir por tanto, avanzar en los Capítulos 5 y 6 en el estudio del daño y la estabilidad de los morros monocapa de cubípodos.

Capítulo 5. Definición y análisis del daño

5.1 INTRODUCCIÓN

5.2 ANÁLISIS DEL DAÑO EN MANTOS MONOCAPA DE CUBÍPODOS

5.2.1 *Caracterización del daño*

5.2.2 *Evolución de la porosidad*

5.2.3 *Determinación de puntos críticos mediante escaneo LiDAR 3D*

5.3 TAMAÑO RELATIVO DE LOS MORROS

5.3.1 *Influencia del radio y la longitud de onda (R/L_{rp})*

5.3.2 *Influencia del radio y el diámetro nominal (R_n)*

5.3.3 *Influencia del radio y la altura de ola (R/H)*

5.3.4 *Propuesta de caracterización de tamaño*

5.4 DEFINICIÓN DEL SECTOR ACTIVO

5.4.1 *Análisis vertical de la zona activa*

5.4.2 *Análisis sectorial de la zona activa*

5.5 EVOLUCIÓN DEL DAÑO

5.5.1 *Forma de la curva de daño*

5.5.2 *Comparación con la fórmula de Van der Meer*

5.6 ESTADOS DE DAÑO

5.6.1 *Inicio de averías*

5.6.2 *Destrucción*

5.7 CONCLUSIONES

5.1 INTRODUCCIÓN

En este capítulo se presenta el análisis del daño en morros de diques en talud protegidos con mantos monocapa de cubípodos. Como se ha podido ver en el estado del arte, la determinación y el análisis del daño en mantos monocapa es un tema con un reducido desarrollo científico hasta el momento.

Los patrones de movimiento de piezas determinan el momento en el que una pieza deja de aportar estabilidad al morro, reduciendo su capacidad para resistir el oleaje. El criterio utilizado para definir este fenómeno en el marco de esta tesis doctoral ha sido:

- Pieza fuera de su sección, o en segunda capa (círculo rojo)
- Pieza fuera de su sector de colocación (círculo negro)



Figura 5- 1 Ensayo 45 al finalizar el ensayo

El objetivo del presente capítulo es calcular el daño, estudiar su evolución e identificar los distintos estados del mismo en los morros monocapa de cubípodos. Para ello, se han analizado los diferentes criterios de medición de daño existentes en la actualidad, su posible aplicabilidad a esta tipología de estructura, así como la localización del daño, tanto en horizontal como en vertical.

Ha sido necesario analizar las curvas de daño y su significación, ya que en la actualidad no existen criterios claros aplicables a este tipo de estructuras. Se ha comprobado que el comportamiento de los morros monocapa es más frágil y la evolución del daño es más rápida que en el caso de los troncos. Además, el menor número de piezas en el manto comparado con los taludes bicapa, implica que la evolución del daño se produzca de una forma más rápida.

Por lo tanto, aplicar los criterios de daño de mantos bicapa a esta tipología no permite reflejar con detalle el comportamiento de estas estructuras, tomando decisiones conservadoras a la hora de estimar la estabilidad.

5.2 ANÁLISIS DEL DAÑO EN MANTOS MONOCAPA DE CUBÍPODOS

Para reflejar la realidad del estado del daño frente a diferentes estados de mar, se han identificado (Capítulo 4) los cubípodos que no aportan estabilidad al conjunto en cada uno de los ensayos, para posteriormente plantear el análisis y su cuantificación.

Se ha estudiado la aplicación de los tres criterios existentes más habituales para la cuantificación del daño, (S , N_{od} y D) recogidos en Burcharth & Hughes (2002), así como la nueva metodología desarrollada para troncos de cubípodos monocapa (Gómez-Martín, 2015).

El parámetro “ S ”, descrito en el Capítulo 2, relaciona el daño con el área erosionada. En la tipología de estructura analizada en esta tesis doctoral no es posible utilizarlo por el desplazamiento de las piezas movidas. Una pieza desplazada de su posición inicial no se sitúa generalmente en el mismo perfil, ya que generalmente se colocará en una posición inferior y aguas abajo del flujo.

El parámetro “ N_{od} ” mide el daño a través del número de piezas caídas a lo largo de una sección de ancho igual a un diámetro nominal. El daño en los morros tiene dos particularidades que también impide la aplicación de este parámetro en este estudio. La primera es que la geometría del morro hace que cada punto tenga una doble pendiente, una horizontal y una vertical, ya que en una sección de anchura de un diámetro nominal, el número de piezas en la base y en la coronación no es el mismo, tal y como se puede observar en la figura 5-2.



Figura 5- 2 Ensayo 15 antes del comienzo del ensayo

La segunda particularidad es que el daño no se produce por igual en todos los sectores, lo que hace necesario analizar cada uno en particular, y definir como límite aquel en el que se produzcan los mayores movimientos. Este hecho ha sido estudiado por Jensen (1984) y Berenguer & Baonza (1999) en su análisis de estabilidad de morros, llegando a la misma conclusión sobre la aplicación de este parámetro.

Otra opción es analizar el daño a través de mallas virtuales. Esta metodología asume que una pieza se puede desplazar más de un diámetro nominal y seguir aportando estabilidad al conjunto,

como ocurre en los morros monocapa de cubípodos. El daño se cuantifica a través de la variación de porosidad de la estructura. A pesar de que, como se verá más adelante, el daño y la porosidad están relacionados, en los morros monocapa de cubípodos esta metodología no refleja de forma correcta el estado real del daño, ya que no discriminar aquellas piezas movidas a los sectores contiguos en el análisis de la porosidad.

Si analizamos este hecho en la figura 5-1, las piezas granates se han desplazado del sector 45-90° al 90-135°, ayudando a aportar estabilidad al sector crítico y, por tanto, la variación de porosidad es menor que si se hubiesen caído o situado en segunda capa del sector crítico. Se ha comprobado que este hecho no es predecible ni cuantificable, lo que no permite demostrar que las piezas contiguas siempre vayan a aportar estabilidad al conjunto. Por lo tanto, el análisis con mallas virtuales no reflejaría el daño real en todos los morros.

Teniendo en cuenta lo anterior, se hace necesaria la cuantificación de los daños a través del parámetro volumétrico de daño “D”, el cual mide el porcentaje de piezas caídas frente a las piezas existentes en el talud. Además, éste ha sido el parámetro utilizado en los ensayos de estabilidad de morros bicapa de cubípodos Lomonaco et al. (2009) y Burcharth et al. (2010).

5.2.1 Caracterización del daño

La cuantificación de los daños se ha realizado a través de un análisis volumétrico en cada uno de los sectores definidos en el morro:

$$D_i[\%] = \frac{\text{Área sector } i \text{ erosionada média}}{\text{Área sector } i \text{ original}} * 100 = \frac{\text{Piezas caídas en sector } i * D_n^2}{A_i * (1 - P_0)} * 100$$

Siendo:

- Piezas caídas: aquellas que cumplan los criterios descritos anteriormente
- Sector i: 0-45°, 45-90°, 90-135°, 135-180° y 180-225°
- D_n : diámetro nominal
- A_i : Área del sector
- P_0 : Porosidad inicial

Se han cuantificado todos los valores del daño, D_i [%], para cada altura de ola ensayada, seleccionando el daño crítico como D [%]=Max (D_i [%]). En base a este análisis se han calculado las curvas de daño de los 43 morros ensayados mediante los pares de puntos D [%] y N_s (número de estabilidad), presentados en la figura 5-3 para el ensayo 26.

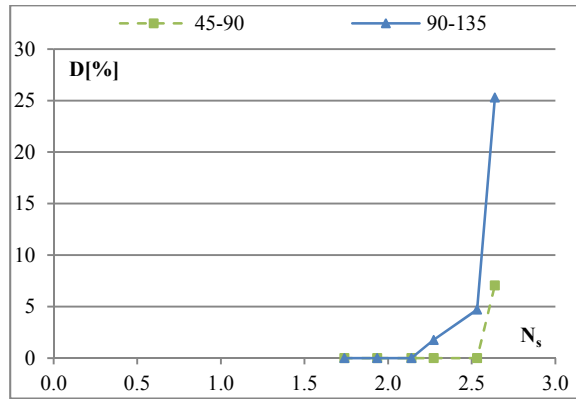


Figura 5-3 Curva de daño en el ensayo 26

5.2.2 Evolución de la porosidad

La porosidad es un parámetro relevante en los diques en talud, ya que se utiliza para determinar el número de piezas a colocar en una sección. Además, se puede utilizar para medir los primeros estados del daño en piezas, como son los asentamientos. En un manto monocapa, recientes estudios (Besley et al., 2009 y Van Gent & Luis, 2013) definen los primeros escalones del daño a través de los asentamientos, para unas tipologías concretas de piezas.

La relación entre porosidad y número de piezas definida por Gómez-Martín, (2015) en un sector, siempre que no se produzcan asentamientos o compacidad heterogénea, es:

$$\frac{\text{Piezas en el sector } i * D_n^2}{A_i} = 1 - P_{ni}$$

Dónde:

- A_i : área del sector i
- P_{ni} : Porosidad en el sector i en cada escalón de ola

El análisis de las fotografías de todos los escalones de ola de la campaña experimental, refleja que los asentamientos producidos en los cubípodos antes de la caída de la primera pieza son despreciables. Este hecho es consecuencia de su geometría, ya que no permite su adoquinamiento. Por lo tanto, no se han apreciado movimientos significativos de las piezas hasta que se produce la primera caída.

En el caso concreto de los morros monocapa de cubípodos, es posible establecer una relación entre el conteo de piezas y la variación de porosidad. Los resultados dependerán del criterio seleccionado para medir “piezas en el sector i ”.

$$\Delta P = P_{ni} - P_{0i}$$

Siendo:

$$P_{ni} = 1 - \frac{\text{Piezas en el sector } i * D_n^2}{A_i}$$

$$P_{0i} = 1 - \frac{\text{Piezas iniciales en el sector } i * D_n^2}{A_i}$$

Se ha comprobado que la evolución de la porosidad es relevante a partir de la primera caída de una pieza. En el manto de protección se genera un hueco que puede permanecer durante algunas alturas de ola, como se observa en la figura 5-4, formando un arco entre las piezas del manto, pero de forma que este siga siendo estable.

El hueco generado deja expuesto el filtro, incrementando la porosidad, pero sin que el oleaje lo llegue a erosionar en este estado. A continuación se produce la caída de más piezas en la misma zona y se generan asentamientos, ya que las piezas del manto no son capaces de soportar el peso de las colocadas sobre ellas y acaban cediendo, figura 5-5.

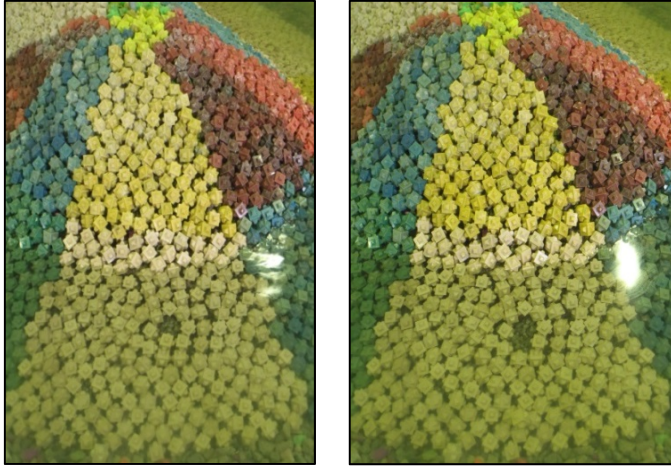


Figura 5- 4 Daños iniciales producidos en el caso 42



Figura 5- 5 Asentamientos producidos en el ensayo 3

La evolución de la porosidad ha sido estudiada tanto en la zona emergida como en la sumergida de los morros. La emergida experimentó, durante de todos los ensayos, un incremento de la porosidad como consecuencia de la caída de piezas, ya fuese fuera del talud o hacia la zona sumergida.

Sin embargo, se detectaron dos patrones de comportamiento diferentes en la zona sumergida. El primer patrón es igual que el anterior, de forma que la porosidad aumenta conforme se incrementa la sollicitación y los movimientos asociados. Por el contrario, se detectaron una serie de morros en los que la porosidad de la zona sumergida inicialmente aumentaba, y a continuación se reducía. Este fenómeno está causado por los movimientos de piezas de la zona emergida hacia la sumergida, generando disminuciones de la porosidad.

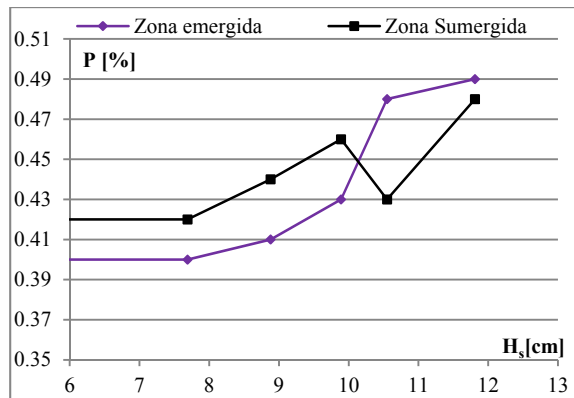


Figura 5- 6 Evaluación de la porosidad ensayo 25

La figura 5-6 refleja como la porosidad de la zona emergida (línea morada) se incrementa a lo largo del ensayo, mientras que en la zona sumergida (línea negra) se produce inicialmente un incremento de porosidad, y, en un determinado escalón de ola, una reducción de la misma, como consecuencia del desplazamiento de piezas de la zona emergida hacia la sumergida.

Este hecho genera un problema a la hora de analizar el daño a través de la porosidad, ya que en ciertas situaciones, este se podría reducir, o no incrementarse, cuando realmente se ha producido la caída o el desplazamiento de una serie de piezas.

Además, y como se ha mencionado con anterioridad, este análisis contabiliza las piezas adyacentes que se han movido hacia sectores contiguos, que como se vio en el Capítulo 4, no siempre siguen el mismo patrón, mostrando un comportamiento aleatorio.

La porosidad y su evolución han sido medidas en todos los ensayos, incluyendo la relación con el daño de la siguiente manera:

$$D_i [\%] = \frac{\text{Área sector } i \text{ erosionada } \bar{m}}{\text{Área sector } i \text{ original}} * 100$$

$$\text{Piezas iniciales sector } i = \frac{A_i * (1 - P_i) * D_n * K_{\Delta} * N}{D_n^3} * 100$$

Dónde:

- A_i : área del sector i
- P_i : Porosidad inicial en el sector i
- K_Δ : Coeficiente de capa
- N : número de capas

Dado que estamos en un manto monocapa, $N = 1$ y $K_\Delta = 1$

Por tanto:

$$D_i [\%] = \frac{\text{Piezas caídas en sector } i * D_n^2}{A_i * (1 - P_0)} * 100$$

El análisis de los resultados obtenidos en todos los ensayos muestra que existe una relación lineal entre el daño D [%] y la porosidad en el sector crítico ($90-135^\circ$), con un ajuste R^2 de 0.77 (figura 5-7).

Analizando en detalle esta relación se puede observar, una notable dispersión en los mismos debido a los siguientes fenómenos:

- Porosidad inicial diferente
- Conteo de piezas caídas de un sector a otro
- Porosidad media entre la zona emergida y la sumergida

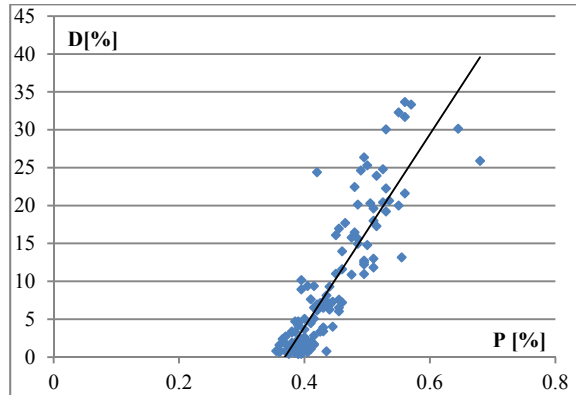


Figura 5- 7 Ajuste lineal entre la porosidad y el daño

En los casos de daño nulo o cercanos a cero, existe una gran dispersión en los datos a causa de la porosidad inicial con la que se construyó el sector. En situaciones de daño superior se producen los otros dos fenómenos mencionados con anterioridad, conteo de piezas caídas de los sectores contiguos y la porosidad media entre la zona emergida y sumergida. De esta forma se puede concluir que este parámetro no permite analizar con exactitud el daño, ya que el mismo valor para D [%] está representado por diferentes incrementos porcentuales de porosidad, y viceversa.

5.2.3 Determinación de puntos críticos mediante escaneo LiDAR 3D

El morro estudiado mediante escaneo LiDAR 3D permitió analizar y definir los movimientos absolutos de las piezas. Estas medidas han servido para identificar la evolución de la porosidad de forma precisa, los asentamientos y los centroides de daño.

El centroide de daño ha sido definido en el Capítulo 3 y en Puente, Sande, et al., (2014), como el centro geométrico de la zona en la que se producen los daños. Es decir, representa el centro de la zona erosionada por la caída de piezas. Además, en cada centroide se pudo cuantificar el número de piezas caídas en cada hueco, así como posibles erosiones en el filtro.

Durante el ensayo realizado con esta técnica se midió el estado del morro una vez comenzados los daños, dado que los movimientos producidos anteriormente a este no eran significativos. La figura 5-8 muestra la zona del morro que se analizó, limitada a la zona emergida del dique ya que la tipología de láser empleado no permite analizar las zonas sumergidas.

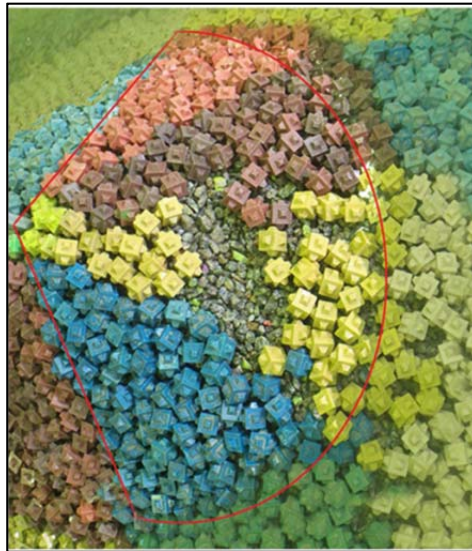


Figura 5- 8 Movimientos medidos con la técnica LiDAR 3D y la definición de los centroides del daño

Los movimientos registrados (figura 5-9, izquierda) muestran la localización y distribución de los mismos con respecto a la altura de ola. Se puede observar como los primeros, de color amarillo y azul oscuro, se producen en la zona limítrofe con el nivel medio del mar, debido a los movimientos de piezas en la zona sumergida. A partir de la altura de ola, H_s [cm]=8.82, se comienzan a producir los asentamientos en las zonas superiores del dique, dejando zonas del filtro desprotegidas.

1ª 500 olas: H_s [cm]= 8.82	1ª 500 olas: H_s [cm]= 9.71	1ª 500 olas: H_s [cm]= 11.64	
2ª 500 olas: H_s [cm]= 8.82	2ª 500 olas: H_s [cm]= 9.71		

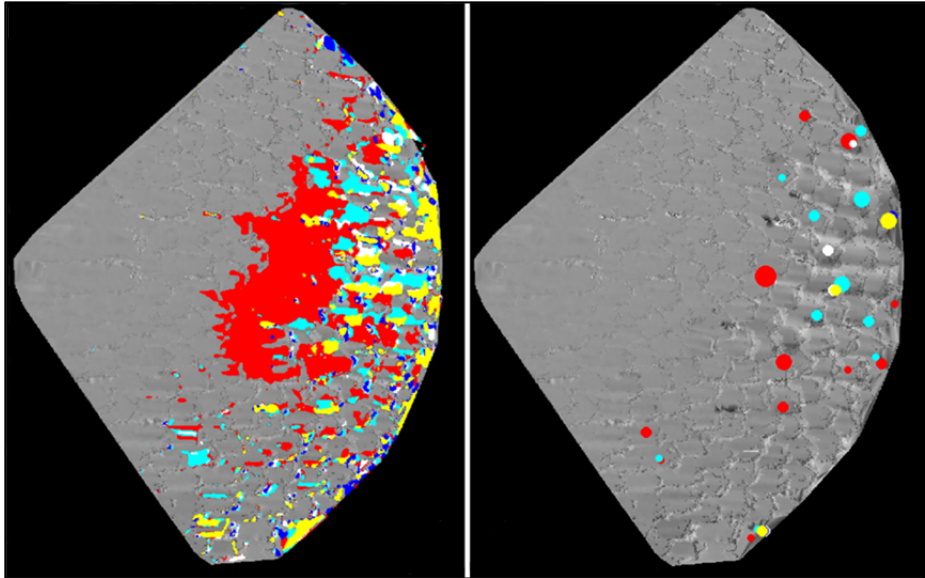


Figura 5- 9 Movimientos medidos con la técnica LiDAR 3D y la definición de los centroides del daño

La imagen de la derecha de la figura 5-9 muestra los centroides a través de círculos de colores, en donde el diámetro indica la intensidad del daño y el color la altura de ola. Se observa como los centroides de las primeras alturas de ola se producen cerca la línea del nivel del mar, mientras que en los últimos escalones de ola los daños son más dispersos, de diferente tamaño y situados en la zona más alta.

Tabla 5- 1 Porosidad medida mediante el escaneo láser LiDAR 3D y la registrada en los ensayos

	Área dañada [m ²]	Área del morro [m ²]	P _i LiDAR	P _i Medida
1ª 500 olas: H_s [cm]= 8.82	0.020	0.43	0.43	-
2ª 500 olas: H_s [cm]= 8.82	0.019	0.43	0.43	0.42
1ª 500 olas: H_s [cm]= 9.71	0.024	0.43	0.44	-
2ª 500 olas: H_s [cm]= 9.71	0.038	0.43	0.47	0.46
1ª 500 olas: H_s [cm]= 11.64	0.096	0.43	0.61	0.60

Mediante esta técnica, además de identificar las zonas concretas del daño, se pueden cuantificar y calcular la evolución de la porosidad. La tabla 5-1 y la figura 5-10 comparan los resultados obtenidos en el escaneo y en los ensayos. Se observa que los resultados de ambas metodologías son similares, y permiten determinar con precisión la zona expuesta al oleaje, y en consecuencia identificar el estado real de los diques ya construidos de forma no intrusiva.

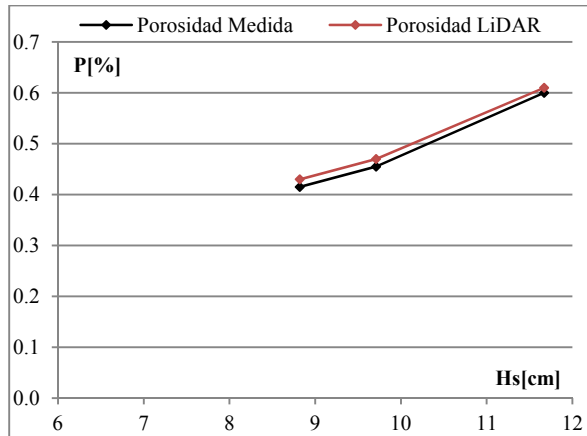


Figura 5- 10 Comparación de las medidas de porosidad con las dos técnicas

Se concluye que esta nueva metodología puede ser utilizada para medir la evolución de la porosidad, de los primeros estados del daño en una estructura portuaria pasados varios años de su vida útil.

En el marco de esta tesis doctoral, y debido a que el escaneo laser exige mucho tiempo de ensayo y post proceso, los resultados que se analizan en adelante han sido obtenidos únicamente con el conteo visual de piezas desplazadas.

5.3 TAMAÑO RELATIVO DE LOS MORROS

El análisis clásico de la estabilidad de los morros parte de la premisa de que cuanto mayor sea el radio al nivel del mar, mayores estados de mar podrán soportar para un mismo peso de los elementos del manto de protección. Sin embargo, los últimos estudios sobre estabilidad de morros, Sande et al. (2014) y Maciñeira & Burcharth (2016), se han caracterizado por la introducción de parámetros que relacionan el tamaño, la hidrodinámica y la geometría de esta tipología de estructuras. En dichos estudios se ha comprobado que la premisa anterior no es siempre aplicable, ya que morros de tamaños diferentes soportan estados de mar de iguales características.

Estos parámetros adimensionalizan las características de los morros con el objetivo de generalizarlos y poder comparar su comportamiento. De todos los parámetros analizados en el Capítulo 3, aquellos que han aportado información en este análisis, son los que relacionan el radio al nivel del mar con dos parámetros del oleaje y uno geométrico: R/L_{rp} , R_n y R/H .

$$\frac{R}{L} = \frac{\text{Radio a nivel del mar}}{\text{Longitud de onda}}$$

$$R_n = \frac{\text{Radio a nivel del mar}}{\text{Diámetro nominal}}$$

$$R/H = \frac{\text{Radio a nivel del mar}}{\text{altura de ola}}$$

El parámetro R/L relaciona el radio del morro con la longitud de onda, representa el tamaño del morro frente al oleaje, y en consecuencia la capacidad de obstaculizar el paso del agua. Diferentes autores (Vidal, et al., 1989; Maciñeira & Burcharth, 2007 y 2016) lo han utilizado como uno de los parámetros que define el comportamiento de los morros. En este estudio, se ha analizado la relación entre el radio y la longitud de onda incidente sobre el morro, de manera que el parámetro será: R/L_{rp} .

El parámetro R_n , Maciñeira & Burcharth, (2007 y 2016), refleja el número de piezas que tiene el morro a nivel del agua, es decir, muestra la rugosidad del manto de protección al nivel del mar. Un mayor R_n implicará un mayor número de piezas para disipar la energía del oleaje.

Por último, el parámetro R/H , Maciñeira & Burcharth, (2007 y 2016) y Van Gent & Van der Werf, (2010), relaciona el tamaño del morro con la altura de ola a pie de dique. Representa la longitud de morro sobre la que incide el oleaje, que es en donde se producen los efectos del asomeramiento y rotura del oleaje, tal y como se ha explicado en el Capítulo 3.

La influencia de estos parámetros sobre la distribución del daño y su estabilidad es relevante, sobre todo en escenarios en los que existan carreras de marea importantes, ya que el tamaño relativo podría no ser el mismo en bajamar que en pleamar y, en consecuencia, modificar su comportamiento frente al mismo estado de mar. A continuación se analiza la influencia de los tres parámetros en el caso concreto de estudio, ya que servirá para determinar dos de los objetivos fundamentales de la tesis, la localización del daño y la influencia en la estabilidad.

5.3.1 Influencia del radio y la longitud de onda (R/L_{rp})

Los ensayos en modelo físico se realizaron manteniendo constante el número de Iribarren, de manera que en cada escalón de ola reproducido, se incrementa la altura de ola y el período pico. Para un determinado morro, el radio se mantiene constante y la longitud de onda va aumentando durante un ensayo. Por lo tanto, el parámetro R/L_{rp} disminuye durante la ejecución del mismo. Esto indica que conforme el oleaje incrementa su período pico, el morro tiene un menor tamaño con respecto al oleaje y su capacidad de obstaculización del flujo es menor.

En el caso de morros bicapa de cubos (Maciñeira & Burcharth 2007) determinaron que el comportamiento de los morros es diferente en función del parámetro $R/L_{rp} = 0.20$, siendo pequeños aquellos cuyo valor es inferior a este y grandes los mayores.

El rango de valores R/L_{rp} analizados en el presente estudio contiene morros entre $[0.30 - 0.06]$, permitiendo estudiar un amplio abanico de posibilidades. La figura 5-11 muestra la relación entre el número de estabilidad y el valor de R/L_{rp} diferenciados por el peralte s_{pr} , en dos situaciones de daño concretas: caída del primer cubípodo y la finalización del ensayo.

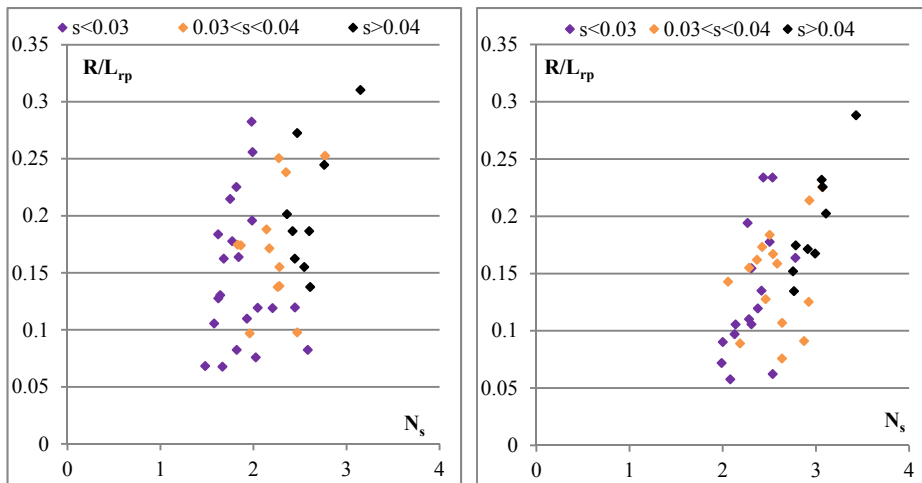


Figura 5- 11 Relación entre R/L_{rp} y N_s en dos momentos de daño concretos. Izquierda: Primer cubípodo caído y Derecha: Finalización de los ensayos.

En la figura 5-11 se observa que los peraltes más altos son los que contienen los números de estabilidad más altos y viceversa. En la situación de destrucción existe una tendencia más pronunciada que en la situación del primer cubípodo caído, ya que cuanto mayor es el peralte, mayor es el número de estabilidad, siendo esta tendencia más pronunciada en peraltes altos.

En base a estos resultados, se puede deducir que este parámetro, por sí solo, no permitirá definir de forma precisa el nivel de daño en los morros monocapa de cubípodos. Además, se ha obtenido que un mismo número de estabilidad puede ser resistido con diferentes valores de R/L_{rp} , confirmando los estudios de Maciñeira (2005) y Maciñeira & Burcharth (2007, 2016) en el que afirman que los morros de tamaño reducido tienen un comportamiento diferente y contienen una estabilidad inicial mayor.

5.3.2 Influencia del radio y el diámetro nominal (R_n)

El parámetro R_n refleja el número de piezas existentes al nivel del mar. Dado que este parámetro solo tiene en cuenta dimensiones geométricas, se mantiene constante a lo largo de un ensayo. El rango de valores analizados durante la campaña experimental es $R_n = [7.2 - 26.3]$, analizando 12 valores diferentes. La tabla 5-2 muestra los valores concretos de R_n estudiados y el número de morros ensayados con ese valor.

Tabla 5- 2 Valores analizados de R_n

R_n	Número de morros	R_n	Número de morros
7.1	4	13.6	5
8.4	3	14.7	1
10.2	4	16.8	4
11.5	3	19.9	5
12.3	3	23	4
13.4	2	26.2	2

La figura 5-12 muestra el valor del número de estabilidad y el parámetro R_n en dos situaciones de daño concretas: primer cubípedo caído y la finalización de ensayos. Se observa que para un mismo valor del número de estabilidad existen diferentes valores de R_n . Los números de estabilidad más altos se han producido con los peraltes más elevados, sin embargo, no existe una relación explícita entre el parámetro R_n y el número de estabilidad en las dos situaciones de daño. Además se observa un rango de valores del parámetro en el que se han producido valores similares del número de estabilidad. Por otro lado, la dispersión pone de manifiesto la existencia de más parámetros implicados en la estabilidad.

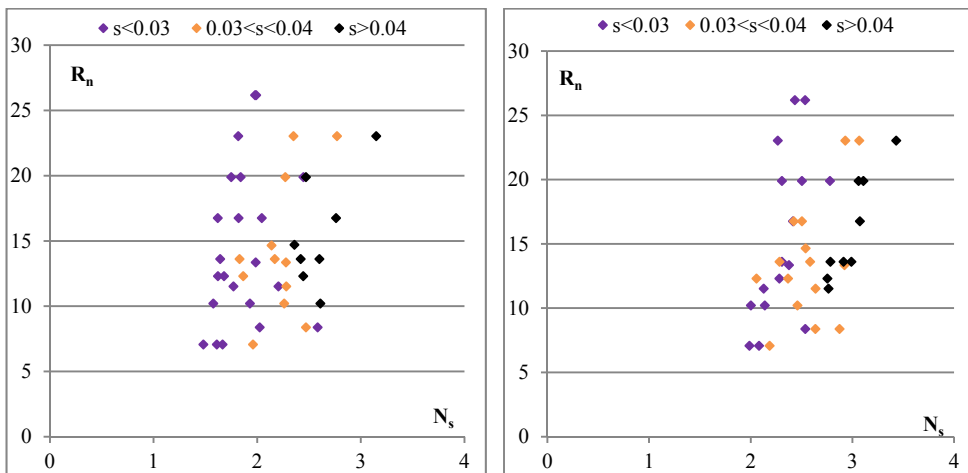


Figura 5- 12 Relación entre R_n y N_s en dos momentos de daño concretos. Izquierda: Primer cubípedo caído y Derecha: Finalización de los ensayos.

5.3.3 Influencia del radio y la altura de ola (R/H)

El parámetro R/H representa la longitud del morro sobre la que pasa la ola. Por lo que, cuanto menor sea el valor del parámetro, menor longitud para la disipación del oleaje, y en consecuencia más brusco será la interacción y el esfuerzo en las piezas. El rango de valores que se ha analizado a lo largo de la campaña experimental comprende valores de R/H entre [10.3 - 2.3].

A continuación, se muestran la relación entre el número de estabilidad (N_s) y R/H en las mismas situaciones concretas de daño que los parámetros anteriores (caída del primer cubípodo y finalización del ensayo) diferenciados por los peraltes estudiados. Estos dos parámetros no son independientes, ya que ambos contienen la variable altura de ola significativa.

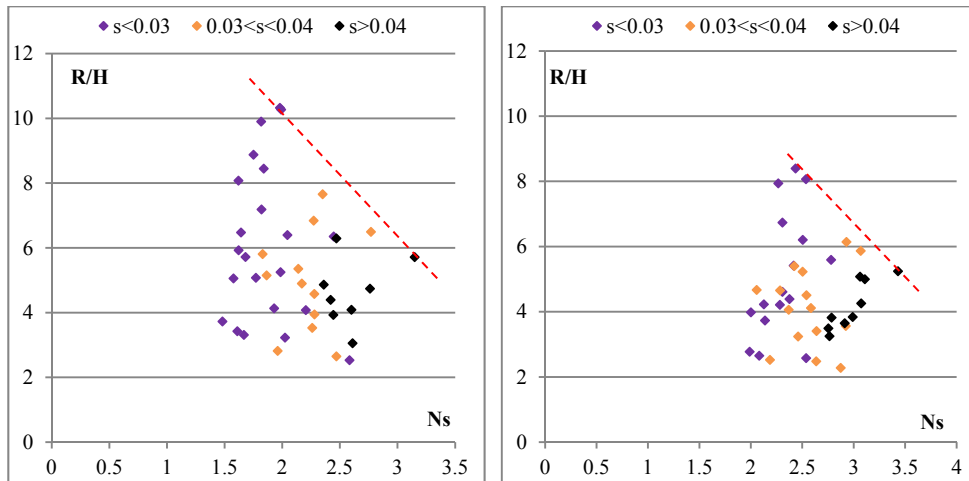


Figura 5-13 Relación entre R/H y N_s en dos momentos de daño concretos. Izquierda: Primer cubípodo caído y Derecha: Finalización de los ensayos.

La figura 5-13 muestra como los mayores valores del número de estabilidad se producen normalmente con los peraltes mayores ($s_{pr}=0.04$), que coincide con los menores valores de R/H. El efecto contrario se puede deducir para los peraltes menores de $s_{pr}=0.03$.

En este caso es posible determinar unos rangos máximos de valores del parámetro y del número de estabilidad. Por ejemplo, no se producen, en las dos situaciones de daño, valores de $N_s > 2.5$ con $R/H > 8$, para las piezas analizadas en los ensayos.

La tendencia sigue sin ser clara en este parámetro, por lo que podemos concluir que un solo parámetro no es suficiente para estimar la influencia del tamaño del morro. Sin embargo, radios de diferentes tamaños han resistido estados de mar similares, corroborando los estudios de Maciñeira & Burcharth (2016). Por otro lado, la relación entre el peralte y la estabilidad se ha mostrado muy relevante.

5.3.4 Propuesta de caracterización de tamaño

Como se ha visto en el Capítulo 2, el tamaño de los morros es un parámetro que está relacionado con la estabilidad y la localización del daño. La distinción del tamaño en los morros monocapa de cubípodos se ha obtenido como consecuencia del estudio de los patrones de comportamiento frente a la estabilidad. Este análisis se explicará con detalle en el Capítulo 6, “Análisis de la estabilidad del morro”. Pero dado que este parámetro es relevante a la hora de analizar el daño y su localización en los morros, es necesario exponer esta distinción para realizar de forma completa el estudio.

En el siguiente Capítulo, se ha comprobado que existen dos patrones diferentes de comportamiento, los cuales están determinados por el parámetro R/L_{rp} . El comportamiento se modifica a partir de un valor de $R/L_{rp}=0.15$, diferenciando morros pequeños como aquellos que tienen un valor de $R/L_{rp}<0.15$ y morros grandes aquellos que tienen un valor de $R/L_{rp}>0.15$. Estos datos son coincidentes con el orden de magnitud de la literatura de Maciñeira & Burcharth (2016). Se propone una diferenciación gráfica de estos morros a través de colores, con el objetivo de facilitar visualmente el análisis de los resultados según la tipología.

Tabla 5- 3 Tipología de morro en función del tamaño

Tipología	R/L_{rp}
Morro Grande	≥ 0.15
Morro Pequeño	< 0.15

Se ha analizado la influencia del tamaño frente a las combinaciones de número de estabilidad y daño de todos los ensayos, figura 5-14. Si los morros grandes soportasen mayor altura de ola que los morros pequeños, los puntos estarían claramente diferenciados según el tamaño. Sin embargo se pueden determinar 3 zonas diferentes. Una de morros pequeños y otra de morros grandes, situadas en los extremos y donde se producen los menores y mayores valores del número de estabilidad, pero existe una zona intermedia en la que se encuentran simultáneamente curvas de daño de morros pequeños y grandes. Se comprueba que bajo la división planteada, el tamaño del morro es un parámetro muy relacionado con la estabilidad, corroborando que los morros pequeños tienen un comportamiento específico y diferente, tal y como se verá en el siguiente capítulo.

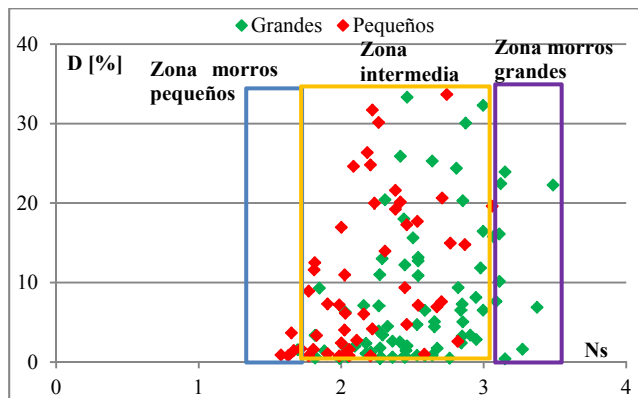


Figura 5- 14 Relación entre Daño y N_s en función del tamaño

5.4 DEFINICIÓN DEL SECTOR ACTIVO

La energía del oleaje que incide sobre un dique en talud movilizan las piezas que forman el manto de protección. Sin embargo, no siempre esta energía actúa en todo el talud del dique, y de igual forma. A la zona de influencia del oleaje se le llama zona activa, y es la encargada de soportar la mayor parte de los esfuerzos generados por el oleaje. Diversos autores (Hudson 1959; Van der Meer 1988; Carver & Heimbaugh 1989; Berenguer & Baonza 1999; CEM 2002; Sande et al. 2014; Maciñeira & Burcharth 2016) han estudiado el tamaño de la zona activa tanto en troncos como en morros de diques en talud, para diferentes tipologías de mantos. La característica fundamental de los morros, es que el daño no se produce de igual manera en todos los sectores, tal y como en general ocurre en los troncos, por lo que aquí se ha analizado el tamaño vertical y horizontal de la zona activa.

En este estudio, la cuantificación de la zona activa vertical se ha realizado en base a un parámetro hidrodinámico, altura de ola (H_s). El análisis del tamaño horizontal se hace de forma angular, cuantificando los daños en los sectores de 45° , analizando todos los sectores y centrando el foco en el más dañado a lo largo de todos los ensayos.

5.4.1 Análisis vertical de la zona activa

El tamaño vertical de la zona de influencia del oleaje se ha definido a través de la altura de ola significativa de finalización del ensayo. Concretamente la relación que define el tamaño es:

$$\text{Tamaño de la zona activa [Nº veces } H_s] = kH_{sf}$$

Siendo:

- k : Constante en cada ensayo
- H_{sf} : H_s final del ensayo

Los resultados obtenidos de este análisis (figura 5-15) han reflejado que el tamaño de la zona activa se reduce conforme se incrementa la altura de ola final del ensayo. Por lo tanto, el incremento de la energía produce una concentración de daño. Este fenómeno puede ser consecuencia de varios parámetros, pero se ha centrado el estudio en los parámetros más influyentes en la estabilidad, radio del morro y el período del oleaje.

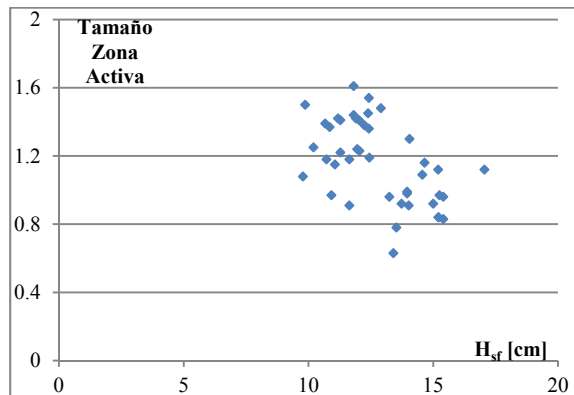


Figura 5- 15 Tamaño de la zona activa vertical en función de la altura de ola final del ensayo.

Para resistir una determina altura de ola, un mayor radio del morro podría significar que una mayor longitud de disipación y en consecuencia una zona activa de menor tamaño. Sin embargo, se ha comprobado (figura 5-16) que era una premisa falsa, ya que radios $R[\text{cm}]=100$ y $R[\text{cm}]=27$ han tenido tamaño verticales de zona activa similares. Sin embargo se cumple que conforme se incrementa el radio, el mínimo tamaño vertical también aumenta.

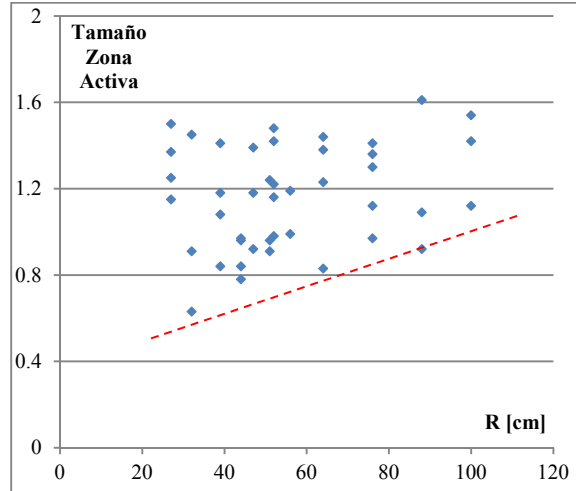


Figura 5- 16 Tamaño de la zona activa vertical en función del radio

Por otro lado la concentración del daño puede ser causada por el período del oleaje. Esta influencia se ha analizado a través del peralte del oleaje a pie de dique al finalizar el ensayo (s_{prf}). En la figura 5-17 izquierda, se observa que conforme el peralte es mayor (períodos pequeños) la zona activa es menor y viceversa. Además existe un límite superior del tamaño, en base a los resultados se puede concluir que para peraltes finales de ensayo entre 0.02 y 0.035 el tamaño máximo de la zona activa será mayor de $1.3H_s$, mientras que para peralte entre 0.035 y 0.055 el tamaño máximo será de 1.3 a $1H_s$.

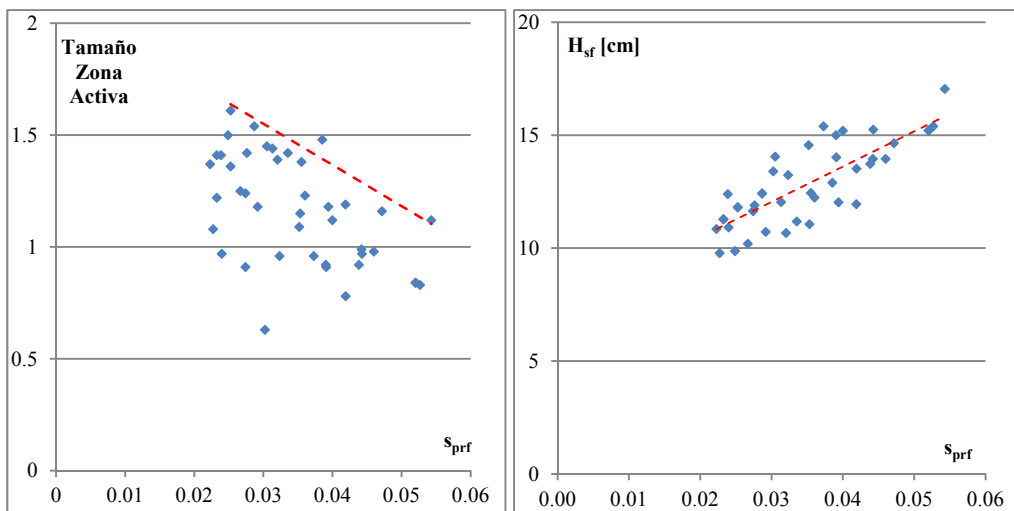


Figura 5- 17 Izquierda: Relación entre el peralte y el tamaño vertical de la zona activa. Derecha: Relación entre el peralte y altura de ola final de ensayo

Si analizamos la relación entre el peralte y la altura de ola de final del ensayo (figura 5-17, derecha) se comprueba que las mayores alturas de ola finales de ensayo se han producido para los peraltes más altos (períodos bajos) que a su vez como muestra la figura 5-17 izquierda, tienen el menor tamaño de la zona activa. Se deduce por tanto que el parámetro más influyente en el tamaño de la zona activa es el peralte del oleaje.

En base a los resultados obtenidos en los ensayos se ha definido el tamaño de la zona activa vertical de los morros de cubípodos monocapa. Los resultados del análisis, figura 5-18, concluyen según el percentil del 95%, esta es de $\pm 1.5H_s$ medido desde el nivel medio del mar.

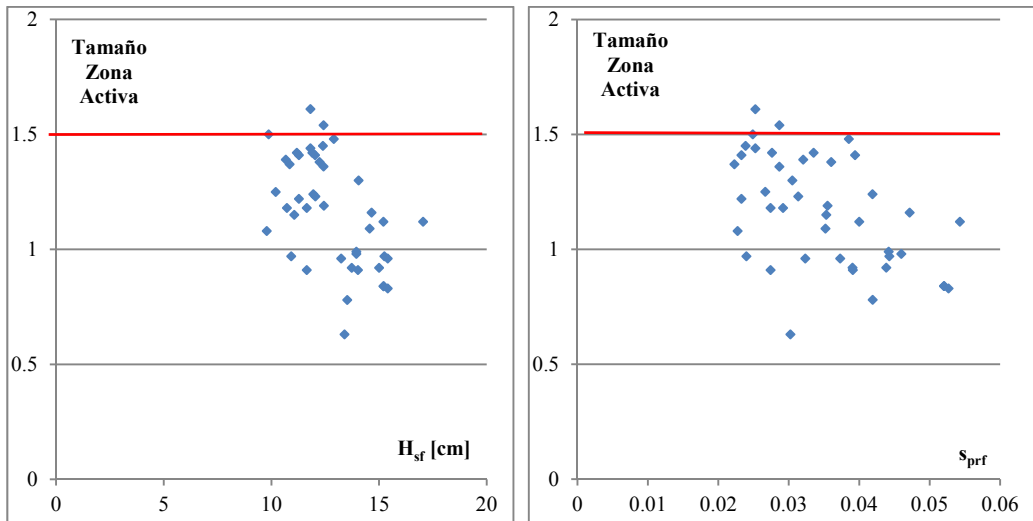


Figura 5- 18 Selección del tamaño de la zona activa vertical

Por último, analizaremos la importancia del tamaño de los morros frente a la zona activa vertical en base a la definición anterior del tamaño del morro. La figura 5-19 muestra que tanto los morros pequeños como los grandes mantienen la tendencia con los peraltes: a mayor s_{pr} , mayor altura de ola de rotura. Sin embargo, este patrón es más claro en los morros grandes, ya que esto estará condicionado por su rigidez.

Maciñeira & Burcharth (2007 , 2016) explican que en el caso de los morros bicapa de cubos, los morros pequeños tienen un comportamiento diferente al de los morros grandes, caracterizándose por ser más rígidos y su estabilidad depende de la colocación de las piezas sobre el talud del morro, cuando el parámetro $R/L_{Tp} < 0.13$.

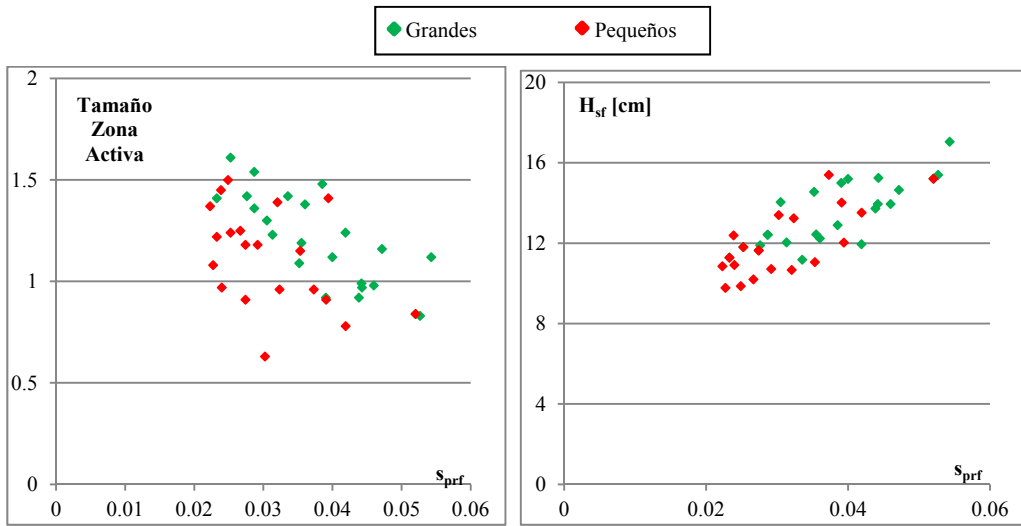


Figura 5- 19 Izquierda: Relación entre el peralte a pie de dique y el tamaño vertical de la zona activa. Derecha: Relación entre el peralte y la altura de ola final de ensayo. Influencia del tamaño del morro.

5.4.2 Análisis sectorial de la zona activa

Una vez definido el tamaño vertical de la zona activa, el siguiente paso es analizar el daño por sectores. El análisis detallado de la compleja hidrodinámica del daño en morros no es el objeto fundamental de esta tesis doctoral. Sin embargo, se realiza a continuación una descripción cualitativa del proceso. Los sectores de los morros no se dañan todos con el mismo porcentaje, ya que tal y como explica el CEM (2002), la zona más dañada se sitúa en la zona posterior de los morros. La figura 5-20 muestra la localización de los daños en los morros, así como los sectores de análisis en el marco del presente trabajo.

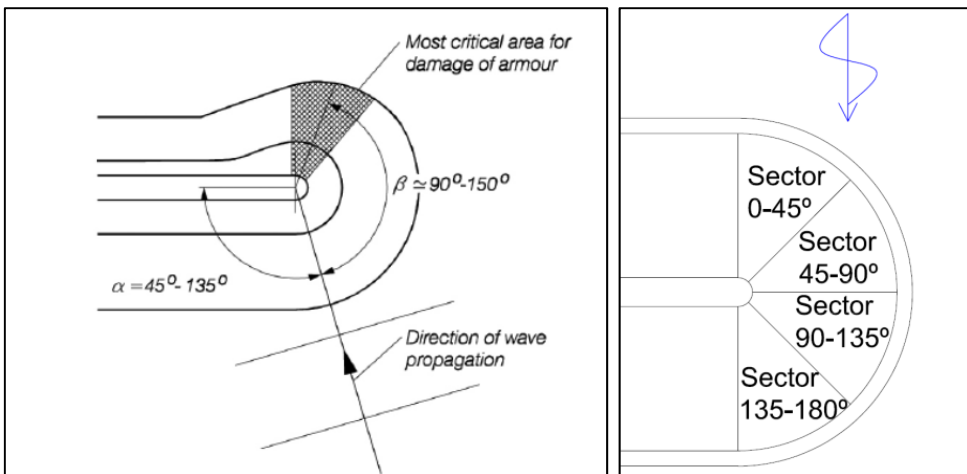


Figura 5- 20 Izquierda: Zona crítica de los morros de diques en talud. Fuente Burcharth & Hughes (2002). Derecha: Sectores de estudio

La figura 5-21 muestra, a modo de ejemplo, el comportamiento hidrodinámico del flujo en los morros monocapa de cubípodos ensayados. El flujo empieza con un set down de la ola antes de llegar al morro (cubípodos amarillos), para a continuación producirse el set-up sobre el morro en los primeros ángulos. Este flujo es muy similar al que se produce en los troncos. A causa de la geometría del morro y de la inercia de la ola, el flujo de agua entre los 30° y 90° se concentra y cae súbitamente sobre la zona trasera del morro (cubípodos naranjas).

El sector más dañado es el 90-135° (cubípodos naranjas), siendo los dos sectores contiguos a este, los que también sufrieron daños relevantes, pero de menor importancia. A continuación se analizará y cuantificará el daño que se ha producido en cada uno de los sectores estudiados.



Figura 5- 21 Set Down y Set Up del flujo en los morros monocapa de cubípodos.

5.4.2.1 Comparación sectorial del daño

Se han comparado los daños sufridos en los 5 sectores analizados (0-45°, 45-90°, 90-135°, 135-180° y 180-225°) frente al daño en el sector 90-135° que como se puede observar en la figura 5-22 ha sido el más dañado en todos los casos. Solo se han producido daños superiores a los del crítico en el sector frontal (0-45°) con porcentajes entre el 0 y 1% (elipse negra, figura 5-22). Este hecho coincide con uno de los casos particulares mencionados en el Capítulo 4, y que fueron causados como consecuencia de defectos en la construcción. Además, se comprueba que el sector 180-225° no ha sufrido daños durante toda la campaña experimental.

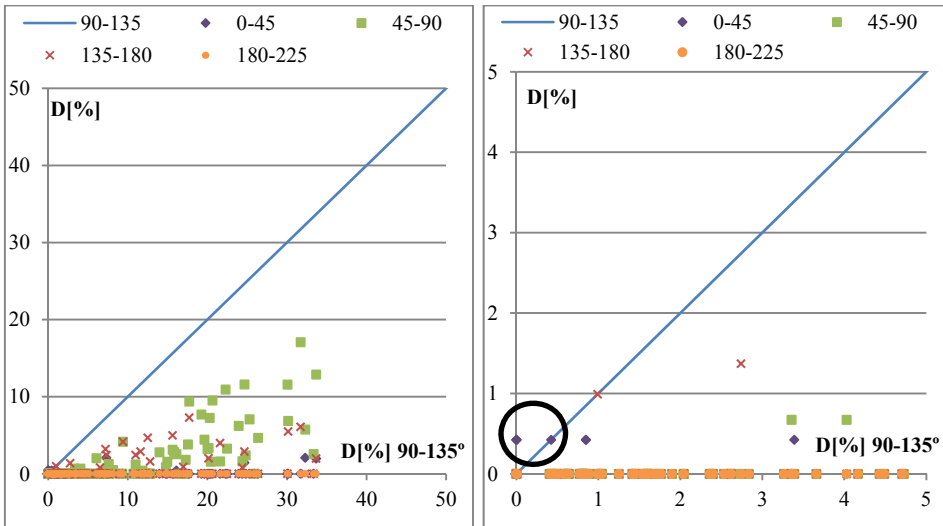


Figura 5- 22 Izquierda: Comparación del daño en todos los sectores con el daño en el sector crítico. Derecha: Comparación del daño entre el 0 y 5%

La figura 5-22 muestra también los daños producidos en el sector 45-90° en comparación con el 90-135°. Este es el contiguo aguas arriba del sector crítico, el cual ha tenido daños relevantes en la mayoría de los morros analizados, concretamente son los siguientes en cuanto a valor y frecuencia. Este fenómeno ha sido consecuencia de la evolución del daño del sector crítico hacia el sector contiguo, sin llegar a producir la rotura final en éste, en ninguno de los casos analizados.

Para profundizar en el análisis se presentan los resultados de la influencia de los parámetros adimensionales de tamaño en la distribución del daño en este sector, figura 5-23. Se puede comprobar que los daños se reducen conforme el valor de R/L_{rp} , R/H y R_n aumenta.

Se pueden definir las envolventes de los valores límites de los parámetros en las tres gráficas de la figura 5-23. Cuanto mayor es el tamaño del morro, menor es el daño en el sector 45-90°, esto se debe a que a mayor radio al nivel medio del mar implica mayor, longitud y número de piezas para disipar la energía incidente. Por lo tanto las pérdidas de apoyo en este sector se producen con menor valor y frecuencia. Los daños están relacionados con los tres parámetros de la siguiente manera:

- $D < 5\%$: $R_n > 28$; $R/H > 9$ y $R/L_{rp} > 0.3$
- $D < 10\%$: $R_n > 25$; $R/H > 6.5$ y $R/L_{rp} > 0.3$
- $D < 15\%$: $R_n > 15$; $R/H > 4.5$ y $R/L_{rp} > 0.2$

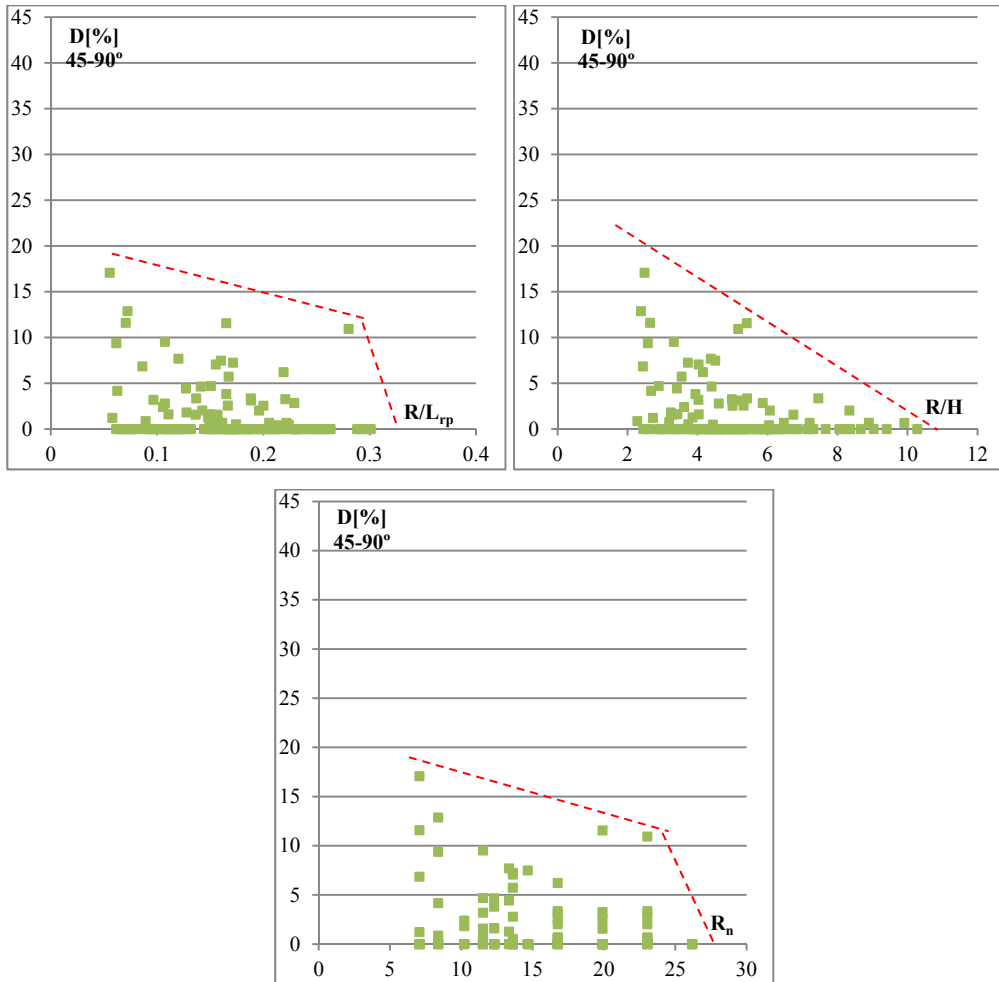


Figura 5- 23 análisis del daño en 45-90° con los parámetros adimensionales relativos al tamaño.

El sector aguas abajo del sector crítico (135-180°) también ha sufrido daños como consecuencia de la pérdida de apoyo lateral (figura 5-24). Sin embargo, se han producido con menor valor y frecuencia que los del sector 45-90°. Se comprueba (figura 5-24) que también en este sector los daños se reducen conforme se incrementan los valores de los parámetros adimensionales relativos al tamaño, y que existen unos valores límites a partir de los cuales determinados el daño en el sector de 135-180°:

- $D < 5\%$: $R_n > 18$; $R/H > 6.5$ y $R/L_{rp} > 0.2$
- $D = 10\%$ no se ha producido en ninguno de los ensayos

Al igual que antes el tamaño del morro está relacionado con el daño en este 135-180°. Los resultados muestran que estos son menores del $D [\%] = 10$ bajo cualquier circunstancia, lo que demuestra que el daño se desplaza en mayor medida hacia 45-90° que hacia 135-180°.

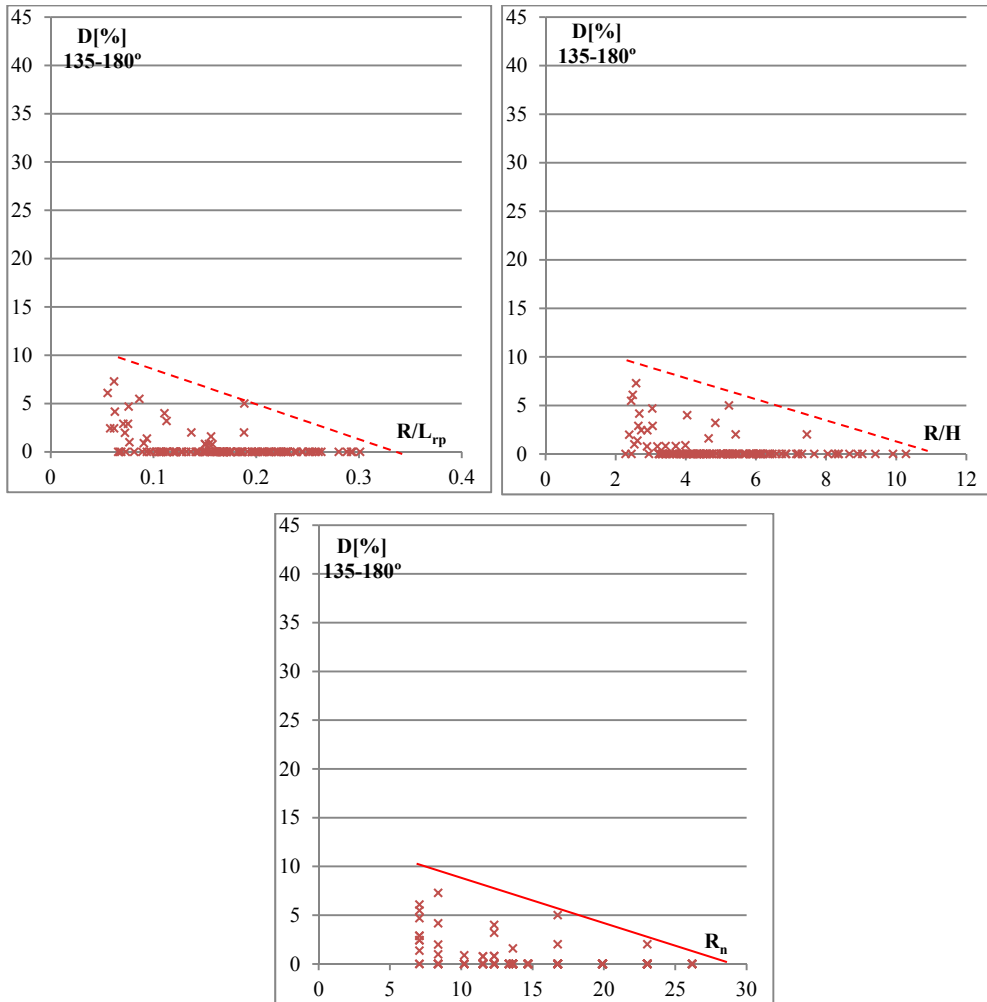


Figura 5- 24 Análisis del daño en 135-180° con los parámetros adimensionales relativos al tamaño.

Este fenómeno está relacionado con la hidrodinámica del flujo sobre el morro. Una vez caídas algunas piezas de la zona sumergida del sector $90-135^\circ$ se generan pérdidas de apoyo en las de la zona emergida y, dado que el oleaje avanza, las solicitaciones sobre las piezas hacen que se vaya perdiendo el apoyo de piezas del sector $45-90^\circ$, como consecuencia, una mayor probabilidad de daño. Mientras que las solicitaciones del flujo sobre el sector $135-180^\circ$ es a desplazarlas hacia sus piezas contiguas.

La figura 5-25 muestra el ensayo 4 en el que se observa este fenómeno. En escalón $H_s [\text{cm}] = 8.15$ se han producido las primeras caídas en la zona sumergida, cercana al sector $135-180^\circ$. En el siguiente escalón, $H_s [\text{cm}] = 8.85$, y como consecuencia de la incidencia del oleaje, las piezas que pierden apoyo para soportar las solicitaciones son las marcadas con la elipse roja. Finalmente, en el último escalón, $H_s [\text{cm}] = 10.2$ la evolución de este fenómeno acaba generando pérdidas de apoyo sobre las piezas del $45-90^\circ$ y su caída. Sin embargo en el sector $135-180^\circ$ no se producen pérdidas de apoyo como consecuencia del empuje del oleaje sobre esas piezas.

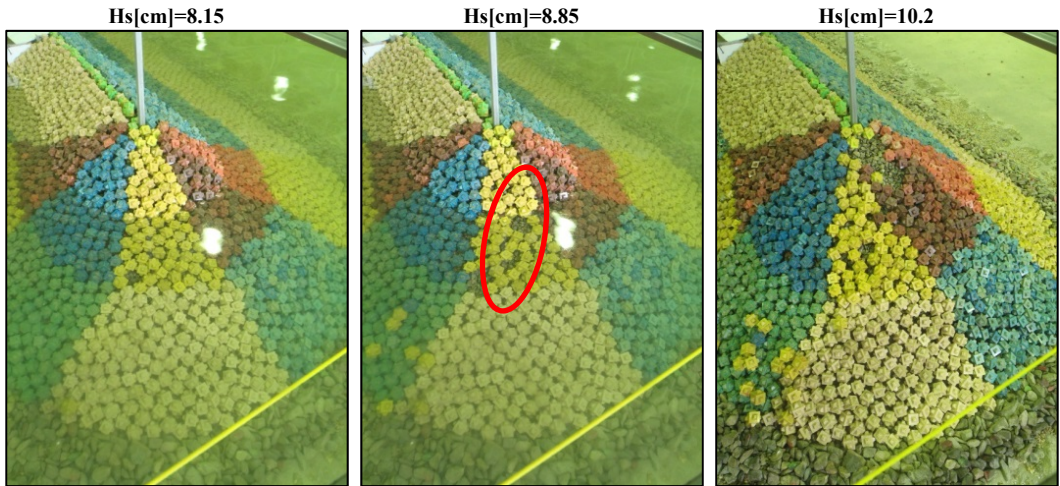


Figura 5- 25 Estado del morro tras los diferentes escalones de ola ensayados en el ensayo 4.

Dado que los parámetros adimensionales relativos al tamaño del morro están relacionados con la localización del daño, se realiza un análisis de la influencia de dicho parámetro. La figura 5-26 muestra el estudio realizado en los dos sectores contiguos al crítico ($45-90^\circ$ y $135-180^\circ$).

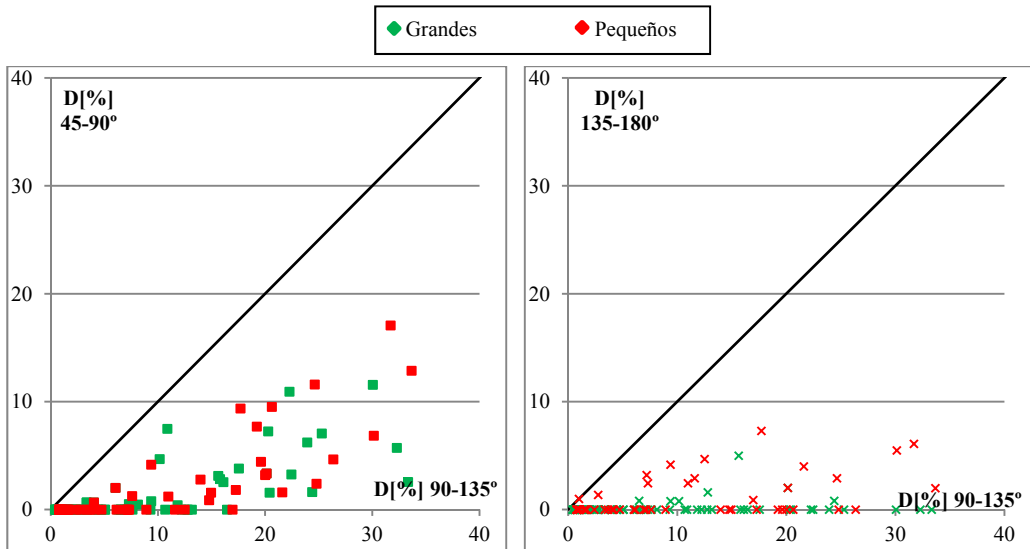


Figura 5- 26 Comparación del daño en los sectores $45-90^\circ$ y $90-135^\circ$ con el daño en el sector crítico. Influencia del tamaño del morro

Se comprueba que la evolución del daño hacia el sector $45-90^\circ$ se produce tanto para morros pequeños como para morros grandes. Por otro lado, en el sector $135-180^\circ$ los daños se han producido mayoritariamente en morros pequeños, mostrando mayores valores y frecuencia. Este hecho corrobora que los daños se desplazan hacia el $45-90^\circ$ sin influir el tamaño del morro, mientras que los daños en el sector $135-180^\circ$ dependen del tamaño de los morros.

5.5 EVOLUCIÓN DEL DAÑO

El análisis fotográfico de los 43 morros ensayados, ha permitido identificar los movimientos de piezas y su cuantificación en cada uno de los sectores definidos. El patrón del movimiento de las piezas y su evolución ha sido siempre el mismo, mostrando un comportamiento muy homogéneo, a pesar de algunos casos específicos estudiados en el Capítulo 4.

Se han identificado 3 fases claramente diferenciadas en la evolución del daño. La primera fase es aquella en la que se comienzan a producir las primeras caídas de piezas. Estos movimientos se producen siempre en la zona activa sumergida ($SWL-1.5H_s$). Esta fase se muestra en la figura 5-27, (0 y I).

Los huecos generados en la fase 1 implican una pérdida de apoyo de las piezas colocadas en la zona emergida. Las características geométricas de los cubipodos permiten que se desplacen de la zona emergida a la sumergida con el objetivo de tapar los huecos generados por el oleaje. Esta evolución de los daños corresponde a la segunda fase que se puede observar en las fotos correspondientes a las alturas de ola H_s [cm]=12.04 y H_s [cm]=13.88 de la figura 5-27.

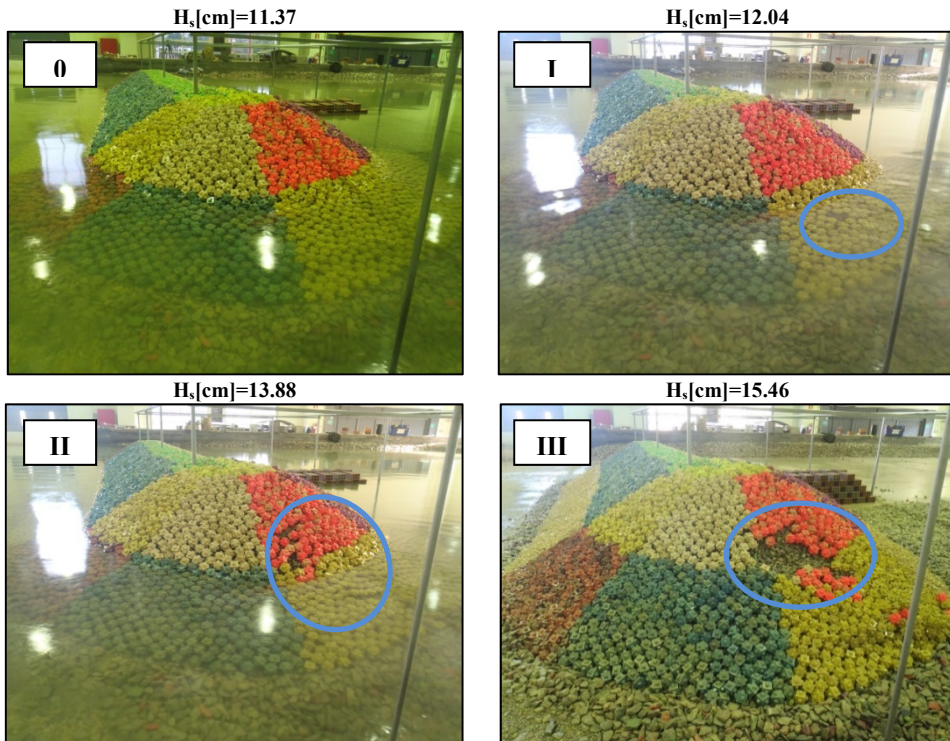


Figura 5- 27 Evolución del daño por fases. H_s [cm]=11.37 fase 0, morro sin daño. H_s [cm]=12.04 fase 1 H_s [cm]=13.88 fase 2 y H_s [cm]=15.46 fase 3

La tercera fase se produce las pérdidas de apoyo en la zona emergida genera desplazamientos de piezas del sector crítico o de los contiguos, llegando a producirse erosiones en el filtro por la falta de protección del manto, momento en el que se produce la finalización del ensayo. Este fenómeno se puede observar en las dos últimas alturas de ola de la figura 5-27 (II y III).

Cuando los radios son pequeños, la evolución del daño hace que en determinados morros la rotura final (fase 3), se produzca de forma simultánea en la zona emergida y sumergida. Este hecho está relacionado con el menor número de piezas existentes en la zona activa. La figura 5-28 muestra un caso ensayado (ensayo 4) de un morro de radio pequeño, en el que se puede ver como la rotura se produce en la zona sumergida y emergida, aunque siendo el daño de mayor importancia en la zona emergida.

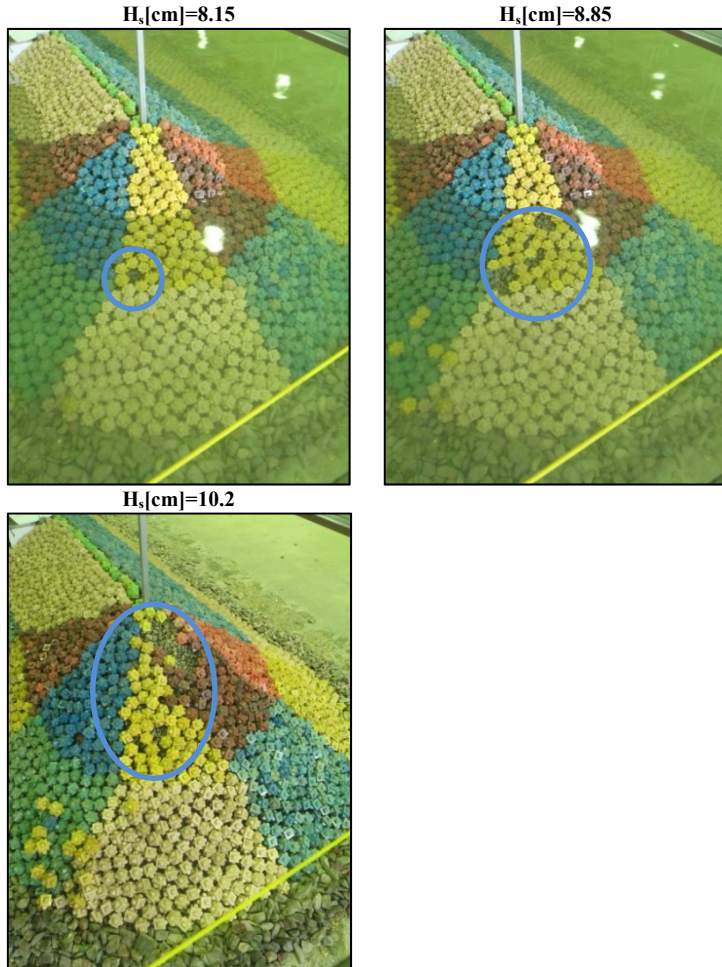


Figura 5- 28 Evolución del daño por fases en morros de radio estricto. H_s [cm]=8.15 fase 1. H_s [cm]=8.85 fase 2 y H_s [cm]=10.2 fase 3

5.5.1 Forma de la curva de daño

La evolución de las piezas caídas en las estructuras flexibles como los diques en talud, se muestra a través de las curvas de daño. Estas permiten estimar el daño y la estabilidad de una estructura frente a un determinado estado de mar. Se ha realizado el análisis de las curvas de daño de todos los morros monocapa de cubipodos, mostrando inicialmente, 7 curvas de daño

representativas de los diferentes comportamientos, desde el inicio hasta la finalización del ensayo (figura 5-29).

Tabla 5- 4 Características de los morros de la figura 3

Ensayo	Radio [cm]	Irb	Ensayo	Radio [cm]	Irb.
17	52	3.5	36	39	5
18	64	3.5	43	27	5
27	44	4	46	56	5
29	64	5			

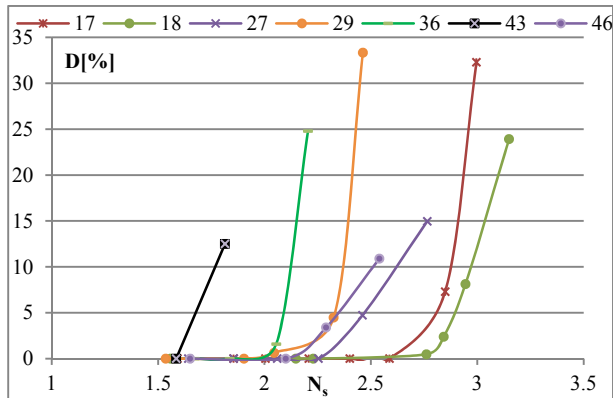


Figura 5- 29 Ejemplo de curvas de daño

A la vista de los resultados se pueden observar varios fenómenos del comportamiento de los morros monocapa de cubipodos.

- Cuando el daño del morro es $D [\%] > 5\%$ aumentan de forma rápida produciendo la finalización del ensayo con pocos incrementos de altura de ola (ensayos: 17, 18, 27, 29, 43 y 46)
- La pendiente de la curva de daño en algunos casos es casi vertical (ensayos: 17, 18, 29, 36 y 43)
- La finalización del ensayo se produce en todos los casos con porcentajes de daño superiores al 10%
- Existen morros que han soportado varias alturas de ola sin daño, mientras que otros morros tienen daño a partir del primer escalón de ola

5.5.2 Comparación con la fórmula de Van der Meer

Con el objetivo de analizar el comportamiento de las curvas de daño de los morros monocapa de cubipodos, estas se han comparado con la fórmula propuesta por Van der Meer, (1987), para explicar la estabilidad de los troncos de diques en talud protegidos con manto bicapa de cubos.

Dado que esta fórmula es una de las más empleadas para el diseño de diques, y como referencia científica, se ha seleccionado ésta para la comparación del comportamiento entre los troncos y los morros.

$$Ns = \frac{Hs}{\Delta Dn} = (6.7 \frac{Nod^{0.4}}{Nz^{0.3}} + 1) s_m^{-0.1}$$

Donde:

- N_{od} : Parámetro de daño
- s_m : Peralte medio. $s_m = \frac{Hs}{L_{om}}$
- N_z : Número de olas del temporal

La formulación anterior contiene el parámetro de daño N_{od} . Para poder comparar las curvas de daño de los morros con la fórmula anterior es necesario realizar el ajuste entre el parámetro de daño, D [%], utilizado en el análisis de los morros monocapa, y el N_{od} utilizado en la fórmula de troncos. A pesar de no ser un parámetro de daño válido para los morros, como se ha explicado anteriormente, se ha seleccionado la línea central del sector crítico como la representativa, y en base a esta suposición, se realiza el ajuste de daño de la siguiente manera:

$$D[\%] = \frac{N_{od}}{N^{\circ} \text{ de piezas en un ancho de } D_n \text{ de la zona activa}}$$

Por otro lado, la fórmula depende del peralte medio, por lo que se compararán ensayos con el mismo peralte. La relación entre el peralte y el número de Iribarren es la que se muestra a continuación:

$$Irb = \frac{\tan \alpha}{\sqrt{s_m}} = k s_m^{-0.5}$$

Donde:

- k : constante
- α : ángulo del talud

Durante la campaña experimental se han analizado 4 peraltes diferentes ($s_m=0.02, 0.03, 0.04$ y 0.05). A modo de ejemplo se comparan las curvas de morros monocapa con la estimada mediante de la fórmula de Van der Meer para los peraltes: $s_m=0.02$ y $s_m=0.05$, los cuales se corresponden con números de Iribarren de 6 y 3.5, respectivamente. Las figuras 5-29 y 5-30 muestran dichas relaciones, además de diferenciar, en la figura de la derecha, los morros grandes marcados en verde y los morros pequeños en rojo.

Analizando los valores extremos de los números de Iribarren ensayados (3.5 y 6) se puede concluir que la evolución del daño de los morros monocapa de cubípodos es más rápida. Las curvas de daño tienen una pendiente mayor que la de Van der Meer, mostrando su fragilidad frente a los troncos. Este fenómeno se produce también para los otros 4 peraltes ensayados.

Las figuras 5-29 y 5-30 muestran que en los primeros escalones de ola analizados se han producido daños menores a los estimados por la formulación, siendo este fenómeno más importante en los peraltes altos. Sin embargo, una vez comenzado el daño, la evolución de este es más rápida, mostrando la fragilidad de esta tipología de morros. En este análisis hay que tener en cuenta que la formulación de Van der Meer predice que los troncos bicapa de cubos con períodos pico bajos se comporta peor que frente a períodos altos. Por lo tanto, no se puede

concluir directamente que el comportamiento en los escalones iniciales sea mejor que los troncos de forma tan directa.

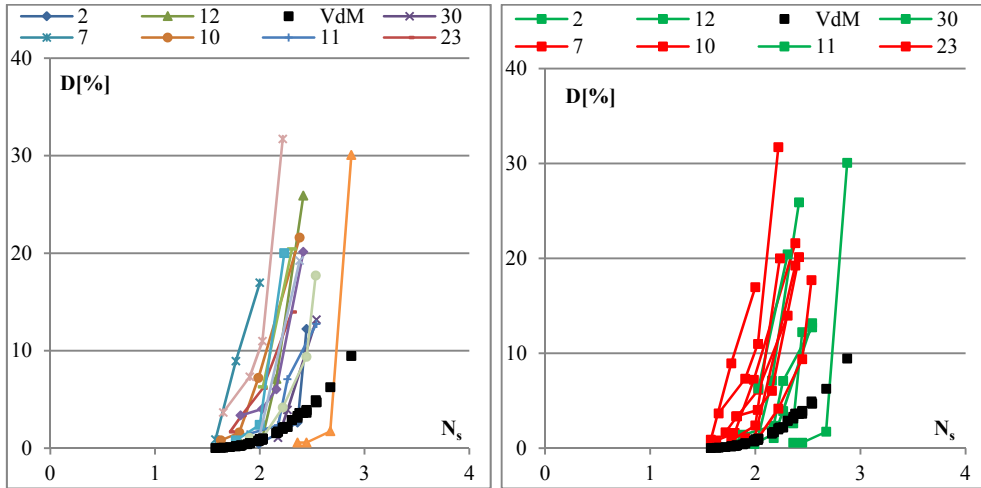


Figura 5-30 Comparación de las curvas de daño con la fórmula de Van der Meer para los morros de peralte $s_m=0.02$ e influencia del tamaño

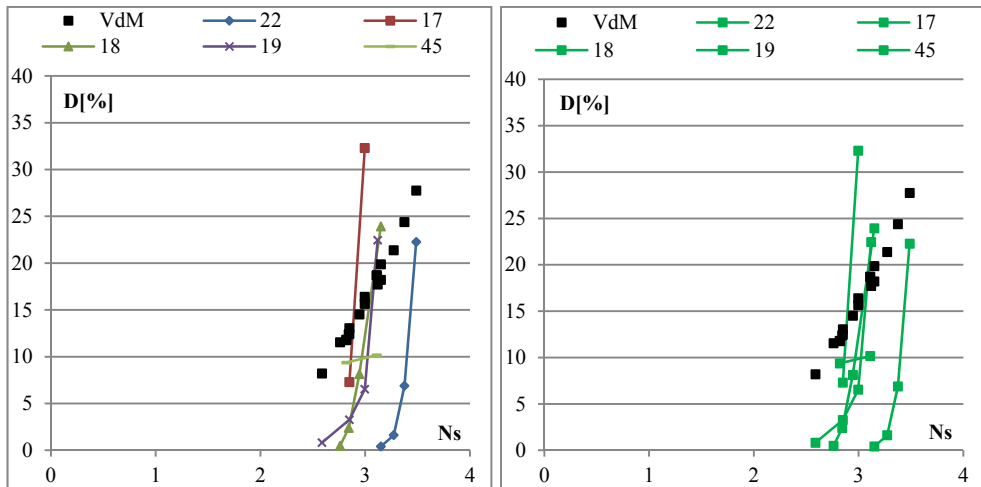


Figura 5-31 Comparación de las curvas de daño con la fórmula de Van der Meer para los morros de peralte $s_m=0.05$ e influencia del tamaño

Se puede observar en las imágenes de la derecha de las figuras 5-30 y 5-31, que para los menores peraltes la mayoría de los morros son pequeños, al contrario que con el peralte mayor. Los daños, independientemente del tamaño del morro, han sido superiores a los estimados por la fórmula, exceptuando el comienzo del mismo. Este fenómeno afecta más en los peraltes altos.

5.6 ESTADOS DE DAÑO

Los estados de daño sirven para identificar situaciones concretas de la afección en los diques en talud y poder compararlas, representando una situación concreta relacionada con el número de estabilidad. La tabla 5-5 muestra algunos de estos estados definidos por diferentes autores.

Tabla 5- 5 Definición de estados de daño en el tronco y morro para diferentes piezas de diques en talud.

Pieza	Zona	Fórmula	Autor	Capas	Inicio de Averías	Destrucción	Pendiente
Escollera	Tronco	Hudson	Hudson (1959)	2	0-5%	20%	1:2-1:3
Dolo	Tronco	Dolos	Van der Meer (1987)	2	0-2%	15%	1:1.5
Acrópodo	Tronco	Acrópodo	Van der Meer (1987)	1	0%	10%	1:1.33
Tetrapod	Morro	CEM	Burcharth & Hughes (2002)	2	0-5%		1:1.5
Tribar	Morro	CEM	Burcharth & Hughes (2002)	2	0-5%		1:1.5
Tribar	Morro	CEM	Burcharth & Hughes (2002)	1	0-5%		
Cubos	Morro	Maciñeira	Maciñeira & Burcharth (2016)	2	2% (SLS)	25% (ULS)	

Como se ha visto en el Capítulo 2 la definición clásica de inicio de averías, avería de Iribarren, inicio de destrucción y destrucción no se adecúa al comportamiento real de los mantos monocapa. Esto es así dado que la situación de destrucción se produce en el momento en el que una pieza se cae fuera de su sección.

En el caso concreto de los cubípodos monocapa se ha comprobado que esto no refleja la realidad, ya que los morros son capaces de soportar mayores solicitaciones desde el momento de la caída de la primera pieza. Los cubípodos están formados por unos salientes en cada una de sus caras, que además de aportarle mayor apoyo sobre las capas del filtro, permite que no se produzcan los fenómenos de compactación heterogénea. Esto implica que los asentamientos de las piezas antes de la caída de la primera pieza no sean tan relevantes.

Además, en el momento en el que la primera pieza se desplaza, los asentamientos comienzan a producirse implicando variaciones de porosidad, las cuales llegan a generar en algunos de los ensayos analizados que la porosidad de la zona activa sumergida sea menor que en el escalón anterior.

Por lo tanto, una estructura monocapa precisa de una definición específica de los estados de daño, ya que no todas las piezas se comportarán igual frente a los oleajes y a la evolución del daño. En el marco de esta tesis doctoral se han analizado 2 de los 4 estados de daño clásicos, el inicio de averías y la destrucción.

5.6.1 Inicio de averías

Se ha definido el inicio de averías de los morros protegidos con un manto monocapa de cubípodos como el momento en el que se cae la primera pieza de la sección de colocación. La figura 5-32 muestra un morro sin daño y el mismo morro con inicio de averías.

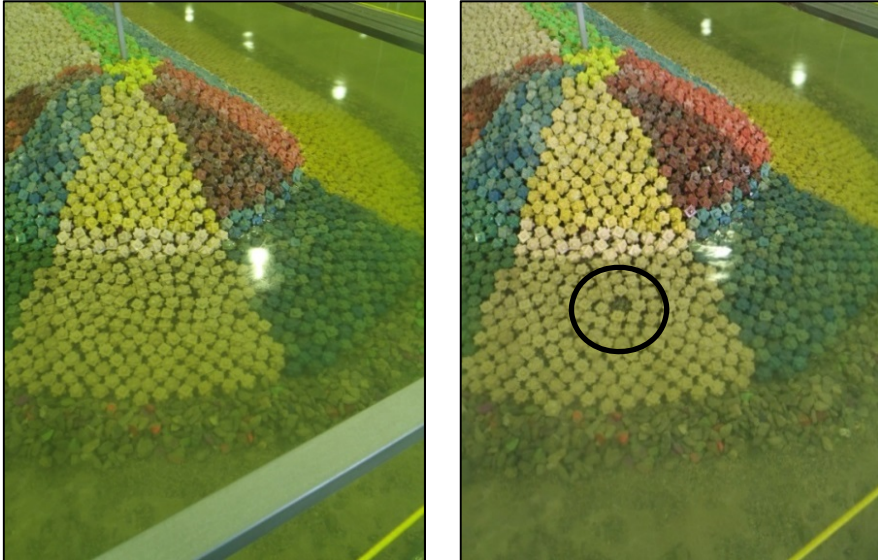


Figura 5- 32 Definición gráfica de inicio de averías. Ensayo 42 H, [cm]=8.2 y H, [cm]=9.8, D [%]=0.6

En el momento de la caída del primer cubípodos, el filtro queda expuesto al oleaje, pero este no genera erosiones en el filtro, soportando mayores sollicitaciones. Se ha analizado el momento concreto en el que se ha producido este fenómeno en cada uno de los ensayos analizados, obteniéndose los resultados que se muestran a continuación.

Tabla 5- 6 Daño en inicio de averías en cada uno de los morros analizados

Ensayos	D[%]	Ensayos	D[%]	Ensayos	D[%]	Ensayos	D[%]
2	0.4	13	0.8	25	0.7	37	0.8
3	0.4	14	0.9	26	0.6	38	0.8
4	1.5	15	0.8	27	0.8	39	0.6
5	1.2	16	0.6	28	0.7	40	0.8
6	0.8	17	0.5	29	0.6	41	1
7	0.9	18	0.5	30	0.4	42	0.6
8	0.8	19	0.4	31	0.6	43	1.6
9	1	20	0.4	32	1.4	44	0.9
10	0.8	22	0.4	34	0.4	45	0.8
11	0.5	23	0.6	35	0.9	46	0.7
12	0.5	24	0.5	36	0.8		

Una vez definidos los porcentajes de daño de inicio de averías en todos los morros ensayados, se comprueba que el daño medio es de D [%]=0.7. El mínimo daño registrado es de D [%]=0.4 producido en los ensayos 2, 3, 19, 20, 22, 30 y 34, y un máximo de D [%]=1.6 en el ensayo 43.

Los ensayos con $D [\%]=0.4$ son ensayos correspondientes a los mayores radios estudiados y, por el contrario, el máximo daño se produce en el morro de menor radio. Para la definición del valor de este estado de daño se ha realizado el cálculo de los percentiles, concretamente el 5%. El valor obtenido de este análisis sitúa el valor del daño con $P_{5\%}$ en $D [\%]= 0.4$, siendo este valor el que se propone para definir el porcentaje de daño de inicio de avería en los morros monocapa de cubípodos. La tabla 5-7 resume los valores medios, máximos y el percentil para el inicio de averías.

Tabla 5- 7 Resumen de los datos obtenidos de porcentaje de daño de inicio de averías

	D[%] en inicio de Averías
Media	0.7
$C_v [\%]$	38.3
Mínimo	0.4
Máximo	1.6
Percentil 5%	0.4

5.6.2 Destrucción

La situación de destrucción se ha definido como el momento en el que se comienza la erosión del filtro. Los ensayos se han llevado hasta un escalón más alto de daño, lo que hasta ahora denominábamos finalización del ensayo, explicado en el apartado 4.1.2 del Capítulo 4. La figura 5-33 muestra un ejemplo de lo que se propone como destrucción en este tipo de estructuras.

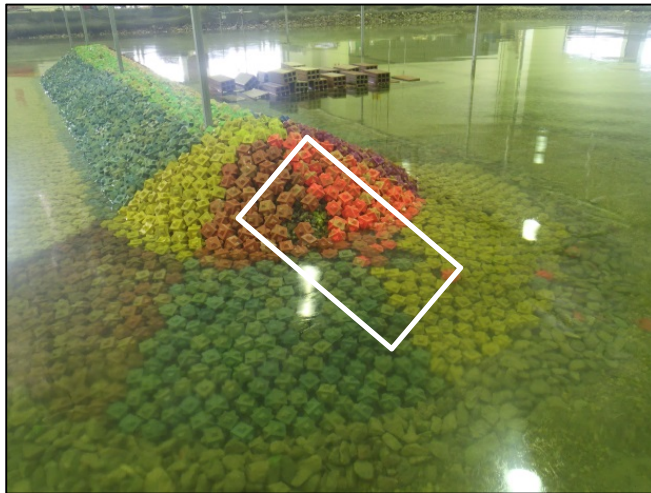


Figura 5- 33 Definición gráfica de destrucción. Ensayo 45, H, [cm]=13.78, D [%]=10%

La evolución del daño y el movimiento de los cubípodos de la zona emergida a la sumergida generan huecos, produciendo en el filtro zonas totalmente expuestas al oleaje. A continuación se define el valor obtenido en la destrucción para cada uno de los ensayos, tabla 5-8.

Tabla 5- 8 Daño en destrucción en cada uno de los morros analizados

Ensayos	D[%]	Ensayos	D[%]	Ensayos	D[%]	Ensayos	D[%]
2	11	13	15	25	20	37	12
3	10	14	15	26	15	38	13
4	20	15	20	27	15	39	17
5	17	16	15	28	15	40	19
6	15	17	18	29	25	41	12
7	17	18	18	30	13	42	16
8	20	19	15	31	16	43	13
9	18	20	16	32	16	44	17
10	18	22	15	34	16	45	10
11	12	23	14	35	20	46	11
12	15	24	20	36	14		

Se ha comparado el momento de la destrucción en todos los ensayos frente a los tres parámetros relacionados con el tamaño de los morros (R_n , R/H y R/L_{rp}). Se puede observar (figura 5-34) que no existe una tendencia con estos parámetros, pero que sin embargo la destrucción se produce en todos los morros con un mínimo del D [%]=10%, independientemente del tamaño.

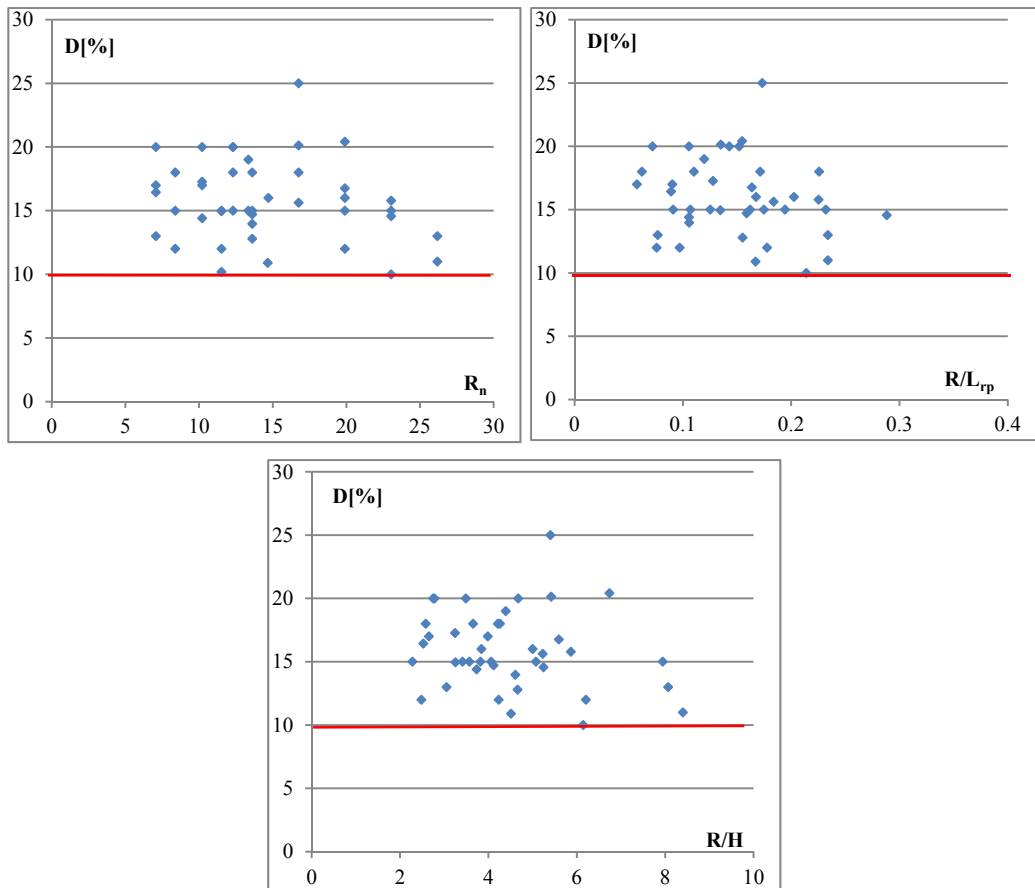


Figura 5- 34 Porcentajes de daño de destrucción en función de parámetros adimensionales relativos al tamaño de los morros.

El otro parámetro que ha mostrado su relevancia con la estabilidad es el peralte del oleaje. Al igual que con los parámetros anteriores, no existe ninguna tendencia (figura 5-35), existiendo para todo el rango de peralte analizados valores similares de daño en destrucción.

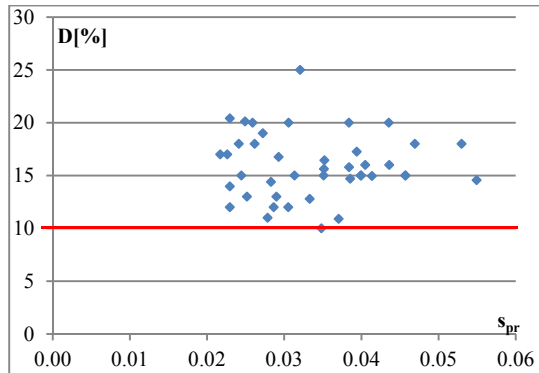


Figura 5- 35 Influencia del peralte en el porcentaje de daño de destrucción

Este hecho revela que la evolución del daño no es tan predecible de cuantificar a causa de la fragilidad, la aleatoriedad de los movimientos, así como las pérdidas de apoyo de las piezas. Además, el porcentaje de daño de rotura es bajo y depende mucho del movimiento entre los sectores, ya sean dentro del sector activo o fuera del mismo.

El valor medio de destrucción en los 43 morros analizados ha sido $D [\%]=15.8$, teniendo un mínimo del $D [\%]=10$, en los ensayos 3 y 45, y un máximo de $D [\%]=25$ en el ensayo 29. La tabla 5-9 muestra las características de los morros que definen el rango de valores de destrucción.

Tabla 5- 9 Características de los morros con el mínimo y el máximo porcentaje de daño en destrucción

Ensayos	D[%]	Radio [cm]	Irb
3	10	88	5
45	10	44	3.5
29	25	64	5

Se han producido valores de daño del 10% en radios con una diferencia del doble de tamaño, reflejando la influencia del peralte en la estabilidad. Además, el mayor daño se ha producido para un valor intermedio de los radios analizados, remarcando de nuevo la dificultad de predicción del daño en esta tipología de estructura.

Los resultados del análisis de percentiles ha obteniendo un valor con $P_{5\%}$ para la destrucción de $D [\%]=10.9$. Este valor es el que finalmente ha sido seleccionado como el valor que define el porcentaje de daño de la destrucción.

Tabla 5- 10 Resumen de los datos obtenidos de porcentaje de daño de destrucción

	D[%] en Destrucción
Media	15.8
$C_v [\%]$	20.1
Mínimo	10.0
Máximo	25.0
Percentil 5%	10.9

5.7 CONCLUSIONES

La medición del daño en los morros monocapa de cubípodos está influenciada por el comportamiento de las piezas durante la propia vida útil en este tipo de estructuras. Una pieza que se desplaza más de un diámetro nominal sigue aportando estabilidad, siempre que no se haya cambiado de sector de colocación o movido a una segunda capa.

Se han analizado los tres parámetros adimensionales relativos al tamaño del morro, así como la influencia de estos en la evolución y localización en los morros monocapa de cubípodos.

Se ha comprobado que el comportamiento de los morros es muy homogéneo, pudiéndose identificar 3 fases claramente diferenciadas. En base a ellas se ha estudiado la fragilidad de los morros y la definición de los niveles de daño.

5.7.1 Medición del daño y tamaño relativo de los morros

Después de analizar las diferentes metodologías de medición, y el comportamiento de los morros, la forma de medición del daño elegida es mediante el parámetro D [%].

La relación existente entre el daño y la porosidad en este tipo de morros sigue un ajuste lineal, ya que los asentamientos producidos por los cubípodos antes de la caída de la primera pieza no son relevantes. Sin embargo, la dispersión en los resultados está condicionada por el movimiento de los cubípodos de un sector a otro, y a la porosidad inicial. Por ello se ha determinado que un mismo valor de porosidad puede representar diferentes estados de daño de los morros.

Los parámetros que relacionan el tamaño del morro en base a propiedades geométricas e hidrodinámicas son, R_p , R/L_{rp} y R/H . Tal y como se ha visto aquí y se confirmará en el Capítulo 6, el parámetro que mejor describe el tamaño en los morros monocapa de cubípodos es R/L_{rp} , proponiendo un valor de diferenciación de los morros pequeños y grandes cuando $R/L_{rp} < 0.15$ (pequeño) y $R/L_{rp} > 0.15$ (grande).

5.7.2 Zona activa

La zona de acción del oleaje ha sido definida tanto en su dimensión vertical como en la horizontal. Se ha comprobado que en los morros monocapa de cubípodos el parámetro que más influye en el tamaño de la misma es el peralte. Se produce un efecto de concentración del daño conforme se incrementa la altura de ola, ya que se producen con períodos bajos de oleaje y, tienen menor capacidad de movimiento de piezas.

El análisis del tamaño vertical de la zona activa se realizó en base a la altura de ola significativa, con un valor resultante de $\pm 1.5H_s$. Por otro lado, se ha determinado que el tamaño de los morros afecta a la hora de analizar el rango vertical de la zona activa. Los morros grandes tienen una tendencia más clara entre el tamaño de la zona activa y el peralte, ya que cuando éste sube la zona activa se reduce. Sin embargo, para los morros pequeños existe mayor dispersión, reflejando la fragilidad de los morros pequeños.

En cuanto a la distribución sectorial del daño, se ha comprobado que el mayor ha sido siempre en el sector crítico 90-135°, existiendo afecciones importantes en los dos sectores contiguos, 45-90° y 135-180°, como consecuencia de la evolución del daño. Éstos se han producido en mayor número y valor en el sector 45-90°, demostrando la tendencia a desplazarse el daño hacia aguas arriba del sector crítico. En algunos casos se producen caídas en el sector 135-180° por el mismo fenómeno, y sobre todo en los morros pequeños.

Se ha demostrado la importancia del tamaño del morro en la localización sectorial del daño, al reducirse o desaparecer conforme se incrementan los valores de R_n , R/L_{rp} y R/H en los sectores 45-90° y 135-180°.

Por último el sector 180-225° no ha sufrido ninguna afección en las situaciones estudiadas. El sector 0-45° ha sufrido caídas en casos particulares explicadas en el Capítulo 4.

5.7.3 Evolución del daño

La evolución del daño en los morros monocapa de cubípodos tiene un comportamiento homogéneo y formado por tres fases. Las primeras caídas de piezas se producen en la zona activa sumergida ($SWL-1.5H_s$), provocando la primera de las fases. A continuación, como consecuencia de los huecos generados en la fase anterior se produce la pérdida de apoyo de las piezas colocadas en la zona emergida. Dado que las características geométricas de los cubípodos les permiten desplazarse de la zona emergida a la sumergida para tapar los huecos generados por el oleaje, se produce finalmente la erosión del filtro en la zona emergida del morro.

Las curvas de daño muestran características relevantes del comportamiento de los morros, detectando una evolución del daño mucho más rápida que en los troncos. Se ha comprobado que una vez producidas las primeras caídas, dicha evolución es rápida, mostrando la fragilidad de esta tipología de morros.

5.7.4 Estados de daño

La definición clásica de inicio de averías, avería de Iribarren, inicio de destrucción y destrucción no se adecúan al comportamiento de los morros monocapa de cubípodos. En el marco de esta tesis doctoral se han definido y analizado 2 tipologías de las 4 clásicas: inicio de averías y destrucción.

El inicio de averías se produce en el momento en el que se cae la primera pieza de la sección de colocación, siendo el valor límite de este estado de daño el percentil $P_{5\%}$, $D [\%]=0.4$.

La destrucción se ha definido como el momento en el que se produce la erosión del filtro, fijando este momento como el valor del $P_{5\%}$, $D [\%]=10.9$.

Se ha observado que la evolución del daño no es tan predecible y que el porcentaje de daño de rotura es muy bajo. Además, no existe una relación directa entre el tamaño de los morros y el porcentaje de daño en la destrucción. Este hecho es consecuencia de rigidez, aleatoriedad de los movimientos y pérdidas de apoyo de las piezas.

Capítulo 6. Análisis de la estabilidad del morro

6.1 INTRODUCCIÓN

6.2 COEFICIENTE DE ESTABILIDAD (K_b)

6.2.1 *K_d de inicio de averías*

6.2.2 *K_d de destrucción*

6.3 DEFINICIÓN GENERAL DE LA FÓRMULA DE ESTABILIDAD

6.3.1 *Ajuste de parámetros*

6.3.2 *Ajuste para inicio de averías*

6.3.3 *Ajuste para destrucción*

6.3.4 *Comportamiento frente a la estabilidad según tamaño*

6.4 AJUSTE DE UNA FORMULACIÓN DE LA ESTABILIDAD SEGÚN EL TAMAÑO DEL MORRO

6.4.1 *Ajuste para inicio de averías*

6.4.2 *Ajuste para destrucción*

6.5 RESERVA DE ESTABILIDAD

6.6 COMPARACIÓN CON DIFERENTES TIPOLOGÍAS DE MANTOS DE PROTECCIÓN DE MORROS

6.6.1 *Manto bicapa de piezas Hollow*

6.6.2 *Manto bicapa de cubos*

6.6.3 *Morros de cubipodos: bicapa con direcciones $\theta=0^\circ$ y $\theta=40^\circ$, y monocapa con $\theta=40^\circ$*

6.7 PROPUESTA DE FORMULACIÓN MULTI-PARAMÉTRICA PARA EL DISEÑO

6.8 CONCLUSIONES

6.1 INTRODUCCIÓN

La estabilidad de los diques en talud ha sido estudiada por numerosos autores desde principios del siglo XX. La publicación del SPM de 1975 aunó todos los estudios realizados hasta la fecha y popularizó la utilización de la fórmula de Hudson de 1959. En ella, la estabilidad depende, entre otros factores, del coeficiente de estabilidad (K_d), el cual se ha convertido en uno de los parámetros más extendidos para reflejar la estabilidad de los diques. En la actualidad se sigue utilizando, a pesar de no tener en cuenta todas las variables involucradas. Por esta razón este capítulo comenzará con la determinación del mismo en los dos estados de daño definidos: inicio de averías y destrucción.

A raíz de la aparición de las ecuaciones multi-paramétricas (Van der Meer, 1988b), la estabilidad de estas estructuras pasó a definirse a través de relaciones entre el número de estabilidad (N_s) y los fenómenos asociados. Este tipo de procedimientos se siguen utilizando en la actualidad, y, tal y como explica (J.R. Medina & Vidal, 2014), este planteamiento es fácilmente aplicable para soluciones concretas, aunque puedan ocasionar pérdidas de generalización en los estudios. Con el objetivo de continuar la tendencia actual, se plantea el análisis de la estabilidad de los morros monocapa de cubipodos siguiendo este procedimiento.

En este estudio se comienza introduciendo todas las variables analizadas en la campaña experimental. Además, se presta especial atención a la importancia del tamaño relativo de los morros, ya que las últimas investigaciones y el análisis realizado en el Capítulo 5 han reflejado patrones de comportamiento diferentes en base a estos parámetros. Concretamente las variables analizadas son:

- Altura de ola incidente
- Período pico
- Longitud de onda
- Peralte del oleaje
- Nivel del mar
- Radio del morro
- Daño
- Diámetro nominal de las piezas

Otro hecho relevante del comportamiento de los morros es la rapidez de evolución de los daños. Existe poca diferencia entre el número de estabilidad del comienzo de los daños y el de la rotura, lo que refleja su rigidez. Por ello, se ha analizado la reserva de estabilidad de los morros, a través del porcentaje de ola que un morro es capaz de soportar desde el inicio de averías hasta la destrucción.

Por último, se propone un punto de diseño para esta tipología de estructuras. Esta decisión se plantea en base a dos variables: la rigidez de estas estructuras y los coeficientes de seguridad de estabilidad. El planteamiento es asegurar una mayor flexibilidad frente a eventos mayores a los de diseño.

6.2 COEFICIENTE DE ESTABILIDAD (K_d)

El coeficiente de estabilidad, tal y como lo definió Hudson en 1959, está relacionado con el peso de las piezas del manto, la densidad del agua y del material de las piezas y la pendiente del talud, a través de la siguiente expresión:

$$K_d = \frac{H^3 \rho_r}{(\frac{\rho_r}{\rho_w} - 1)^3 W \cot \alpha} = \frac{N_s^3}{\cot g \alpha}$$

Dónde:

- H: altura de ola
- K_d : Coeficiente de estabilidad
- α : ángulo del talud
- ρ_r : densidad del material
- ρ_w : densidad del agua
- W: peso de las piezas del manto
- N_s : número de estabilidad

Como se ha mencionado anteriormente, esta expresión no tiene en cuenta todas las variables involucradas en la estabilidad. Por ello, durante varios años se han estudiado valores de K_d en diferentes escenarios que permiten complementar la información. Concretamente los escenarios estudiados y publicados en el “*Coastal Engineering Manual*” son:

- Tipo de oleaje (rompiente o no rompiente)
- Sección del talud: morro o tronco
- Pieza del manto de protección
- Número de capas del manto
- Valor de daño de diseño

En el marco de esta tesis doctoral, el valor de la pendiente se ha mantenido constante a lo largo de todos los ensayos, siguiendo las recomendaciones publicadas sobre este parámetro en lo referente al cubípodo, siendo la más reciente de J. R. Medina & Gómez-Martín (2015). Además se ha calculado el K_d en las dos situaciones de daño definidas en el Capítulo 5, inicio de averías (IA) y destrucción (D). Por lo tanto:

$$K_d = \frac{N_{s(IA/D)}^3}{\cot g \alpha} = \frac{2}{3} N_{s(IA/D)}^3$$

6.2.1 K_d de inicio de averías

El coeficiente de estabilidad en esta situación de daño se ha calculado partiendo del número de estabilidad y aplicando la ecuación anterior. La Tabla 6-1 muestra los valores de K_d obtenidos en cada uno de los morros ensayados.

Tabla 6- 1 K_d de inicio de averías en cada uno de los morros analizados

Ensayos	K_d IA	Ensayos	K_d IA	Ensayos	K_d IA	Ensayos	K_d IA
2	5.3	13	7.1	25	2.8	37	3.7
3	8.7	14	10	26	6.8	38	4.1
4	3.1	15	9.7	27	7.9	39	9.8
5	2.2	16	7.9	28	9.4	40	5.2
6	4.3	17	11.7	29	5.7	41	11.5
7	2.6	18	14	30	5.2	42	4.0
8	3.2	19	10	31	8.8	43	2.8
9	5.5	20	7.8	32	5	44	7.7
10	2.8	22	20.8	34	14.2	45	11.0
11	3.6	23	3	35	11.9	46	6.5
12	4	24	4.2	36	4.8		

Se observa una gran variabilidad en los resultados, existiendo diferencias relevantes entre algunos ensayos. El valor medio de los 43 morros ensayados es de $K_d=7$, teniendo un mínimo de $K_d=2.2$ en el ensayo 5 y un máximo de $K_d=20.8$ en el ensayo 22. Además, se ha calculado el percentil 5%, obteniéndose un valor de $K_d=2.8$. A continuación se muestra una tabla en la que se resumen los valores obtenidos en este análisis, en donde se puede observar el valor del coeficiente de variación, asumiendo una distribución normal centrada en la unidad con desviación típica el coeficiente de variación.

Tabla 6- 2 Resumen de los datos obtenidos de K_d en inicio de averías

	K_d en Inicio de averías
Media	7.0
C_v [%]	56.3
Mínimo	2.2
Máximo	20.8
Percentil 95%	2.8

Se muestra en la Figura 6-1 la relación entre los parámetros adimensionales del tamaño del morro R_n y R/L_{rp} con el K_d . Analizando los valores mínimos de este parámetro en las dos gráficas se observa que existe una ligera tendencia creciente, pero con mucha dispersión. Este hecho refleja que no son parámetros definitorios para la determinación del K_d , y que morros de tamaños diferentes han tenido valores similares del coeficiente de estabilidad. Sin embargo, los valores mínimos del parámetro permiten deducir relaciones entre el coeficiente en inicio de averías y el tamaño del morro.

- Morros con $R_n < 15$ y $R/L_{rp} < 0.2 \rightarrow 2.2 < K_d < 2.5$
- Morros con $R_n > 15$ y $R/L_{rp} > 0.2 \rightarrow 2.5 < K_d < 5$

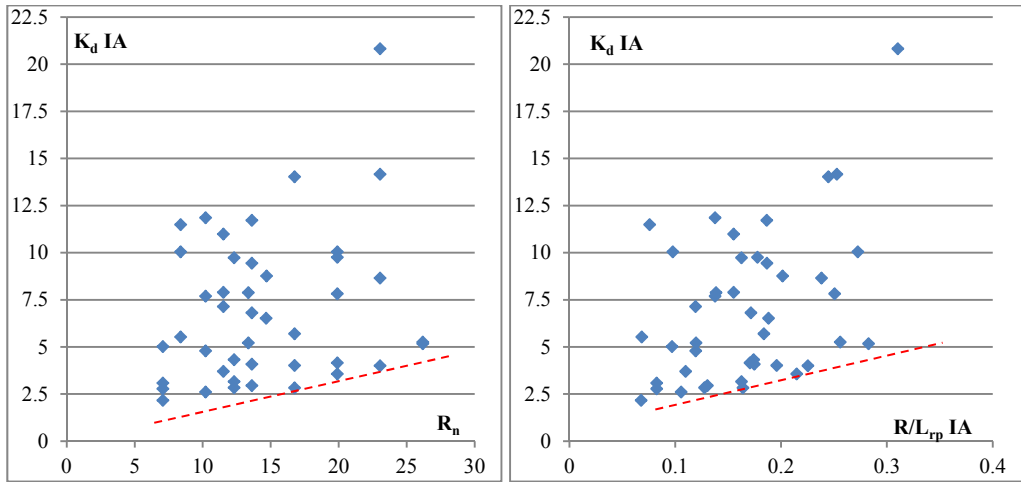


Figura 6- 1 Influencia de los parámetros adimensionales relativos al tamaño del morro con el K_d

Se ha comprobado también que existe una relación entre el parámetro K_d y el peralte del oleaje incidente, tal y como se puede analizar en la figura 6-2. Conforme el peralte se incrementa, el valor del K_d crece, o, lo que es lo mismo, a medida que el período del oleaje disminuye, el K_d aumenta.

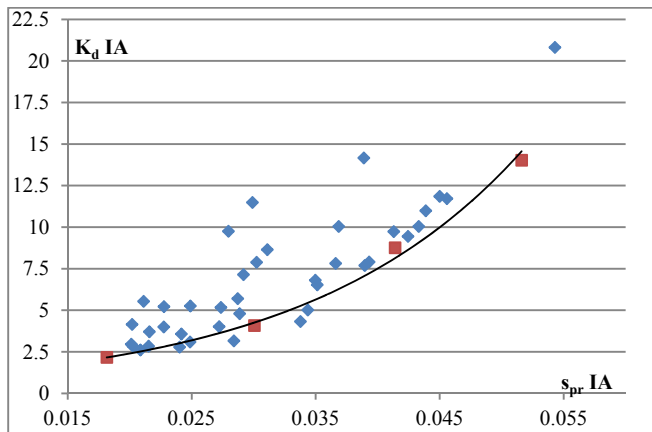


Figura 6- 2 Influencia del peralte en la K_d de inicio de averías

Esta conclusión vuelve a mostrar que el período del oleaje es uno de los parámetros más relacionados con la estabilidad. Se ha calculado la envolvente inferior de los valores, con el objetivo de definir, de forma más precisa, el valor mínimo del K_d de los morros monocapa de cubípodos frente a un determinado estado de mar. En base a los datos disponibles se puede concluir que:

Tabla 6- 3 K_d mínimo de inicio de averías en función del peralte

s_{pr}	K_d mínimo en Inicio de Averías
$0.015 < s_{pr} < 0.035$	2.8
$0.035 < s_{pr} < 0.045$	5
$s_{pr} > 0.045$	10

6.2.2 K_d de destrucción

Se ha calculado el valor del coeficiente de estabilidad en cada uno de los morros analizados en la situación de destrucción. Este dato no aporta información importante para el diseño de estas piezas, ya que los K_d publicados en la actualidad se utilizan para la determinación del peso de las piezas del manto en la situación de diseño. Sin embargo permite analizar la diferencia entre ambos valores, reflejando, de manera general, el comportamiento de los morros desde el inicio de averías hasta la destrucción.

La Tabla 6-4 muestra los valores obtenidos de K_d para todos los morros analizados en la campaña experimental. Al igual que antes se obtiene un amplio rango de valores de K_d , siendo el valor medio de $K_d=11.7$, con un mínimo de $K_d=4$ en el ensayo 43 y un máximo de $K_d=26.9$ en el ensayo 22. Además, se ha calculado el valor del percentil 5%, siendo este de $K_d=5.4$.

Tabla 6- 4 K_d de destrucción en cada uno de los morros analizados

Ensayos	K_d D	Ensayos	K_d D	Ensayos	K_d D	Ensayos	K_d D
2	9.6	13	12.2	25	9.4	37	6.4
3	16.8	14	15.8	26	11.5	38	7.9
4	5.2	15	13.9	27	14.1	39	14.3
5	6	16	16.6	28	14.4	40	8.9
6	8.8	17	16.5	29	9.5	41	12.2
7	5.3	18	19.3	30	10.9	42	10.5
8	5.8	19	19.1	31	17.8	43	4.0
9	10.9	20	20	32	7	44	9.9
10	7.9	22	26.9	34	19.2	46	10.9
11	10.5	23	8.2	35	16.3		
12	7.8	24	8.2	36	6.5		

La tabla 6-5 muestra, de forma resumida los valores de K_d obtenidos en la destrucción. A la vista de los resultados generales se observa un incremento importante en los valores obtenidos entre los dos puntos de daño.

Tabla 6- 5 Resumen de los datos obtenidos de K_d en destrucción

	K_d en Destrucción
Media	11.7
C_v [%]	42.8
Min	4.0
Max	26.9
Percentil 95%	5.4

Como ocurría en el inicio de averías existe una ligera tendencia creciente entre el valor del K_d en destrucción y los dos parámetros del tamaño del morro (R_n y R/L_{rp}), sin llegar a ser definitorios. Los valores mínimos en las dos gráficas (figura 6-3) del parámetro permiten deducir relaciones entre el coeficiente en la destrucción y el tamaño del morro.

- Morros con $R_n < 15$ y $R/L_{rp} < 0.2 \rightarrow 4 < K_d < 5$
- Morros con $R_n > 15$ y $R/L_{rp} > 0.2 \rightarrow 5 < K_d < 8$

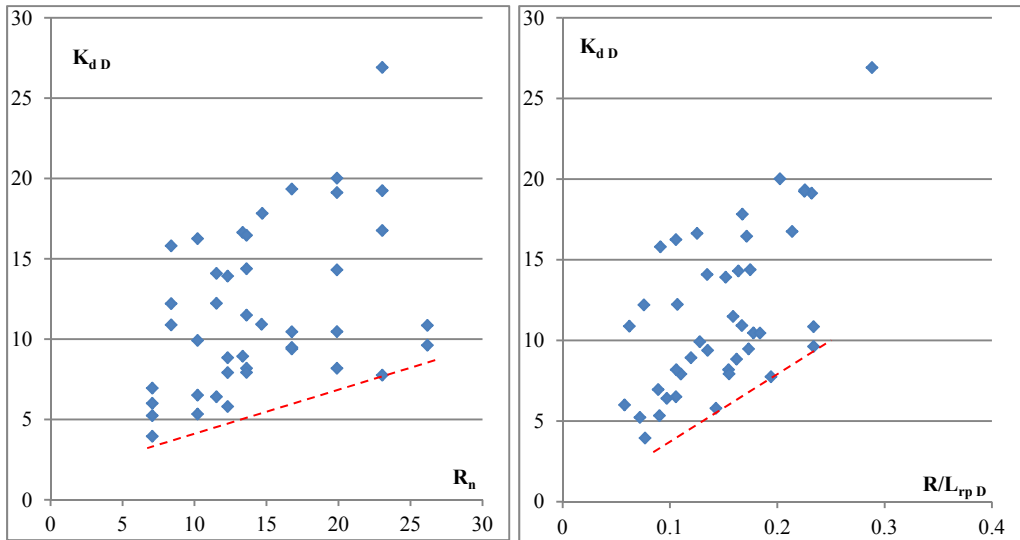


Figura 6- 3 Influencia de los parámetros adimensionales relativos al tamaño del morro con el K_d

Sin embargo, la relación entre el peralte del oleaje a pie de dique y el K_d vuelve a ser relevante, aumentando al incrementarse el peralte.

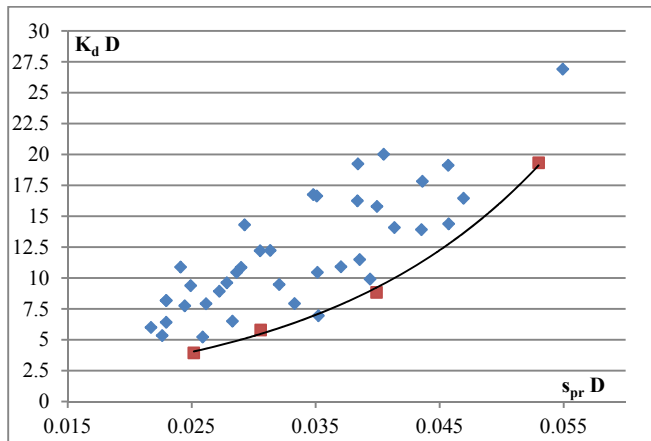


Figura 6- 4 Influencia del peralte en el coeficiente de estabilidad de destrucción

Al igual que antes se ha calculado la curva que define la envolvente de los valores mínimos de K_d en función del peralte, en base a ella es posible definir el valor mínimo del parámetro:

Tabla 6- 6 K_d mínimo de destrucción en función del peralte

s_{pr}	K_d mínimo en Destrucción
$0.015 < s_{pr} < 0.035$	4
$0.035 < s_{pr} < 0.045$	7.5
$s_{pr} > 0.045$	12.5

6.3 DEFINICIÓN GENERAL DE LA FÓRMULA DE ESTABILIDAD

Distintos autores han estudiado la estabilidad de los diques en talud, concluyendo que está determinada por una serie de parámetros hidrodinámicos y geométricos de las piezas y del dique: Bruun, 1973; SPM, 1984; Jensen, 1984; Carver & Heimbaugh, 1989; Vidal et al. 1991; Berenguer & Baonza, 1999; Burcharth & Hughes, 2002; Lomonaco et al., 2009; Van Gent & Van der Werf, 2010; Sande et al., 2013; Van Gent & Luis, 2013; Comola, et al., 2014; Sande, Peña, Maciñeira, et al., 2014; Gómez-Martín et al., 2015; Maciñeira & Burcharth, 2016. Concretamente la estabilidad de los morros de diques en talud se puede definir a través de la siguiente fórmula, ya presentada en el Capítulo 2 relativo al estado del arte:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = f(T_p, s_{pr}, \alpha, N_z, \theta, R_n, \frac{R}{L_{rp}}, \frac{R}{H}, D, s)$$

Dónde:

- T_p : período del oleaje
- s_{pr} : peralte del oleaje a pie de dique
- α : ángulo del talud
- N_z : número de olas
- θ : dirección del oleaje
- R_n : radio a nivel del mar entre D_n
- R/L_{rp} : relación radio y longitud de onda a pie de dique
- R/H : relación radio y altura de ola
- D : daño
- S : Sector

En la campaña experimental realizada se han mantenido constantes algunos de los valores planteados anteriormente:

- $\alpha: \cotg\alpha=1.5$
- $\theta=0$
- $N_z=1000$

Se ha comprobado, en diferentes partes de este estudio, Capítulo 4 y 5, que el peralte del oleaje está muy relacionado con la estabilidad de esta tipología de estructuras, hecho que han constatado otros autores en sus diferentes estudios de estabilidad de troncos y morros Van der Meer, (1987); Berenguer & Baonza, (1999); Maciñeira & Burcharth, (2016). Por lo tanto, y de forma inicial, el análisis de la estabilidad de los morros de cubípodos protegidos con una capa de cubípodos se plantea en base a los siguientes parámetros:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = f(s_{pr}, R_n, \frac{R}{L_{rp}}, \frac{R}{H}, D, s)$$

6.3.1 Ajuste de parámetros

El ajuste de parámetros se ha realizado siguiendo el esquema de la ecuación multi-paramétrica planteada por Van der Meer (1988), Berenguer & Baonza (1999) y Maciñeira & Burcharth (2016). En primer lugar se parte de la premisa comprobada por Berenguer & Baonza, (1999)

sobre la existencia de un ajuste lineal en los morros entre el número de estabilidad, el peralte y el daño, que se concreta de la siguiente manera, donde a, b, c y k son constantes:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = a s_{pr}^b D^c + k$$

Analizando el conjunto de los datos obtenidos en la campaña experimental, desde el comienzo de los daños hasta la finalización del ensayo, se comprueba que es posible obtener una relación válida para los morros monocapa de cubípodos. La figura 6-5 muestra el ajuste obtenido, el cual contiene un $R^2=0.76$ y que se puede definir a través de la siguiente ecuación:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 12.4 s_{pr}^{0.54} D^{0.05} + 0.3$$

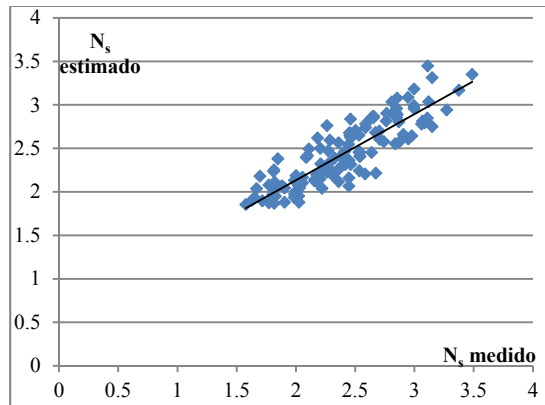


Figura 6- 5 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos con el peralte y el daño

En la ecuación anterior no se han tenido en cuenta parámetros de tamaño del morro, y por ello se produce una mayor dispersión en los resultados. En 2005, Maciñeira comprobó que existía un ajuste lineal entre el número de estabilidad, el peralte, el daño y el parámetro relativo al tamaño R_n . Introduciendo este último parámetro en la ecuación se comprueba que se cumple esa misma tendencia en el caso de los morros monocapa de cubípodos, obteniéndose un mejor ajuste ($R^2=0.82$):

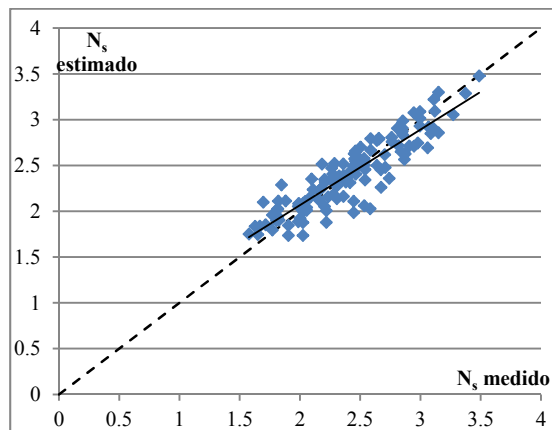


Figura 6- 6 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos con el peralte, R_n y el daño

Con este planteamiento se aumenta la correlación entre los datos analizados, demostrando la importancia del tamaño en el análisis de la estabilidad de los morros monocapa de cubípodos. La ecuación que define este ajuste es la siguiente:

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 8.2s_{pr}^{0.54} D^{0.05} R_n^{0.14} + 0.32$$

Berenguer & Baonza (1999); Comola et al. (2014) y Maciñeira & Burcharth (2016), han desarrollado fórmulas completas de estabilidad en los morros, en las que se relaciona, entre otros parámetros, el N_s y el daño. Estos ajustes son válidos para mantos de protección bicapa en los que el rango de los daños entre el comienzo y la destrucción es mayor que en el caso de los mantos monocapa. Una de estas ecuaciones es la de morros bicapa de cubos, E. Maciñeira (2005), la cual estima daños en morros grandes ($R/L_{rp} > 0.2$).

Como se ha podido observar en el Capítulo 5, los porcentajes que determinan los escalones de daño de estas estructuras comprenden un rango entre el 0 y el 11%, y no existe ninguna variable que defina de forma precisa este parámetro para las dos situaciones analizadas: inicio de averías y destrucción.

En el caso de estudio de esta tesis doctoral no ha sido posible estimar daños en base a números de estabilidad con las ecuaciones anteriores. En consecuencia, se ha considerado que no es viable definir la curva de daño completa de los morros monocapa de cubípodos, sobre todo de aquellos morros de radio reducido. Además, y partiendo de la premisa de que los morros pequeños tienen un comportamiento más impredecible, se ha analizado el ajuste de una ecuación que refleje las curvas de daño completas para los morros grandes, es decir, aquellos cuyo $R/L_{rp} > 0.15$, obteniéndose el mismo resultado.

Por lo tanto se ha decidido analizar dos fórmulas diferentes, una para el inicio de averías y otra para la destrucción, ajustando los números de estabilidad de este tipo de morros. El cálculo de la formulación se ha realizado partiendo del siguiente ajuste lineal comprobado antes y eliminando la variable daño. Donde a, b, c y k son constantes.

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = aR_n^b s_{pr}^c + k$$

6.3.2 Ajuste para inicio de averías

El primero de los cálculos sin el parámetro de daño se realizó para el escalón de daño de inicio de averías. Este análisis ha consistido en ajustar los 3 parámetros involucrados hasta el momento (N_s , R_n y s_{pr}) en cada ensayo. Se ha obtenido un ajuste lineal con un coeficiente $R^2=0.78$, el cual permite definir el comportamiento de la estima central del inicio de averías para los morros monocapa de cubípodos. A continuación se muestra la ecuación y el ajuste obtenido para el cálculo de número de estabilidad de inicio de averías.

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 17R_n^{0.26} s_{pr} + 1$$

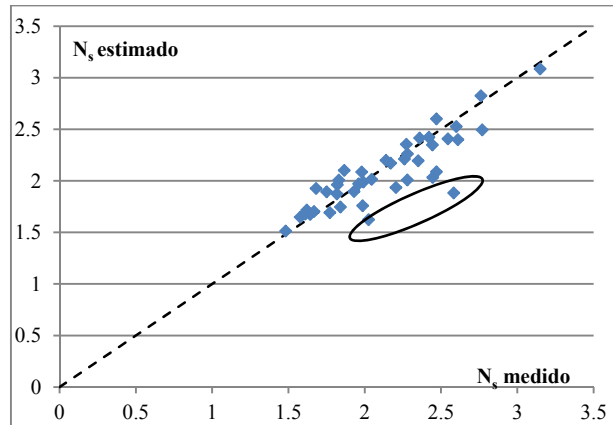


Figura 6- 7 Ajuste entre el número de estabilidad medido y estimado en los 45 morros analizados en el caso de inicio de averías

El ajuste lineal tiene un coeficiente de variación del 7%, asumiendo una distribución normal centrada en la unidad y con desviación típica el coeficiente de variación. Se puede observar que hay dos puntos que se separan más que el resto, marcados con una elipse negra en la figura 6-7. Estos dos morros (ensayo 9 y ensayo 41) han mostrado mayor estabilidad en los ensayos que la estimada por la fórmula.

El ensayo 41, es el que más se aleja del intervalo de confianza, ha mostrado una rotura frágil y rápida, pasando de un 1% de daño a un 34% en un solo escalón de ola. Se deduce por lo tanto que este morro soportó mayor oleaje del esperado antes de producirse el inicio de averías, mostrando una estabilidad fuera de la media. Por otro lado, el ensayo 9 se corresponde con una situación en la que los movimientos de las piezas de la zona emergida hacia la sumergida contribuyeron a la estabilidad del sector crítico.

6.3.3 Ajuste para destrucción

El mismo análisis se efectuó para el segundo escalón de daño, correspondiente a la destrucción. Se ha analizado el porcentaje de daño de la destrucción en cada uno de los ensayos, realizando el ajuste entre el número de estabilidad, el peralte y el R_n .

$$N_s = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 9R_n^{0.24} s_{pr}^{0.74} + 1.1$$

El ajuste lineal (figura 6-8) tiene un coeficiente $R^2=0.74$ y se define según la ecuación anterior. Este análisis tiene un coeficiente de variación del 4% asumiendo una distribución normal centrada en la unidad y con desviación típica el coeficiente de variación. Además se puede comprobar como el ajuste se centra en la bisectriz del primer cuadrante. Los dos ensayos que se separan más de la bisectriz, marcados con la elipse negra en la figura 6-8 coinciden con los de inicio de averías (ensayo 9 y 41) que se han comentado en el apartado anterior.

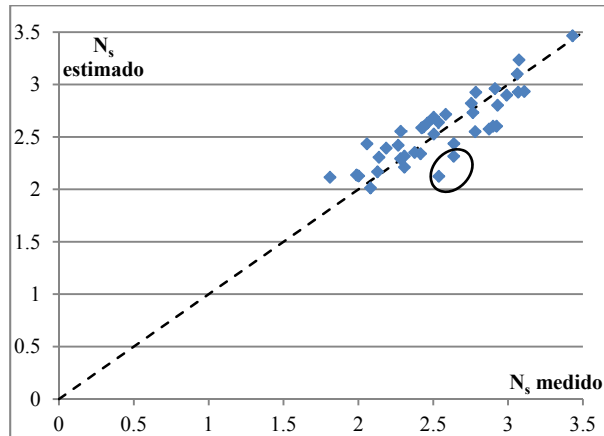


Figura 6- 8 Ajuste entre el número de estabilidad medido y estimado en los 43 morros analizados en el caso de destrucción

A modo de resumen se muestra la Tabla 6-7 con el ajuste obtenido por las dos formulaciones generales del morro monocapa de cubípodos en los dos estados de daño analizados.

Tabla 6- 7 Resumen del ajuste obtenido en inicio de averías y destrucción

Inicio de averías		Destrucción	
R	R ²	R	R ²
0.87	0.77	0.85	0.74

6.3.4 Comportamiento frente a la estabilidad según tamaño

El análisis de estabilidad del apartado anterior determina la influencia del morro en base a un parámetro geométrico, R_n . Por otro lado, según se ha demostrado en los últimos estudios de estabilidad de morros de diques en talud (Maciñeira & Burcharth 2016 y Van Gent & Van der Werf 2010), otros parámetros adimensionales de tamaño (R/L_{rp} y R/H) reflejan patrones de comportamiento diferentes a partir de unos determinados valores. Además, los resultados obtenidos en el Capítulo 5 han mostrado que no es posible con un solo parámetro describir la influencia del tamaño sobre la estabilidad.

Con el objetivo de reducir la dispersión existente en los ajustes anteriores y conocer de una forma precisa la estabilidad en los dos niveles de daño, se han analizado los diferentes patrones frente a la estabilidad de los morros monocapa de cubípodos.

El estudio realizado anteriormente concluye que existen dos patrones de comportamiento frente a la estabilidad en base a los parámetros R_n y R/L_{rp} . Dado que el parámetro R_n ya ha sido introducido en el ajuste en el apartado anterior, se han agrupado los morros según diferentes valores de R/L_{rp} . En cada uno de los grupos se han definido morros grandes como aquellos que son superiores a un cierto valor del parámetro y morros pequeños los menores a dicho valor. Una vez agrupados, se han analizado los ajustes obtenidos en cada uno de los grupos con las formulaciones del apartado anterior. La tabla 6-8 y la figura 6-9 resumen los resultados. Para reducir el espacio solo se ha introducido el valor del parámetro de ajuste R.

Tabla 6- 8 Resumen del ajuste (R) por grupos de R/L_{rp}

R/L_{rp}	Inicio de Averías			Destrucción		
	R		% Morros Grandes	R		% Morros Grandes
	Morros Grandes	Morros pequeños		Morros Grandes	Morros pequeños	
0.11	0.91	0.83	79.1	0.88	0.75	69.0
0.15	0.93	0.83	60.5	0.92	0.75	52.4
0.17	0.93	0.84	44.2	0.93	0.73	33.3
0.2	0.97	0.81	25.6	0.88	0.75	19.0

El análisis refleja que en todos los casos analizados el ajuste de los morros grandes es mayor que el de los morros pequeños, y es siempre superior al medio calculado sin diferenciar tamaños. Por otro lado, se comprueba que el comportamiento de los morros grandes es más homogéneo que el de los pequeños.

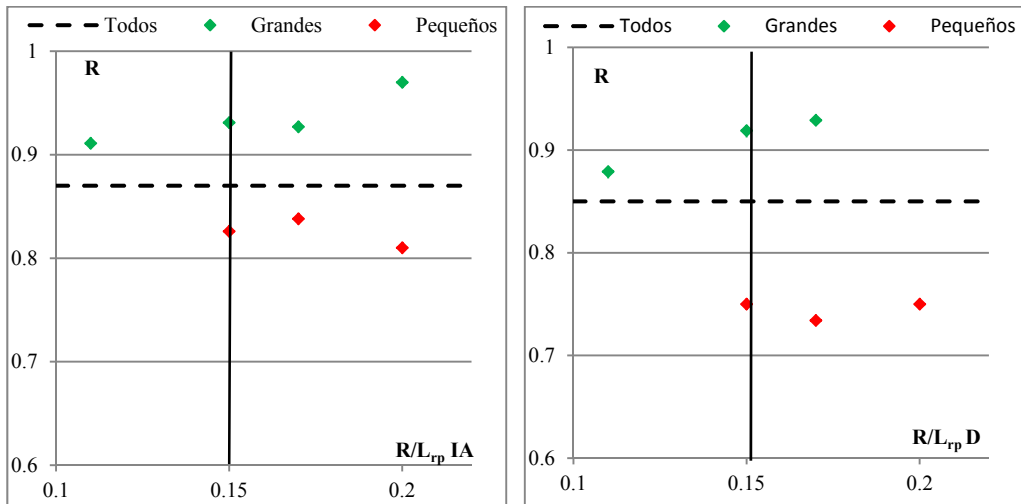


Figura 6- 9 Análisis del comportamiento de morros según tamaño. Izquierda: inicio de avería. Derecha: destrucción

Los dos extremos analizados ($R/L_{rp}=0.11$ y $R/L_{rp}=0.2$) no son representativos por el reducido número de morros que existen en el análisis, siendo entre $R/L_{rp}=0.15$ y $R/L_{rp}=0.17$.

En el caso de inicio de averías, el ajuste de morros grandes es similar, mientras que los morros pequeños ajustan mejor con $R/L_{rp}=0.17$. En la situación de destrucción, los morros pequeños tienen un ajuste peor con $R/L_{rp}=0.17$ que con $R/L_{rp}=0.15$, siendo los valores de ajuste de los morros grandes similares.

Por lo tanto se concluye que, a efectos de ajuste de la formulación, el parámetro $R/L_{rp}=0.15$ supone un punto que permite diferenciar entre un morro grande y un morro pequeño. El ajuste de los morros pequeños es siempre peor que el de los grandes, reflejando su fragilidad y la dificultad de predicción de su comportamiento. El siguiente paso en el marco de esta tesis doctoral es analizar el comportamiento de una fórmula de estabilidad para cada estado de daño, que introduzca el comportamiento de los morros en base a su tamaño relativo.

6.4 AJUSTE DE UNA FORMULACIÓN DE LA ESTABILIDAD SEGÚN EL TAMAÑO DEL MORRO

A partir de las conclusiones deducidas en el apartado anterior, se ha estudiado la forma de analizar los dos patrones de comportamiento de los morros, proponiendo una fórmula para cada uno de los estados de daño. Para ello se ha trabajado con las formulaciones generales calculadas en el apartado 6.3:

Tabla 6-9 Fórmulas generales en los puntos de daños analizados

Inicio de averías	Destrucción
$N_{sIA} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 17R_n^{0.26} S_{pr} + 1$	$N_{sD} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 9R_n^{0.24} S_{pr}^{0.74} + 1.1$

Este análisis se plantea siguiendo los últimos estudios sobre la estabilidad de morros (E. Maciñeira & Burcharth, 2016), En donde se propone el diseño de una ecuación que influya una función de tamaño que permita representar mejor el comportamiento de los morros en las dos situaciones planteadas. Esta función tiene que reflejar el comportamiento de los morros según el parámetro R/L_{tp} tal y como se demostró en el apartado 6.3.4.

$$N_{sIA/D} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = aR_n^b S_{pr}^c + f_{tamaño}$$

6.4.1 Ajuste para inicio de averías

Como se ha visto anteriormente, el ajuste de los morros grandes es mayor que el de los pequeños. El primer paso es reajustar los parámetros de la ecuación general pero teniendo en cuenta solo los morros grandes ($R/L_{tp} > 0.15$), figura 6-10. El mayor ajuste ($R^2=0.87$) se obtiene con la siguiente ecuación:

$$N_{sIA} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 8.6R_n^{0.18} S_{pr}^{0.47} - 0.7$$

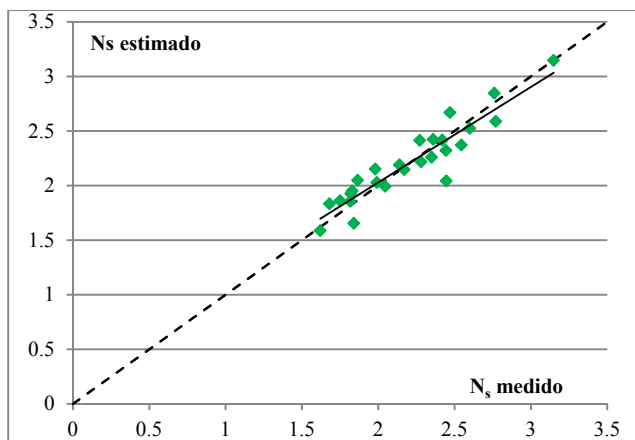


Figura 6-10 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el ajuste de la fórmula con los morros grandes

Esta ecuación se ha aplicado a los morros pequeños, obteniéndose el resultado de la figura 6-11. Se comprueba que existe un ajuste lineal, pero sin una correlación válida entre los valores, por lo que la estimación de los N_s no es correcta.

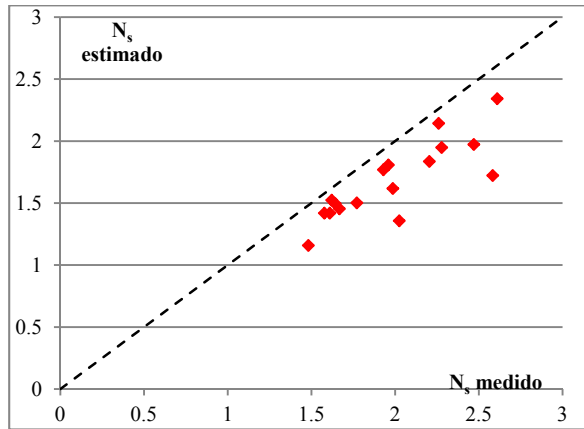


Figura 6- 11 Ajuste de morros pequeños con la fórmula de ajuste de los morros grandes

Los valores que se ajustan más a la recta bisectriz del primer cuadrante son los que tiene valores de R/L_{rp} más cercanos a 0.15, siendo los más alejados aquellos de menores valores de R/L_{rp} . Por ello se plantea la determinación de la función de tamaño de la siguiente manera: conforme el valor de R/L_{rp} se incremente dicha función tienda a 0, y aumente su valor cuando R/L_{rp} se reduzca. Este patrón de comportamiento se consigue a través de un parámetro exponencial que contenga el parámetro R/L_{rp} .

Se ha obtenido la función de tamaño, $f_{\text{tamaño}}$, que ajusta los morros pequeños a partir de la ecuación anterior, manteniendo la correlación que existía con los morros grandes (figura 6-12).

$$f_{\text{tamaño}} = 0.47 S_{pr}^{0.51} e^{-16.3 \left(\frac{R}{L_{rp}} - 0.21 \right)} - 0.9$$

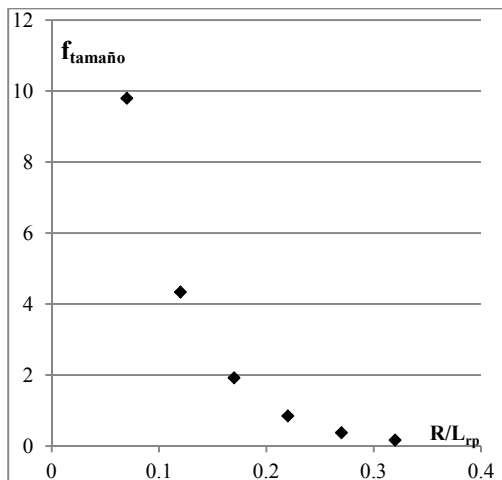


Figura 6- 12 Factor de tamaño en inicio de averías

Por último, se obtiene una fórmula que ajusta todos los tamaños de morros para el inicio de averías:

$$N_{sIA} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 8.6R_n^{0.18} s_{pr}^{0.47} + 0.47s_{pr}^{0.51} e^{-16.3(\frac{R}{L_{rp}})^{0.21}} - 0.9$$

Dónde:

- R_n : radio a nivel del mar/ D_n
- s_{pr} : peralte del oleaje que incide sobre el morro
- R : radio a nivel del mar
- L_{rp} : longitud de onda del oleaje incidente

Tabla 6- 10 Rango de aplicación de la fórmula de inicio de averías

	Máximo	Mínimo
R/L_{rp}	0.31	0.07
R_n	26.2	7
s_{pr}	0.02	0.054

Con este análisis se han obtenido los valores de ajuste que se muestran en la tabla 6-11 para los morros grandes y los pequeños. Se puede observar como los ajustes de ambas tipologías se han aumentado con respecto a los de la fórmula general (tabla 6-7).

Tabla 6- 11 Resumen del ajuste obtenido en inicio de averías

Tipología	Ajuste		
	R	R ²	C _v [%]
Morros grandes	0.94	0.88	5.2
Morros pequeños	0.90	0.81	

En base a este análisis, se muestra a continuación el ajuste entre los números de estabilidad estimado y medido en todos los morros. En la figura 6-13 se muestra el ajuste obtenido para los dos tamaños, además de obtener un ajuste a la bisectriz del primer cuadrante.

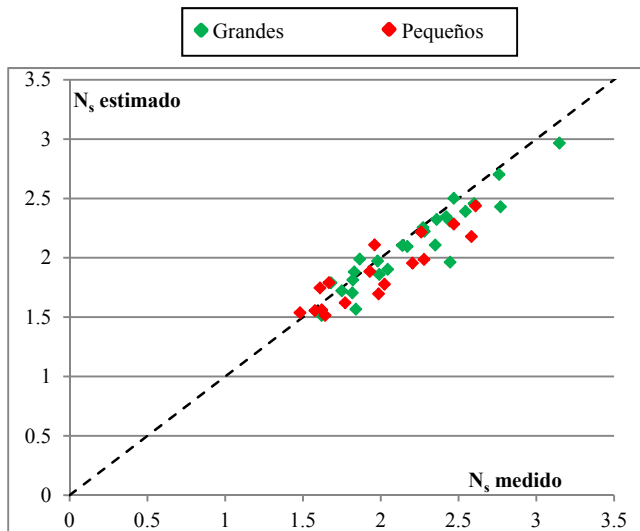


Figura 6- 13 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el N_s estimado en inicio de averías

6.4.2 Ajuste para destrucción

El ajuste de la fórmula de destrucción se ha realizado de la misma manera que en el apartado anterior. Tomando como punto de partida la ecuación general, se han reajustado los parámetros para los morros grandes en la situación de destrucción, siendo el resultado la siguiente ecuación:

$$N_{sD} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 12.54R_n^{0.1}S_{pr}^{0.2} - 4$$

Se ha obtenido un ajuste superior ($R^2=0.84$) que con la fórmula general ($R^2=0.74$), y una correlación entre lo estimado y medido que coincide con la bisectriz del primer cuadrante (figura 6-14).

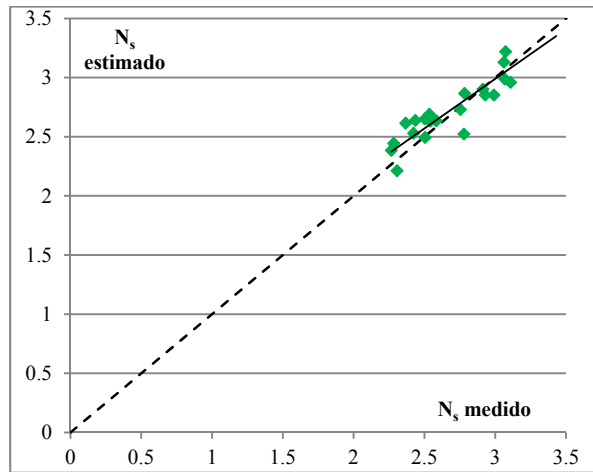


Figura 6-14 Relación lineal entre el N_s medido y el estimado en morros grandes

Una vez analizada la ecuación de los morros grandes, se aplica esta misma sobre los morros pequeños para estudiar su comportamiento. En la Figura 6-15 se observa que existe un ajuste lineal pero separado de la bisectriz.

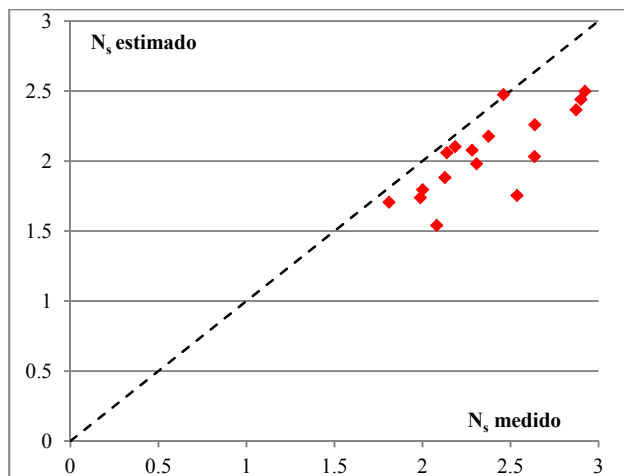


Figura 6-15 Relación lineal entre el N_s medido y el estimado en morros pequeños con la fórmula de morros grandes

El patrón de comportamiento de la función de tamaño es similar al de inicio de averías, por lo que, al igual que antes, se ha ajustado a una función exponencial. Se ha determinado que el mejor ajuste se ha obtenido a través de la siguiente expresión:

$$f_{\text{tamaño}} = 0.34e^{-11.2\left(\frac{R}{L_{rp}}\right)^{0.17}} - 6.2$$

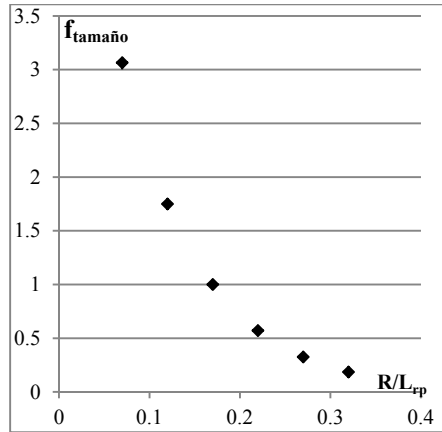


Figura 6- 16 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el peralte y daño

Por lo tanto, la ecuación que define la destrucción en los morros monocapa de cubipodos es la siguiente:

$$N_{sD} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 12.54R_n^{0.1}s_{pr}^{0.2} + 0.34e^{-11.2\left(\frac{R}{L_{rp}}\right)^{0.17}} - 6.2$$

Dónde:

- R_n: radio a nivel del mar/ D_n
- s_{pr}: peralte del oleaje que incide sobre el morro
- R: radio a nivel del mar
- L_{rp}: longitud de onda del oleaje incidente

Tabla 6- 12 Rango de aplicación de la fórmula de destrucción

	Máximo	Mínimo
R/L _{rp}	0.29	0.06
R _n	26.2	7
s _{pr}	0.022	0.055

La tabla 6-13 muestra el ajuste obtenido para los dos tamaños de morros, en la que se puede observar como los ajustes de ambas tipologías de morros son superiores a los del ajuste inicial, tabla 6-7.

Tabla 6- 13 Resumen del ajuste obtenido en inicio de averías

Tipología	Ajuste		
	R	R ²	C _v [%]
Morros grandes	0.92	0.84	3
Morros pequeños	0.88	0.78	

La Figura 6-17 muestra el ajuste obtenido entre los números de estabilidad medidos y estimados.

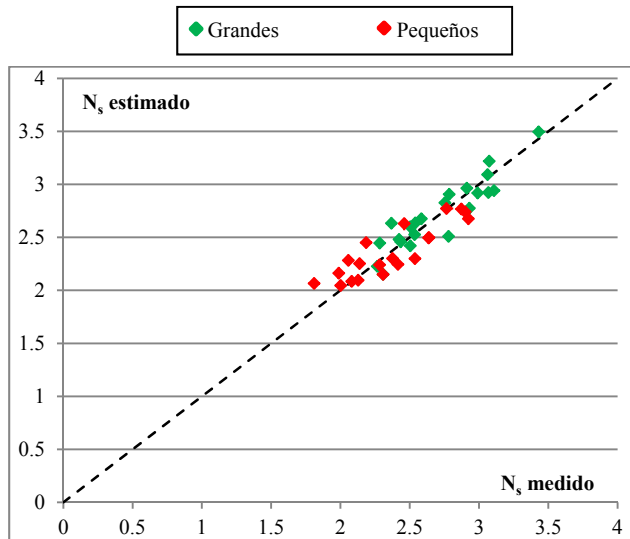


Figura 6- 17 Relación lineal entre el N_s medido en los ensayos y el peralte y daño

Finalmente, y a modo de resumen, se expone un cuadro que permite observar la robustez de los ajustes calculados. Para ello se han agrupado los morros en diferentes grupos, en base a los parámetros: R/L_{rp} , s_{pr} , R_n , R/H .

Cada uno de los grupos se ha seleccionado a partir del rango de valores reproducidos en los ensayos. Una vez determinado, se han dividido en dos grupos según este valor. Con ello se han generado 8 subgrupos.

A continuación se ha calculado el valor de ajuste, R , aplicando las formulaciones obtenidas anteriormente. Todos los subgrupos han mostrado ajustes superiores a 0.8, existiendo determinados subgrupos con R cercanos a 1. Por lo tanto, se comprueba que todos los grupos de morros monocapa de cubipodos, que se encuentren dentro del rango de validez, se pueden estudiar con estas nuevas formulaciones.

Tabla 6- 14 Resumen de los datos obtenidos de reserva de estabilidad

Parámetro	Intervalo	Número de morros	R	
			Inicio averías	Destrucción
R/L_{rp}	< 0.15	21	0.9	0.88
	> 0.15	22	0.94	0.92
s_{pr}	< 0.035	24	0.80	0.88
	> 0.035	19	0.94	0.86
R_n	< 17	32	0.93	0.90
	> 17	11	0.93	0.97
R/H	< 5	29	0.92	0.90
	> 5	14	0.93	0.95

6.5 RESERVA DE ESTABILIDAD

La reserva de estabilidad (RE) refleja el porcentaje de altura de ola que un morro resiste entre dos puntos de daño. En el caso de los morros monocapa de cubipodos se ha calculado la reserva de estabilidad entre el inicio de averías y la destrucción. Este parámetro permite cuantificar la rapidez de la evolución de los daños y determinar la fragilidad de esta tipología de estructura. El análisis se ha realizado de la siguiente manera:

$$RE[\%] = \frac{N_{sD} - N_{sIA}}{N_{sIA}} * 100$$

Los resultados de la reserva de estabilidad obtenidos en los 43 ensayos estudiados han sido los que se muestran en la tabla 6-15.

Tabla 6- 15 Reserva de estabilidad de cada uno de los morros analizados

Ensayos	RE[%]	Ensayos	RE[%]	Ensayos	RE[%]	Ensayos	RE[%]
2	22	13	20	25	49	37	20
3	25	14	16	26	19	38	25
4	19	15	13	27	21	39	14
5	40	16	28	28	15	40	20
6	27	17	12	29	18	41	2.0
7	27	18	11	30	28	42	38
8	22	19	24	31	27	43	13
9	25	20	37	32	11	44	9
10	41	22	9	34	11	46	19
11	43	23	40	35	11		
12	25	24	25	36	11		

Al igual que ocurría con el coeficiente de estabilidad, se observa una gran variabilidad en los valores obtenidos. La reserva de estabilidad media ha sido RE [%]=22, siendo el mínimo RE [%]=2 en el ensayo 41 y un máximo RE [%]=49 en el ensayo 25. Además se ha realizado el análisis del percentil 5%, obteniendo que el 95% de los morros analizados han mostrado una RE [%]>9%. La tabla 6-16 muestra de forma resumida los valores.

Tabla 6- 16 Resumen de los datos obtenidos de reserva de estabilidad

	RE[%]
Media	22
C _v [%]	48.1
Mínimo	2
Máximo	49
Percentil 5%	9

La figura 6-18 muestra la variabilidad que han mostrado los valores de este parámetro en los diferentes casos ensayados. Se puede observar que, a excepción del ensayo 41 (con una RE [%]=2), el resto tienen reservas de estabilidad cercanas al 10% o superior.

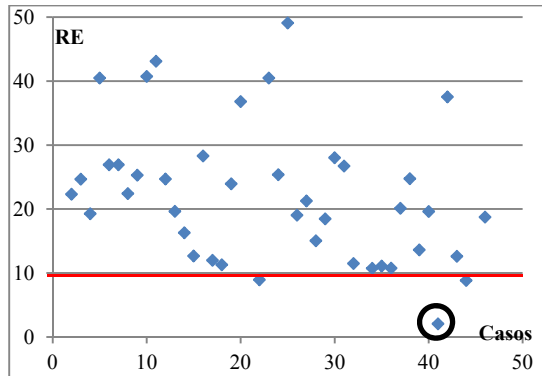


Figura 6- 18 reserva de estabilidad de los morros de cubípodos monocapa

El ensayo 41, representado con un círculo negro en la figura 6-18, es uno de los casos particulares analizados en el Capítulo 4, en el cual se produjeron caídas de piezas entre los sectores 0° y 180° , y es coincidente con el peor ajuste de la fórmula general del apartado 6.3. La reserva de estabilidad tan baja es consecuencia de un comportamiento frágil del morro.

La tabla 6-17 refleja los valores de daño obtenidos en el ensayo.

Tabla 6- 17 Datos obtenidos en el ensayo 41 durante el ensayo

H_s [cm]	Daño[%]	N_s	T_p [s]
7.8	0	1.6	1.7
8.9	0	1.8	1.8
9.9	0	2.0	1.9
10.9	0	2.2	2.0
12.6	1	2.6	2.1
13.4	34	2.7	2.2

Los daños se han producido en los dos últimos escalones de ola. El morro no sufre daños para la H_s [cm]=10.9, y se concentra todo el daño entre H_s [cm]=12.6 (D [%]=1) y H_s [cm]=13.4 (D [%]=34). La diferencia entre ellas es de menos de 1cm en altura y 0.1s de periodo pico, ocasionando un salto repentino de inicio de daño a la destrucción. La figura 6-19 muestra de forma gráfica la evolución del daño.

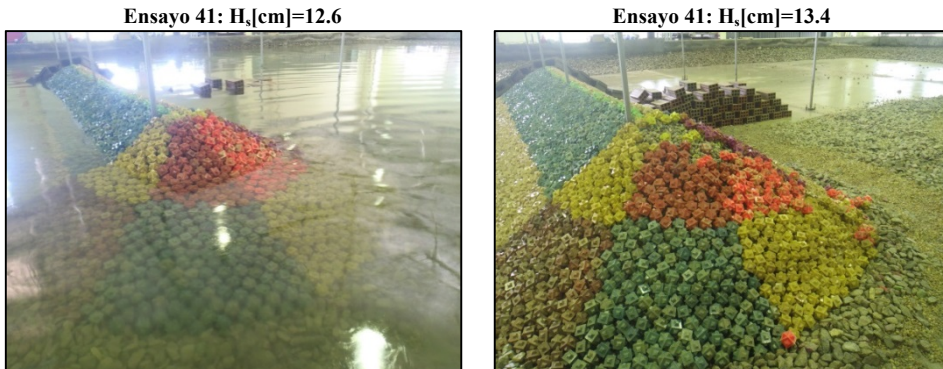


Figura 6- 19 Evolución del daño en el ensayo 41 en los dos últimos escalones de ola

En concreto, se trata de uno de los morros con menor radio ensayado y además, con valores de R/L_{rp} muy reducidos. Esta tipología de rotura refleja que el morro estaba soportando una altura de ola mayor comparándola con la de otros morros similares, para romper de forma rápida al superarse un determinado valor. La Tabla 6-18 muestra los valores de los parámetros adimensionales en los dos escalones de daño.

Tabla 6- 18 comportamiento del ensayo 41 en inicio de averías y destrucción

Ensayo	R_n
41	8.4
Inicio de averías	
N_s	2.6
R/H	2.53
R/L_{rp}	0.08
s_{pr}	0.03
Daño [%]	1
Destrucción	
N_s	2.6
R/H	2.48
R/L_{rp}	0.08
s_{pr}	0.03
Daño [%]	12

Por otro lado, hay otros ensayos con valores de R_n y R/L_{rp} similares al ensayo 41 identificado con un círculo negro en la figura 6-18, mostrando una reserva de estabilidad cercana al 10%, lo que permite aceptar que este caso concreto es una excepción, pero que es necesariamente importante tenerla en cuenta en el estudio que surge a continuación.

Se han analizado cuales son los parámetros que determinan el comportamiento de la reserva de estabilidad, separando los morros según su tamaño para los tres parámetros adimensionales, siendo R/L_{rp} el primero en analizar.

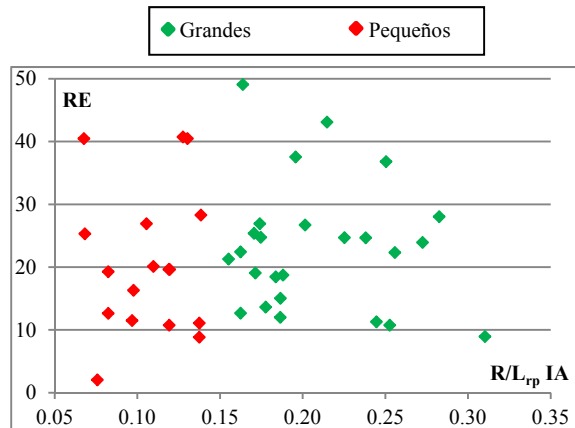


Figura 6- 20 Influencia del parámetro R/L_{rp} en la reserva de estabilidad

Se puede observar en la figura 6-20 como el tamaño del morro no refleja ninguna relación con la reserva de estabilidad, existiendo valores similares de este parámetro tanto para morros grandes como pequeños.

La relación entre el parámetro R/H (figura 6-21, izquierda) y la reserva de estabilidad muestra una cierta tendencia creciente, lo que parece indicar que conforme la altura de ola que genera inicio de averías es menor, la reserva de estabilidad aumenta. La tendencia general se produce en el conjunto de datos, aunque, esta relación está más definida en el caso de morros pequeños que en los grandes.

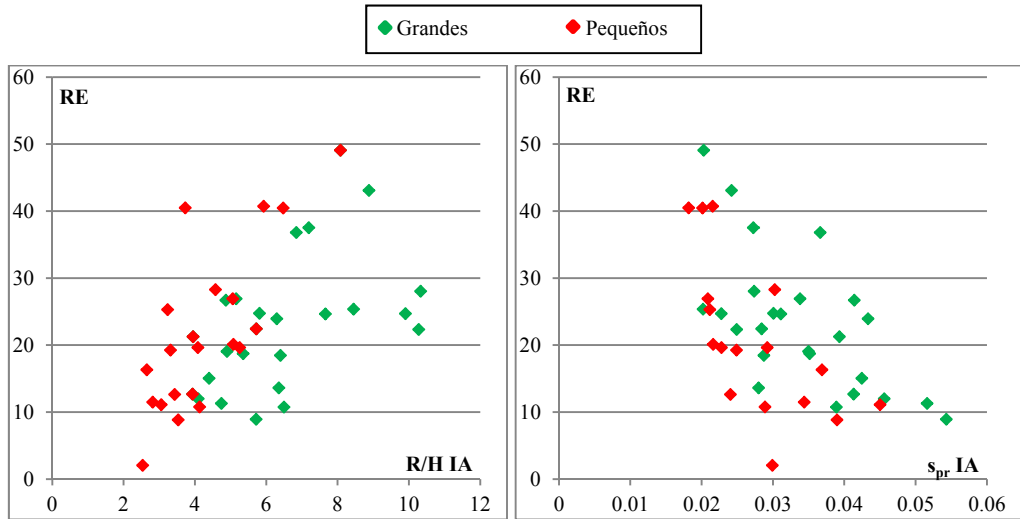


Figura 6- 21 Influencia del parámetro R/H y s_{pr} en la reserva de estabilidad

La relación que existe entre el peralte y la reserva de estabilidad ha mostrado una tendencia similar a la anterior, pero en ambos tamaños de morro. Como se puede observar en la Figura 6-21, derecha, existe una tendencia decreciente conforme se incrementa el peralte, o lo que es lo mismo, conforme los períodos pico del oleaje que incide sobre el morro son menores, el dique muestra una reserva de estabilidad menor.

Los oleajes con menor período tienen una menor capacidad para provocar movimientos de piezas, pero, sin embargo, en los morros monocapa de cubípodos, generan comportamientos más rígidos. Este patrón ya fue comentado en Burcharth et al. (2010), en sus estudios de estabilidad de cubípodos bicapa, sin una definición detallada de este fenómeno.

Si analizamos en conjunto la influencia de R/H y del peralte, obtenemos resultados complementarios. La relación creciente entre la reserva de estabilidad y R/H implica que, cuanto menor sea la altura de ola de inicio de averías, mayor es la reserva de estabilidad. Los oleajes que producen menores alturas de ola de inicio de averías van a ser aquellos de período alto, ya que tienen mayor capacidad de movilidad de las piezas y, en consecuencia, peraltes menores.

Se ha comprobado que conforme el peralte que incide sobre el dique es menor, se obtiene un coeficiente de estabilidad mayor, lo que indica que los diques son más estables que frente a los oleajes más energéticos. Sin embargo, la reserva de estabilidad para este tipo de diques es menor. Este análisis de la reserva de estabilidad se considera una aportación interesante en el presente estudio, que permiten realizar estrategias de mantenimiento más eficientes.

6.6 COMPARACIÓN CON DIFERENTES TIPOLOGÍAS DE MANTOS DE PROTECCIÓN DE MORROS

El estudio de estabilidad se ha continuado realizando una comparación de la estabilidad de los cubípodos monocapa frente a cuatro tipologías diferentes de mantos de protección de morros existentes en la literatura:

- Manto bicapa de piezas Hollow
- Manto bicapa de cubos
- Mantos de cubípodos bicapa con direcciones $\theta=0^\circ$ y $\theta=40^\circ$ y monocapa con $\theta=40^\circ$

En los dos primeros estudios, (Berenguer & Baonza, 1999; Maciñeira & Burcharth, 2016), se han definido fórmulas de diseño para morros con mantos bicapa en las que se introduce la variable daño. Esto ha permitido comparar los números de estabilidad estimados con las formulaciones de mantos bicapa y los resultados obtenidos en esta tesis doctoral en los ensayos de cubípodos monocapa. En la última comparación se han podido analizar los números de estabilidad obtenidos en los diferentes ensayos.

6.6.1 Manto bicapa de piezas Hollow

Los estudios de Berenguer & Baonza (1999) en mantos de protección bicapa con piezas cubicas y Antifer perforadas, permitió desarrollar una formulación que estima el número de estabilidad en función del daño en el sector crítico y el peralte medio del oleaje.

$$N_s = 1.8 + 2.3D_{max}^{0.5} s_m^{0.5}$$

Dónde:

- D_{max} : daño en el sector crítico
- s_m : peralte medio

La cuantificación del daño en estos ensayos se realizó a través del daño volumétrico, como en el presente caso, pero, en lugar de analizar el daño en la zona activa, se midió el daño teniendo en cuenta todas las piezas del sector. Por lo tanto, el daño medido en los cubípodos monocapa siempre será mayor al tener un menor número de piezas en la zona de daño. Se ha analizado la relación entre los dos daños de la siguiente manera, donde k es una constante que depende del tamaño de la zona activa en cada morro y del radio analizado:

$$D_{cubípodos} = kD_{Berenguer}$$

$$k = \frac{\text{piezas en el sector}}{\text{piezas en la zona activa}}$$

El oleaje en el trabajo a comprar es unidireccional e irregular, además los rangos de valores analizados de alturas de ola y períodos pico de H_s [cm]=10 – 22 y T_p [s]= 1.6 – 2.8. El radio al nivel del mar fue R [cm]=70. El daño se midió en sectores de 60° , y se determinó que el sector crítico es el comprendido entre 90° y 150° . Para ese sector se determinó la curva de daño

completa, aunque en el caso de los morros monocapa de cubípodos esto no se puede realizar, por lo que la comparación solo es posible en la situación de destrucción entre los dos morros.

Los autores definen la destrucción del morro como el daño D [%]=15-20 en sus piezas. Para la comparación se ha seleccionado el daño D [%]=20 como valor que define la destrucción. La figura 6-22 expone los resultados obtenidos con la formulación de Berenguer frente a los datos medidos en los ensayos.

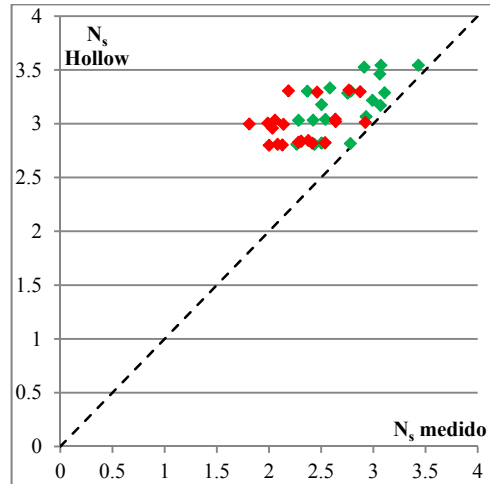


Figura 6- 22 Comparación de los N_s con la fórmula de Berenguer y los ensayos en la situación de destrucción. Influencia del tamaño

Se puede observar como la estabilidad estimada por la fórmula de Berenguer en la destrucción del morro es mayor que la que se ha obtenido en los ensayos. Esta formulación no tiene en cuenta el parámetro radio a nivel del mar, que se ha mostrado de gran importancia en el análisis de la estabilidad y que podría explicar la diferencia en los resultados obtenidos.

Se puede deducir que la formulación propuesta por Berenguer & Baonza, (1999) no representa correctamente el comportamiento de los morros de cubípodos monocapa.

6.6.2 Manto bicapa de cubos

La estabilidad de morros de diques en talud protegidos con manto bicapa de cubos ha sido estudiada por Maciñeira & Burcharth (2016). El análisis realizado introduce parámetros adimensionales relativos al tamaño de los morros, remarcando la influencia que tienen en la estabilidad. La formulación se plantea bajo diferentes condiciones de oleaje, pero en el rango de los ensayos de esta tesis doctoral, la ecuación para el análisis de la estabilidad es:

$$N_s = 0.44e^{0.07Rn} ctg \alpha^{0.71} D_{\%}^{0.25} s^{0.44} + 4.06s^{0.32} K_{size}$$

Dónde:

- R_n : radio/ D_n
- $D_{\%}$: daño medido en la zona activa
- α : ángulo del talud
- s : Peralte del oleaje a pie de dique

Por otro lado, introduce un parámetro de tamaño del morro (K_{size}) que está a su vez en función de dos parámetros adimensionales, R/L_{tp} y R/H , de la siguiente manera.

$$K_{size} = K_{Hs} K_L$$

$$K_{Hs} = 1 + \frac{1}{e^{4.08(\frac{R}{Hs}-2.19)}}$$

$$K_L = 1 + \frac{1}{e^{31(\frac{R}{L}-0.06)}}$$

La fórmula describe la evolución de la curva de daño en los mantos bicapa, definiendo la destrucción en un nivel de daño D [%]=25, siendo este el porcentaje mínimo en el que se exponía el filtro. Las roturas se produjeron con valores de incluso el doble que el definido, pero se seleccionó el valor mínimo de daño en el que se producía la destrucción como el límite. La siguiente imagen muestra un ejemplo del morro con el mínimo valor de daño, y otro morro con más daño y sin rotura.



Figura 6- 23 Comparación de dos morros analizados por E. Maciñeira & Burcharth (2016). Izquierda: destrucción con D [%]=27. Derecha: D [%]=29 y sin destrucción.

El rango de aplicación de la fórmula es:

- R/L_{tp} : [0.1-0.43]
- R/H : [2.67-8.87]
- R_n : [9.18-17.56]
- s_{pr} : [0.031-0.066]

Para la comparación se han seleccionado los parámetros y rangos equivalentes al presente estudio. La figura 6-24 compara los valores obtenidos del número de estabilidad con la formulación de cubos bicapa y el número de estabilidad medido en los ensayos.

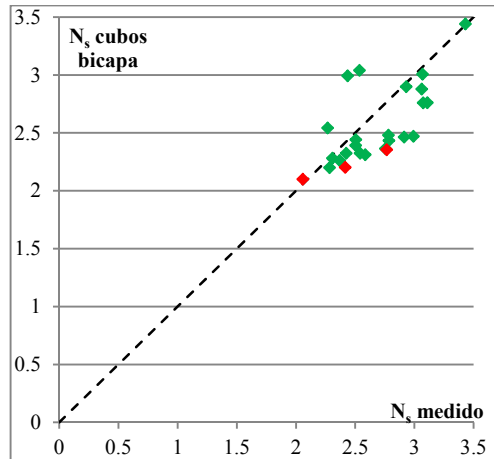


Figura 6- 24 Comparación de los N_s con la fórmula de E. Maciñeira & Burcharth (2016) y la de cubípodos monocapa en la situación de destrucción. Influencia del tamaño

Se comprueba que existen varios morros en los que la fórmula de cubos bicapa sobreestima el daño en los mantos monocapa de cubípodos para la situación de destrucción. La influencia del tamaño del morro en la estabilidad demuestra que el parámetro K_{size} de esta fórmula también unifica el comportamiento de los morros según el tamaño, de forma similar a las conclusiones obtenidas en esta tesis doctoral.

6.6.3 Morros de cubípodos: bicapa con direcciones $\theta=0^\circ$ y $\theta=40^\circ$, y monocapa con $\theta=40^\circ$

Los estudios realizados por la Universidad de Cantabria (Lomonaco et al., 2009) analizaron la estabilidad de morros protegidos con un manto bicapa de cubípodos y un oleaje sin oblicuidad ($\theta=0^\circ$). Por otro lado, en la ejecución de los ensayos de estabilidad del dique Oeste del Puerto Exterior de Punta Langosteira (A Coruña) en las instalaciones del CITEEC de la Universidad da Coruña, con la participación del autor de esta tesis doctoral, se estudió el manto de protección del morro con dos configuraciones diferentes: cubípodos monocapa y bicapa. Este morro estaba sometido al oleaje difractado por el morro del dique principal del puerto, generando una oblicuidad del frente de oleaje sobre el morro del dique de 40° .

Estos dos estudios se han utilizado con el objetivo final de comparar la estabilidad entre los morros de cubípodos monocapa y los mantos bicapa, así como determinar el efecto de la oblicuidad sobre estas dos tipologías de mantos de protección.

Las comparaciones se han realizado de la siguiente manera. En el caso de la comparación de mantos bicapa con monocapa, esta se ha realizado solo en la situación de destrucción en ambos mantos, para poder comparar situaciones equivalentes. En los casos de mantos monocapa se han comparado el inicio de averías y la destrucción.

Es importante remarcar que la estabilidad de los mantos bicapa se ha realizado con los datos aportados en la publicación de Lomonaco et al. (2009), en la cual se muestran dos situaciones de

daño: inicio de averías e inicio de destrucción. A pesar de que estas dos situaciones no son iguales que las estudiadas para los cubípodos monocapa, se han comparado los resultados de inicio de destrucción con la destrucción.

La Tabla 6-19 muestra las características de los morros bicapa estudiados y que se encuentran dentro del rango de validez del ajuste desarrollado en el presente trabajo.

Tabla 6- 19 Características de los morros analizados

Radio [cm]	R_n	T_p	R/L_{rp}	θ
46.1	17.4	2.1	0.22	40
45.4	20.5	2.1	0.22	40
46.1	17.4	2.5	0.18	40
45.4	20.5	2.5	0.18	40
38.8	14.6	2.1	0.19	40
38.1	17.2	2.1	0.18	40
38.8	14.6	2.5	0.15	40
38.1	17.2	2.5	0.15	40
68	17.8	2.1	0.17	0
68	17.8	2.0	0.18	0
68	17.8	1.7	0.21	0

La localización del daño de los morros bicapa de cubípodos ha sido la misma que la reproducida en los ensayos de la campaña experimental de cubípodos monocapa, concretándose el daño en la zona trasera de los morros. El ángulo concreto de daño ha dependido de la oblicuidad, siendo el sector 90-135° con oleaje unidireccional, y 135-180° con oleaje de oblicuidad 40°.

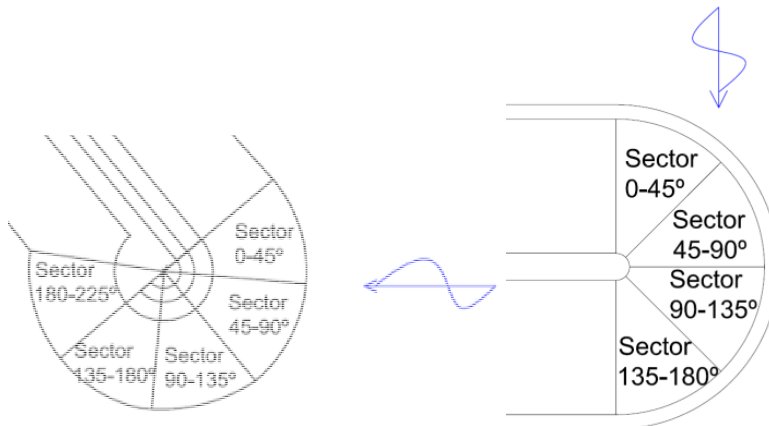


Figura 6- 25 Sectores en los modelos bicapa. Izquierda: $\theta=40^\circ$, Derecha: $\theta=0^\circ$ y 40°

La figura 6-25 muestra la comparación entre el número de estabilidad medido en los dos ensayos y el estimado por la fórmula para mantos monocapa de cubípodos. Se comprueba que las dos oblicuidades se ajustan a la bisectriz del primer cuadrante.

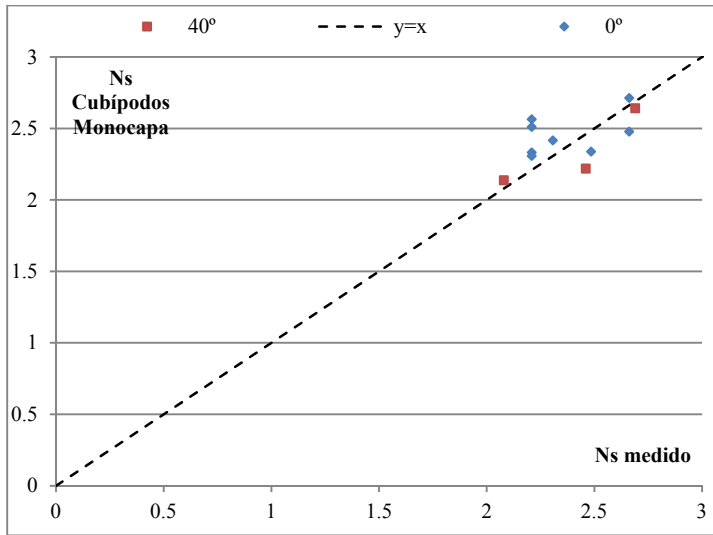


Figura 6- 26 Comparación de los N_s medidos y el estimado con los cubípodos bicapa con $\theta=0^\circ$ y $\theta=40^\circ$ destrucción

La fórmula de los mantos monocapa en la situación de destrucción sobreestima la estabilidad de los mantos bicapa de cubípodos sin oblicuidad, mientras que infravalora la estabilidad en los casos con oblicuidad de 40° . Se remarca en este punto que los datos analizados en los ensayos de oblicuidad 0° , se están comparando los resultados de destrucción obtenidos en los ensayos con los publicados por Lomonaco et al. (2009) de inicio de destrucción, permitiendo que los morros resistan mayor altura de ola. Por lo tanto esto no permite deducir con un criterio riguroso, conclusiones completas sobre la estabilidad.

Además, a la vista de los resultados se puede concluir, coincidiendo con el estudio de Burcharth et al., (2010), que los morros bicapa de cubípodos no se ven muy afectados por la oblicuidad.

En segundo lugar se analiza el comportamiento del segundo manto de protección estudiado en los ensayos del Dique Oeste, el manto monocapa con oblicuidad $\theta=40^\circ$. Las características de los morros monocapa estudiados son:

Tabla 6- 20 Características de los morros analizados

Radio [cm]	R_p	T_p	R/L_{rp}	θ
34.05	12.8	2.1	0.32	40
33.7	15.2	2.1	0.31	40
34.05	12.8	2.5	0.26	40

Los tres morros analizados son morros grandes, estando los dos primeros fuera del rango analizado en la formulación de la tesis doctoral. Se ha comparado el morro que se sitúa dentro del rango de validez en los dos estados de daño (IA y D). La figura 6-27 muestra la comparación entre los números de estabilidad medidos en los ensayos y el estimado según la formulación de morros monocapa.

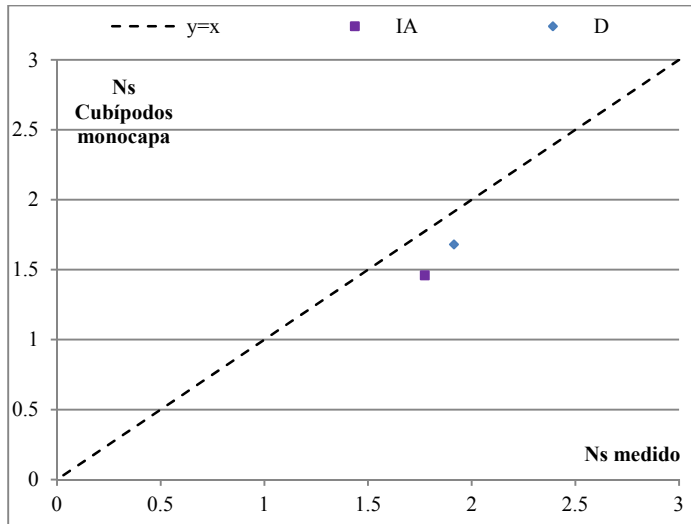


Figura 6- 27 Comparación de los N_s medidos y el estimado con los cubípodos monocapa en la situación de inicio de averías y destrucción

Se comprueba que bajo las dos situaciones la fórmula de morros monocapa con oblicuidad infravalores la estabilidad de los morros monocapa con oblicuidades de 40° . Este es un patrón similar al que se produce en los mantos bicapa, aunque no existen suficientes datos como para poder concluir ni cuantificar esta influencia.

6.7 PROPUESTA DE FORMULACIÓN MULTI-PARAMÉTRICA PARA EL DISEÑO

Por último, y una vez analizado el comportamiento de los mantos de protección de morros con cubípodos monocapa se propone un punto de diseño en el estudio de estabilidad. El factor determinante en este tipo de estructuras es la fragilidad en la evolución del daño, y por lo tanto este punto se ha calculado en base a la reserva de estabilidad, garantizando una mayor flexibilidad entre el diseño y la destrucción.

Los mantos de protección bicapa se suelen diseñar para inicio de averías, ya que la evolución del daño no es tan rápida como en el caso de mantos monocapa, y a su vez son morros más dúctiles. Por este motivo no es razonable diseñar estructuras monocapa en un inicio de averías, ya que la reserva de estabilidad es pequeña. Como se pudo ver anteriormente, en la campaña experimental se produjo en un ensayo una reserva de estabilidad de $RE [\%]=2$ que es necesario tener en cuenta.

Se ha decidido fijar el punto de diseño de los morros monocapa como aquel que aporte un 10% de reserva de estabilidad adicional, diseñando todos los morros monocapa de cubípodos con dicho 10% de reserva de estabilidad mínima. Aplicando esto a los datos obtenidos en los ensayos, se asegura en el peor de los casos una $RE [\%]=11$, siendo lo normal una reserva de estabilidad cercana al 20% o superior.

Los valores de reserva de estabilidad del orden del 20% representan el valor normal en los mantos de protección bicapa, por lo que esto permitirá que, aunque la evolución de daño se comporte diferente, el morro pueda soportar sin destrucción una ola un 20% mayor a la de diseño.

Por tanto, y en base a la definición de reserva de estabilidad es posible determinar el valor del número de estabilidad de diseño ($N_{s_{di}}$) en base al de inicio de averías de la siguiente manera:

$$N_{s_{di}} = 0.9N_{s_{IA}}$$

De acuerdo con esta definición es posible definir la fórmula de diseño de morros de diques en talud protegidos con mantos monocapa de cubípodos de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} N_{s_{di}} = \frac{Hs}{\Delta D_n} &= 0.9 \left(8.6Rn^{0.18}Spr^{0.47} + 0.47Spr^{0.51}e^{-16.3\left(\frac{R}{L_{rp}}\right)^{0.21}} - 0.9 \right) \\ &= 7.74Rn^{0.18}Spr^{0.47} + 0.42Spr^{0.51}e^{-16.3\left(\frac{R}{L_{rp}}\right)^{0.21}} - 0.8 \end{aligned}$$

Dónde:

- R_n : radio a nivel del mar/ D_n
- R : radio del morro
- s_{pr} : peralte del oleaje que incide sobre el morro
- L_{rp} : Longitud de onda que incide sobre el morro

Como continuación del estudio, se ha definido el coeficiente de estabilidad para el punto de diseño. Este análisis se ha realizado de la misma manera que en inicio de averías y destrucción, obteniéndose resultados en los que hay una gran variabilidad en los valores, como ocurría

anteriormente. A modo de resumen se exponen los valores medios, máximos, mínimos y el percentil del 5% del coeficiente de estabilidad para la situación de diseño propuesta.

Tabla 6- 21 Valores obtenidos de K_d para el diseño de morros monocapa protegidos con cubípodos

	K_d Propuesto
Media	6.3
C_v [%]	56.3
Mínimo	2.0
Máximo	18.7
Percentil 5%	2.5

La relación entre el K_d de diseño sigue siendo creciente con el peralte (figura 6-28), de igual manera que con el inicio de averías y la destrucción, aunque es posible ajustar los valores mínimos del coeficiente en función de este parámetro relevante.

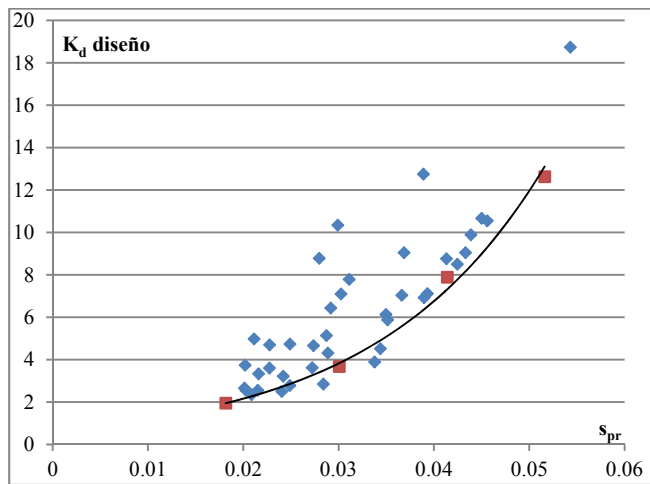


Figura 6- 28 Relación entre K_d de diseño y el peralte

Finalmente, ha sido posible definir el valor mínimo del coeficiente de estabilidad en función del peralte (tabla 6-22), consiguiendo una definición más precisa de este parámetro a la hora de proponer un diseño estable de los morros monocapa de cubípodos.

Tabla 6- 22 K_d mínimo para diseño en función del peralte

s_{pr}	K_d mínimo para diseño
$0.015 < s_{pr} < 0.035$	2
$0.035 < s_{pr} < 0.045$	4
$s_{pr} > 0.045$	8

6.8 CONCLUSIONES

6.8.1 K_d y definición de la fórmula general de estabilidad

El coeficiente de estabilidad (K_d) obtenido en los dos escalones de daño; inicio de averías y destrucción, se incrementa conforme el peralte a pie de dique es mayor. Además, se ha calculado el valor mínimo en función del peralte.

Partiendo de los estudios realizados con anterioridad sobre la estabilidad de los morros de diques en talud, se comprobó que es posible encontrar un ajuste entre los parámetros número de estabilidad, N_s , daño, D , peralte, s_{pr} y la relación entre el radio y el diámetro nominal, R_n . Sin embargo a causa de la escasa diferencia del porcentaje de daño entre el inicio de averías y destrucción, así como la aleatoriedad de los movimientos de las piezas, no es posible estimar daños en base al número de estabilidad.

Se ha realizado un ajuste general de la fórmula para los dos escalones de daño definidos: inicio de averías y destrucción. Además, la existencia de patrones de comportamiento diferentes en cuanto a la estabilidad fue comprobada y está determinada por el parámetro R/L_{rp} . Después de un análisis de sensibilidad, se comprobó que este patrón se diferenciaba a partir de $R/L_{rp} = 0.15$.

Aquellos morros cuyo R/L_{rp} en inicio de averías y destrucción era mayor de 0.15, se comportaban más homogéneamente y se ajustaban mejor a las ecuaciones anteriores. Sin embargo, aquellos morros de R/L_{rp} inferior a 0.15, mostraban más dispersión y se observaban comportamientos más frágiles y aleatorios. En base a este fenómeno se ha definido el tamaño relativo de los morros en función de este parámetro, siendo morros grandes aquellos que presentan un $R/L_{rp} > 0.15$, y pequeños $R/L_{rp} < 0.15$.

6.8.2 Fórmula de estabilidad según el tamaño del morro

En base al estudio anterior, se identificaron dos patrones de comportamiento frente a la estabilidad. Se ha determinado una nueva ecuación de estabilidad que contempla todo tipo de morros, para las dos situaciones de daño, aumentando la precisión de la fórmula anterior con oleaje unidireccional e incidencia $\theta=0^\circ$.

<p>Inicio de averías: C_v [%]=5.2</p> $N_{sIA} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 8.6R_n^{0.18} s_{pr}^{0.47} + 0.47s_{pr}^{0.51} e^{-16.3(\frac{R}{L_{rp}}-0.21)} - 0.9$
<p>Destrucción: C_v [%]=3</p> $N_{sD} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 12.54R_n^{0.1} s_{pr}^{0.2} + 0.34e^{-11.2(\frac{R}{L_{rp}}-0.17)} - 6.2$

Dónde:

- R_n : radio a nivel del mar/ D_n
- s_{pr} : peralte del oleaje que incide sobre el morro
- R : radio del morro
- L_{rp} : Longitud de onda que incide sobre el morro

Rango de aplicación de la fórmula:

Tabla 6- 23 Rango de aplicación de la fórmula de inicio de averías y destrucción

	Inicio de averías		Destrucción	
	Máximo	Mínimo	Máximo	Mínimo
R/L_{rp}	0.31	0.07	0.29	0.06
R_n	26.2	7	26.2	7
s_{pr}	0.02	0.054	0.022	0.055

6.8.3 Reserva de estabilidad

La reserva de estabilidad (RE) ha sido calculada en los ensayos de la campaña experimental entre el inicio de averías y la destrucción, con el objetivo de analizar y cuantificar la rapidez de la evolución de los daños. Los valores obtenidos, exceptuando un ensayo, es de una RE [%]=9 analizando el percentil del 5%.

Además se ha observado la relación que existe entre el peralte y la reserva de estabilidad para morros grandes y pequeños. Dicha reserva tiene una tendencia decreciente conforme se incrementa el peralte, o de forma equivalente, conforme los períodos pico son menores, el morro tiene una reserva de estabilidad menor.

6.8.4 Comparación con diferentes tipologías de mantos de protección de morros

Se ha realizado una comparación entre la estabilidad de los cubípodos monocapa frente a cuatro tipologías diferentes de mantos de protección de morros:

- Manto bicapa de piezas Hollow
- Manto bicapa de cubos
- Mantos de cubípodos bicapa con oblicuidad $\theta=0^\circ$ y $\theta=40^\circ$ y monocapa con $\theta=40^\circ$

Para realizar la comparación ha sido necesario analizar un escalón de daño similar en las dos estructuras, y el único punto en igualdad de condiciones en los mantos monocapa es la destrucción.

Se comprueba que la fórmula propuesta por Berenguer no predice el comportamiento de los morros de cubípodos monocapa, por el diferente comportamiento.

La fórmula de estabilidad de cubos bicapa infravalora en ciertos casos el comportamiento de los morros monocapa de cubípodos. Este fenómeno se produce en mayor medida en los morros pequeños que en los grandes.

La comparación entre morros monocapa y bicapa de cubípodos sometidos a una oblicuidad de 40° ha mostrado que el ajuste es similar, indicando que esta variable no es un factor muy determinante en este tipo de estructuras, y que los morros monocapa soportan parecidas solicitaciones que los bicapa.

Por último, los morros bicapa de cubípodos frente a una oblicuidad de 0°, como en el caso del presente estudio han mostrado resultados similares, dentro del rango de validez de la fórmula. De esta forma se demuestra que el comportamiento de los mantos monocapa puede llegar a soportar situaciones similares a las de los mantos bicapa, aunque la fragilidad y evolución del daño sea más rápida.

6.8.5 Punto de diseño

Por último, se ha definido un punto de diseño para los morros de diques en talud protegidos con manto monocapa de cubípodos, que asegure una reserva de estabilidad similar a la de los mantos bicapa. Para ello se ha seleccionado el punto de diseño de manera que aporte un 10% de reserva de estabilidad adicional. Con esto se obtendría que en el peor de los casos se produce una RE [%]=11, siendo lo normal una reserva de estabilidad cercana al 20% y superiores.

Se ha calculado el coeficiente de estabilidad para el punto de diseño. La fórmula de diseño propuesta para los morros de diques en talud protegidos con manto monocapa de cubípodos es:

$$Ns_{di} = \frac{H_s}{\Delta D_n} = 7.74R_n^{0.18} s_{pr}^{0.47} + 0.42s_{pr}^{0.51} e^{-16.3\left(\frac{R}{L_{rp}} - 0.21\right)} - 0.8$$

Dónde:

- R_n : radio a nivel del mar/ D_n
- s_{pr} : peralte del oleaje que incide sobre el morro
- R : radio del morro
- L_{rp} : Longitud de onda que incide sobre el morro
- El rango de validez es el mismo que para inicio de averías

El resultado obtenido permite el diseño de mantos monocapa de forma eficiente al mejorar el diseño de los proyectos ingenieriles para nuevas instalaciones portuarias. Así mismo, el conocimiento de la evolución de los daños, permitirá reducir costes de mantenimiento de estas infraestructuras al poder realizar estrategias de actuación más optimizadas. Por último, se avanza en el conocimiento de esta tipología de obra portuaria, sirviendo de base para las futuras líneas de investigación descritas en el Capítulo 1.

Capítulo 7. Bibliografía

- A-jacks. (2016). Cilacap Breakwater.
- Allsop, N. W. H., & Jones, R. J. (1996). *Guidelines for single layer hollow cube armour systems for breakwaters and related marine structures* (Vol. 44).
- Altomare, C., Crespo, A. J. C., Domínguez, J. M., Gómez-Gesteira, M., Suzuki, T., & Verwaest, T. (2015). Applicability of Smoothed Particle Hydrodynamics for estimation of sea wave impact on coastal structures. *Coastal Engineering*, 96, 1–12. <http://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2014.11.001>
- Altomare, C., Crespo, A. J. C., Rogers, B. D., Dominguez, J. M., Gironella, X., & Gómez-Gesteira, M. (2014). Numerical modelling of armour block sea breakwater with smoothed particle hydrodynamics. *Computers and Structures*, 130, 34–45. <http://doi.org/10.1016/j.compstruc.2013.10.011>
- Anon. (1986). ARMOUR UNITS - UNSOUND TESTING. *Civil Engineering London*, 21.
- Argershou, H., Lundgren, H., & Sorensen, T. (1982). *Planning and design of ports and marine terminals*. (Ed. John Wiley and Sons., Ed.).
- Baird. (2016). Kaumalapau Breakwater Repair.
- Baird, B., Logan, S., Van der Molen, W., Trevor, E., & Zimmer, D. (2016). THOUGHTS ON THE FUTURE OF PHYSICAL MODELS IN COASTAL ENGINEERING. In *Proceedings of the 6th International Conference on the Application of Physical Modelling in Coastal and Port Engineering and Science*.
- Bakker, P. B., Klabbers, M., & Reedijk, B. (2004). Introduction of the Xbloc breakwater armour unit. *Terra et Aqua*, (94), 3–11.
- Bakker, P., Berge, A., Hakenberg, R., Klabbers, M., Muttray, M., Reedijk, B., & Rovers, I. (2003). Development of Concrete Breakwater Armour Units. *1st Coastal, Estuary and Offshore Engineering Specialty Conference of the Canadian Society for Civil Engineering, Moncton, Nouveau-Brunswick, Canada, June 4-7, 2003*, 1–12.
- Bakker, P., & Charlotte van der Vorm. (2008). Xbloc armor units Development and application of concrete blocks as armor units. In *BTF International*.
- Bakker, P., Klabbers, M., Muttray, M., & Van den Berge, A. (2005). Hydraulic performance of Xbloc® armour units. In *1st international conference on coastal zone management and engineering in the middle east. Dubai*. Retrieved from <http://www.dmc.nl/upload/publicaties/documenten/hydraulic-performance.pdf>
- Berenguer, J. M., & Baonza, A. (1999). Experimental research on hollowed cubes for breakwater protection. *PROCEEDINGS OF THE INTERNATIONAL CONFERENCE COASTAL STRUCTURES '99 SANTANDER/SPAIN*.
- Besley, P., Denechere, M., Besley, P., Manager, G., Wallingford, H. R., & Park, H. (2009). Single layer armour systems – toe, crest and roundhead details Overtopping discharge. In *Coasts, Marine Structures and Breakwaters Conference, EICC*.
- Boshek, M. R., & Cox, J. C. (2016). Design and Engineering of a Breakwater in Cyprus. In *4th Triennial International Conference on Ports 2016: Port Engineering; New Orleans; United States*. (pp. 130–140).
- Broderick, L. (1983). Riprap stability A progress Report. In *Proceedings of Coastal Structures*

'83 (pp. 320–330).

- Brown, C. (2013). Seabees: 35 years on. In *21st Australasian Coastal and Ocean Engineering Conference a*.
- Bruun, P. (1973). *Port engineering*. Gluf Publis- hing Co.
- Bruun, P., & Johannesson, P. (1976). Parameters Affecting Stability of Rubble Mounds. *Journal of the Waterways, Harbors and Coastal Engineering Division*, 102(2), 141–164.
- Burcharth, H. F., Andersen, T. L., & Medina, J. R. (2010). Stability of Cubipod armoured roundheads in short-crested waves. A comparison between Cubipod and cube armour stability. In *Proceedings of 32nd Conference on Coastal Engineering, Shanghai, China*. (pp. 3–12).
- Burcharth, H. F., D'Angremond, K., Van Der Meer, J. W., & Liu, Z. (2000). Empirical formula for breakage of Dolosse and Tetrapods. *Coastal Engineering*, 40(3), 183–206. [http://doi.org/10.1016/S0378-3839\(00\)00010-7](http://doi.org/10.1016/S0378-3839(00)00010-7)
- Burcharth, H. F., & Frigaard, P. (1987). Reshaping Breakwaters: on the stability of roundheads and trunk erosion in oblique waves. *Aalborg Universitetscenter, Inst. for Vand, Jord Og Miljøteknik, Laboratoriet for Hydraulik Og Havnebygning. General*.
- Burcharth, H. F., Haagensen, P. R., & Macineira, E. (2003). Stability of roundheads armoured with cubes. *Coastal Structures 2003 - Proceedings of the Conference*.
- Burcharth, H. F., & Hughes. (2002). Chapter V, Fundamentals of design. In *Coastal Engineering Manual, Part VI, Engineer manual 1110-2-1100, U.S. Army Corps of Engineers*.
- Burcharth, H. F., Liu, Z., & Troch, P. (1999). Scaling of core material in rubble-mound breakwater test. In *Proc. of the International Conference on Coastal Engineering in Developing Countries (COPEDEC)*.
- Burcharth, H. F., & Thompson, A. C. (1983). Stability of Armour Units in Oscillatory Flow. In *Proceedings of Coastal Structures '83 : a specialty conference on the design, construction, maintenance, and performance of coastal structures Arlington, Virginia, March 9-11* (pp. 71–82).
- Bürger, W., Smidt, H., & Partensky, H. (1993). Results of Measurements on Large Model Tetrapods and Transfer to Prototype Units. In *Proceedings of the 23rd International Conference on Coastal Engineering; Venice, Italy* (pp. 1067–1077). <http://doi.org/doi:10.1061/9780872629332.080>
- Canelas, R. B., Crespo, A. J. C., Domínguez, J. M., Ferreira, R. M. L., & Gómez-Gesteira, M. (2016). SPH-DCDEM model for arbitrary geometries in free surface solid-fluid flows. *Computer Physics Communications*, 202, 131–140. <http://doi.org/10.1016/j.cpc.2016.01.006>
- Carstens, T., Tørum, A., & Tratteberg, A. (1966). THE STABILITY OF RUBBLE MOUND BREAKWATERS AGAINST IRREGULAR WAVES. *Proceedings of 10th Conference on Coastal Engineering, Tokyo, Japan, I*, 2263–2284.
- Carver, R. D., & Heimbaugh, M. S. (1989). STABILITY OF STONE- AND DOLOS- ARMORED RUBBLE-MOUND BREAKWATER HEADS SUBJECTED TO

BREAKING AND NONBREAKING WAVES WITH NO OVERTOPPING.
DEPARTMENT OF THE ARMY Waterways Experiment Station, Corps of Engineers, 25.

- Castro, E. (1933). Diques de escollera. *Revista de Obras Publicas*, 81(I (2619)), 183–185.
- CEM. (2002). *Coastal Engineering Manual*.
- Çevik, E., & Yuksel, Y. (2003). Tetrapod Breakwaters Stability under Breaking Wave Conditions. In *Proceedings of the 13th (2003) International Offshore and Polar Engineering Conference; Honolulu, HI; United States* (pp. 2005–2008).
- CIRIA/CUR/CETMEF. (2007). *The Rock Manual. Teh use of rock in hydraulic engineering. C683, CIRIA, London*.
- CLI. (2012). *ACCROPODE™ Design Guide*.
- CLI. (2016). Accropode references.
- Comola, F., Lykke Andersen, T., Martinelli, L., Burcharth, H. F., & Ruol, P. (2014). Damage pattern and damage progression on breakwater roundheads under multidirectional waves. *Coastal Engineering*, 83, 24–35. <http://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2013.09.004>
- Corredor, A., Santos, M., Gomez-Martin, M. E., & Medina, J. R. (2012). PLACEMENT OF CUBIPOD ARMOR UNITS IN SAN ANDRÉS BREAKWATER (PORT OF MALAGA, SPAIN). In *Proceedings of 33rd Conference on Coastal Engineering, Santander, Spain* (pp. 1–8).
- Corredor, A., Santos, M., Peña, E., Maciñeira, E., Gomez-Martin, M. E., & Medina, J. R. (2014). SINGLE-LAYER CUBIPOD ARMORED BREAKWATERS IN PUNTA LANGOSTEIRA (SPAIN). In *Proceedings of 34th Conference on Coastal Engineering, Seoul, Korea* (pp. 1–9).
- Crespo, A., Altomare, C., Rogers, B., & Gironella, X. (2012). Numerical modeling of coastal defences using Smoothed Particle Hydrodynamic method. In *4th International Conference on the Application of Physical Modelling to Port and Coastal Protection*.
- Crespo, A. J. C., Domínguez, J. M., Rogers, B. D., Gómez-Gesteira, M., Longshaw, S., Canelas, R., ... García-Feal, O. (2015). DualSPHysics: Open-source parallel CFD solver based on Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH). *Computer Physics Communications*, 187, 204–216. <http://doi.org/10.1016/j.cpc.2014.10.004>
- Cubipod. (2016). Cubipod.
- Czerniak, M. T., & Collins, J. I. (1977). DESIGN CONSIDERATIONS FOR A TETRAPOD BREAKWATER. In *Annual Symposium of the Waterway, Port Coastal and Ocean Division of ASCE, 4th, Long Beach, California*. (pp. 178–195).
- D'Angremond, K., Van der Meer, J. W., & Van Nes, C. P. (1994). STRESSES IN TETRAPOD ARMOUR UNITS. In *Proceedings of the 24th International Conference on Coastal Engineering. Kobe, Japan*; (pp. 1713–1726).
- Dai, Y., & Kamel, A. (1969). *Scale effect test for rubble-Mound breakwater; Hydraulic model investigation. Report H-69-2, US Army Engineer Waterways Experiment Station*.
- Damme, L. Van, De Rouck, J., Taerwe, L., Dedeysne, R., & Degrieck, J. (1990). STATIC AND DYNAMIC LOADING TESTS ON THE HARO ARMOUR UNIT. In *Proceedings of*

22nd Conference on Coastal Engineering, Delft, The Netherlands.

- Danel, P. (1962). The "tetrapod." In *Proceedings of 8th Conference on Coastal Engineering, Mexico City, Mexico*. (pp. 469–481).
- Davidson, D. D. (1969). *Stability and Transmission Tests of Tribar Breakwater Section Proposed for Monterey Harbor, California*.
- De Jong, W., Verhagen, H. J., & Olthof, J. (2004). Experimental Research on the Stability of Armour and Secondary Layer in a Single Layered Tetrapod Breakwater. In *Proceedings of 29th Conference on Coastal Engineering, Lisbon, Portugal*. (Vol. 1–4, pp. 3520–3529). http://doi.org/10.1142/9789812701916_0284
- De Rouck, J., Wens, F., Van Damme, L., & Lemmers, J. (1987). Investigations into the merits of the Haro-breakwater armour unit. In *PROCEEDINGS COASTAL & PORT ENGINEERING IN DEVELOPING COUNTRIES, BEIJING, CHINA* (pp. 1068–1987).
- Dieter, V., & Troch, P. (2010). Experimental research on pore pressure attenuation in rubble-mound breakwaters. *Proceedings of 32nd Conference on Coastal Engineering, Shanghai, China*.
- Epstein, A., & Tyrrel, F. (1949). Design of rubble-mound breakwaters. In *XVII International Navigation Congress, Lisbon* (p. Section II-4).
- Etemad-Shahidi, A., & Bali, M. (2012). Stability of rubble-mound breakwater using H50 wave height parameter. *Coastal Engineering*, 59(1), 38–45. <http://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2011.07.002>
- Feng, C., Li, S., Zhao, Y., & Liu, X. (2014). Numerical study on failure process of accropode under the impact of uniform flow. *Chinese Journal of Computational Mechanics*, 31(2), 248–253.
- Font, J. B. (1968). THE EFFECT OF STORM DURATION ON RUBBLE MOUND BREAKWATER STABILITY. *Proceedings of 11th Conference on Coastal Engineering, London, United Kingdom, I*, 779–786.
- Font, J. B. (1970). DAMAGE FUNCTIONS FOR A RUBBLE-MOUND BREAKWATER UNDER THE EFFECT OF SWELLS. *Proceedings of 12th Conference on Coastal Engineering, Washington, D.C., I*, 1567–1585.
- Franco, L., Noli, A., De Girolamo, P., & Ercolani, M. (2000). Concrete strength and durability of prototype tetrapods and dolosse: Results of field and laboratory tests. *Coastal Engineering*, 40(3), 207–219. [http://doi.org/10.1016/S0378-3839\(00\)00011-9](http://doi.org/10.1016/S0378-3839(00)00011-9)
- Fredsøe, J., & Sumer, B. M. (1997). Scour at the round head of a rubble-mound breakwater. *Coastal Engineering*, 29(3–4), 231–262. [http://doi.org/10.1016/S0378-3839\(96\)00025-7](http://doi.org/10.1016/S0378-3839(96)00025-7)
- Frens, A., Van Gent, M. R. A., & Olthof, J. (2008). Placement methods for antifer armour units. In *roceedings of 31st Conference on Coastal Engineering, Hamburg, Germany*.
- Gomez-Martin, M. E. (2015). *Análisis de la evolución de averías del manto principal de diques en talud formado por escolleras, cubos y cubípodos*.
- Gómez-Martín, M. E. (2015). *Análisis de la evolución de averías en el manto principal de diques en talud formado por escolleras, cubos y Cubípodos*.

- Gomez-Martin, M. E., & Medina, J. R. (2007). Cubipod Concrete Armour Unit and Heterogeneous Packing. In *Proceedings international conference. Coastal Structures* (pp. 140–151).
- Gomez-Martin, M. E., & Medina, J. R. (2008). EROSION OF CUBE AND CUBIPOD ARMOR LAYERS UNDER WAVE. In *Proceedings of 31st Conference on Coastal Engineering*.
- Gomez-Martin, M. E., & Medina, J. R. (2014). Heterogeneous Packing and Hydraulic Stability of Cube and Cubipod Armor Units. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, 140(1).
- Gómez-Martín, M. E., & Medina, J. R. (2007). CUBIPOD CONCRETE ARMOUR UNIT AND HETEROGENEOUS PACKING. *Proceedings of the 5th Coastal Structures International Conference*, 140–151.
- Gómez-Martín, M. E., Peña, E., Sande, J., Figuero, A., Castro, A., & Medina, J. R. (2015). Ensayos físicos 3d de la variante con cubípodos del dique oeste del puerto exterior de a coruña en punta langosteira. In *XII Jornadas Españolas de Ingeniería de Costas y Puertos Aviles, 2015*.
- Gutierrez, J. (2014). *Xbloc Comparación de piezas artificiales para mantos monocapa*.
- Hegde, a V., & Srinivas, R. P. (1995). EFFECT OF CORE POROSITY ON STABILITY AND RUN- UP OF BREAKWATERS. *Ocean Engineering*, 22(6), 519–526.
- Heimbaugh, M. S. (2015). Applications of single layer armour units in the construction of breakwaters. In *Marina Technology*.
- Hettiarachchi, S. S. L., & Holmes, P. (2013). Performance of single layer hollow block armour units. In *Design of breakwaters*.
- Holfland, B., & Van Gent, M. (2016). AUTOMATIC SETTLEMENT ANALYSIS OF SINGLE-LAYER ARMOUR LAYERS. In *Proceedings of the 6 th International Conference on the Application of Physical Modelling in Coastal and Port Engineering and Science* (p. 10).
- Holtzhausen, A. H., & Zwamborn, J. A. (1991). Stability of Accropode(R) and comparison with dolosse. *Coastal Engineering*, 15(1–2), 59–86.
- Holtzhausen, A. H., & Zwamborn, J. A. (1992). NEW STABILITY FORMULA FOR DOLOSSE. *Proceedings of 23rd Conference on Coastal Engineering, Venice, Italy.*, 25–28.
- Holtzhausen, A. H., & Zwamborn, J. A. (1999). Stability of Dolosse with Different Waist Thicknesses for Irregular Waves. In *Coastal Structures 1999 - Proceedings of the Conference* (pp. 1355–1369). <http://doi.org/10.1016/B978-0-323-04579-7.00135-0>
- Honda, T., Wellens, P., & Gent, M. V. (2012). WAVE MOTION NEAR A BREAKWATER ROUNDHEAD. In *Proceedings of 33rd Conference on Coastal Engineering, Santander, Spain*.
- Hudson, R. Y. (1959). Laboratory investigation on rubble mound breakwaters. *Journal of Waterways, Ports and Costal Enginnering Division*, 85 (3), 93–121.
- Hudson, R. Y. (1974). *CONCRETE ARMOUR UNITS FOR PROTECTION AGAINST WAVE ATTACK: REPORT OF AD HOC COMMITTEE ON ARTIFICIAL ARMOUR FOR*

COASTAL STRUCTURES.

- Hudson, R. Y., Hermann, F., Sager, R., Whalin, R., Keulegan, G., Chatham, C., & Hales, L. (1979). "Coastal Hydraulic Models" Special report N° 5 US Army Engineer Waterways Experiment Station.
- Hughes, S. (1993). *Physicals models and laboratory techniques in coastal engineering*.
- Idmer. (2016). ECOPODE(TM) Ospedaletti.
- Iribarren, R. (1938). *Una fórmula para el cálculo de los diques de escollera*. M. Bermejillo Usabiaga, Pasajes, Guipuzcua, España.
- Iribarren, R. (1965). Fórmula para el cálculo de los diques de escolleras naturales o artificiales. *Revista de Obras Publicas*, 113(Tomo I (3005)), 739–750.
- Iribarren, R., & Nogales, C. (1950). Generalización de la fórmula para el cálculo de diques de escollera y comprobación de sus coeficientes. *Revista de Obras Publicas*, 98(tomo I (2821)), 227–239.
- Jensen, O. J. (1984). *A monograph on rubble mound breakwaters*. Danish Hydraulic Institute.
- Jensen, O. J. (2013). Safety of breakwater armour layers with special focus on monolayer armour units. In *10th Coasts, Marine Structures and Breakwaters Conference 2013* (pp. 33–44). <http://doi.org/10.1680/fsts.59757.0033>
- Jensen, T., Andersen, H., Gronbech, J., Mansard, E. P. D., & Davies, M. H. (1996). Breakwater stability under regular and irregular wave attack. *Proceedings of 25th International Conference on Coastal Engineering*, 2, 1679–1692.
- Jianhong, Y., Dongsheng, J., Ren, W., & Changqi, Z. (2013). Numerical study of the stability of breakwater built on a sloped porous seabed under tsunami loading. *Applied Mathematical Modelling*, 37(23), 9575–9590. <http://doi.org/10.1016/j.apm.2013.05.006>
- Jong, W. D., Verhagen, H. J., & Olthof, J. (2004). Experimental research on the stability of armour and secondary layer in a single layered tetrapod breakwater. In *29th International Conference on Coastal Engineering, Lisbon, Portugal* (pp. 3520–3529).
- Kaidi, S., Rouainia, M., & Ouahsine, A. (2012). Stability of breakwaters under hydrodynamic loading using a coupled DDA/FEM approach. *Ocean Engineering*, 55, 62–70. <http://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2012.07.035>
- Kim, S. W., & Suh, K. D. (2013). Partial safety factor system for Tetrapod armor layer depending on shape parameter of extreme wave height distribution. *Coastal Engineering*, 76, 17–25. <http://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2013.01.010>
- Kobayashi, M., & Kaihatsu, S. (1994). Hydraulic characteristics and field experience of new wave dissipating concrete blocks (ACCROPODE). In *Proceedings of 24th Conference on Coastal Engineering, Kobe, Japan*.
- Labaron, J. W. (1999). *Stability of A-Jacks Armored Rubble-Mound Breakwaters Subjected to Breaking and Non-Breaking Waves with No Overtopping*.
- Latham, J. P., Anastasaki, E., & Xiang, J. (2013). New modelling and analysis methods for concrete armour unit systems using FEMDEM. *Coastal Engineering*, 77, 151–166. <http://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2013.03.001>

- Latta, T. E. (2000). *Static and Dynamic Stresses in A-Jacks Concrete Armor Units*.
- Lomonaco, P., Vidal, C., & Gomez-Martin, M. E. (2009). Evolution of damage on roundheads protected with Cubes and Cubipod armour units. In *Proc. Coastal, Marine Structures and Breakwaters 2009*.
- López, C., Losada, M. A., & Kobayashi, N. (1999). Stability of mound breakwaters: dependence on wave reflection. *Proceedings of the International Conference on Coastal Structures, 1*, 283–288. <http://doi.org/http://dx.doi.org/10.9753/icce.v26.%25p>
- Losada, M. A., & Guimenez-Curto, L. A. (1980). The joint effect of the wave height and period on the stability of rubble mound breakwaters using Iribarren's number. *Coastal Engineering, 3*, 77–96.
- Losada, M. A., & Guimenez-Curto, L. A. (1981). Flow characteristics on rough, permeable slopes under wave action. *Coastal Engineering, 4*, 187–206.
- Losada, M. A., & Guimenez-Curto, L. A. (1982a). An approximation to the failure probability of maritime structures under a sea state. *Coastal Engineering, 5*, 147–157.
- Losada, M. A., & Guimenez-Curto, L. A. (1982b). Mound breakwaters under oblique wave attack; a working hypothesis. *Coastal Engineering, 6*, 83–92.
- Losada, M. A., & Jiménez-Curto, L. A. (1979). The joint effect of wave height and period on the stability of rubble mound breakwaters using Iribarren's number. *Coastal Engineering, 3*.
- Losada, M. A., Medina, R., & Alejo, M. (1988). Wave Forces on Armor Blocks. *Proceedings of 21st Conference on Coastal Engineering, Torremolinos, Spain.*, 2479–2488.
- Luger, S. A., Phelps, D. T., Tonder, A. Van, & Holtzhausen, A. H. (1994). Increased Dolos Strength by Shape Modification. In *Proceedings of 24th Conference on Coastal Engineering, Kobe, Japan* (pp. 1388–1396).
- Maciñeira, E. (2005). *Determinación de una fórmula para el cálculo de la estabilidad del morro de un dique en talud. Análisis de los distintos factores que intervienen*.
- Maciñeira, E., & Burcharth, H. F. (2007). Spatial damage distribution over cube armoured roundheads. In *Proceedings of the 31st International Coastal Engineering Conference* (pp. 3449–3460). http://doi.org/10.1142/9789814277426_0286
- Maciñeira, E., & Burcharth, H. F. (2016). Stability of cube armoured roundheads exposed to long crested and short crested waves. *Coastal Engineering, 112*, 99–112.
- Maciñeira, E., Peña, E., Sande, J., Costa, F., González, H., & Puente, I. (2014). IDENTIFICACIÓN DE DAÑO Y PUNTOS CRÍTICOS EN DIQUES DE ABRIGO CON TECNOLOGÍAS LASER. APLICACIÓN EN EL MANTENIMIENTO Y PROLONGACIÓN DE LA VIDA ÚTIL. In *V congreso nacional de la Asociación Técnica de Puertos y Costas* (pp. 3–10).
- Maciñeira, F. (1947). *Bares puerto Hispanico de la primitiva civilizscion occidental*. (C. S. I. Cientificas, Ed.).
- Madrigal, B., & Lozano, J. (1992). Stability of Accropode(R) and comparison with parallelepipedic block. In *Proceedings of the International Conference on Civil Engineering in the Oceans V; College Station, TX, USA* (pp. 704–717).

- Manly Hydraulics Laboratory. (2003). *Physical Modelling of Ajacks Units in Wave Flume*.
- Manly Hydraulics Laboratory. (2009). *Physical Modelling of Ajacks Units in Wave Flume*.
- Matsumi, Y., Kimura, A., & Ohno, K. (1996). Velocity Field Measurements over Breakwater Heads under 3D Waves. *Proceedings of 25th Conference on Coastal Engineering, Orlando, Florida*, 1033–1045. <http://doi.org/10.1016/B978-0-7020-3935-5.00138-5>
- Matsumi, Y., Kimura, A., & Ohno, K. (1998). Wave Kinematics on Breakwater Heads and Stability of Armour Layers under Multidirectional Waves. *Proceedings of 26th Conference on Coastal Engineering, Copenhagen, Denmark*, 1906–1919.
- Matsumi, Y., Mansard, E. P. D., & Rutledge, J. (1994). Influence of Wave Directionality on Stability of Breakwater Heads. *Proceedings of 24th Conference on Coastal Engineering, Kobe, Japan*, 1397–1411.
- Medina, J. R. (2001). Estimation of incident and reflected waves using simulated annealing. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, 127(4), 213–221.
- Medina, J. R., Fassardi, C., & Hudspeth, R. T. (1990). EFFECTS OF WAVE GROUPS ON THE STABILITY OF RUBBLE MOUND BREAKWATERS. In *Proceedings of 22nd Conference on Coastal Engineering, Delft, The Netherlands*. (pp. 1992–2008).
- Medina, J. R., & Gomez-Martin, M. E. (2012). KD and Safety Factors of Concrete Armor Units. In *Proceedings of 33rd Conference on Coastal Engineering, Santander, Spain*.
- Medina, J. R., & Gomez-Martin, M. E. (2012). KD AND SAFETY FACTORS OF CONCRETE ARMOR UNITS Josep. *Coastal Engineering Proceedings, 1* (33).
- Medina, J. R., & Gómez-Martín, M. E. (2015). *Manual del cubípodo*. (U. P. de Valencia, Ed.).
- Medina, J. R., Gómez-Martín, M. E., & Corredor, A. (2011). Influence of Armor Unit Placement on Armor Porosity and Hydraulic. *Coastal Engineering Proceedings, 1*.
- Medina, J. R., Gomez-Martin, M. E., Corredor, A., & Santos, M. (2010). Diseño de diques en talud con el manto principal de cubípodos. *Revista de Obras Publicas*, 157(3515), 37–52.
- Medina, J. R., Gomez-Martin, M. E., Peña, E., Maciñeira, E., Sande, J., Corredor, A., & Santos, M. (2013). DISEÑO Y ENSAYOS FÍSICOS 3D DE LOS DIQUES MONOCAPA DE CUBÍPODOS EN LA ZONA DEL CONTRADIQUE DE PUNTA LANGOSTEIRA. In *XII Jornadas Españolas de Ingeniería de Costas y Puertos* (pp. 1–10).
- Medina, J. R., M.E. Gómez-Martín, Peña, E., Maciñeira, E., Sande, J., Corredor, A., & Santos, M. (2013). DISEÑO Y ENSAYOS FÍSICOS 3D DE LOS DIQUES MONOCAPA DE CUBÍPODOS EN LA ZONA DEL CONTRADIQUE DE PUNTA LANGOSTEIRA. In *XII Jornadas Españolas de Ingeniería de Costas y Puertos Cartagena, 2013*.
- Medina, J. R., Molines, J., & Gómez-Martín, M. E. (2014). Influence of armour porosity on the hydraulic stability of cube armour layers. *Ocean Engineering*, 88, 289–297. <http://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2014.06.012>
- Medina, J. R., & Vidal, C. (2014). Diseño y construcción de diques rompeolas. *Ingeniería Del Agua*, 18(1), 28–37.
- Medina, J. R., & Vidal, C. (2014). Diseño y construcción de diques rompeolas. *Revista de Obras Publicas*, 28–37.

- Melby, J. A., & Trunk, G. F. (1994). THE CORE-LOC: OPTIMIZED CONCRETE ARMOR. In *Proceedings of 24th Conference on Coastal Engineering, Kobe, Japan*. (pp. 1426–1438).
- Min, E. J., Cheon, S.-H., Suh, K.-D., & Matsushita, H. (2015). Stability coefficients of Tetrapod, Rakuna-IV and Dimple depending on placement methods. In *5th International Ocean and Polar Engineering Conference, ISOPE 2015; Kona, Big Island; United States* (pp. 1394–1399).
- Mousavi, S. H., Kavianpour, M. R., & Yamini, O. (2016). Experimental analysis of breakwater stability with antifer concrete block. *Marine Georesources and Geotechnology*, *In press*.
- Muttray, M., & Reedijk, B. (2009). Design of Concrete Armour Layers. *Hansa International Maritime Journal*, *6*, 111–118.
- Muttray, M., Reedijk, J., Vos-Rovers, I., & Bakker, P. (2005). Placement and Structural Strength of Xbloc® and other Single Layer Armour Units. In *ICE Coastlines, Structures and Breakwaters*.
- Negro, V., & GT2. (2008). ¿ Se Ajustan Las Fórmulas De Cálculo Del Manto a Los Diques Existentes ? In *III Congreso Nacional de la Asociación Técnica de Puertos y Costas* (pp. 165–186).
- Negro, V., Varela, O., del Campo, J. M., & López Gutiérrez, J. (2010). Cubo o bloque. Ajuste estadístico, análisis histórico, modo de fallo y comportamiento. *Ingeniería Civil*, (157), 15–22.
- Nikken-kogaku. (2016). Coastal protection blocks.
- Ota, T., Matsumi, Y., Kato, N., & Ohno, K. (2012). Modeling of Damage Progression of Rubble Mound Revetment. *Proceedings of 33rd Conference on Coastal Engineering, Santander, Spain*.
- Özkan Çevik, E., Cihan, K., & Yüksel, Y. (2005). Stability for structures armored with core-loc™. *Turkish Journal of Engineering and Environmental Sciences*, *29*(4), 225–233.
- Paape, A., & Walther, A. W. (1962). Akmon Armour Unit for Cover Layers of Rubble Mound Breakwaters. In *Proceedings of 8th Conference on Coastal Engineering, Mexico City, Mexico*. (pp. 430–443). Retrieved from <http://journals.tdl.org/icce/index.php/icce/article/view/2274>
- Palmer, G. N., & Christian, M. C. D. (1998). Design and construction of rubble mound breakwaters. *IPENZ Transactions*, *25*(1), 19–33. <http://doi.org/10.4995/ia.2014.3074>
- Pardo, V., Herrera, M. P., Molines, J., & Medina, J. R. (2012). PLACEMENT GRIDS, POROSITY AND RANDOMNESS OF ARMOR LAYERS. In *Proceedings of 33rd Conference on Coastal Engineering, Santander, Spain* (pp. 1–11).
- Peña, E., Maciñeira, E., Ferreras, J., Costa, F., Sánchez-Tembleque, F., Ruiz, A., ... Bajo, V. (2012). PHYSICAL MODELLING OF TWO ADJACENT RUBBLE MOUND BREAKWATERS AGAINST PERPENDICULAR WAVE INCIDENCE . OPTIMAL DESIGN FOR 3 RD PHASE PUNTA LANGOSTEIRA PORT (A CORUÑA , SPAIN). In *Proceedings of the 4 th International Conference on the Application of Physical Modelling in Coastal and Port Engineering and Science*.
- Phelp, D., Holtzhausen, A., & Melby, J. A. (1998). Results of field monitoring of the new Core-

- Loc breakwater at Port St Frances – South Africa. In *Proceedings of the 26th International Conference on Coastal Engineering* (pp. 1857–1871). Retrieved from <http://journals.tdl.org/icce/index.php/icce/article/viewFile/5729/5399>
- Phelp, D., Luger, S., Tonder, A. V. A. N., & Holtzhausen, A. (1994). RESULTS OF EXTENSIVE FIELD MONITORING OF DOLOS BREAKWATERS. In *Proceedings of 24th Conference on Coastal Engineering, Kobe, Japan*. (pp. 1511–1525).
- Price, W. A. (1979). STATIC STABILITY OF RUBBLE MOUND BREAKWATERS. *Dock and Harbour Authority*, 60(702), 2–7.
- Puente, I., Sande, J., González, H., Peña, E., Maciñeira, E., Martínez, J., & Arias, P. (2014). Novel image analysis approach to the terrestrial LiDAR monitoring of damage in rubble mound breakwaters. *Ocean Engineering*, 91, 273–280. <http://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2014.09.011>
- Raghavan, M. P., & Raman, H. (1971). Stability characteristics of orthogonal tribars. *Journal of the Institution of Engineers (India): Civil Engineering Division*, 52(1), 44–48.
- Rover, R. de, Verhagen, H. J., Berge, A. van den, & Reedijk, B. (2008). BREAKWATER STABILITY WITH DAMAGED SINGLE LAYER ARMOUR UNITS. In *Proceedings of 31st Conference on Coastal Engineering, Hamburg, Germany*.
- Rúa, C. (2006). *Los puertos en el transporte marítimo. Institut d'Organizació i Control de Sistemes Industrials*.
- Sánchez-Álvarez, I., & López-Ares, S. (1998). Optimización con Solver. In *VI Jornadas Santiago - ASEPUMA* (pp. 1–10). Retrieved from <http://www.uv.es/asepuma>
- Sande, J., Peña, E., Maciñeira, E., Ferreras, J., Costa, F., Ruiz, A., ... Bajo, V. (2013). DISEÑO ÓPTIMO EN MODELO FÍSICO DEL CONTRADIQUE DEL PUERTO EXTERIOR DE PUNTA LANGOSTEIRA. TAMAÑO DE CUBOS Y LONGITUDES DE TRANSICIÓN. In *XII Jornadas Españolas de Ingeniería de Costas y Puertos Cartagena, 2013*.
- Sande, J., Peña, E., Maciñeira, E., Priegue, L., & Gómez-Martín, M. E. (2014). Stability of Small Breakwaters Roundheads Armoured With Single-Layer Cubipod Units. In *3rd IAHR Europe Congress, Book of Proceedings, 2014, Porto -Portugal* (pp. 1–10).
- Scholtz, D. J. P., Zwaraborn, J. A., & Niekerk, M. van. (1982). DOLOS STABILITY EFFECT OF BLOCK DENSITY AND WAIST THICKNESS. In *Proceedings of 18th Conference on Coastal Engineering, Cape Town, South Africa*. (pp. 2026–2046).
- Singh, K. Y. (1968). “STABIT”- A NEW ARMOUR BLOCK. In *Proceedings of 11th Conference on Coastal Engineering, London, United Kingdom*. (pp. 74–87). <http://doi.org/10.1520/MNL11058M>
- SPM. (1975). *Shore Protection Manual*. (V. U.S. Army Coastal Engineering Research Center, Fort Belvoir, Ed.).
- SPM. (1984). *Shore Protection Manual*. (M. U.S. Army Engineer Waterway Experiment Station, Coastal and Hydraulics Laboratory, Vicksburg, Ed.).
- Suh, K.-D., & Kang, J.-S. (2012a). STABILITY FORMULA FOR TETRAPOD INCORPORATING SLOPE EFFECT. In *33rd International Conference on Coastal Engineering, Santander; Spain*. (pp. 1–10).

- Suh, K.-D., & Kang, J.-S. (2012b). Stability Formula for Tetrapods. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, 138(3), 261–266.
- Suh, K.-D., Kim, M., & Kim, S. (2013). Comparison of calculation methods of cumulative damage to breakwater armor layer. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, 139(4), 277–285.
- Suh, K.-D., Lee, T.-H., Cheon, S.-H., & Matsushita, H. (2014). Stability Formula for Rakuna-IV Armoring a Rubble Mound Breakwater. In *24th International Ocean and Polar Engineering Conference, Busan; Busan; South Korea* (pp. 970–977).
- Sumer, B. M., & Fredsøe, J. (1997). Scour at the head of a vertical-wall breakwater. *Coastal Engineering*, 29(3–4), 201–230. [http://doi.org/10.1016/S0378-3839\(96\)00024-5](http://doi.org/10.1016/S0378-3839(96)00024-5)
- Turk, G. F., & Melby, J. A. (1997). Dynamic Structural Response of Core-Loc. *REMR Bulletin*, 14(3).
- U.S. Army Engineer Waterway. (1984). *Shore protection manual*.
- Van Damme, L., Taerwe, L., Dedeysne, R., & De Rouck, J. (1988). Quality and Durability of Concrete Armour Units. In *Proceedings of 21st Conference on Coastal Engineering, Torremolinos, Spain*. (pp. 2102–2115).
- Van der Meer, J. W. (1987). Stability of breakwater armour layers — design formulae. *Coastal Engineering*, 11, 219–239.
- Van der meer, J. W. (1988a). Deterministic and probabilistic design of breakwater armor layer. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, (114), 66–80. Retrieved from papers3://publication/uuid/6F88C604-62FD-4DFC-9663-E13FDC15AC3F
- Van der meer, J. W. (1988b). Stability of Cubes, Tetrapods and Accropode. *Proceedings of the Conference Coastal, Marine Structures and Breakwaters*, 71–80.
- Van der Meer, J. W., & Heydra, G. (1991). Rocking armour: Number, location and impact velocity. *Coastal Engineering*, 15, 21–39.
- Van Gent, M., & Luis, L. (2013). APPLICATION OF CUBES IN A SINGLE LAYER. In *6th SCACR – International Short Course/Conference on Applied Coastal Research*.
- Van Gent, M. R. A. (2014). Oblique wave attack on rubble mound breakwaters. *Coastal Engineering*, 88, 43–54. <http://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2014.02.002>
- van Gent, M. R. A., & van der Werf, I. M. (2010). STABILITY OF BREAKWATER ROUNDHEADS DURING CONSTRUCTION. *Proceedings of 32nd Conference on Coastal Engineering, Shanghai, China*, 1–15.
- Vandenbosch, A., Angremond, K. D., Jan Verhagen, H., & Olthof, J. (2003). INFLUENCE of the DENSITY of PLACEMENT on the STABILITY of ARMOUR LAYERS on BREAKWATERS. In *28th International Conference on Coastal Engineering, Cardiff City Hall Cardiff, Wales; United Kingdom* (pp. 1537–1549). http://doi.org/10.1142/9789812791306_0129
- Vidal, C., Losada, M. A., & Mansard, E. P. D. (1995). Suitable Wave-Height Parameter for Characterizing Breakwater Stability. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 121(2), 88–97.

- Vidal, C., Losada, M. A., & Medina, R. (1989). Estabilidad del morro de los diques en talud. Influencia de su geometría. *Revista de Obras Publicas*, (1950), 887–907.
- Vidal, C., Losada, M. A., & Medina, R. (1991). Stability of mound breakwater's head and trunk. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, 117(6), 570–587.
- Vidal, C., Medina, R., & Lomonaco, P. (2006). Wave height parameter for damage description of rubble-mound breakwaters. *Coastal Engineering*, 53(9), 711–722. <http://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2006.02.007>
- Whillock, A. F., & Price, W. A. (1976). ARMOUR BLOCKS AS SLOPE PROTECTION. *Proceedings of 15th Conference on Coastal Engineering, Honolulu, Hawaii*, 2564–2571.
- Wise, L. (1999). *Numerical and physical modeling of wave forces on A-Jack units*.
- Wolters, G., & van Gent, M. R. a. (2010). Oblique Wave Attack on Cube and Rock Armoured. *Proceedings of 32nd Conference on Coastal Engineering, Shanghai, China*. <http://doi.org/10.9753/icce.v32.structures.34>
- Xbloc. (2016). Caladh Mor, Ireland.
- Yagci, O., & Kapdasli, S. (2003). Alternative placement technique for antifer blocks used on breakwaters. *Ocean Engineering*, 30(11), 1433–1451. [http://doi.org/10.1016/S0029-8018\(02\)00134-8](http://doi.org/10.1016/S0029-8018(02)00134-8)
- Yagci, O., Kapdasli, S., & Cigizoglu, H. K. (2004). The stability of the antifer units used on breakwaters in case of irregular placement. *Ocean Engineering*, 31(8–9), 1111–1127. <http://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2003.10.008>
- Young, M., Hayman-Joyce, J., & Kim, S. H. (2012). USE OF SINGLE LAYER CONCRETE ARMOUR UNITS AS TOE REINFORCEMENT. In *Proceedings of 33rd Conference on Coastal Engineering, Santander, Spain*.
- Zhao, Y., Li, Y., Ma, X., & Dong, G. (2009). The experimental study of accropode unit stability of breakwater subjected to oblique waves. In *Proceedings of the 5th International Conference on Asian and Pacific Coasts* (pp. 334–340).
- Zwamborn, J. A. (1978). DOLOS PACKING DENSITY AND EFFECT OF RELATIVE BLOCK DENSITY. In *Proceedings of 16th Conference on Coastal Engineering, Hamburg, Germany*. (pp. 2285–2304).
- Zwamborn, J. A., & Scholtz, J. D. P. (1986). DOLOS ARMOUR DESIGN CONSIDERATIONS. *Proceedings of 20th Conference on Coastal Engineering, Taipei, Taiwan, 1986*, 2420–2434.
- Zwanenburg, S., Uijttewaal, W., Ten Oever, E., & Muttray, M. (2013). The influence of the wave height distribution on the stability of interlocking single layer armour units. In *10th Coasts, Marine Structures and Breakwaters Conference* (pp. 508–517).

Anejo I

Resultados

Ensayo 2: $R_n=26.2$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.92	2	0	0	0	0	0
9.29	2.15	0	0	0	0	0
9.73	2.24	0	0	1	0	0
11.54	2.33	0	0	6	0	0
11.96	2.53	0	2	28	0	0

Hs[cm] = 7.92



Hs[cm] = 9.29



Hs[cm] = 9.73



Hs[cm] = 11.54



Hs[cm] = 11.96



Ensayo 3. $Rn=23$, $Irb=5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.51	1.7	0	0	0	0	0
9.31	1.81	0	0	0	0	0
10	1.91	0	0	0	0	0
11.37	1.98	0	0	0	0	0
12.04	2.07	0	0	5	0	0
13.88	2.15	0	0	16	0	0
14.56	2.21	0	1	29	0	0

Hs[cm] = 9.3



Hs[cm] = 10



Hs[cm] = 11.3



Hs[cm] = 12.04



Hs[cm] = 13.8

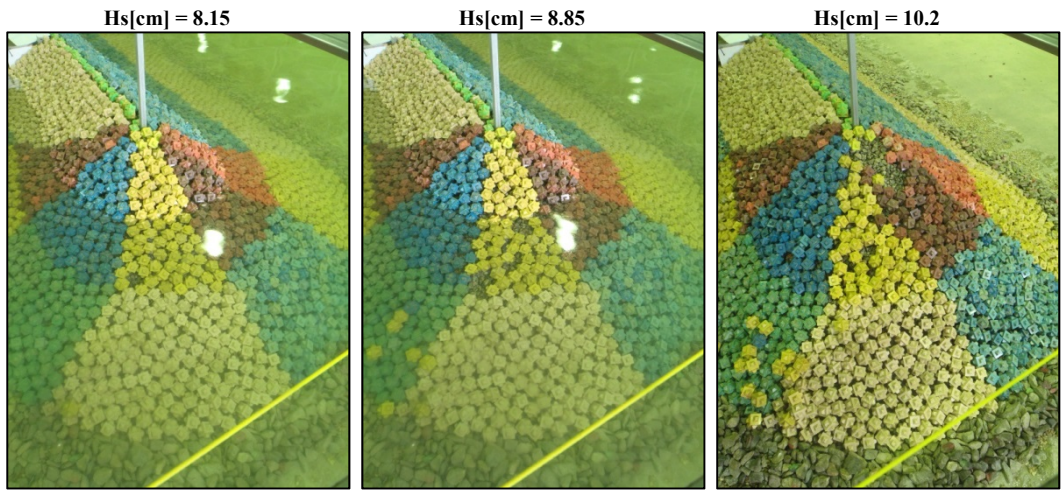


Hs[cm] = 14.5



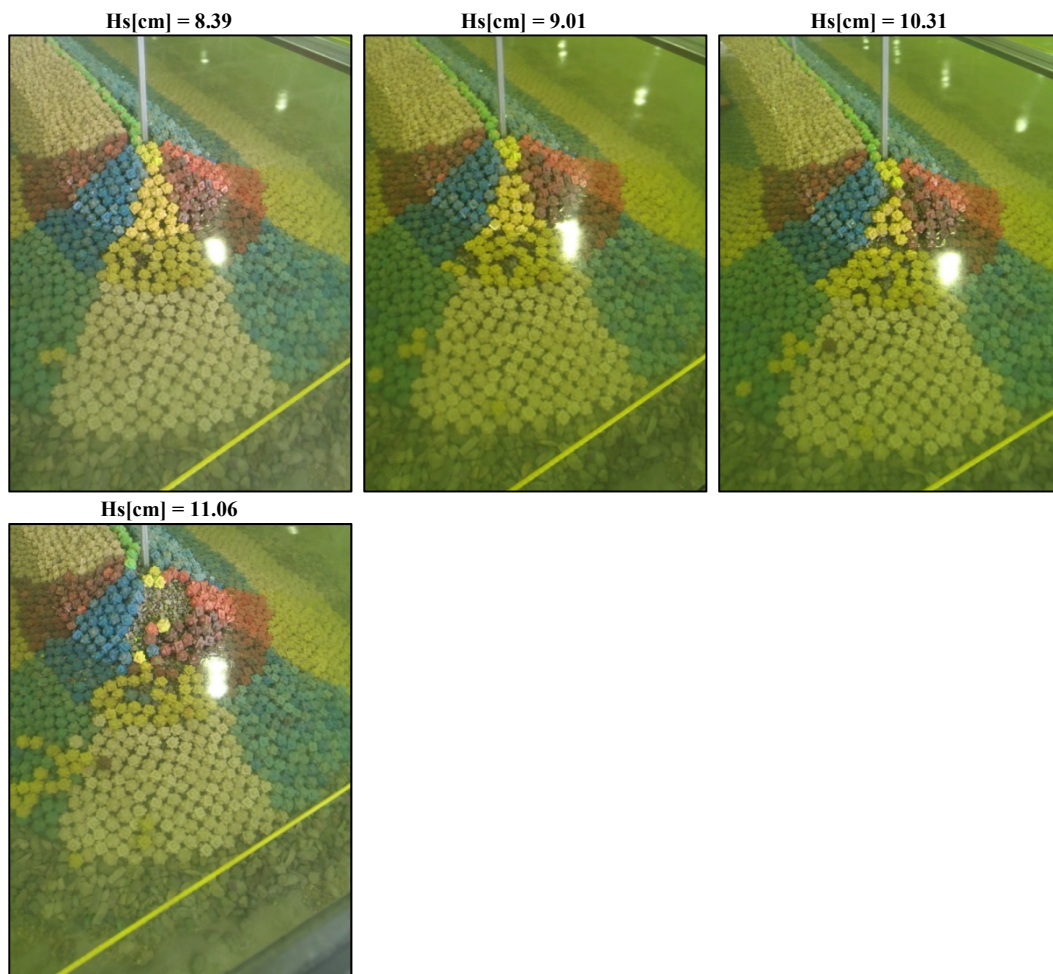
Ensayo 4. $R_n=7.1$, $I_{rb}=5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.15	1.72	0	0	1	0	0
8.85	1.83	0	0	8	2	0
10.2	1.93	1	8	17	2	0



Ensayo 5. $R_n=7.1$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.39	2.02	0	0	3	0	0
9.01	2.17	0	0	6	2	0
10.31	2.29	0	1	9	2	0
11.06	2.38	0	14	26	5	0



Ensayo 6. $R_n=12.3$, $I_{rb}=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.66	1.41	0	0	0	0	0
8.66	1.44	0	0	0	0	0
9.87	1.52	0	0	2	0	0
11.09	1.63	0	0	14	0	0
11.95	1.68	0	5	23	0	0

Hs[cm] = 7.66



Hs [cm]= 8.66



Hs[cm] = 9.87



Hs[cm] = 11.09

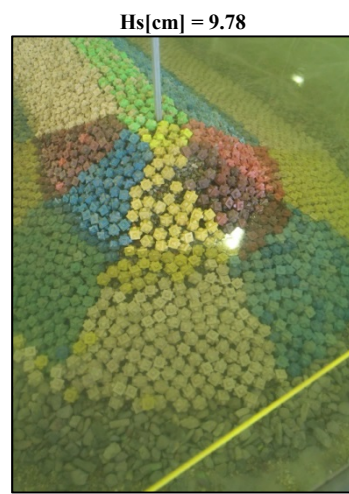
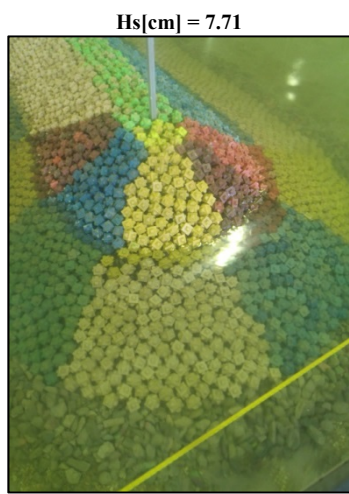


Hs[cm] = 11.95



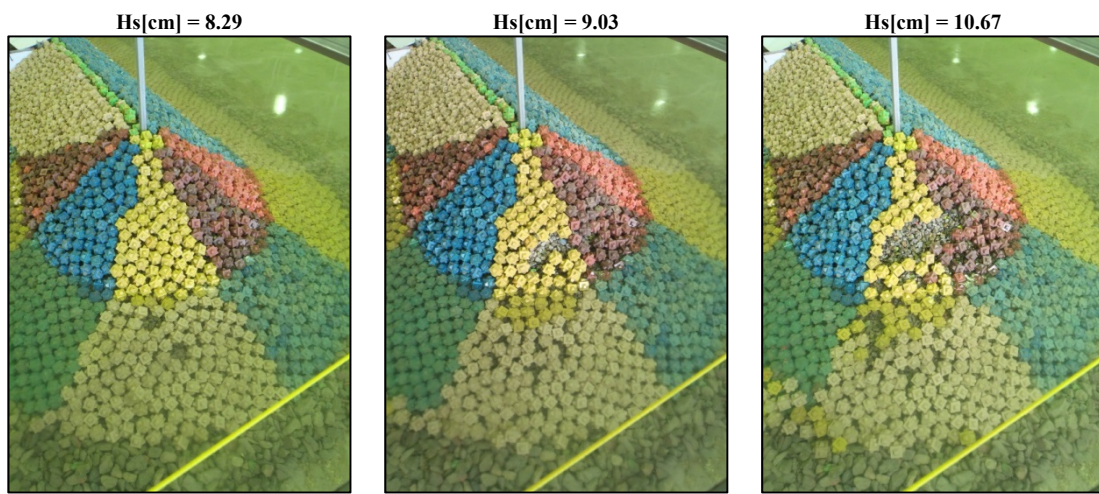
Ensayo 7. Rn=10.2, Irb=6

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.71	2	0	0	1	0	0
8.66	2.15	0	0	10	0	0
9.78	2.29	2	0	19	1	0



Ensayo 8. $R_n=12.3$, $I_{rb}=5$

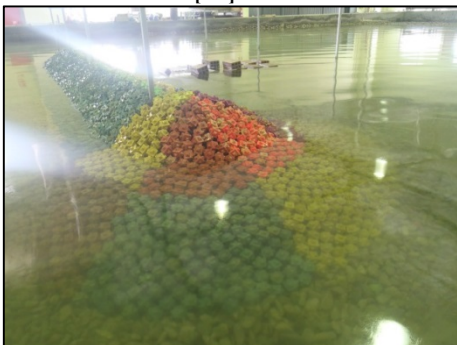
Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.29	1.72	0	0	2	0	0
9.03	1.82	0	0	12	0	0
10.67	1.92	0	6	34	0	0



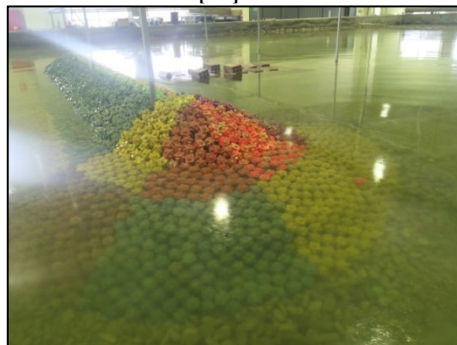
Ensayo 9. $R_n=8.4$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.07	2.02	0	0	0	0	0
9.31	2.17	0	0	1	0	0
9.9	2.29	0	0	1	0	0
10.85	2.38	0	0	4	0	0
11.96	2.49	0	4	9	4	0
12.39	2.52	0	9	17	7	0

Hs[cm] = 8.07



Hs[cm] = 9.31



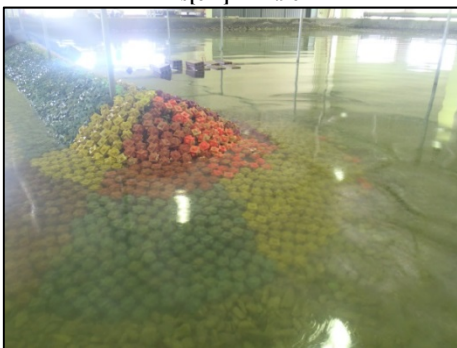
Hs[cm] = 9.9



Hs[cm] = 10.85



Hs[cm] = 11.96



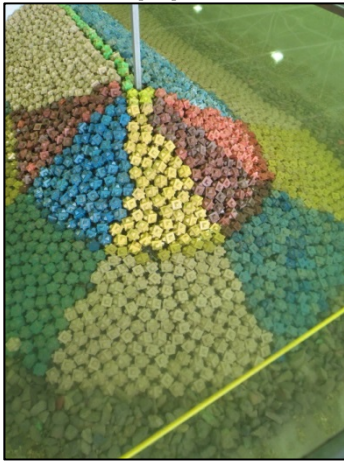
Hs[cm] = 12.39



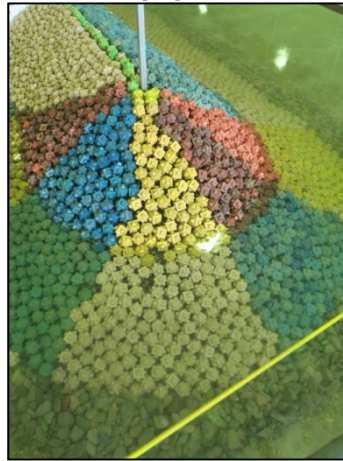
Ensayo 10. $R_n=12.3$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.96	2.04	0	0	1	0	0
8.82	2.22	0	0	2	0	0
9.71	2.35	0	0	9	4	0
11.64	2.39	0	2	27	5	0

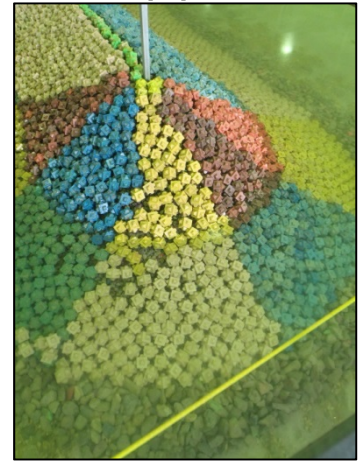
Hs[cm] = 7.96



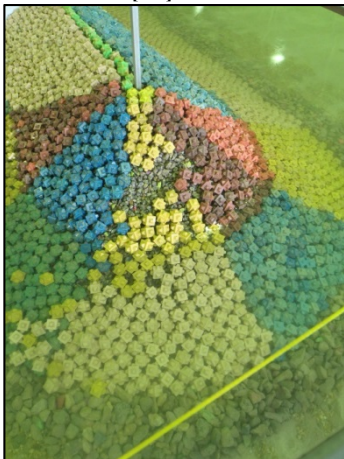
Hs[cm] = 8.82



Hs[cm] = 9.71



Hs[cm] = 11.64



Ensayo 11. $R_n=19.9$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.07	2.14	0	0	0	0	0
9.2	2.14	0	0	3	0	0
10.63	2.26	0	0	5	0	0
11.07	2.39	0	0	15	0	0
12.42	2.53	0	0	27	0	0

Hs[cm] = 8.07



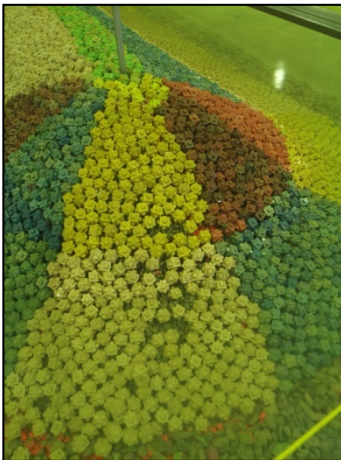
Hs[cm] = 9.19



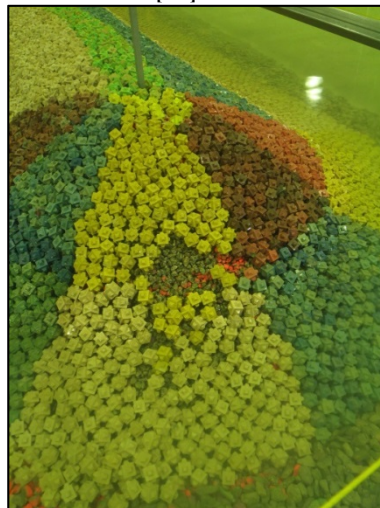
Hs[cm] = 10.63



Hs[cm] = 11.10



Hs[cm] = 12.42



Ensayo 12. $R_n=23$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.69	2.01	0	0	0	0	0
8.88	2.13	0	0	1	0	0
9.89	2.28	0	0	2	0	0
10.55	2.38	0	0	14	0	0
11.81	2.47	0	4	51	0	0

Hs[cm] = 7.68



Hs[cm] = 8.8



Hs[cm] = 9.89



Hs[cm] = 10.55



Hs[cm] = 11.8



Ensayo 13. $R_n=11.5$, $I_{rb}=5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.18	1.74	0	0	0	0	0
8.98	1.77	0	0	0	0	0
10.05	1.96	0	0	1	0	0
10.78	2	0	0	1	0	0
12.42	2.11	0	0	9	0	0
13.24	2.19	0	12	26	0	0

Hs[cm] = 8.18



Hs[cm] = 8.98



Hs[cm] = 10.05



Hs[cm] = 10.78



Hs[cm] = 12.42



Hs[cm] = 13.24



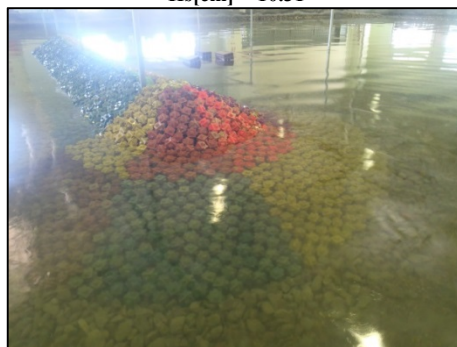
Ensayo 14. $R_n=8.4$, $I_{rb}=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.39	1.37	0	0	0	0	0
9.01	1.46	0	0	0	0	0
10.31	1.54	0	0	0	0	0
11.06	1.64	0	0	0	0	0
11.94	1.69	0	0	0	0	0
13.06	1.76	0	0	8	0	0
14.02	1.83	0	1	17	0	0

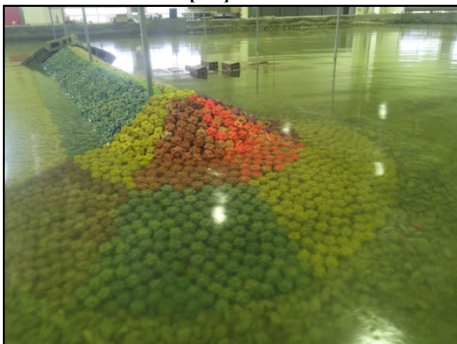
Hs[cm] = 9.01



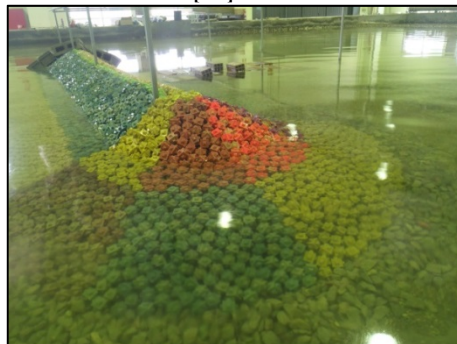
Hs[cm] = 10.31



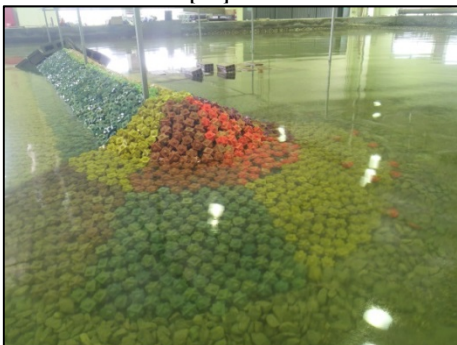
Hs[cm] = 11.06



Hs[cm] = 11.94



Hs[cm] = 13.06



Hs[cm] = 14.02



Ensayo 15. $R_n=12.3$, $I_{rb}=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.66	1.41	0	0	0	0	0
8.66	1.44	0	0	0	0	0
9.87	1.52	0	0	0	0	0
11.09	1.63	0	0	0	0	0
11.95	1.68	0	0	1	0	0
12.65	1.78	0	0	8	1	0
13.73	1.82	0	2	30	1	0

Hs[cm] = 8.66



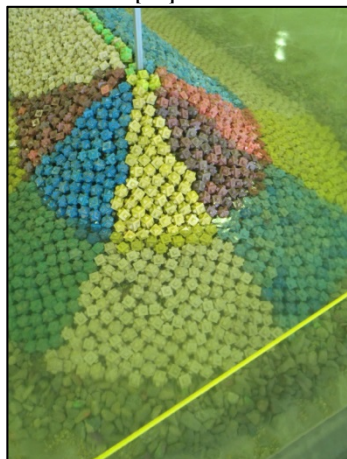
Hs[cm] = 9.87



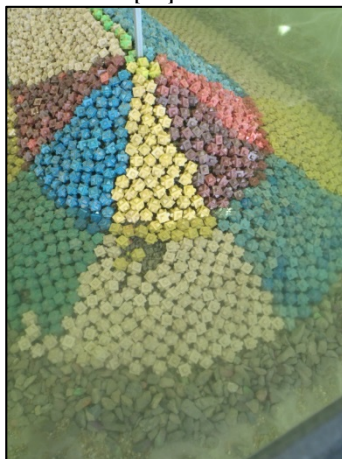
Hs[cm] = 11.09



Hs[cm] = 11.95



Hs[cm] = 12.65



Hs[cm] = 13.73



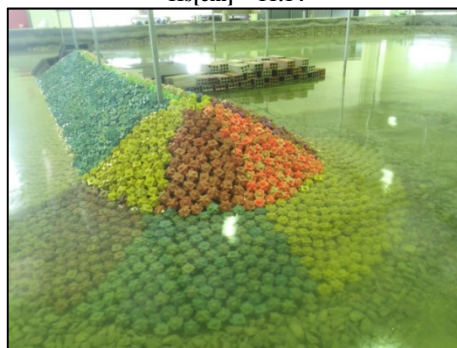
Ensayo 16. $R_n=13.4$, $I_{rb}=5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.29	1.72	0	0	0	0	0
9.03	1.82	0	0	0	0	0
10.67	1.92	0	0	0	0	0
11.14	2	0	0	0	0	0
11.79	2.05	0	0	1	0	0
13.22	2.14	0	0	4	0	0
14.96	2.21	0	2	12	0	0
15.4	2.33	0	7	31	0	0

Hs[cm] = 10.67



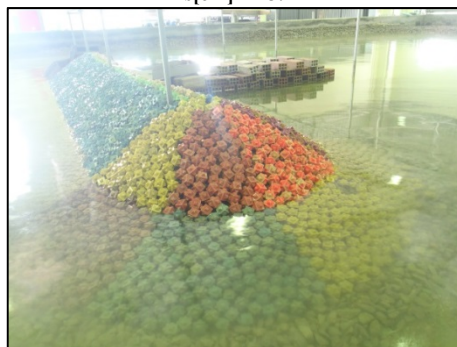
Hs[cm] = 11.14



Hs[cm] = 11.79



Hs[cm] = 13.22



Hs[cm] = 14.96

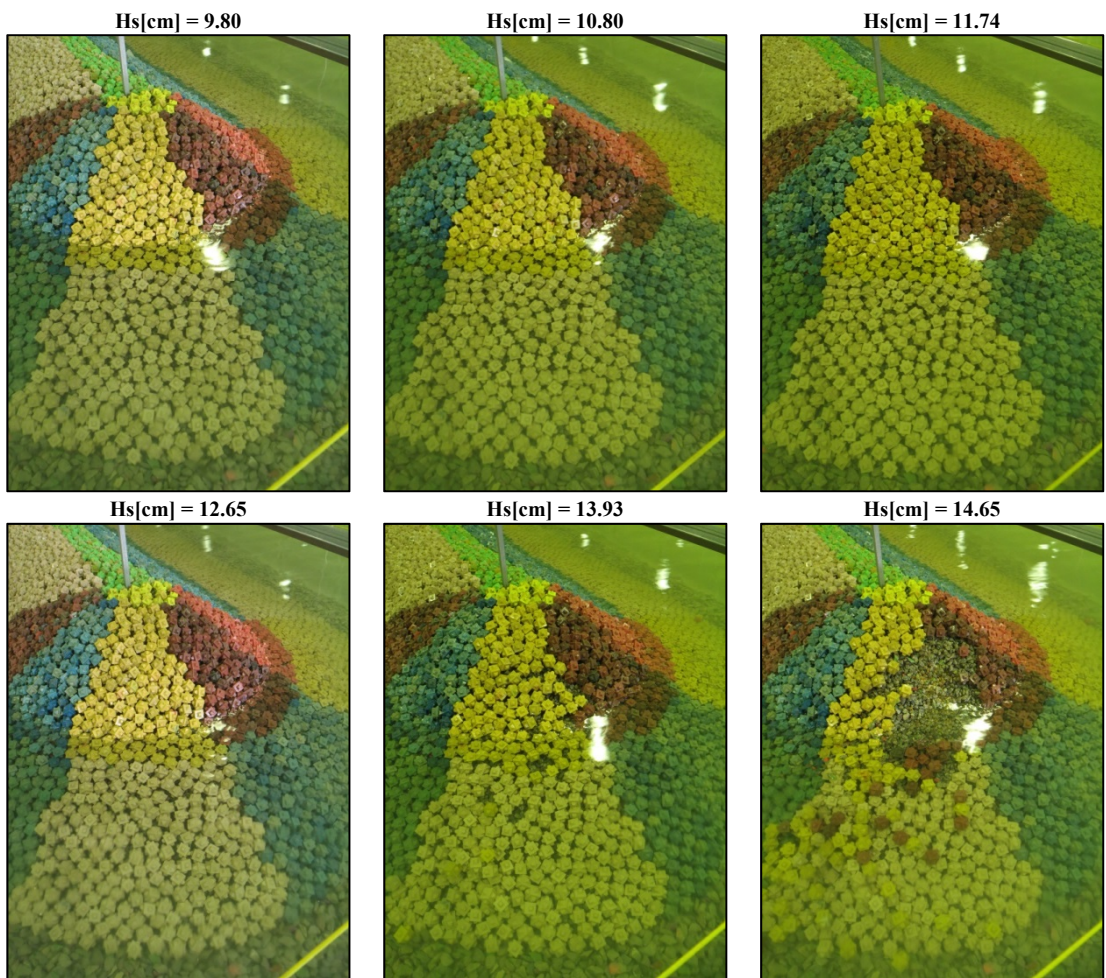


Hs[cm] = 15.40



Ensayo 17. $R_n=13.6$, $I_{rb}=3.5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.78	1.15	0	0	0	0	0
9.07	1.21	0	0	0	0	0
9.8	1.23	0	0	0	0	0
10.8	1.26	0	0	0	0	0
11.74	1.36	0	0	0	0	0
12.65	1.42	0	0	0	0	0
13.93	1.58	4	1	14	0	0
14.65	1.63	4	11	62	0	0



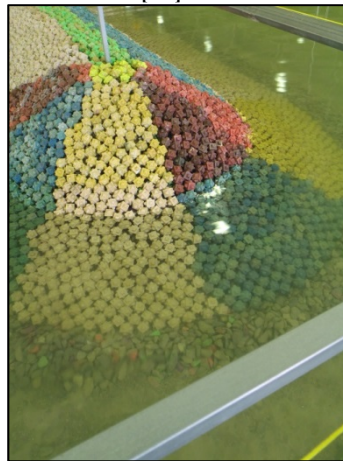
Ensayo 18. $R_n=16.8$, $I_{rb}=3.5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.62	1.22	0	0	0	0	0
10.5	1.29	0	0	0	0	0
10.9	1.35	0	0	0	0	0
13.5	1.44	0	0	1	0	0
13.9	1.57	0	0	5	0	0
14.4	1.61	0	1	17	0	0
15.4	1.64	0	13	50	0	0

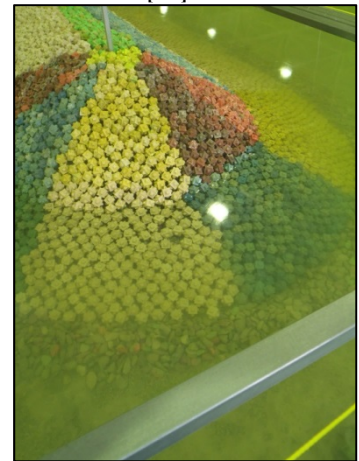
Hs[cm] = 10.5



Hs[cm] = 10.9



Hs[cm] = 13.5



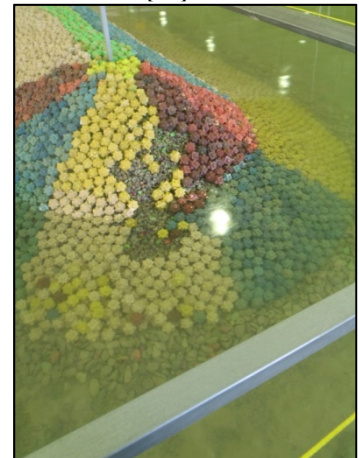
Hs[cm] = 13.9



Hs[cm] = 14.4



Hs[cm] = 15.4



Ensayo 19. $R_n=19.9$, $I_{rb}=3.5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.78	1.15	0	0	0	0	0
9.07	1.21	0	0	0	0	0
9.8	1.23	0	0	0	0	0
10.8	1.26	0	0	0	0	0
11.74	1.36	0	0	0	0	0
12.65	1.42	0	0	2	0	0
13.93	1.58	0	0	8	0	0
14.65	1.63	0	0	16	0	0
15.25	1.77	0	8	55	0	0

Hs[cm] = 10.80



Hs[cm] = 11.74



Hs[cm] = 12.65



Hs[cm] = 13.93



Hs[cm] = 14.62



Hs[cm] = 15.25



Ensayo 20. $R_n=19.9$, $I_{rb}=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.5	1.42	1	0	0	0	0
9.46	1.48	1	0	0	0	0
10.46	1.54	1	0	0	0	0
11.11	1.6	1	0	1	0	0
12.38	1.67	1	0	2	0	0
12.9	1.73	1	0	2	0	0
14.21	1.81	1	0	8	0	0
15.09	1.86	1	0	18	0	0
15.2	1.92	1	6	38	0	0

Hs[cm] = 8.50



Hs[cm] = 9.45



Hs[cm] = 10.45



Hs[cm] = 11.10



Hs[cm] = 12.38



Hs[cm] = 12.90



Hs[cm] = 14.21



Hs[cm] = 15.09



Hs[cm] = 15.20



Ensayo 21. $R_n=26.2$, $I_{rb}=3.5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.73	1.22	0	0	0	0	0
8.99	1.29	0	0	0	0	0
9.98	1.35	0	0	0	0	0
11.8	1.44	0	0	0	0	0
11.9	1.57	0	0	0	0	0
13	1.61	0	0	1	0	0

Hs[cm] = 7.73



Hs[cm] = 8.99



Hs[cm] = 9.98



Hs[cm] = 11.8



Hs[cm] = 11.9



Hs[cm] = 13



Ensayo 22. $R_n=13$, $I_{rb}=3.5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
10.9	1.35	0	0	0	0	0
13.5	1.44	0	0	0	0	0
13.9	1.57	0	0	0	0	0
14.4	1.61	0	0	0	0	0
15.4	1.64	0	0	1	0	0
16	1.68	0	0	4	0	0
16.5	1.7	0	0	17	0	0
17.05	1.74	0	27	55	0	0

Hs[cm] = 13.9



Hs[cm] = 14.4



Hs[cm] = 15.4



Hs[cm] = 16



Hs[cm] = 16.5



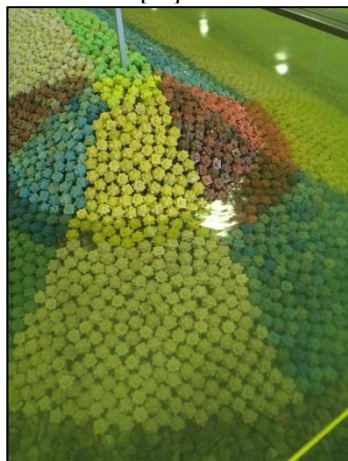
Hs[cm] = 17.05



Ensayo 23. $R_n=13.6$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.39	2.03	0	0	3	0	0
8.93	2.15	0	0	6	0	0
9.92	2.26	0	0	11	0	0
11.28	2.37	0	5	25	0	0

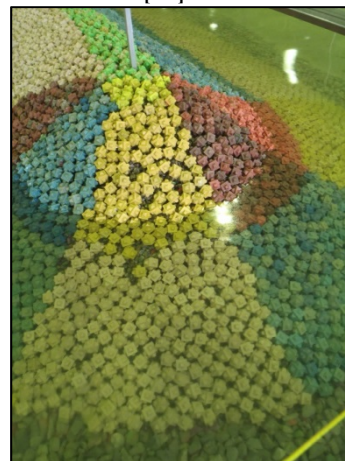
Hs[cm] = 8.39



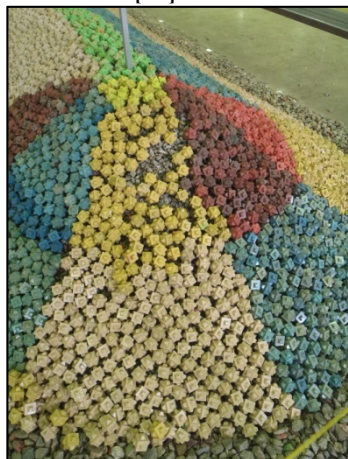
Hs[cm] = 8.93



Hs[cm] = 9.92



Hs[cm] = 11.28



Ensayo 24. $R_n=19.9$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.39	2.03	0	0	0	0	0
8.93	2.15	0	0	0	0	0
9.92	2.26	0	0	12	0	0
11.28	2.37	0	3	39	0	0

Hs[cm] = 8.39



Hs[cm] = 8.92



Hs[cm] = 9.92



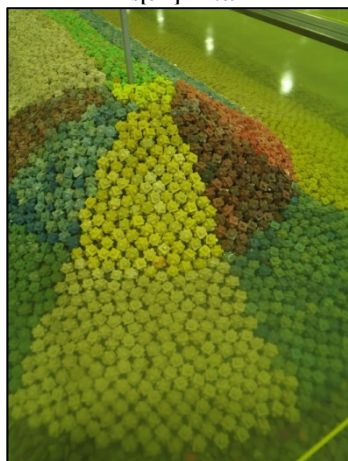
Hs[cm] = 11.28



Ensayo 25. Rn=16.8, Irb=6

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.69	2.01	0	0	0	0	0
8.88	2.13	0	1	5	0	0
9.89	2.28	0	1	6	0	0
10.55	2.38	0	3	9	0	0
11.81	2.47	0	5	30	3	0

Hs[cm] = 7.69



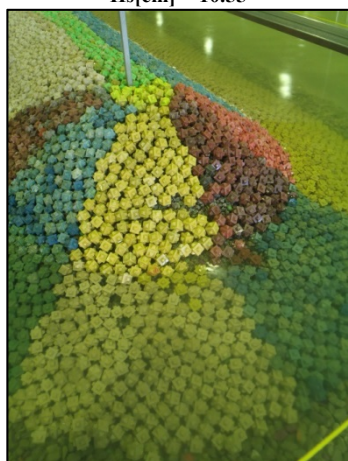
Hs[cm] = 8.88



Hs[cm] = 9.89



Hs[cm] = 10.55



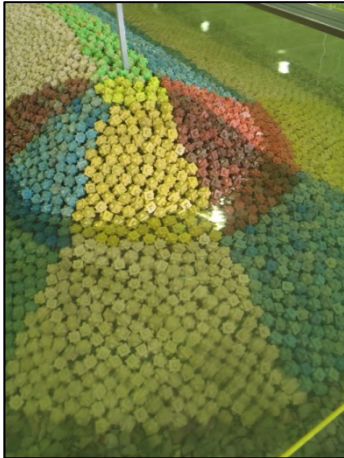
Hs[cm] = 11.8



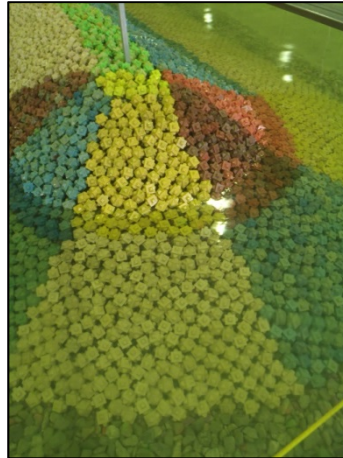
Ensayo 26. $R_n=13.6$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.5	1.42	0	0	0	0	0
9.46	1.48	0	0	0	0	0
10.46	1.54	0	0	0	0	0
11.11	1.6	0	0	3	0	0
12.38	1.67	0	0	8	0	0
12.9	1.73	0	12	43	0	0

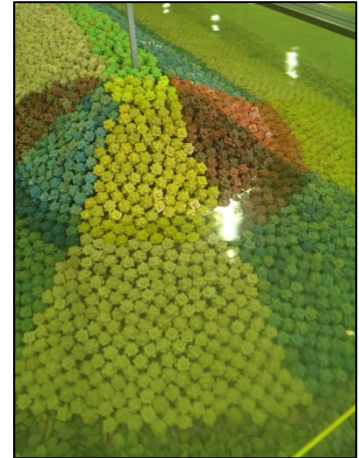
Hs[cm] = 8.50



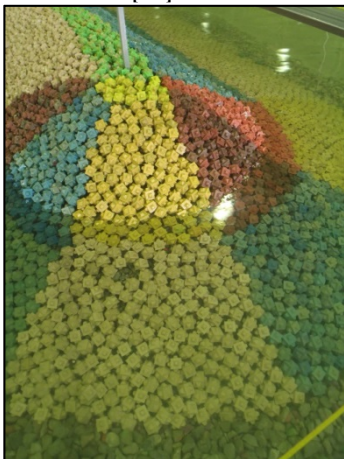
Hs[cm] = 9.45



Hs[cm] = 10.45



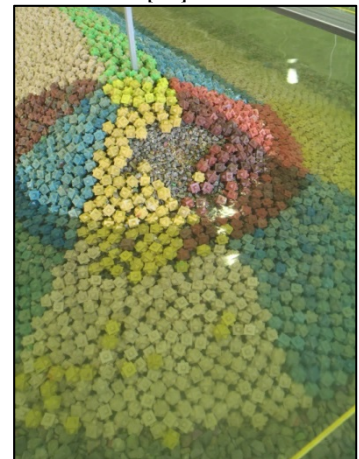
Hs[cm] = 11.10



Hs[cm] = 12.38



Hs[cm] = 12.9



Ensayo 27. $R_n=11.5$, $I_{rb}=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.03	1.36	0	0	0	0	0
9.07	1.46	0	0	0	0	0
10.07	1.55	0	0	0	0	0
11.02	1.61	0	0	0	0	0
12.03	1.7	0	0	6	0	0
13.52	1.78	0	2	19	0	0

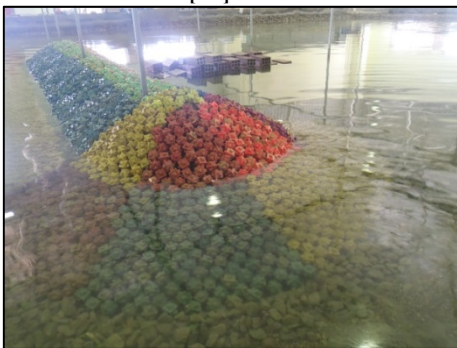
Hs[cm] = 8.03



Hs[cm] = 9.07



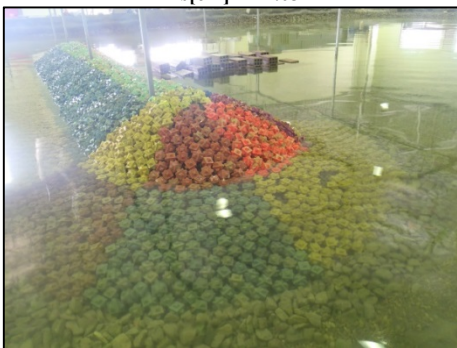
Hs[cm] = 10.07



Hs[cm] = 11.02



Hs[cm] = 12.03



Hs[cm] = 13.52



Ensayo 28. $R_n=13.6$, $I_{rb}=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.03	1.38	0	0	0	0	0
8.68	1.47	0	0	0	0	0
9.91	1.56	0	0	0	0	0
11.56	1.63	0	0	0	0	0
12	1.7	0	0	2	0	0
12.98	1.74	0	0	7	0	0
13.95	1.83	0	10	28	0	0

Hs[cm] = 8.68



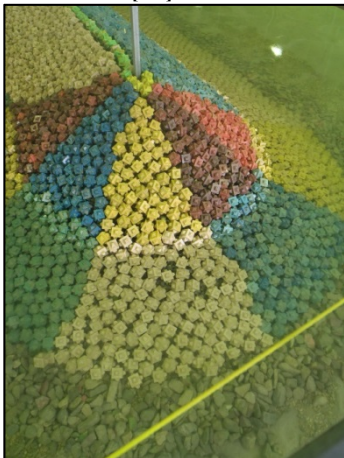
Hs[cm] = 9.91



Hs[cm] = 11.56



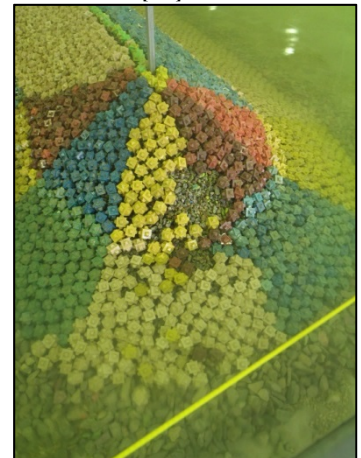
Hs[cm] = 12.00



Hs[cm] = 12.98



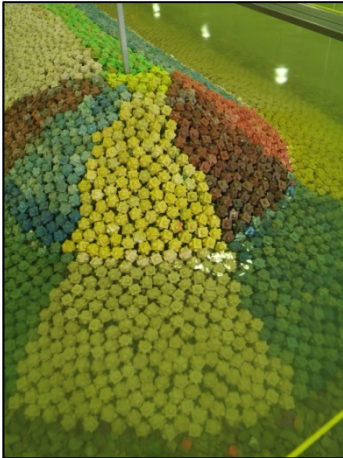
Hs[cm] = 13.95



Ensayo 29. Rn=16.8, Irb=5

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.51	1.7	0	0	0	0	0
9.31	1.81	0	0	0	0	0
10	1.91	0	0	1	0	0
11.37	1.98	0	0	7	0	0
12.04	2.07	0	4	52	0	0

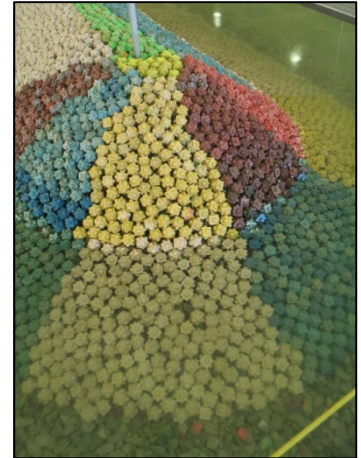
Hs[cm] = 7.5



Hs[cm] = 9.3



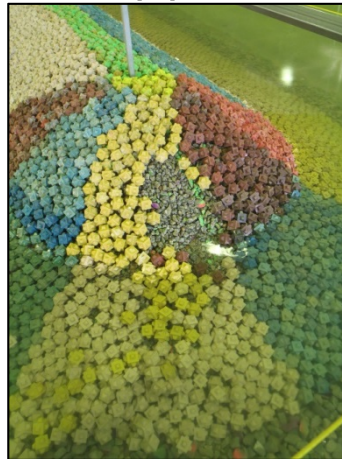
Hs[cm] = 10.00



Hs[cm] = 11.3



Hs[cm] = 12.04



Ensayo 30. $R_n=26.2$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.07	2.14	0	0	0	0	0
9.2	2.14	0	0	0	0	0
10.63	2.26	0	0	3	0	0
11.07	2.39	0	0	11	0	0
12.42	2.53	0	0	37	0	0

Hs[cm] = 8.07



Hs[cm] = 9.19



Hs[cm] = 10.63



Hs[cm] = 11.10



Hs[cm] = 12.42



Ensayo 31. $R_n=14.7$, $I_{rb}=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.03	1.38	0	0	0	0	0
8.68	1.47	0	0	0	0	0
9.91	1.56	0	0	0	0	0
11.56	1.63	0	0	1	0	0
12	1.7	0	0	3	0	0
12.98	1.74	0	1	7	0	0
13.95	1.83	0	1	8	0	0
14.65	1.98	0	1	26	0	0

Hs[cm] = 9.91



Hs[cm] = 11.56



Hs[cm] = 12.00



Hs[cm] = 12.98



Hs[cm] = 13.95



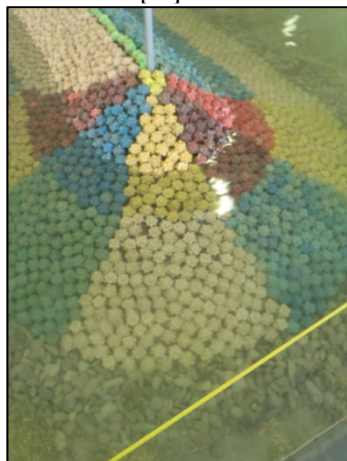
Hs[cm] = 14.65



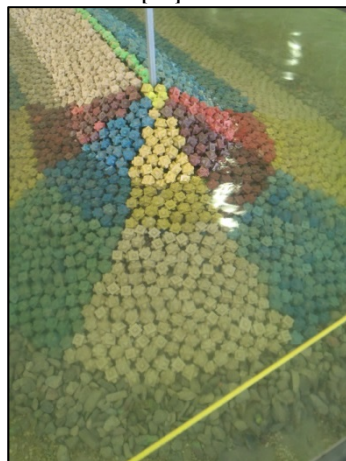
Ensayo 32. $R_n=7.1$, $I_{rb}=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.39	1.37	0	0	0	0	0
9.01	1.46	0	0	0	0	0
10.31	1.54	0	0	2	1	0
11.06	1.64	0	5	22	4	0

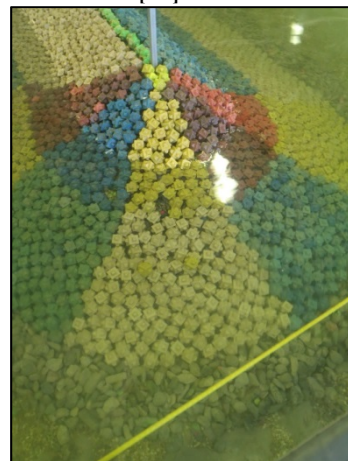
Hs[cm] = 8.39



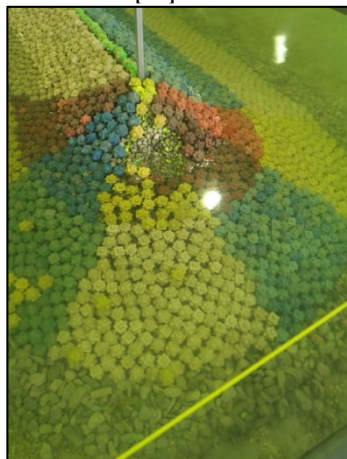
Hs[cm] = 9.01



Hs[cm] = 10.31



Hs[cm] = 11.06



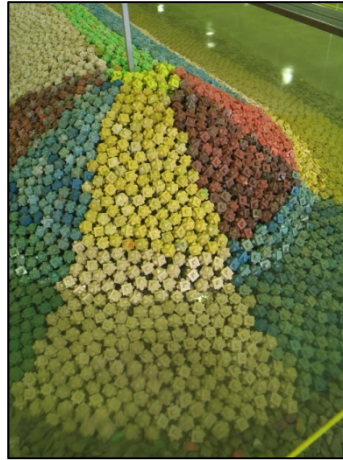
Ensayo 33. $R_n=19.9$, $I_{rb}=3.5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.73	1.22	0	0	0	0	0
8.99	1.29	0	0	0	0	0
9.98	1.35	0	0	0	0	0
11.8	1.44	0	0	0	0	0
11.9	1.57	0	0	0	0	0
13	1.61	0	0	0	0	0

Hs[cm] = 7.73



Hs[cm] = 8.99



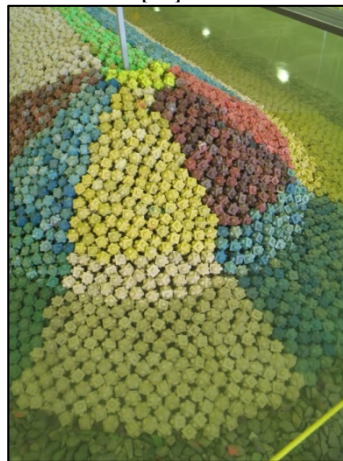
Hs[cm] = 9.98



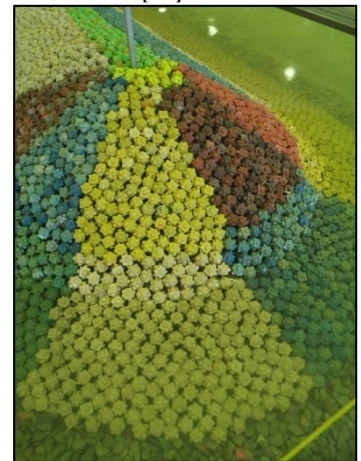
Hs[cm] = 11.8



Hs[cm] = 11.9



Hs[cm] = 13.00



Ensayo 34. $R_n=23$, $I_{rb}=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
6.7	1.55	0	0	0	0	0
8.2	1.63	0	0	0	0	0
8.9	1.72	0	0	0	0	0
10.8	1.8	0	0	0	0	0
12.24	1.86	0	0	0	0	0
13.03	1.9	0	0	0	0	0
14.41	1.99	0	0	7	0	0
15	2.07	0	7	39	0	0

Hs[cm] = 8.9



Hs[cm] = 10.8



Hs[cm] = 12.3



Hs[cm] = 13



Hs[cm] = 14.4

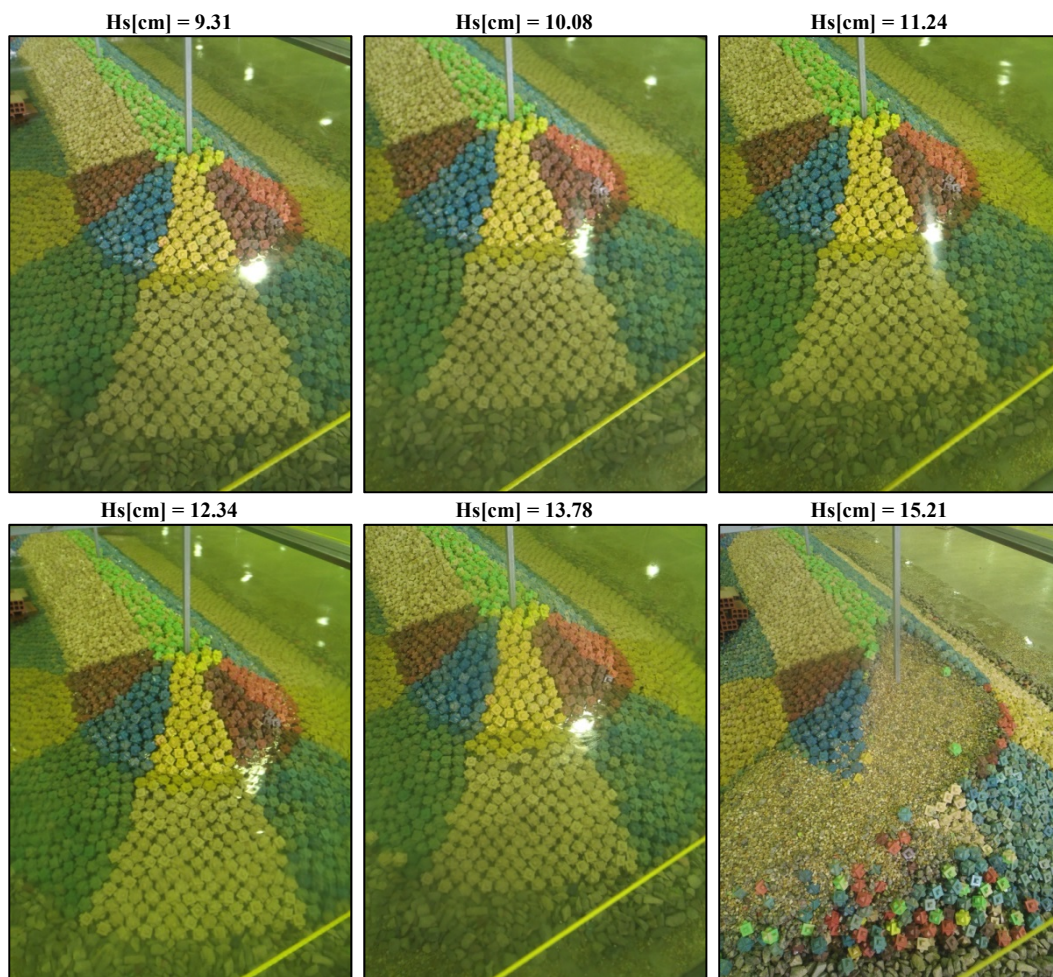


Hs[cm] = 15



Ensayo 35. $R_n=10.2$, $I_{rb}=3.5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.62	1.21	0	0	0	0	0
9.31	1.27	0	0	0	0	0
10.08	1.34	0	0	0	0	0
11.24	1.4	0	0	0	0	0
12.34	1.46	0	0	0	0	0
13.78	1.58	0	0	3	0	0
15.21	1.64	40	61	75	21	0



Ensayo 36. $Rn=10.2$, $Irb=5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.18	1.74	0	0	0	0	0
8.98	1.77	0	0	0	0	0
10.05	1.96	0	0	2	0	0
10.78	2	0	3	31	0	0

Hs[cm] = 8.18



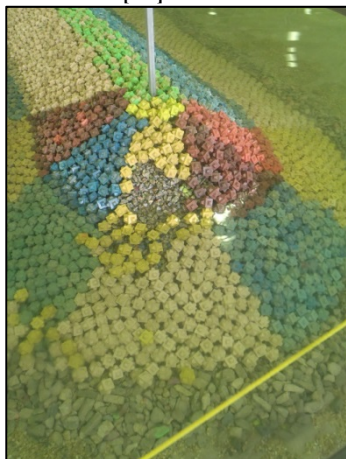
Hs[cm] = 8.98



Hs[cm] = 10.05



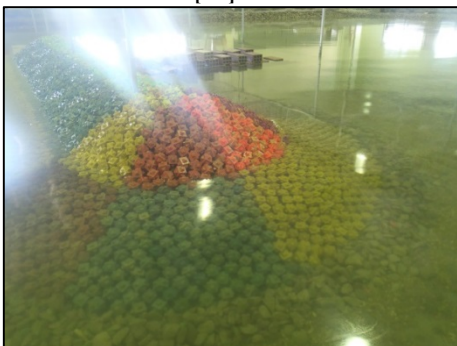
Hs[cm] = 10.78



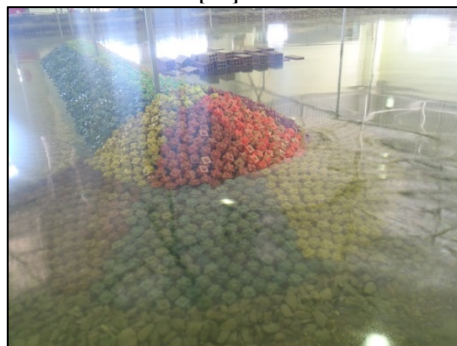
Ensayo 37. Rn=11.5, Irb=6

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.71	2	0	0	0	0	0
8.66	2.15	0	0	1	0	0
9.78	2.29	0	0	3	0	0
10.92	2.41	0	4	25	0	0

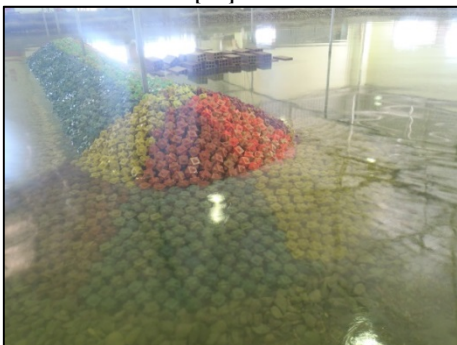
Hs[cm] = 7.71



Hs[cm] = 8.66



Hs[cm] = 9.78

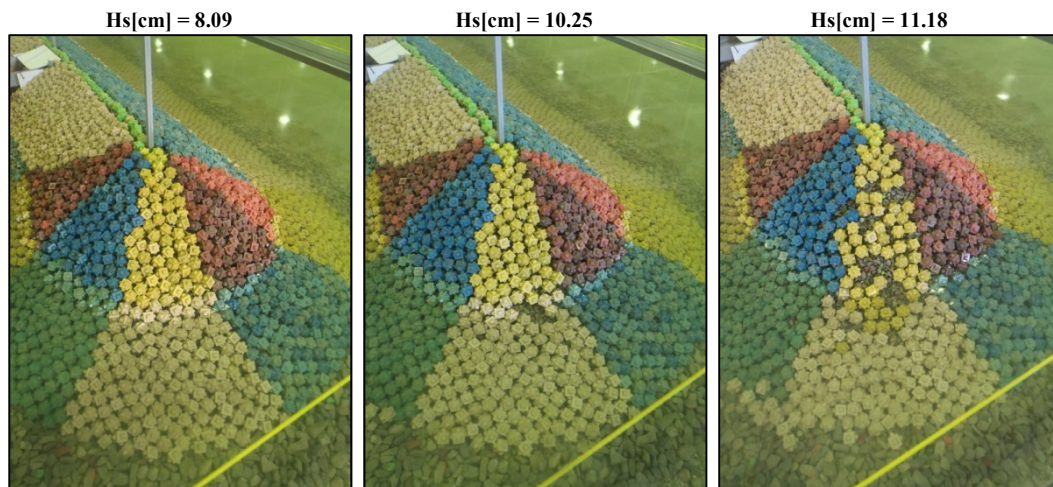


Hs[cm] = 10.92



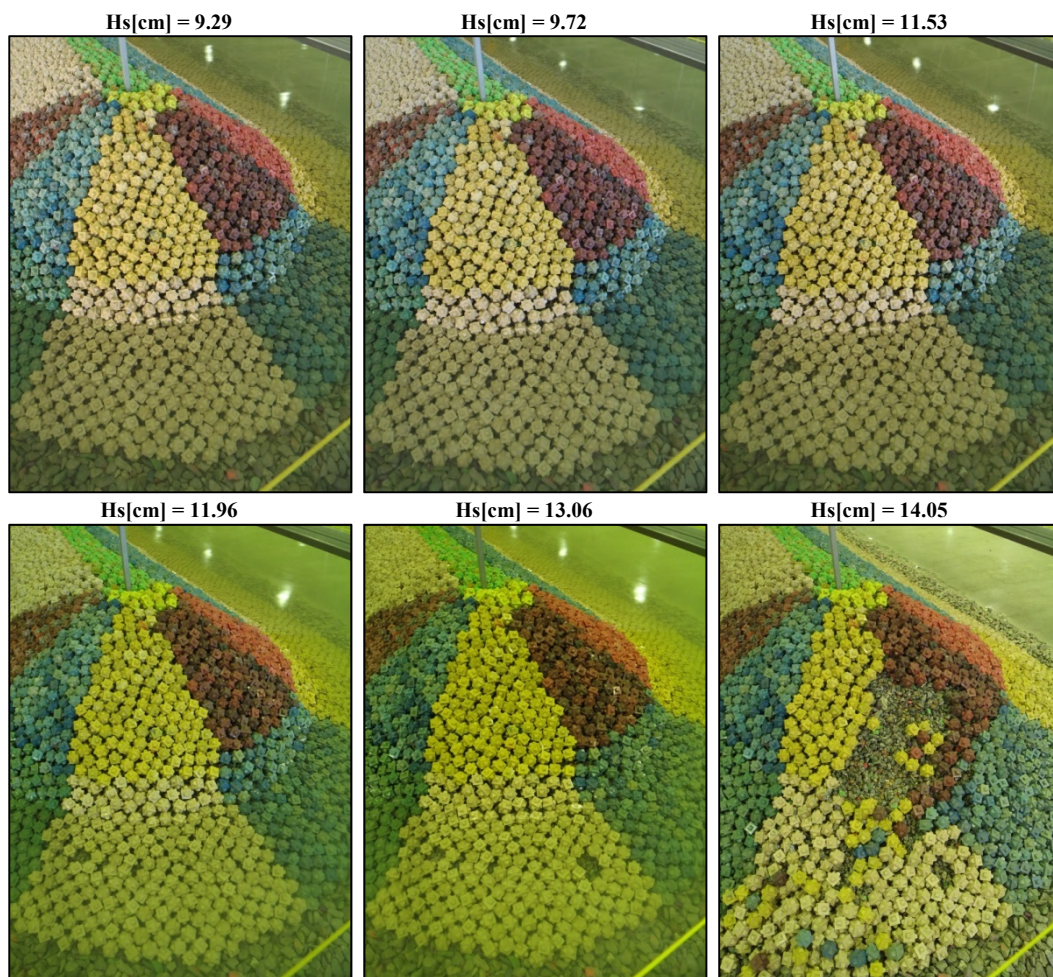
Ensayo 38. $Rn=13.6$, $Irb=5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.09	1.71	0	0	0	0	0
10.25	1.8	0	0	2	0	0
11.18	1.99	0	0	16	2	0



Ensayo 39. $R_n=19.9$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.92	2	0	0	0	0	0
9.29	2.15	0	0	0	0	0
9.73	2.24	0	0	0	0	0
11.54	2.33	0	0	1	0	0
11.96	2.53	0	0	1	0	0
13.07	2.63	0	0	3	0	0
14.05	2.68	0	20	52	0	0



Ensayo 40. $R_n=13.4$, $I_{rb}=6$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.96	2.04	0	0	0	0	0
8.82	2.22	0	0	0	0	0
9.71	2.35	0	0	1	0	0
11.64	2.39	0	10	25	0	0

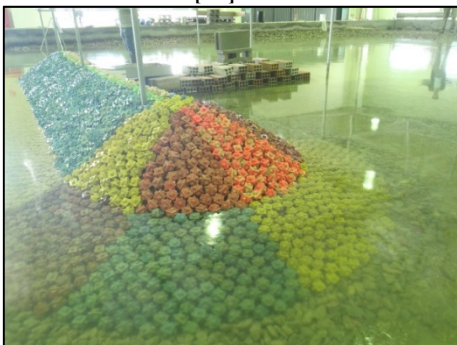
Hs[cm] = 7.96



Hs[cm] = 8.82



Hs[cm] = 9.71



Hs[cm] = 11.64



Ensayo 41. $R_n=8.4$, $I_{rb}=5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.75	1.72	0	0	0	0	0
8.87	1.82	0	0	0	0	0
9.87	1.91	0	0	0	0	0
10.9	1.99	0	0	0	0	0
12.63	2.08	0	0	1	1	0
13.4	2.19	2	13	34	2	0

Hs[cm] = 7.75



Hs[cm] = 8.87



Hs[cm] = 9.87



Hs[cm] = 10.90



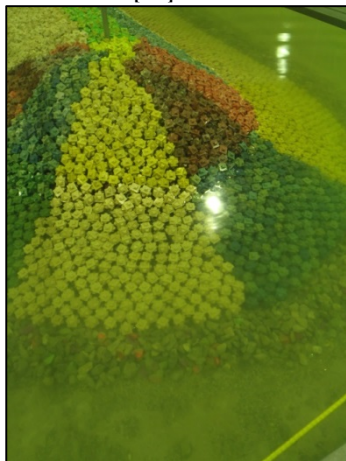
Hs[cm] = 13.40



Ensayo 42. Rn=16.8, Irb=4

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
6.7	1.55	0	0	0	0	0
8.2	1.63	0	0	0	0	0
8.9	1.72	0	0	1	0	0
10.8	1.8	0	0	2	0	0
12.24	1.86	0	5	25	8	0

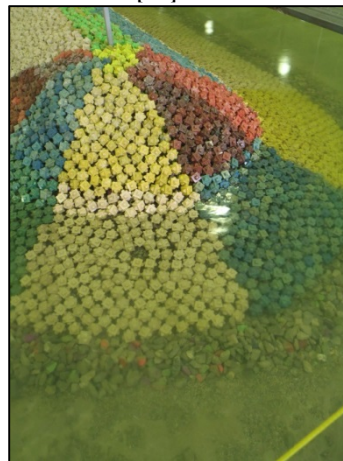
Hs[cm] = 6.7



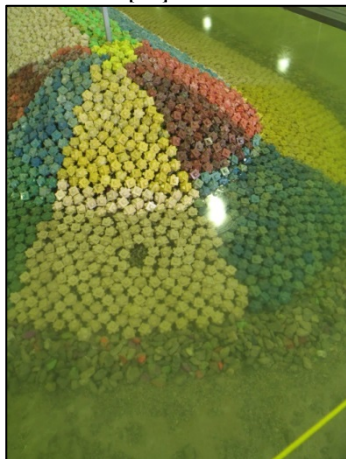
Hs[cm] = 8.2



Hs[cm] = 8.9



Hs[cm] = 10.8

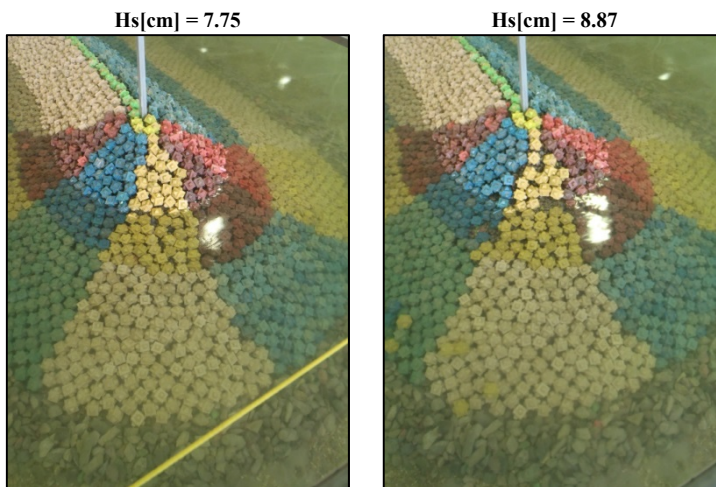


Hs[cm] = 12.3



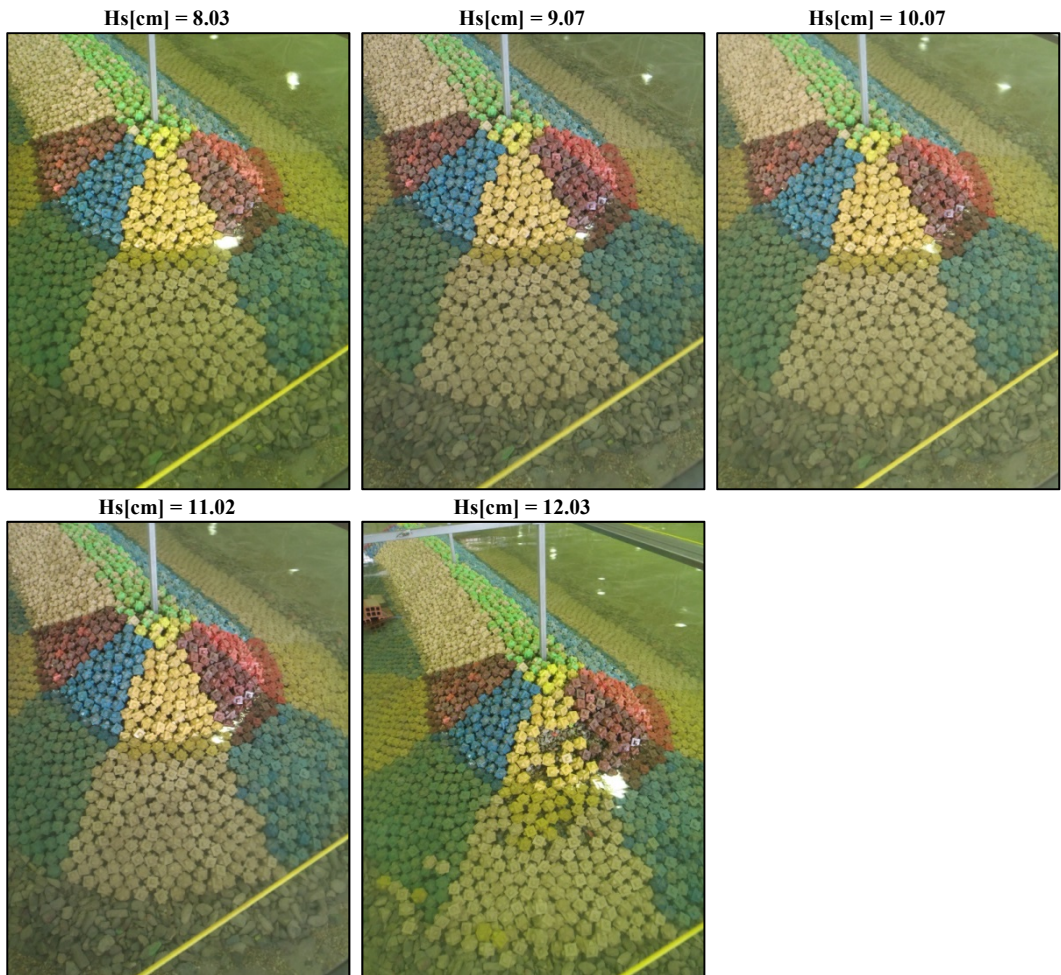
Ensayo 43. $Rn=7.1$, $Irb=5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubípodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
7.75	1.72	0	0	0	0	0
8.87	1.82	0	0	8	3	0



Ensayo 44. $Rn=10.2$, $Irb=4$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.03	1.36	0	0	0	0	0
9.07	1.46	0	0	0	0	0
10.07	1.55	0	0	0	0	0
11.02	1.61	0	0	0	0	0
12.03	1.7	0	2	19	0	0



Ensayo 45. $R_n=11.5$, $I_{rb}=3.5$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.62	1.21	0	0	0	0	0
9.31	1.27	0	0	0	0	0
10.08	1.34	0	0	0	0	0
11.24	1.4	0	0	0	0	0
12.34	1.46	0	0	0	0	0
13.78	1.58	0	1	12	1	0
15.21	1.64	0	6	13	1	0

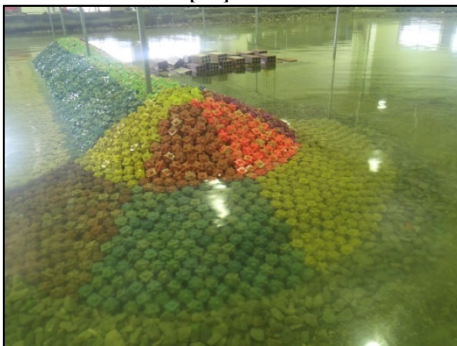
Hs[cm] = 9.31



Hs[cm] = 10.08



Hs[cm] = 11.24



Hs[cm] = 12.03



Hs[cm] = 13.78



Hs[cm] = 15.21



Ensayo 46. $R_n=14.7$, $I_{rb}=5$, $h=32$

Hs [cm]	Tp [s]	Cubipodos caídos por sector				
		0-45°	45-90°	90-135°	135-180°	180-225°
8.09	1.71	0	0	0	0	0
10.25	1.8	0	0	0	0	0
11.18	1.99	0	0	5	0	0
12.44	2.08	0	11	16	0	0

Hs[cm] = 8.09



Hs[cm] = 10.25



Hs[cm] = 11.18



Hs[cm] = 12.44



Anejo II

Publicaciones relacionadas con la tesis doctoral

- Gómez-Martín, M. E., Peña, E., Sande, J., Figuero, A., Castro, A., & Medina, J. R. (2015). Ensayos físicos 3d de la variante con cubípodos del dique oeste del puerto exterior de A Coruña en punta Langosteira. In *XII Jornadas Españolas de Ingeniería de Costas y Puertos Aviles, 2015*.
- Maciñeira, E., Peña, E., Sande, J., Costa, F., González, H., & Puente, I. (2014). Identificación de daño y puntos críticos en diques de abrigo con tecnologías laser. aplicación en el mantenimiento y prolongación de la vida útil. In *V congreso nacional de la Asociación Técnica de Puertos y Costas* (pp. 3–10).
- Peña, E., Maciñeira, E., Ferreras, J., Costa, F., Sánchez-Tembleque, F., Ruiz, A., ... Bajo, V. (2012). Physical modelling of two adjacent rubble mound breakwaters against perpendicular wave incidence . Optimal design for 3rd phase punta Langosteira port (A Coruña , Spain). In *Proceedings of the 4 th International Conference on the Application of Physical Modelling in Coastal and Port Engineering and Science*.
- Puente, I., Sande, J., González, H., Peña, E., Maciñeira, E., Martínez, J., & Arias, P. (2014). Novel image analysis approach to the terrestrial LiDAR monitoring of damage in rubble mound breakwaters. *Ocean Engineering*, *91*, 273–280.
- Sande, J., Peña, E., Maciñeira, E., Priegue, L., & Gómez-Martín, M. E. (2014). Stability of Small Breakwaters Roundheads Armoured With Single-Layer Cubipod Units. In *3rd IAHR Europe Congress, Book of Proceedings, 2014, Porto -Portugal* (pp. 1–10).

ENSAYOS FÍSICOS 3D DE LA VARIANTE CON CUBÍPODOS DEL DIQUE OESTE DEL PUERTO EXTERIOR DE A CORUÑA EN PUNTA LANGOSTEIRA

M.E. Gómez-Martín¹, E. Peña², J. Sande², A. Figuro², A. Castro² y J.R. Medina³

¹Universidad de Alicante, Carretera San Vicent del Raspeig s/n, 03690 Alicante,
esther.gomez@ua.es

²Universidade da Coruña, Escuela de Ing. de Caminos, Canales y Puertos, Campus de Elviña, 15071 A Coruña, epena@udc.es, jose.sande@udc.es, andres.figuro@udc.es,
adrian.castrop@udc.es

³Universitat Politècnica de València, Camino de Vera s/n, 46022 Valencia,
jrmedina@upv.es

RESUMEN

En este artículo se describen los ensayos de estabilidad hidráulica 3D que validan la solución variante de Cubípodos correspondiente al contradique (Dique Oeste) del puerto exterior de A Coruña en Punta Langosteira. El dique Oeste se proyecta con el fin de completar el abrigo ofrecido por el dique principal de Langosteira para garantizar una mejor operatividad de las nuevas instalaciones portuarias. El contradique tiene una longitud de 1.35 km y está protegido por un manto monocapa (H/V=1.5/1) de Cubípodos de $W[t]=25$ y 30 en tronco y quiebro respectivamente, y manto bicapa de Cubípodos de $W[t]=45$ en morro. El dique está diseñado para resistir un temporal superior al de cálculo, $Hs[m]=6.75$ (IA) y 8.75 (ID) en el tronco y $Hs[m]=5.15$ (IA) y 5.85 (ID) en el morro, con $Tp[s]=15$ y 18 a profundidad $h[m]=22$ (BMVE) en el morro, con rango de marea $\Delta h[m]=5$.

Los ensayos 3D de estabilidad hidráulica de los modelos reducidos del Dique Oeste con manto monocapa (tronco) y bicapa (morro) de Cubípodos se han llevado a cabo por el Grupo de Ingeniería del Agua y del Medio Ambiente (GEAMA) de la Universidade da Coruña (UDC), en el tanque de oleaje (32.0x34.0x1.2 m.) del Centro de Innovación Tecnológica en Edificación e Ingeniería Civil (CITEEC). Se han realizado dos modelos físicos a escala 1/51 para reproducir las condiciones de diseño a IA e ID, uno para la zona del morro y tronco adyacente, y otro para la zona del tronco correspondiente al quiebro y alineaciones primera y segunda.

1. INTRODUCCIÓN

Las obras de abrigo del Puerto Exterior de A Coruña en Punta Langosteira están formadas por el dique principal de 3.35 km de longitud, terminado en 2011, y el contradique de 1.35 km de longitud, construido en dos fases: la fase 1 es el Dique Sur de 0.45 km de longitud, construido en 2012, y la fase 2 es el Dique Oeste que continua la traza del Dique Sur hasta alcanzar 1.35 km, actualmente en construcción.

El dique principal puede considerarse el dique en talud más grande construido en el mundo y está protegido por un manto principal bicapa de bloques cúbicos de $W[t]=150$ que alcanza las $W[t]=195$ en el morro con hormigón de alta densidad, diseñado para resistir un temporal de cálculo de $Hs[m]=15$ y $Tp[s]=18$ ($T_R=140$ años, daños moderados $\approx 5\%$) a profundidad $h[m]=40$ (BMVE), con carrera de marea $\Delta h[m]=5$ (ver Burcharth et al., 2015).

En 2012 y 2013 se construyeron los diques Sur y Norte, perpendiculares a la línea de costa, con manto monocapa de Cubípodos de $W[t]=25$ y 15 (ver Corredor et al., 2014) para proteger la toma de agua de refrigeración de la Central de Ciclo Combinado de Gas Natural Fenosa de Sabón contra su posible aterramiento por el basculamiento de la playa de Alba, inducido por la construcción del dique de abrigo principal.

El nuevo Dique Oeste, con tipología en talud, proyectado como prolongación del Dique Sur (0.45 km), tiene una longitud de 0.90 km. El contradique se desarrolla a lo largo de dos alineaciones, una primera de unos 0.85 km y orientación ESE-WNW, y una segunda de unos 0.50 km con alineación SSE-NNW. La máxima profundidad del Dique Oeste es $h[m]=22$ (BMVE) en el morro, con carrera de marea $\Delta h[m]=5$.

La Fig. 1 muestra la planta del Puerto exterior de A Coruña en Punta Langosteira en el que destaca el dique de abrigo principal de 3.35 km de longitud con manto bicapa de cubos, y el contradique o Dique Oeste, actualmente en construcción, con manto monocapa de Cubípodos. Los temporales del NW son los dominantes, quedando el contradique parcialmente abrigado a los grandes temporales de la zona. A partir del clima marítimo en aguas profundas y la propagación de los temporales al abrigo del dique principal, la Autoridad Portuaria de A Coruña determinó las características del oleaje extremo (estado límite de servicio ELS=IA y estado límite último ELU=ID) que debía considerarse en diferentes puntos del trazado del contradique.



Figura 1. Dique Oeste del Puerto Exterior de Punta Langosteira. Fuente: “Proyecto constructivo del dique Oeste y rellenos de la explanada de ribera en las nuevas instalaciones portuarias en Punta Langosteira”. Autoridad Portuaria de A Coruña, abril de 2014.

El proyecto base del dique Oeste consistía en un dique en talud convencional ($H/V=1.5$) con manto bicapa de cubos de $W[t]=25$ y 50 en tronco y quiebro, respectivamente, y $W[t]=50$ en morro, con berma de pie de cubos de hormigón de $W[t]=25$ y 12.5 . Esta solución fue validada por el GEAMA (UDC) en el tanque del CITEEC con los correspondientes ensayos físicos a escala reducida. Las características del oleaje de diseño definidas por la Autoridad Portuaria se establecen

correspondientes ensayos 3D a escala reducida. Los coeficientes de estabilidad del tronco en mantos bicapa de cubos y monocapa de Cubípodos son $K_D=6.0$ y 12.0 (ver Medina y Gómez-Martín, 2012), respectivamente, por lo que el manto monocapa de Cubípodos de $W[t]=50 \times 6 / 12 = 25$ es suficiente para proteger tanto la primera y segunda alineación como el quiebro del Dique Oeste. Esta solución que reduce drásticamente el consumo de hormigón y resiste oleajes superiores a los exigidos, permite reutilizar la mayoría de los Cubípodos de $W[t]=25$ colocados en el Dique Sur, el cual queda integrado y abrigado por el Dique Oeste. Así mismo, los coeficientes de estabilidad del morro para mantos bicapa de cubos y Cubípodos son $K_D=5.0$ y 7.0 (ver Medina y Gómez-Martín, 2012), respectivamente, por lo que el manto bicapa de Cubípodos de $W[t]=50 \times 5.0 / 7.0 = 36$ es suficiente para proteger el morro del Dique Oeste. La solución variante de Cubípodos fue validada en la misma instalación que la solución base con modelos a escala reducida $1/51$; los modelos de Cubípodos disponibles en el laboratorio y utilizados para la validación de la solución variante eran equivalentes a Cubípodos de $W[t]=24$ y 42 en prototipo.

El objetivo principal de los ensayos de validación fue estimar la estabilidad hidráulica del manto principal y berma de pie en los modelos del tronco y morro, atacando 8 modelos (4 del quiebro y 4 del morro) con altura de ola creciente manteniendo constante el periodo y profundidad en cada modelo ($T_p[s]=15$ y 18 con $\Delta h[m]=0.0$ y 5.0). Además de medir los daños en el manto y berma de pie, se midieron los caudales de rebase y presiones en el espaldón en varios puntos, para verificar que tanto los rebases como la estabilidad del espaldón mejoraban respecto a la solución base.

La solución variante de Cubípodos, ganadora de la licitación, optimiza la solución base, mediante un manto de Cubípodos ($H/V=1.5$) monocapa de 25 t en el tronco, 30 t en el quiebro y bicapa de 45 t en el morro, con una berma de pie de escollera de $W[t]=4$ en toda su longitud. A continuación se describen los ensayos 3D del quiebro y morro realizados en el CITTEC que validan esta solución, en los cuales se alcanzaron oleajes superiores a los exigidos en el pliego. La Fig. 3 muestra la sección tipo con manto monocapa de Cubípodos de $W[t]=25$ o 30 correspondiente a la primera alineación, quiebro y segunda alineación de la solución variante del Dique Oeste ganadora de la licitación.

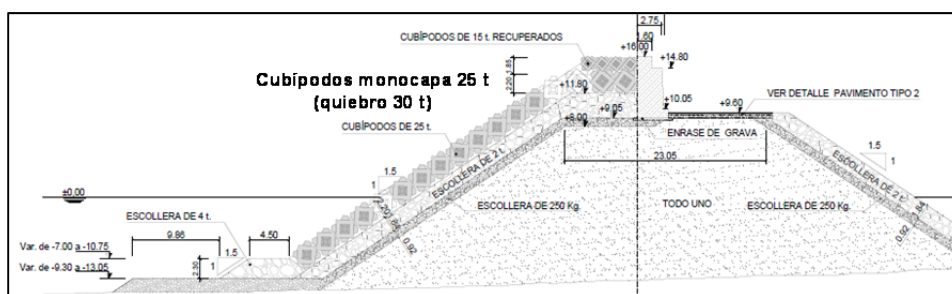


Figura 3. Sección tipo de Cubípodos correspondiente al tronco y quiebro del Dique Oeste en la solución variante.

3. ENSAYOS 3D DEL DIQUE OESTE EN PUNTA LANGOSTEIRA

Los ensayos 3D de estabilidad hidráulica de los modelos reducidos del Dique Oeste con manto monocapa (tronco) y bicapa (morro) de Cubípodos con oleaje irregular unidireccional, se han llevado a cabo en el tanque de oleaje del CITEEC (32.0x34.0x1.2 m.) por el GEAMA (UDC). Se han realizado dos modelos físicos a escala 1/51 para reproducir las condiciones de diseño a IA y ELU, uno para la zona del morro y tronco adyacente, y otro para la zona del tronco correspondiente al quiebro y alineaciones primera y segunda (ver Fig. 4).

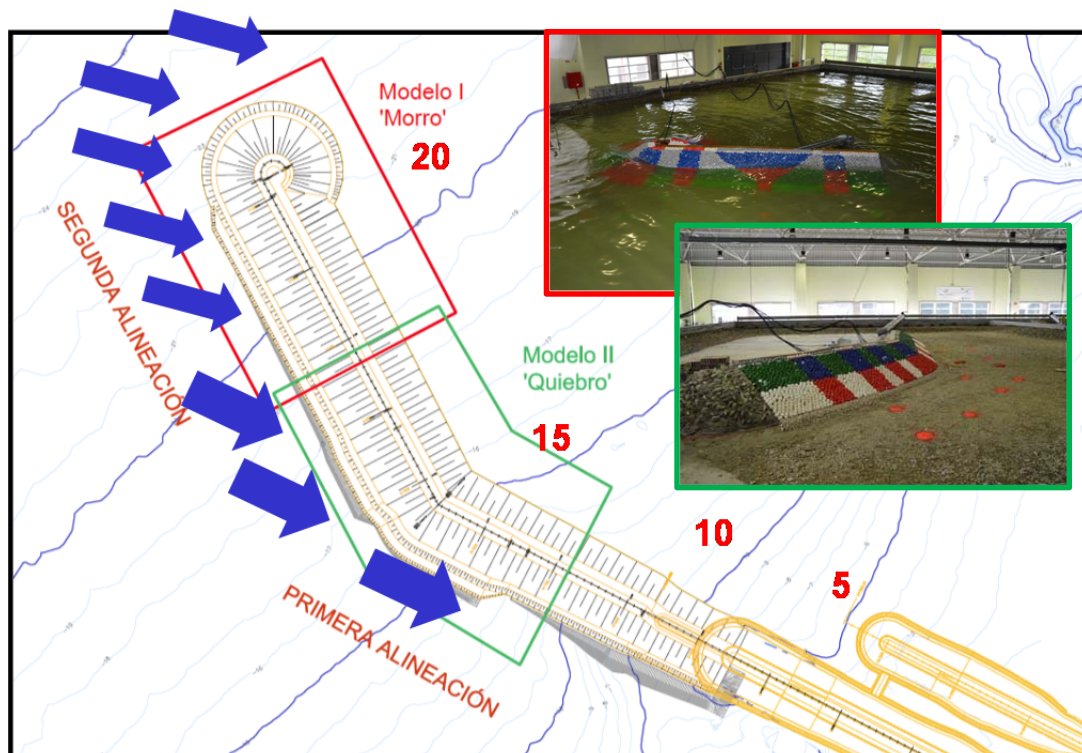


Figura 4. Planta del Dique Oeste y vista de los modelos I (morro) y II (quiebro) ensayados en el CITEEC.

Las características de los ensayos fueron definidas por la Autoridad Portuaria en el Anexo 7 del Pliego de Condiciones Particulares (PCP), estableciéndose 2 niveles del mar ($\Delta h[m]=0.0$ y 5.0), 2 periodos de pico ($T_p[s]=15$ y 18) y ensayos con oleaje irregular (espectro JONSWAP, $\gamma=3.3$) de escalones crecientes de altura de ola desde $H_s[m]=4.0$ hasta el fallo de la estructura o superar el valor de H_s del oleaje de diseño establecido.

Las características del oleaje de diseño se establecieron para Inicio de Averías (IA=ELS) y Estado Límite Último (ELU=ID) en cuatro tramos del dique: 1ª alineación del tronco, quiebro, 2ª alineación del tronco y morro. Las alturas de ola máximas reproducidas en los ensayos debían ser superiores a los valores de altura de ola de diseño definidos por la Autoridad Portuaria de A Coruña en la Tabla 1.

Localización	Modo fallo	Nivel Daño	Hs prototipo	Oblicuidad	
Morro	manto	Inicio	5,15	40°	
		ELU	5,85		
	berma	Inicio	6,5		
		ELU	7		
Tronco, segunda alineación	manto	Inicio	6,75		45°
		ELU	8,25		
	berma	Inicio	7,5		
		ELU	8,75		
Quiebro	manto	Inicio	6,75	83°	
		ELU	8,75		
	berma	Inicio	7,5		
		ELU	9		
Tronco, primera alineación	manto	Inicio	6,75		83°
		ELU	8,75		
	berma	Inicio	7,5		
		ELU	9		

Tabla 1. Oleaje de diseño del manto principal y berma de pie establecido por la Autoridad Portuaria para los cuatro tramos del Dique Oeste.

	Daño	IA	ELU (rotura)
Manto morro	D% =	1%	10%
Manto tronco	N _{od} =	0.5	4.5
Berma de pie	N _{od} =	1.0	3.0

Tabla 2. Niveles de daño admisibles a IA y ELU.

La Tabla 2 muestra los niveles de daño admisibles a IA (ELS) y ELU (ID) en el manto principal (tronco y morro) y en la berma de pie, establecidos en el PCP, siendo D%, el porcentaje de piezas desplazadas y N_{od}, el daño relativo, definido como el número de unidades extraídas del manto dentro de una banda vertical de ancho D_n, que se extiende desde la parte inferior del manto hasta la parte superior.

En el caso de la solución de Cubípodos, el IA se produce cuando saltan pocos Cubípodos aislados que crean huecos que se auto-reparan (el daño local no progresa al elevarse Hs). En general, N_{od}=0.5 es un nivel razonable para el IA del tronco (recto y curvo) y coincide con el especificado en el PCP. Ese valor de N_{od} es también razonable para el morro de Cubípodos; no obstante el PCP especifica que para el morro se emplee como criterio en IA el porcentaje de daños D=1%. El ELU es el Inicio de Destrucción (ID), que se produce cuando saltan varios Cubípodos próximos que crean huecos grandes que ya no se auto-reparan con facilidad (el daño local progresa al elevarse Hs) y amenaza con erosionar el manto secundario y provocar la rotura del dique. Si el manto de Cubípodos es bicapa, para alcanzar el ID hay que medir un N_{od} muy elevado porque el manto se auto-repara y es necesario eliminar por completo una buena parte de la capa superior del manto antes de poder erosionar significativamente la capa inferior. El PCP especifica que para el tronco se emplee como criterio en ID (ELU) un valor N_{od}=4.5 y para el morro se emplee como criterio en ID (ELU) el % de daños D=10%.

1.1. Ensayos 3D del Modelo I 'Morro'.

En el Modelo I se modelizó el morro y 250 m del tronco de la segunda alineación. Este modelo se sometió a un oleaje con 40° de oblicuidad. La profundidad varía desde la $h[m]=22$ (BMVE) en el morro hasta la $h[m]=19$ (BMVE) en el tronco. El PCP obliga a proteger con un manto bicapa el morro y los 75 m de tronco adyacente.

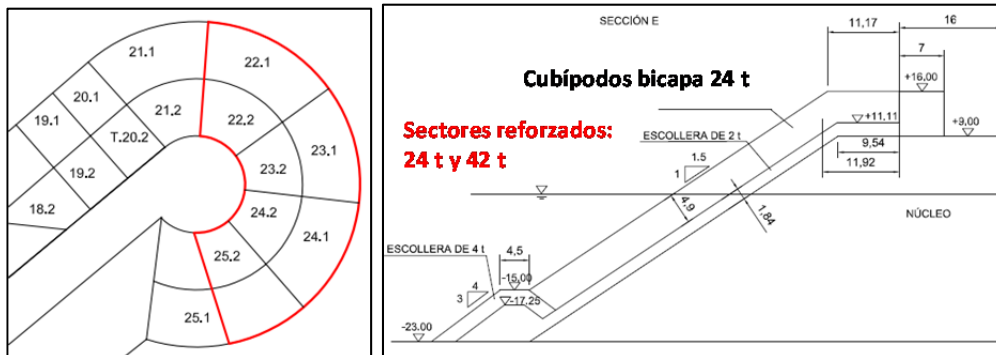


Figura 5. Sectores reforzados del morro y sección tipo del morro de Cubípodos bicapa ensayado en el CITEEC.

El modelo ensayado tiene la siguiente configuración: talud $H/V=1.5/1$, berma de pie de escollera de $W[t]=4$ coronada a la cota -15 m en toda la traza, manto monocapa de Cubípodos de $W[t]=24$ en el tronco, con berma de coronación formada por dos capas, la primera de $W[t]=24$ y la segunda de $W[t]=15$, manto bicapa de Cubípodos de $W[t]=24$ en el morro y en los 75 m de tronco adyacentes, con berma de coronación del manto bicapa formada por dos capas de Cubípodos de $W[t]=24$. Los sectores del morro más solicitados por el oleaje se protegieron con un manto bicapa reforzado, siendo la capa superior del manto Cubípodos de $W[t]=42$. La Fig. 5 muestra el esquema de detalle de los sectores del morro reforzados (22.1, 22.2, 23.1, etc.) en la capa superior del manto y la sección tipo del morro ensayada con Cubípodos bicapa de $W[t]=24$ o $W[t]=24$ y 42.

Fue necesario diseñar y validar en los ensayos una transición entre los mantos monocapa y bicapa de Cubípodos, la cual se realizó a través de un trapecio invertido (ver Fig. 6). A lo largo de este trapecio se va recreciendo el espesor de la capa de filtro y construyendo con cuñas opuestas para apoyar siempre escollera sobre Cubípodos, para que el manto monocapa quede enrasado con la segunda capa de Cubípodos y conseguir la continuidad del talud exterior.



Figura 6. Transición monocapa-bicapa de Cubípodos de $W[t]=24$ y Modelo del Morro ensayado en el CITEEC.

En los ensayos del morro en bajamar ($\Delta h=0$) se superaron los valores de H_s definidos por el pliego para IA y ELU sin daños, produciéndose el IA en el morro para $H_s[m]>6.2$ y el ID para $H_s[m]>7.1$, llegando los ensayos hasta el escalón de $H_s[m]=8.2$ en el morro y 9.2 en el tronco. Así mismo, en los ensayos en pleamar ($\Delta h=5.0$) también se superaron los valores de H_s definidos por el pliego para IA y ELU, produciéndose el IA en el morro para $H_s[m]>5.1$ y el ID para $H_s[m]>7.6$, llegando los ensayos hasta el escalón de $H_s[m]=8.0$ en el morro y 9.3 en el tronco.

Una vez alcanzado el ID todos los ensayos continuaron aumentando la H_s hasta alcanzar el fallo ($D>10\%$) del morro y del tronco adyacente, alcanzándose en el caso del morro $H_s[m]>7.7>5.85$ y alturas de ola aún mayores, superiores a $H_s[m]>9.1>8.25$, en la 2ª alineación del tronco, donde se produce la transición monocapa bicapa, sin producirse daños ($Nod=0$). El Modelo I resistió por encima de los ELS y ELU fijados para este tramo de la obra.

1.2. Ensayos 3D del Modelo II ‘Quiebro’.

En el Modelo II se ensaya el cambio de alineación del dique Oeste. Se modelizan 200 m de tronco de la segunda alineación desde el quiebro, y 230 m de la primera alineación. La profundidad varía desde la $h[m]=13$ hasta la $h[m]=19m$, coincidiendo el quiebro con la $h[m]=15m$. El modelo ensayado consiste en un manto monocapa de Cubípodos de $W[t]=24$ en las dos alineaciones, con coronación formada por dos capas, la primera de $W[t]=24$ y la segunda de $W[t]=15$ (Cubípodos reutilizados del Dique Norte), y berma de pie de escollera de 4t.

La Fig. 7 muestra la zona del quiebro monocapa (daño nulo) después del temporal caracterizado por $H_s[m]=9.2$ y $T_p[s]=15$ y 18, y una vista aérea del estado de las obras del Dique Oeste en septiembre de 2015.



Figura 7. Tramo del quiebro monocapa de Cubípodos de $W[t]=24$ ensayado en el CITEEC tras $H_s[m]=9.2>8.75$ y vista aérea del Dique Oeste el 29/09/2015 (fuente: UTE Dique Oeste).

En los ensayos del quiebro en bajamar y pleamar se han superado los valores de H_s definidos por el pliego para IA e ID en todos los tramos sin daños ($Nod=0$) para $H_s[m]=9.2>8.75$. El modelo quiebro, se ensayó hasta alturas de ola muy por encima de la altura de ola de rotura establecida, para observar los posibles puntos débiles de la estructura. El modelo ensayado con un manto monocapa de Cubípodos de $W[t]=24$ mostró una elevada estabilidad, que resistió sin daños relevantes hasta el límite de los equipos de generación $H_s[m]=11.1>>8.75$ (ELU). Los ensayos físicos realizados han validado ampliamente el diseño de Cubípodos propuesto. Finalmente, la variante

presentada y proyecto en ejecución tiene un manto de Cubípodos monocapa de $W[t]=25$ y 30 en tronco (primera y segunda alineación), bicapa de $W[t]=25$ en los 75 m adyacentes al morro y bicapa de $W[t]=45$ en morro.

4. RESUMEN Y CONCLUSIONES

El abrigo del Puerto Exterior de A Coruña en Punta Langosteira se completa con el contradique del puerto de 1.35 km de longitud, construido en dos fases: el Dique Sur de 0.45 km de longitud construido con manto monocapa de Cubípodos de $W[t]=25$ en 2012 (fase 1) y el Dique Oeste, actualmente en construcción, que continua la traza del Dique Sur hasta alcanzar 1.35 km y $h[m]=22$ (fase 2). El proyecto base del contradique basado en cálculos probabilistas (Niveles I y III) proponía un dique en talud ($H/V=1.5/1$) con manto bicapa de cubos $W[t]=25$ y 50 en tronco y quiebro, $W[t]=50$ en morro y berma de pie de cubos de $W[t]=25$ y 12.5 , validado en laboratorio con ensayos físicos a escala reducida. La Autoridad Portuaria de A Coruña sacó las obras a licitación admitiendo soluciones variantes, permitiéndose cambios en el talud, tipo de pieza, número de capas (excepto el morro que tenía que ser bicapa), berma de pie, etc., que también debían ser validadas con ensayos físicos.

Siguiendo estas directrices, la UTE formada por SATO, Dragados, Arias Hermanos y Drace ofertó una solución variante del Dique Oeste, que resultó ser la ganadora de la licitación, caracterizada por una berma de pie de escollera de $W[t]=4$ y un manto monocapa de Cubípodos de $W[t]=25$ y 30 (quiebro) a lo largo de toda la traza del dique, excepto en el morro y en los 75 m de tronco adyacente al mismo, donde se utiliza manto bicapa de Cubípodos de $W[t]=45$ y 25 , respectivamente.

Los ensayos 3D de estabilidad hidráulica de los modelos reducidos del Dique Oeste con manto monocapa (tronco) y bicapa (morro) de Cubípodos de $W[t]=24$ y $W[t]=42$, respectivamente, se han llevado a cabo por el GEAMA (UDC), en el tanque de oleaje ($32.0 \times 34.0 \times 1.2$ m) del CITEEC. Se han realizado dos modelos físicos a escala $1/51$ para reproducir las condiciones de diseño a IA y ELU, uno para la zona del morro y tronco adyacente, y otro para la zona del tronco correspondiente al quiebro y alineaciones primera y segunda. Los ensayos con oleaje irregular (espectro JONSWAP, $\gamma=3.3$) unidireccional, realizados con periodos de pico $T_p[s]=15$ y 18 , dos niveles de marea, BMVE y PMVE, y altura de ola significativa creciente, por encima de $H_s[m]=6.75$ y 8.75 (IA y ELU del cambio de alineación del tronco), y $H_s[m]=5.15$ y 5.85 (IA y ELU del morro), validan la solución de Cubípodos de forma análoga a la validación de la solución de cubos del proyecto base. En los ensayos se alcanzaron oleajes superiores a los exigidos, correspondientes a periodos de retorno $T_R[\text{años}]>200$ para inicio de averías ($D=1\%$ en el morro y $N_{od}=0.5$ en el tronco) y $T_R[\text{años}]>5000$ para ELU ($D=10\%$ en el morro y $N_{od}=4.5$ en el tronco). Además, durante los ensayos se comprobó la estabilidad hidráulica de la berma de pie de escollera de $W[t]=4$ y se midió el rebase y las presiones sobre el espaldón, verificándose que los caudales de rebase y la estabilidad del espaldón mejoraban comparados con el proyecto base.

Se concluye que tanto la berma de escollera de $W[t]=4$, como el manto monocapa de Cubípodos de $W[t]=25$ (10.6 m^3) en toda la traza del dique y $W[t]=30$ (12.8 m^3) en el quiebro, así como el manto bicapa de Cubípodos de $W[t]=25$ (10.6 m^3) en los últimos 75 m del tronco y $W[t]=45$ (19.1 m^3) en el morro, cumplen las especificaciones de validación definidas en el PCP.

5. REFERENCIAS

- Burcharth, H.F., Maciñeira, E. and Noya, F., 2015. Design, construction and performance of the main breakwater of the new outer port at Punta Langosteira, A Coruña, Spain, in *Design of Coastal Structures and Sea Defenses*, Ed. Y.C. Kim, World Scientific, 23-76.
- Corredor, A., Santos, M., Peña, E., Maciñeira, E., Gómez-Martín, M.E. and Medina, J.R. 2014. Single-layer Cubipod armored breakwaters in Punta Langosteira (Spain). *Proc. of 34th International Conference on Coastal Engineering*, ASCE, 34(2014): structures.12.
- Maciñeira, E., Peña, E., Bajo, V. Sande, J. and Noya, F., 2015. Probabilistic Design of the Secondary Breakwater in the New Harbour Basin of the Outer Port of A Coruña. *Proc. Coastal Structures and Solutions to Coastal Disasters Joint Conference*, ASCE, 9-11 Sep. 2015, Boston-Mass (próxima publicación).
- Medina, J.R. and Gómez-Martín, M.E. 2012. K_D and safety factors of concrete armor units. *Coastal Engineering Proceedings*, 1(33), structures.29. doi:<http://dx.doi.org/10.9753/icce.v33.structures.29>
- ROM 1.0-09. 2009. ROM 1.0-09 *Recomendaciones del diseño y ejecución de las Obras de Abrigo. (Parte 1ª. Bases y factores para el proyecto. Agentes climáticos)*. Puertos del Estado. Ministerio de Fomento, Gobierno de España. 708 pp.
- Santos, M., Corredor, A., Maciñeira, E., Gómez-Martín, M.E. y Medina, J.R. 2015. Diseño y construcción del contradique de Cubípodos en el Puerto exterior de A Coruña en Punta Langosteira. *Libro de Ponencias de las XIII Jornadas Españolas de Costas y Puertos*, 24-25 Jun. 2015, Avilés, Asturias (próxima publicación).

IDENTIFICACIÓN DE DAÑO Y PUNTOS CRÍTICOS EN DIQUES DE ABRIGO CON TECNOLOGÍAS LASER. APLICACIÓN EN EL MANTENIMIENTO Y PROLONGACIÓN DE LA VIDA ÚTIL

E. Maciñeira^{1y2}, E. Peña², J. Sande², F. Costa², H. González³ e I. Puente³

Autoridad Portuaria de A Coruña, Avda. La Marina, 3 15001 A Coruña, e-mail: emacine@puertocoruna.com. Telf.: +34 981 219 621

² *Grupo de Ingeniería del Agua y del Medio Ambiente (GEAMA) – Universidade da Coruña, E.T.S.I. Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, Campus de Elviña s/n, 15071, A Coruña, e-mail: epena@udc.es, jose.sande@udc.es, fernando.costa@udc.es. Telf.: +34 981 167 000*

³ *Grupo de Investigación en Geotecnologías Aplicadas (GEOTECH) – Universidade de Vigo, E.T.S.I. Minas, Mawwell s/n, 36310, Vigo. E-mails: higinio@uvigo.es; ipuente@uvigo.es. Telf: +34 986 818 752; +34 986 813 499.*

RESUMEN

Las estrategias de mantenimiento y prolongación de la vida útil de las estructuras portuarias son elementos necesarios dado el decisivo papel económico y social de los puertos. El presente trabajo realizado por el Grupo de Ingeniería del Agua y del Medio Ambiente (GEAMA) de la Universidade da Coruña, y el Grupo de Investigación en Geotecnologías Aplicadas (GEOTECH) de la Universidade de Vigo, desarrolla una nueva metodología que permite definir estrategias de monitorización y mantenimiento de los diques en talud.

Este nuevo método es capaz de analizar el dique en su conjunto y realizar un análisis volumétrico del daño, permitiendo definir diferentes tipos de fenómenos, como son: asentamientos, evolución de la porosidad del manto y número de piezas caídas. Los resultados se muestran a través del 'centroide de daño', que recoge la información integrada de la frecuencia e intensidad de los desplazamientos cercanos, permitiendo definir de manera precisa estrategias de mantenimiento para las estructuras portuarias.

INTRODUCCIÓN

Los diques de abrigo están solicitados por el oleaje a lo largo de su vida útil ocasionándoles diferentes daños acumulativos. Esta situación hace que en la actualidad una de las principales preocupaciones sea el mantenimiento de las dársenas portuarias ya construidas, de manera que se puedan mantener e incluso ampliar las actividades en su interior.

El diseño de la sección resistente de los mismos se suele hacer mediante la aplicación inicial de alguna de las formulaciones existentes en el estado del arte y, posteriormente, su verificación en laboratorio. Los *inputs* iniciales de dichas formulaciones, y su comprobación en laboratorio, suelen ser diferentes estados de mar (Hs, Tp, oblicuidad y nivel de mar) asociados a sus respectivas probabilidades de

presentación en la vida útil, para los cuales se comprueban los criterios de daño establecidos en proyecto (ELU, ELS, ELO).

Sin embargo, el daño acumulativo producido por la sucesión de distintos estados de mar en el tiempo, no suele ser tenido en cuenta.

Este hecho, que no es tan relevante en el caso de estructuras monolíticas y diques verticales en que el colapso de la estructura se produce para la superación de un determinado umbral de sollicitación, es esencial en el caso de estructuras en talud, en las que el daño se va produciendo de forma paulatina por la acción de distintos estados de mar.

Por ello, el conocimiento del daño realmente existente en las estructuras en un momento dado, y por tanto la capacidad resistente remanente, es fundamental para garantizar la integridad de las estructuras y minimizar el riesgo de las mismas.

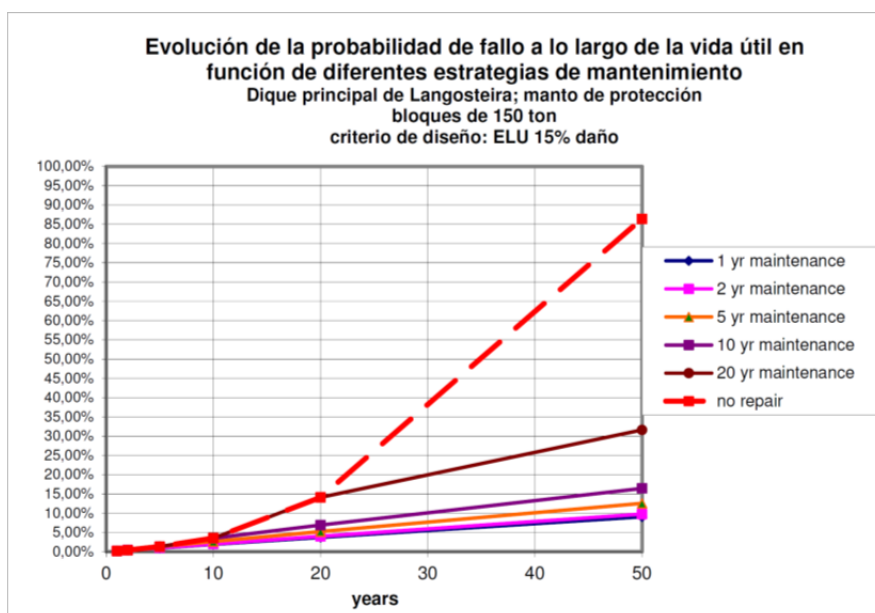


Figura 1.- Probabilidad de fallo del dique de Langosteira en función de diferentes estrategias de mantenimiento

Las metodologías actuales de auscultación de puertos son capaces de definir la geometría real de los diques, determinando el daño a través del movimiento de bloques y del número de piezas caídas. Estos métodos no son capaces de analizar todos los posibles daños o el inicio de los mismos, ni medir detalladamente las zonas donde se van produciendo a lo largo de la vida útil. La siguiente Figura 1 muestra dos ejemplos actuales de estas técnicas, restitución fotogramétrica y las sondas multi-haz.

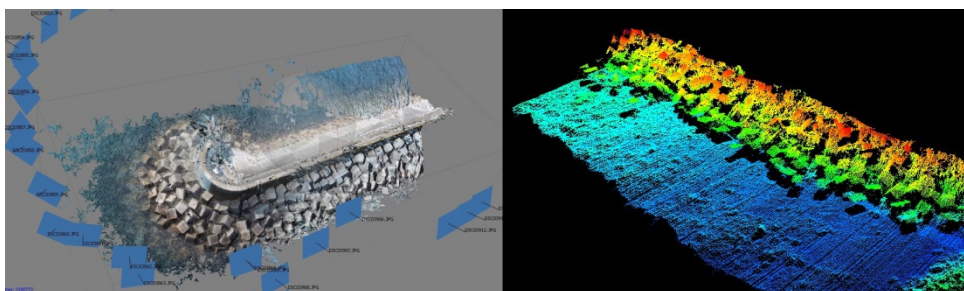


Figura 2. Ejemplo de restitución fotogramétrica (Izquierda) y de sonda multi-haz (Derecha). (Fuente: <http://www.hidrografiaparatos.es/>)

Por otro lado, la creación de nuevas piezas de protección para los diques de abrigo busca optimizar el funcionamiento frente al clásico bloque. Algunas de estas piezas pueden incluso mejorar su funcionamiento a través de un manto monocapa. Este tipo de estructuras tienen un comportamiento más rígido que la protección bicapa, por lo que no solo importa la caída de bloques en una sección, sino medir y analizar los posibles asentamientos producidos, así como la evolución de la porosidad o el coeficiente de capa que tiene el talud después de un temporal.

Por lo tanto conocer la situación real y el estado de las estructuras en cuanto a su reserva de estabilidad, genera la necesidad de desarrollar estrategias de mantenimiento que permitan realizar obras de actuación precisas y efectivas que aumenten la vida útil de estas estructuras.

La metodología desarrollada por el GEAMA y GEOTECH utiliza una técnica que analiza el daño de las estructuras de abrigo usando un escáner LiDAR en 3D, utilizado en otro tipo de obras con excelentes resultados. A partir de este escáner es posible realizar un innovador postprocesado de la información permitiendo medir y precisar la zona de daño y el movimiento conjunto de los bloques del dique, permitiendo el análisis de incremento de porosidad o el asentamiento de las piezas.

INSTALACIONES

El estudio de viabilidad de la tecnología en estructuras portuarias se ha realizado en primer lugar aplicando su funcionamiento en modelo físico, como paso previo a su aplicación en el Puerto Exterior de Punta Langosteira (A Coruña).

Los ensayos se realizaron en la Dársena de Oleaje del Centro de Investigación Tecnológica en Edificación e Ingeniería Civil (CITEEC) de la Universidad de A Coruña. Esta Dársena cuenta con unas dimensiones de 33x32x1.1 metros utilizando para estos ensayos 16m de anchura para ajustarse a la escala utilizada. La dársena permite realizar ensayos 2D y 3D, de manera que se puede ajustar a las diferentes condiciones que se quieran analizar.

Se utilizaron cuatro palas generadoras de oleaje y se dispusieron playas disipativas en los bordes de la dársena a fin de evitar reflexiones en el interior del modelo que pudieran afectar a los resultados obtenidos. La batimetría del fondo permite generar

olas más altas y el peralte del oleaje. La siguiente figura muestra la dársena utilizada, la batimetría y la colocación del modelo, y la posición del escáner utilizado.

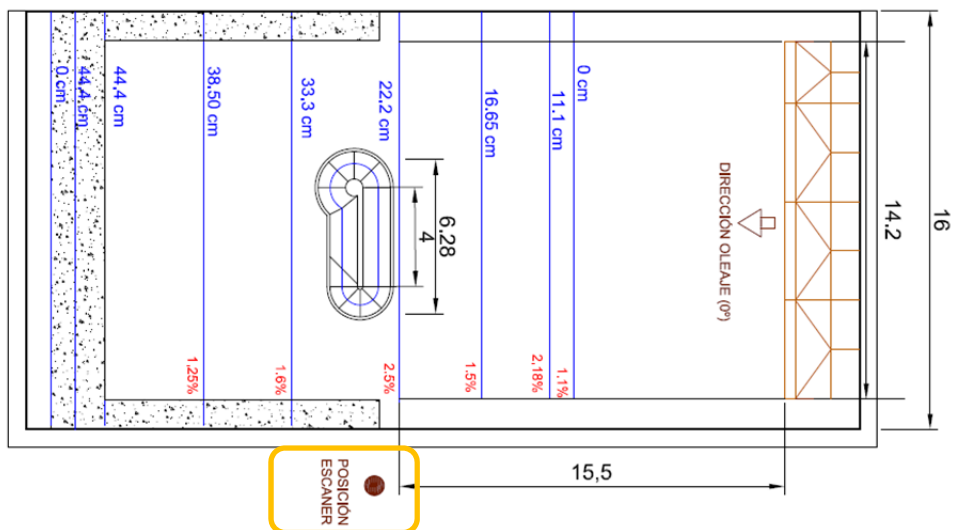


Figura 3. Esquema de la dársena y del modelo físico

El modelo usado para realizar el estudio es un dique en talud formado por un tronco y dos morros de radios distintos (Figura 2), con un manto de protección formado por cubípodos monocapa. La pendiente del talud es $H/V=1.5$ y la escala de trabajo ha sido de $1/50$, que se correspondería con una profundidad de 17.5m.

Para evaluar el funcionamiento de la técnica se ha analizado el daño producido en uno de los morros del modelo (radio a nivel del mar $R[m]=23.5$), sometido a un oleaje creciente hasta producir la rotura del morro. Las alturas de ola ensayadas comprenden desde $H_s[m]=4$ aumentando la altura 0.5m hasta rotura. La siguiente Figura 3 muestra la sección del morro que se ha utilizado en el análisis de la viabilidad de la metodología.

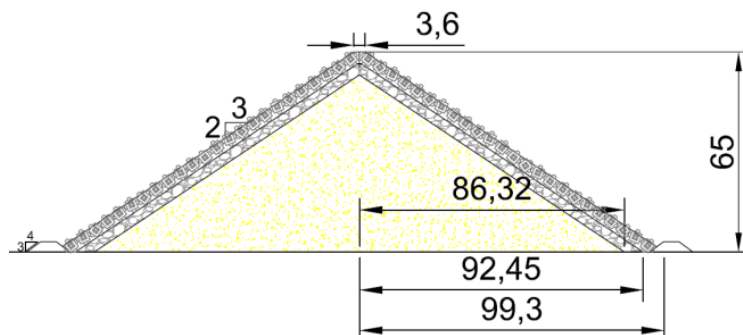


Figura 4. Sección del morro utilizado en la validación. Cotitas en cm

El sistema de escaneo fue configurado para restituir la superficie del morro con gran

calidad en 3D, en un periodo corto de tiempo. Esto genera la posibilidad de analizar el daño en cada altura de ola H_s ensayada en el laboratorio con la finalidad de analizar la evolución del daño en el morro. De esta manera se obtuvo con precisión los movimientos, puntos críticos y el daño progresivo con cada incremento de altura de ola. La realización del ensayo en el laboratorio permite así comparar el método tradicional de conteo de piezas caídas con la información obtenida del escaneo y el posterior postproceso.

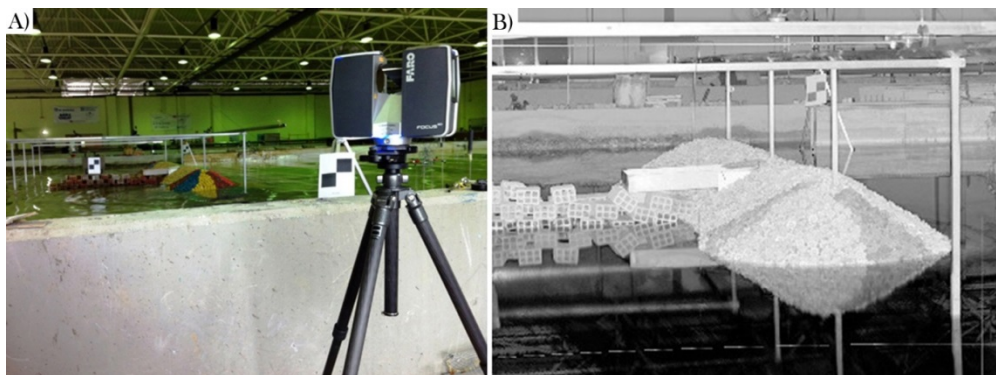


Figura 5. A) Escáner utilizado, B) Resultado de un escaneo

ANÁLISIS DEL DAÑO

Los resultados obtenidos con el escaneo 3D con tecnología LiDAR y el código de postproceso para analizar el daño han sido aplicados para este trabajo en la superficie emergida del dique. Para el análisis de la parte sumergida, el algoritmo de postproceso es fácilmente modificable.

La forma de analizar el daño ha sido a través de un algoritmo capaz de analizar los desplazamientos en los ejes X, Y, Z. Dada la estructura que tenemos en el modelo se fijan las coordenadas X, Y, y se miden los desplazamientos producidos en el eje Z. De esta manera se puede obtener una imagen en 2D los desplazamientos producidos a través de una escala de colores. La siguiente fotografía muestra un ejemplo del estado del modelo y de los datos procesados.

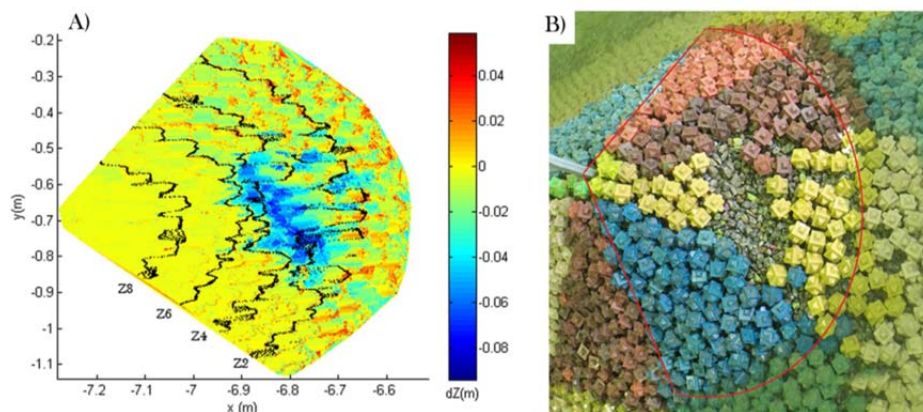


Figura 6. A) Resultado del procesado B) Daño real del modelo

Con esta metodología se pueden analizar los movimientos producidos en los tres ejes, lo que permite analizar el área dañada. Una vez determinada dicha área es posible conocer el volumen de daño a través de los movimientos producidos en el eje Z.

Además con esta metodología se ha podido analizar la evolución de la porosidad en el manto de protección del morro.

$$p = 1 - \frac{n \cdot S_n}{S_t}$$

Dónde:

p=porosidad

n= número de piezas

S_n = área nominal de la pieza

S_t = área del daño

Siguiendo este procedimiento para cada escalón de altura de ola somos capaces de analizar cuál es la porosidad para cada altura de ola o *wave step* H_s y medir el daño.

RESULTADOS

El análisis de daño se ha centrado en los sectores típicos de rotura del morro (90° y 135° desde la dirección de incidencia del oleaje). La siguiente Figura 7 muestra una fotografía del morro analizado con el escáner y los sectores de rotura.

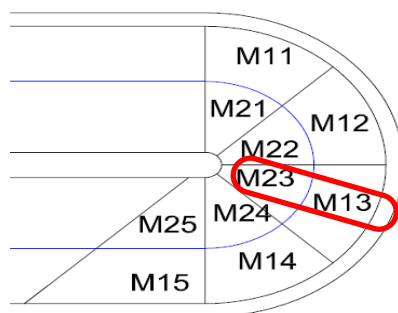


Figura 7. Esquema del modelo físico y sectores del morro analizados

El ensayo realizado obtuvo los siguientes resultados analizados a la manera tradicional, a través del conteo de piezas caídas (Figura 8).

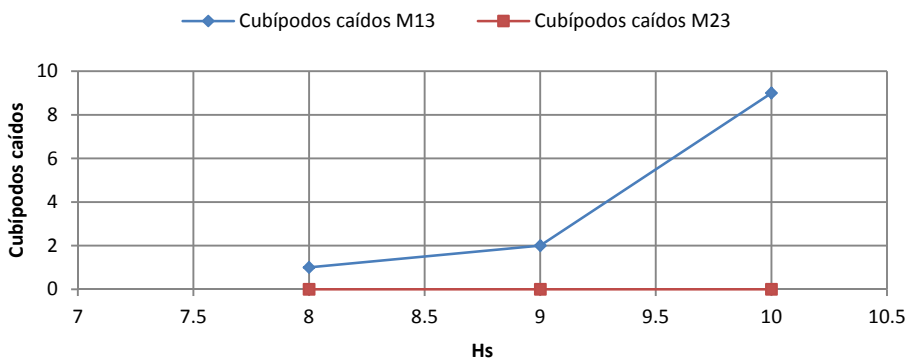


Figura 8. Piezas caídas en los sectores durante el ensayo realizado

En la parte izquierda de la siguiente gráfica (Figura 9) se ha representado el daño obtenido desde la altura de ola de inicio de daño (*wave step* 3, $H_s[m]=4.0$), hasta la altura de ola mayor (*wave step* 7, altura de rotura $H_s[m]=5.5$).

Puede apreciarse de forma clara que, en los primeros instantes, hay ciertos movimientos de las capas inferiores (amarillo, azul oscuro), correspondientes aproximadamente a la elevación del nivel medio del mar. A medida que aumenta la altura de ola, las piezas ubicadas más arriba se deslizan o giran para rellenar los huecos habilitados en la parte inferior, de forma que las zonas superiores presentan ahora los agujeros más importantes (blanco, azul claro). Con la última altura de ola se identifica el fallo del morro, al producirse una caída importante de elementos de protección (zona roja).

En la parte derecha de la imagen se ha representado la salida de resultados de daño a través del denominado 'centroide de daño', que recoge la información integrada de la frecuencia e intensidad de los desplazamientos cercanos. El color indica la altura de ola de dicho daño, y su diámetro la intensidad del mismo. Como puede observarse,

los centroides se ubican en las zonas previamente analizadas. Uno de los aspectos más importantes de la técnica es su trabajo de postproceso, y por tanto la capacidad para determinar puntos críticos de daño de la estructura portuaria.

De forma resumida, en la parte izquierda se valida la metodología, incidiendo en el hecho de que se monitoriza con detalle los movimientos de piezas en el morro. En la parte derecha se representan los puntos sensibles, que representan las zonas en las que debería focalizar un potencial trabajo de mantenimiento, para evitar futuros deslizamientos o daños en el talud.

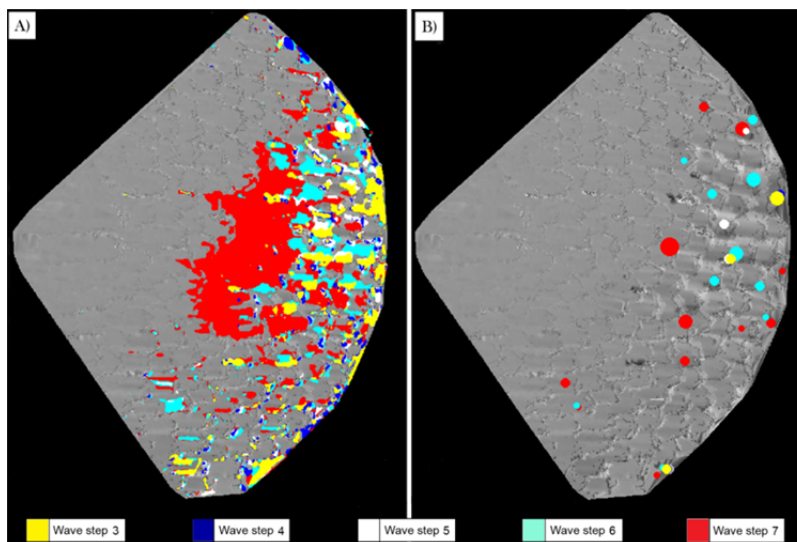


Figura 9. (A) Progresión del daño en el morro del dique y (B) Localización de los centroides de daño (puntos críticos), con alturas de ola crecientes 3-7.

La siguiente Tabla 1 muestra el detalle obtenido en la medición del daño con cada altura de ola.

Tabla 1. Evolución temporal del daño

	Área de daño (m ²)	Área del morro (m ²)	Volumen de daño (m ³)	Área de daño (%)
Wave step 3	0.020	0.435	$9.1 \cdot 10^{-4}$	4.61
Wave step 4	0.019	0.437	$9.7 \cdot 10^{-4}$	4.38
Wave step 5	0.024	0.438	0.0011	5.52
Wave step 6	0.038	0.438	0.0014	8.68
Wave step 7	0.096	0.439	0.0036	21.90

CONCLUSIONES

La sucesión de distintos estados de mar provoca una acumulación de daño en las estructuras en talud que las va haciendo más frágiles con el tiempo. La integración en el proceso de diseño del cálculo del daño acumulativo sufrido por la estructura, y de la definición de la estrategia de mantenimiento, permiten minimizar el coste integral de la obra a lo largo de la vida útil.

El conocimiento del daño acumulado en el tiempo de las estructuras permite estimar su capacidad resistente remanente y su probabilidad de fallo “ajustada” y, consecuentemente, redefinir la estrategia de mantenimiento inicialmente planificada para cumplir con los criterios de diseño establecidos.

El presente trabajo muestra una metodología de escaneo y postproceso de movimiento de piezas en diques en talud. Los resultados muestran que esta técnica se ha aplicado satisfactoriamente en ensayos en modelo físico en estructuras portuarias, permitiendo definir la evolución del daño, la reserva de estabilidad existente, y los puntos críticos de actuación de una forma rápida y directa.

Se propone la utilización del ‘centroide de daño’, o punto que engloba la información de movimientos de piezas e intensidad del mismo. Con su aplicación se pueden tomar decisiones en el mantenimiento y en la prolongación de la vida útil de la estructura con mayor precisión, especialmente en el coste y en la estrategia de intervención a realizar.

Actualmente se está trabajando en el estudio de aplicabilidad de la tecnología en campo en el dique de abrigo del Puerto Exterior de Punta Langosteira (A Coruña), así como en el análisis conjunto de remonte y rebase aplicando un modelo numérico basado en la técnica SPH (Smoothed-Particle Hydrodynamics). Esta metodología combinada permitirá determinar el estado real de la estructura integrando los conceptos de estabilidad e interacción ola-estructura, así como definir la estrategia de mantenimiento adecuada a la situación real minimizando el coste global de la estructura en su vida útil.

Physical modelling of two adjacent rubble mound breakwaters. Optimal design for Third Phase Langosteira Port (A Coruña, Spain)

J. SANDE⁽¹⁾, E. PEÑA ⁽¹⁾, E. MACIÑEIRA ^(1,2), J. FERRERAS ⁽¹⁾, F. COSTA ⁽¹⁾, F. SÁNCHEZ-
TEMBLEQUE ⁽¹⁾, A. RUIZ ⁽¹⁾, F. NOYA⁽²⁾ & V. BAJO ⁽²⁾

⁽¹⁾Water and Environmental Engineering Group (GEAMA).

Civil Engineering School - CITEEC, University of A Coruña, Campus de Elviña, s/n. A Coruña, 15071, Spain
(epena@udc.es)

⁽²⁾A Coruña Port Authority

Abstract

After the construction of its main breakwater and the operations esplanade, the third phase of the works in Punta Langosteira harbour, in A Coruña, consisted in the construction of two parallel auxiliary breakwaters. The function of these secondary breakwaters, besides improving the protection of the harbour area, is safeguarding the water inlet of a power station close to the facilities from the longshore sediment transport. These structures are not very common due to the orientation of their longitudinal axes, which is parallel to the travel direction of the incident waves instead of being perpendicular. This configuration, far less known, led the Port Authority to find the optimal solution through a physical model study. The results of the research showed that the weakest section was found in the transition section between the quarrystone and the concrete blocks armour. Furthermore it was concluded that the random allocation of the concrete armour blocks is a key factor in the behaviour of the armour layer facing the wave action, and therefore the failure mechanism is dependent of the placing procedures. With these conditioning factors the optimal design was difficult to reach.

1. Introduction

In the last two decades, growing activities in the A Coruña Port have resulted in a significant lack of space in the existing facilities. Together with the hazard and environmental impact of its main traffics consisting in petroleum and carbon, there has been an increasing demand to expand its facilities away from the city. For this reason the Port Authority decided to build a new harbour in Punta Langosteira, located ten kilometres to the west from the city centre. Currently, the two first phases -main breakwater and operations esplanade- of the project are completed.

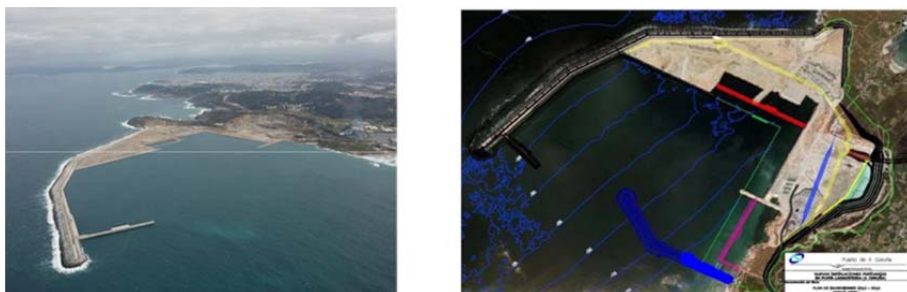


Figure 1 Punta Langosteira Port present (left) and prediction with one of the location of the new breakwaters (in blue, right)

In the third phase of the construction of Punta Langosteira harbour, two rubble mound breakwaters are being built, with their axes parallel to each other and perpendicular to the shoreline. Their lengths are 550 meters for the longest (south breakwater) with the latest 100 being submerged, and 340 meters for the shortest (north), which is also in the inner position in the harbour basin. The design was developed by the A Coruña Port Authority with the collaboration of a consultancy.

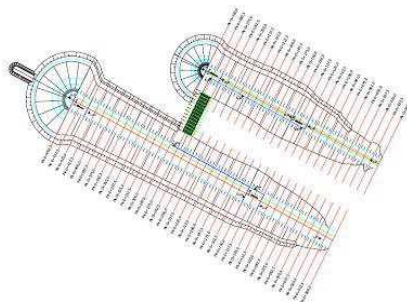


Figure 2 Initial design of the parallel breakwaters

The purpose of the construction of these groins is double. On one hand safeguarding the water inlet of a power station located near the harbour from the longshore sediment transport, and on the other hand it is expected that the port basin conditions are improved for harbouring as well.

The location of these two breakwaters so close to each other is singular and difficult to predict previously the mutual interaction between them. The orientation of the breakwater with their axes almost parallel to the main direction of the waves, is also different from typical layouts. That is why the Port Authority estimated the need for studying the problem on a physical model to analyze the behaviour of both breakwaters together to find an optimal structural design.

The final objective of this project has been to find the optimal layout design and the stability of the components of the different parts, that is:

- Find the stable sizes for the structural elements in the different parts of the breakwaters north and south: trunk sections, roundheads, toe berms and submerged jetty.
- Determine the critical stability point in both breakwaters from which the trunk can be constructed of quarrystone blocks instead of concrete blocks.

2. Experimental facilities and procedures

2.1 Experimental facilities

The experiments were conducted in the wave tank at the CITEEC (*R+D Centre in Building and Civil Engineering*, www.udc.es/citeec) of the University of A Coruña (Spain), where two and three-dimensional tests can be conducted. The wave tank is 34 m long, 32 m wide and 1.10 m deep. For this study, its width was reduced to 22 m, in order to be concordant with the chosen scale.



Figure 3 Wave tank of CITEEC and wave generation paddles

Laboratory waves were generated with five piston-type wave generators controlled by proper software capable of creating both regular and spectral waves. A dissipative beach with a parabolic profile was created at the end of the tank and in the laterals as well, preventing the reflection of transmitted and diffracted waves.

Previous studies were done in order to calibrate the wave tank, focusing on the two most important parameters: the length of the transition zone, in which the wave profile is developed from the generating paddle, and the profile for the dissipative beach with the best results on dissipation.

After the wave tank calibration, another study was performed to check if the measured shoaling at the wave tank matched the numerical wave propagation model made for this project by a consultancy. It was observed that at the end of the tank, higher waves were measured near the absorption beach compared to the numerical model.

The reason for this discrepancy was that the numerical model was calibrated with a 100% of energy dissipation on the coast, which didn't reproduce prototype conditions, and at the laboratory setup the dissipative beach does not provide this total absorption. It could be observed in prototype that the real conditions were better matched by the physical model than the numerical one, because of some small cliffs reflecting a small amount of the waves energy. In any case, the effect of the coast reflection didn't affect to the most exposed part of the structure under design. So it was concluded that the physical model matched correctly the design conditions.

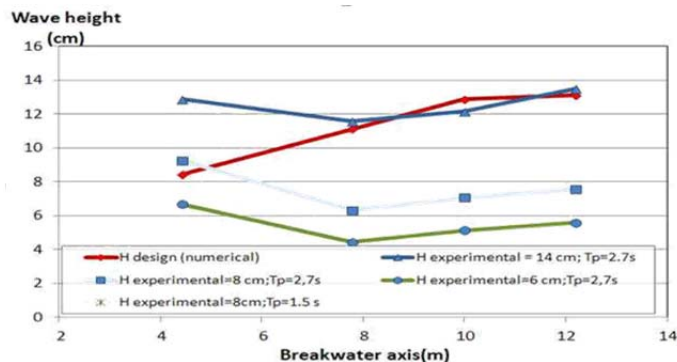


Figure 4 Numerical and experimental results for the waves

2.2 Description of the experimental breakwaters

The laboratory scale was set at 1:45, so the lengths of the two structures were 12.2m and 7.5m. With that scale we estimated the necessary width to be used in the tank to avoid diffraction from the lateral absorbing beaches. One of the main conditions for these types of studies is to accurately reproduce in the wave tank the bathymetry of the Langosteira port area surrounding the breakwaters.

This bathymetry reproduction at the wave tank was made with a special grout filler mixed with expanded polystyrene balls to reduce the total weight and a thin outer cement shell over it. The bathymetry was built from 0m to 20m depth as the following profile of the tank shows.

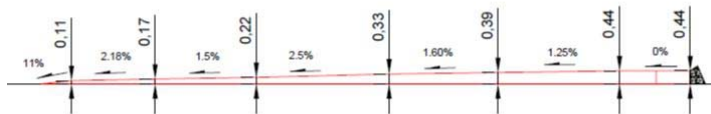


Figure 5 Langosteira bathymetry reproduction in the wave tank

The design storm waves for the breakwater were provided by the Port Authority, corresponding to a return period of 140 years with values of 5.8 meter (significant wave height) and 18 seconds (peak period), measured at the south/longest breakwater head.

Stability tests were then designed to progressively inflict damage to the breakwaters. The final solution was to generate wave tests with growing significant wave height from 4.5 until 5.8 meters, all of them with peak period of 18 seconds and a duration of 1500 waves.

Stability was analyzed in two cases, low tide to validate the toe berms, transversal and longitudinal submerged breakwaters, and high tide (4.5 meters higher) with the purpose of validate the cross sections of the trunk and the roundhead of the south and north breakwaters.

Both structures were built at the laboratory with four different materials over the inner core. For the shore ending, the armour layer is formed by 5 Ton quarry stones, and for the roundheads and the final part of the both trunks the armour layer had cubic concrete blocks of 10, 20, 35Tn.

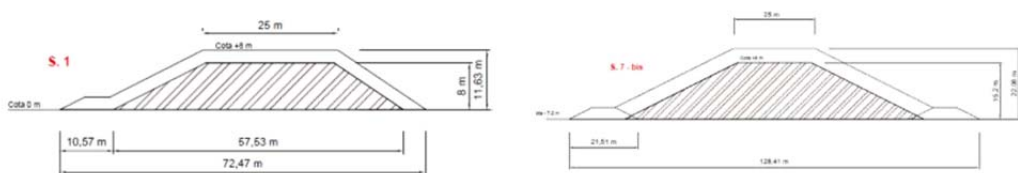


Figure 6 Sections of the two breakwaters

3. Instrumentation

Wave height measurements were made using conductivity type water level sensors located on four control points.

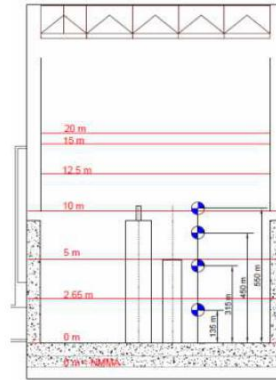
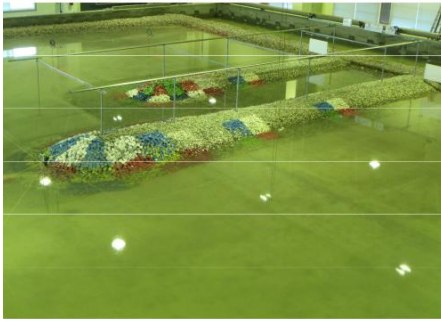


Figure 7 Breakwaters constructed (left) and level sensors (right)

The damage evaluation in the trunk sections with quarrystone armour was evaluated by means of two different methods. The first method, a qualitative one, was performed in five selected control areas by painting coloured checkerboards to directly observe rubble mound movements during the tests.



Figure 8 Coloured checkerboards

The second one was performed by measuring cross section profiles every 25 meters (at prototype scale) with a photogrammetric technique. This simple technique is based of projecting a laser sheet to illuminate the cross section profile, take an image with a digital camera and, after that, perform a calibration to correct the perspective distortion and correlate pixels and physical units as well. To perform this calibration, a pattern with an orthogonal mesh grid was included in every image.

Evaluation of the damage was then performed by comparing the cross section profiles at the images before and after every test.

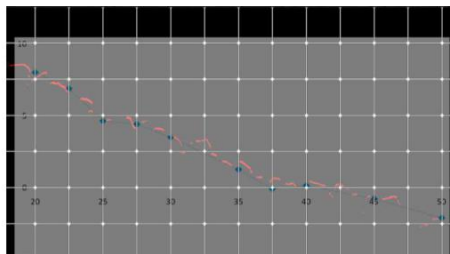
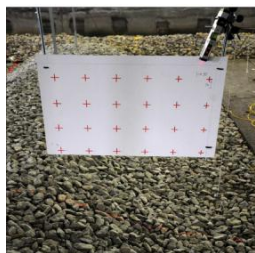


Figure 9 Quarrystone cross section profiling

The damage evaluation at the roundhead and the sections covered by concrete blocks was performed by simply counting armour units extracted from 12 different control zones. The blocks

were painted with different colours, taking pictures from the very same point before and after the tests on selected locations.

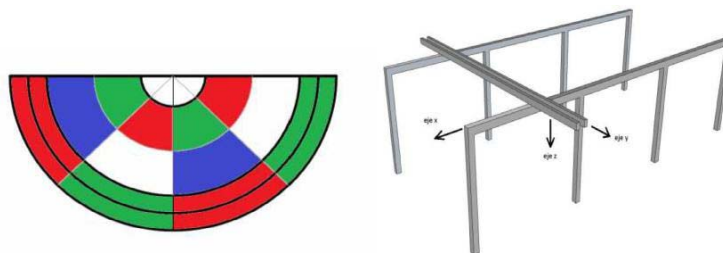


Figure 10 Coloured checkerboards in the roundhead (left) and positioning system (right)

For the laser profiling system and to allow the photographs to be taken every time from the same perspective we used a positioning system very similar to bridge crane, fabricated and designed in the CITEEC, which provides to the model a coordinate reference system XYZ, facilitating the data processing and the model construction as well.

4. Optimal Analysis Design

To achieve the optimal structural design five different alternatives were tested.

4.1 Alternative 1

This first alternative had concrete blocks only in the armour layer of the roundhead of the breakwater, with the remainder of the breakwater protected by quarrystone. The armour layer of both roundheads was built with two layers of cubic concrete blocks of 10 tons in the north breakwater and 20 tons for the south breakwater.

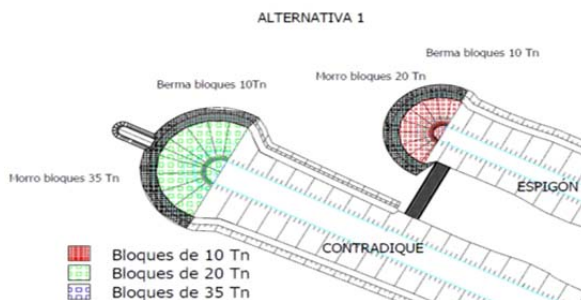


Figure 11 Alternative 1

The result of this test was a total failure in both breakwaters roundhead in the section between the blocks and the rubble mound.

The damage occurred in the outer slope of the north breakwater (10Tn blocks), and was much greater than the south one (20Tn) allowing the exposure of large areas of the core. On the other hand the toe berms and the quarrystone sections of the trunk performed well in all the test performed.



Figure 12 Fails in roundhead

4.2 Alternative 2

After the study of the failure mechanism in the previous test we proceeded to make some modifications in the breakwaters to improve the performance:

- Modification the inner slope of the south breakwater to improve the transition between the concrete blocks and rubble mound.
- Raising the roundhead blocks weight, to 20Tn (north) and 35Tn (south).
- In order to enhance the transition between the roundhead blocks and the rubble we changed to a gradual solution with the use of two intermediate sections with lighter blocks in the trunks. The length and armour weight of these transition sections was 25 meters and 20Tn and 25 meters and the 10Tn for the longest and the shortest groins, respectively.

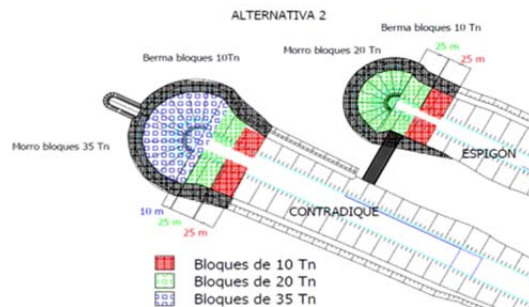


Figure 13 Alternative 2

The results of this test showed a failure mechanism in the transitions between the 10 Tn blocks and the rubble mound in both breakwaters.



Figure 14 Fail in the 10 Tn blocks

4.3 Alternative 3

Due to the failure in the transitions of 10 Tn blocks we decided to increase the block weight at this sections, as well as increasing the length of the transitions, excepting the inner slope of the north breakwater that it is more protected doing the following changes:

- Replacing the 10 Tn blocks for 20Tn in both north and south breakwaters •
- Replacing the 20 Tn blocks for 35 Tn blocks in the inner slope of the south one.

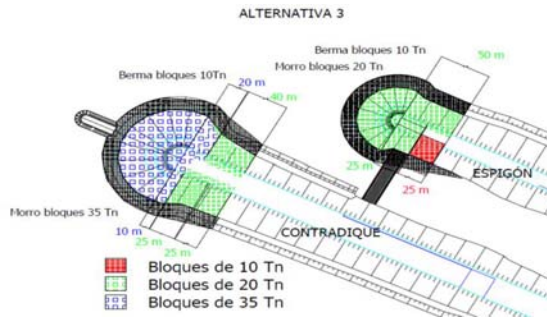


Figure 15 Alternative 3

The result of the tests this time was a failure in the outer slopes of the north and south breakwaters, being the north one the most damaged, reaching the core in the transitions zone.

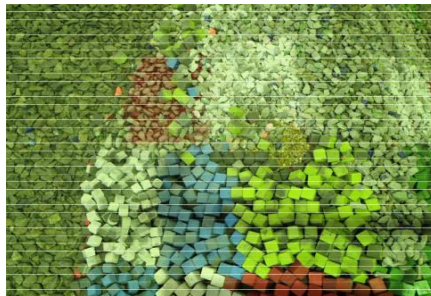


Figure 16 Fail in the outer slope of smallest/north breakwater

4.4 Alternative 4

The modifications for the 4th alternative was to increase to 35 Tn the blocks weight in the outer slope of south breakwater

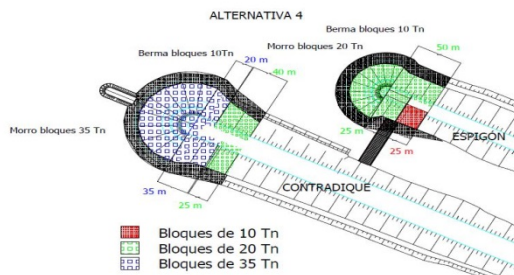


Figure 17 Alternative 4

In this test the damage was produced in the inner slope of the south breakwater and in both slopes of the north breakwater.

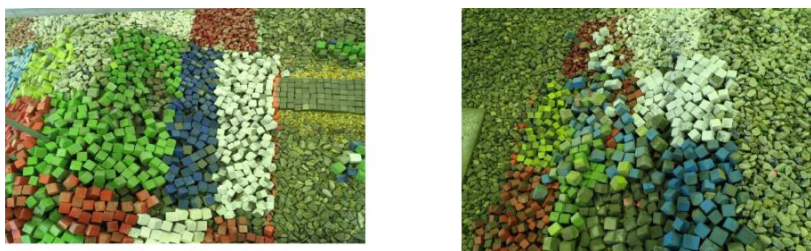


Figure 18 Fails in alternative 4

4.5 Alternative 5

- The last alternative and the optimal structural design of the breakwaters consisted in:
- Increasing the 35Tn and 20Tn blocks sections length in the inner slope of south breakwater.
 - Replacing the 10Tn blocks in the north breakwater by 20Tn units.
 - Increasing the 20tn blocks section length in the outer slope of the North breakwater

This final design was tested in low and high tide conditions, each one with wave heights of 4.0, 5.0, 5.8 meters in groups of 1500 waves. After the complete test the armour movements and extraction were negligible in all sections.

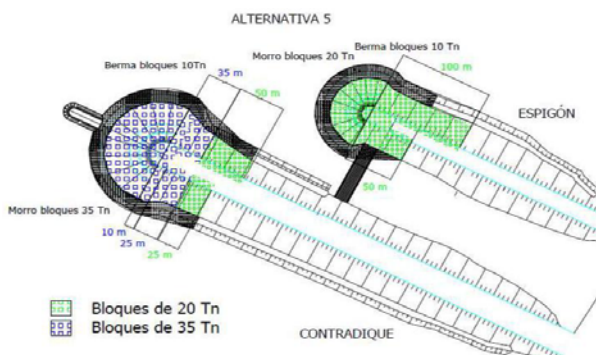


Figure 19 Alternative 5

6. Conclusions

After the tests with five alternatives of both groins design, a stable configuration was found with the following characteristics. The behaviour of the 5Tn armour was good since the beginning of the tests. Opposed to that, the 10Tn blocks behaviour was not acceptable in any test for the trunks and then dismissed, but these blocks were used in the toe berms with a good behaviour. A total of 9236 blocks were used for the final configuration: 1811 of 35tn, 3038 of 20Tn and 4387 of 10Tn.

This singular incidence of the wave to the breakwaters creates a particular hydraulic and structural behaviour that makes the transition between sections with different sizes a fragile

zone, with the initial damage occurring in a section, and continuing inwards because of the loss of support in the adjacent blocks.

It was also observed that it is difficult to propose solutions to correct this failure mechanism because the phenomenon has some degree of randomness associated to the blocks placement. Exposing the face of the biggest blocks to the incident of the waves produced that this zones were a high probability zone for failure.

As a final result, we could not fully determine which the mutual interaction between both breakwaters is. It was only observed that it is possible that the reflection between both breakwaters is creating a water accumulation between them and for this reason the next wave fronts had an increasing energy causing more damage than the expected in the smallest/north breakwater.

7. References

- Proyecto constructivo de la protección de la toma de GNF y mejora de la utilización de las infraestructuras en Punta Langosteira” Bajo, V., 2011
- “Diseño del contradique para la protección de la toma de Union Fenosa en las instalaciones de Punta Langosteira”, Sopelana, J., Bajo, V., 2011
- Burcharth, H.F., Chapter 5, Fundamentals of design . In Burcharth and Hughes Coastal Engineering Manual, Part VI, Engineer manual 1110-2-1100, U.S. Army Corps of Engineers, Washington, D.C., 2002
- “Random Seas and design of maritime structures”, Goda, Y., World Scientific, 2000

NOVEL IMAGE ANALYSIS APPROACH TO THE TERRESTRIAL LIDAR MONITORING OF DAMAGE IN RUBBLE MOUND BREAKWATERS

Iván Puente^{1,*} (ipuente@uvigo.es), José Sande² (jose.sande@udc.es), Higinio González-Jorge¹ (higiniog@uvigo.es), Enrique Peña-González² (epena@udc.es), Enrique Maciñeira² (emacine@puertocoruna.com), Joaquín Martínez-Sánchez¹ (joaquin.martinez@uvigo.es)
Pedro Arias¹ (parias@uvigo.es)

¹Department of Natural Resources and Environmental Engineering, University of Vigo, School of Mining Engineering, Maxwell s/n, 36310, Vigo, Spain

²Water and environmental Engineering Group (GEAMA), University of A Coruña, Campus de Elviña s/n, 15192, A Coruña, Spain

* Corresponding author: ipuente@uvigo.es

Tel.: +34 986 813 499; fax: +34 986 811 924

Abstract

Damage produced in the main armour of rubble mound breakwaters due to wave action is progressive and different steps can be defined between its beginning and the failure. It is necessary to know the damage evolution during the service life of the structure in order to evaluate maintenance activities and adequately manage the breakwater. New possibilities exist now with terrestrial LiDAR systems, which can quickly scan huge data sets with increased levels of spatial detail and resolution in a very efficient manner.

In this paper, the performance of a Faro Focus 3D has been evaluated for detecting short-term changes in Cubipod armoured breakwater roundheads. The physical model tests were performed at the CITEEC facilities at the University of A Coruña, Spain. From these basic tests, terrestrial LiDAR has proved to be an accurate technique for damage monitoring in breakwaters. Further research is required to establish whether this trend is applicable to other LiDAR data sets and specifically for data acquired in real scale breakwaters.

Keywords: *terrestrial laser scanning, breakwater modelling, Cubipod, roundhead, damage progression, vertical deformation*

1. Introduction

Rubble mound breakwaters are regularly employed to protect important coastal areas such as ports, marinas or beaches from the effects of attacking waves. Many different armour units, as Tretrapods, Dolos, Tripods or Cubipods [1] have been developed and used for their construction during the last 50 years. Recently, a number of tests were performed to determine the stability of single-layer armoured breakwaters. Cubipods, one of the latest armour units in the market [2, 3], showed the most robust results amongst all. These massive units resist the waves due to their own weight, benefiting from the advantages of traditional cubic elements but preventing from self-packing and settlement. They also differ from bulky units, whose stability is intrinsic to their mechanical interlocking. As a result, Cubipods have been the chosen solution in two new

single-layer armoured breakwaters, the enlargement of Puerto de Málaga and the West Breakwater in Punta Langosteira in A Coruña [4].

Several studies to predict armour damage have been described fairly extensively in the past [3]. The existing formulae consider different wave conditions, as regular or irregular waves or other critical factors such as wave period, radius at sea level, porosity, permeability and storm duration. These formulae [5, 6] also require counting the number of displaced units, or measuring the area eroded, using classic methods as visual counting procedures and photo measurements, which can result in tedious and inaccurate processes.

This may require an optional technique, such as Light Detection and Ranging (LiDAR), to be used above the waterline. Recently, there has been increasing interest in the use of this remote-sensing technology for collecting high spatial resolution data in an efficient and accurate manner. Specifically, the application of LiDAR systems, either terrestrial, mobile [7] or aerial [8], for mapping topography has evolved rapidly, being nowadays operational systems widely available from commercial vendors. In fact, these remotely sensed methods have already been applied to identify fluvial erosion and deposition [9, 10] hydraulic-modeling studies [11] or to conduct condition surveys in breakwaters [12].

The purpose of the present work is to provide a practical approach by which the damage progression around emerged breakwaters can be monitored using a Faro Focus 3D terrestrial LiDAR. This method applies Matlab image processing techniques to control critical displacements. An automatic alarm will be raised once the percentage of displacements exceeds the setting value.

2. Methodology

2.1. Experimental setup

The experiments were performed in the laboratory of CITEEC (Centre of Technological Innovation in Construction and Civil Engineering) to investigate the stability of a roundhead protected with Cubipods during breaking conditions. This laboratory has a wave basin available with a cross-section of 32 m width and 30 m long, and half of its width was used for the present work (Figure 1A). This study involves only unidirectional waves (parallel to the longest side of the basin). In order to avoid reflective effects, three dissipative beaches were arranged at the sides of the basin. A slope was constructed in front of the model in order to reproduce wave shoaling.

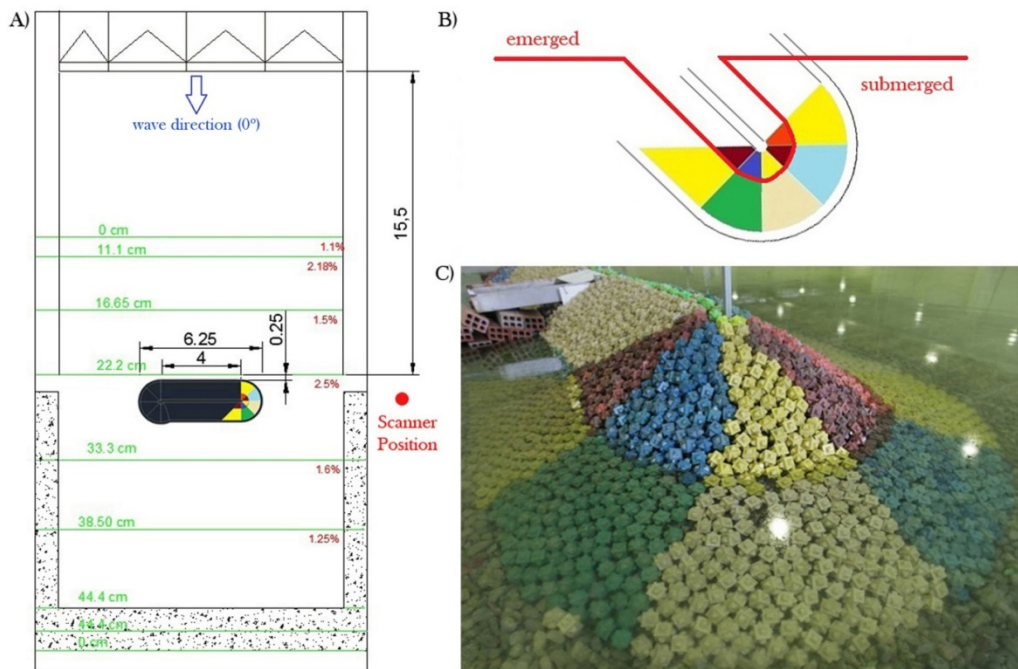


Figure 1. (A) Test set-up in the laboratory wave basin. (B) Schematic top view of the breakwater analysed. (C) Picture of the breakwater roundhead protected with a single-layer Cubipods after testing with a wave height $H_s = 9$ cm.

The model was placed at a distance of 15.5 m measured at the toe of the breakwater from the wave generator paddles. It was made up of two roundheads with different roundhead radius at sea water level of $r=47$ cm and $r=51$ cm. Only the smaller one will be analysed here (Figures 1B, 1C), to present the preliminary results of this technique.

These Cubipod single-layer roundheads were separated by a trunk of 4 m long, making a total length of 6.25 m. The slope angle was $\cot\alpha=H/V=1.5$ and its initial armour porosity $p=42\%$. To avoid the influence between both roundheads, the model had dissipative elements at the rear. The roundheads were divided in 45° sectors, using pieces of different colours to easily observe the behaviour in each sector. Due to their tendency to self-positioning, it is widely recognised that results obtained in laboratory testing will be equivalent to those from full-scale breakwaters.

To study the stability of the Cubipod armour units, the test was grouped in series of constant Iribarren number ($I_{rb}=6$) and water depth ($h=35$ cm). Long-crested irregular waves were generated with significant wave heights increasing progressively from $H_s=8$ cm to the breakwater failure in $H_s=11$ cm. The wave periods were divided into steps from $T_p=2.0$ s to 2.2 s. Each individual test was formed by two trains of 500 irregular waves.

2.2. Data acquisition

Terrestrial LiDAR systems (TLS) have been recognized in the last decades for their geometry capability measurement [13]. Large amounts of points can be measured from one scan position, with high accuracy and in a short period of time.

In this experiment, a Faro Focus 3D phase-shift scanner was used (Figure 2A) [14]. For phase-based systems, the measurements are taken continuously resulting in a higher measurement frequency compared to pulse-based systems. This fact makes them more suitable for precise surveys. Technical characteristics are shown in Table 1.

Table 1. Technical data of terrestrial laser scanner Faro Focus 3D according to manufacturer datasheet.

Measurement range	< 120 m
Minimum range	> 0.6 m
Repeatability (25 m, 10% refl.)	2.2 mm
Measurement rate	976000 pts/s
Laser wavelength	905 nm
Beam divergence	0.19 mrad
Vertical Field of View	0°–305°
Step size (vertical/horizontal)	0.009°
Horizontal Field of View	0°–360°

Scans were performed with a field-of-view of 40° (Hz) by 34° (V), the same scan resolution and scan speed (Figure 2B). Since sampling efficiency was crucial, scanner parameters were chosen such as not to exceed a scan time of 20 min. A total of seven scans of the breakwater roundhead were gathered from the same scanner location in different wave steps. The first acquisition was done for an initial wave height $H_s=8$ cm. The following trains were again acquired after 500 and 1000 waves for wave heights $H_s=8$ cm, $H_s=9$ cm and $H_s=10$ cm. The breakwater finally broke during the first 500 waves for wave height $H_s=11$ cm.

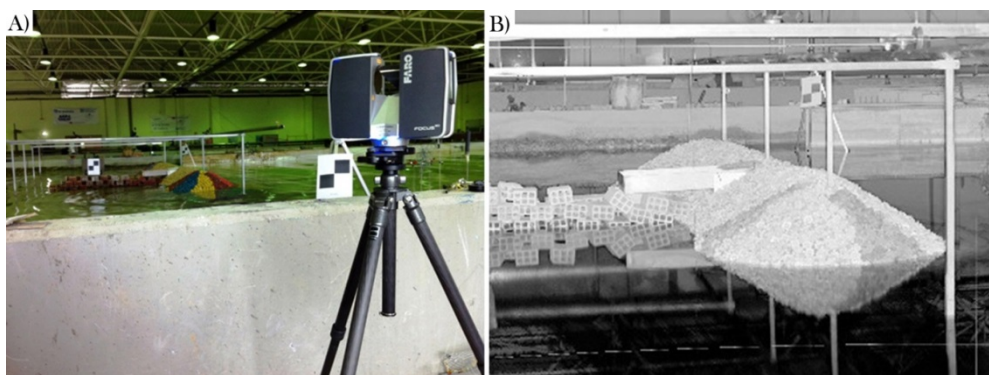


Figure 2. (A) Faro Focus 3D 120 during the data acquisition. (B) View of a Faro Focus 3D point cloud of the emerged roundhead.

Those single scans were subsequently used to analyse the damage progression, resulting in a merged scan dataset with a common coordinate system. The point cloud obtained from the spherical coordinates (R, h, u) was then converted directly to Cartesian coordinates (X, Y, Z) by the software Scene 4.8 from Faro [15].

3. Damage analysis

For the analysis of the damage in the roundhead, we employed the Faro Focus 3D data. Due to the attenuation of this infrared LiDAR in water, the damage of the entire slope from toe to crest cannot be monitored. In order to check the viability of this technique, we studied only the damage that occurred above the water level.

In addition, as the geometric shape of the emerged and submerged parts of the breakwaters is similar, the algorithms and methodologies developed for the emerged part could be easily transferred to the submerged part in the future. Real breakwater surveys can obtain the submerged geometry using additional techniques, such as multibeam bathymetry, to create its complete map.

3.1. Automatic colour map generation for realistic volume displacements

This section first introduces an algorithm to compute the vertical displacements in the roundhead. The code, written in Matlab language, uses the geometric information provided by LiDAR. All datasets must be co-registered together in the same reference frame and a rectangular grid superimposed over them is also required. The spatial resolution, which is a user-defined parameter, was set to 0.001 m.

Then, the algorithm makes use of interpolation functions for scattered data (X, Y, and Z) to create a fitted 3D surface for each dataset. The following step computes the differences in height (dZ) between the initial dataset (wave step 1) and consecutive datasets with the same X, Y grid coordinates. The result is a 2D raster image of 8 bits, where each pixel gives information about how the punctual height evolves with time.

For the volume estimation, we multiply each grid area times its corresponding height. The result will be a 2D image, and the pixel will inform about the volume displacement for each specific XY position. Several colour maps, both for vertical and volume displacements, will be provided for monitoring purposes. Customizable sets of horizontal (or level curves) and transversal sections can also be generated.

3.2. LiDAR image analysis for damage progression

Following the previous approach, this second algorithm puts forward the application of Matlab image processing techniques to create a damage monitoring system in breakwaters. The percentage of the critical damages on the surface of the roundhead can be obtained by using some functions in the image processing toolbox of Matlab, such as filtering, binarization and so on. The automatic alarm will be raised when the percentage of these damages exceeds a threshold value. Damage progression in breakwater roundheads can be controlled by this procedure effectively.

The flow chart is given in Figure 3, and a summary of these steps is listed below using the point cloud data collected during the wave step 3.

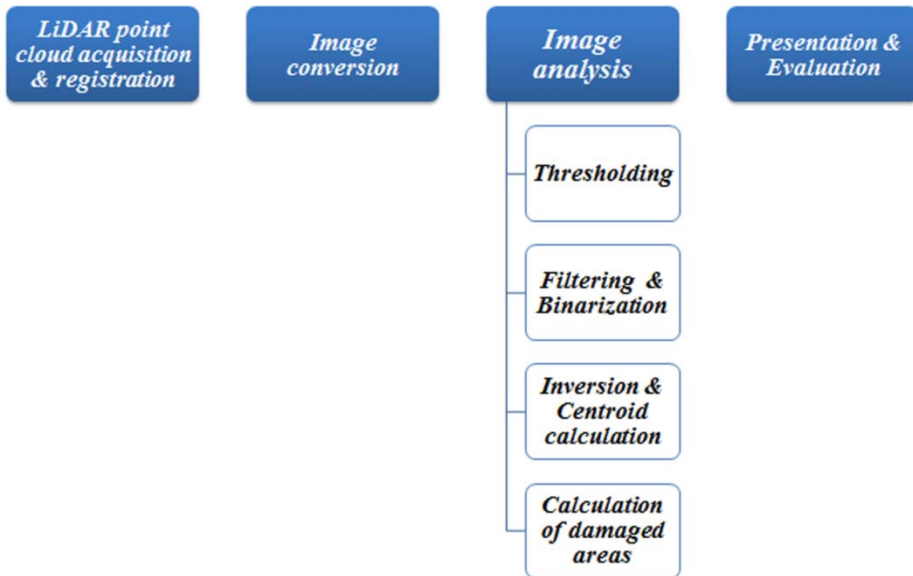


Figure 3. Flow chart of the image procedure.

3.2.1. Thresholding

The vertical displacements are the key information carrier. Therefore, a rule is set to define when a displacement is significant. Authors assume that there is no possible movement between the first two wave steps, so the standard deviation for dZ_{12} is considered to be the precision of the technique (Gaussian probability distribution; confidence level: 68 %) and includes registration errors, laser ranging errors, angular errors, etc. The detected potential damages are classified according to a 95.5 % confidence level. The 2σ criterion was used, since the Faro system is very accurate and authors want to avoid providing false positive alerts.

Therefore, the general criterion for the alert is: if the absolute value of the differences in height for consecutive datasets (dZ_{13} , dZ_{14} , dZ_{15} , dZ_{16} and dZ_{17}) is greater than 2σ (dZ_{12}), then damage is detected and those areas with damage are red highlighted. Otherwise, there is no alert.

3.2.2. Filtering and binarization

The thresholded image (Figure 4A) contains isolated points, considered as noise, which needs to be filtered away. Applying a median filtering of the original matrix in 2D, the result can be seen in Figure 4B. The same filter is used in all images. Within this step, image binarization occurs simultaneously.

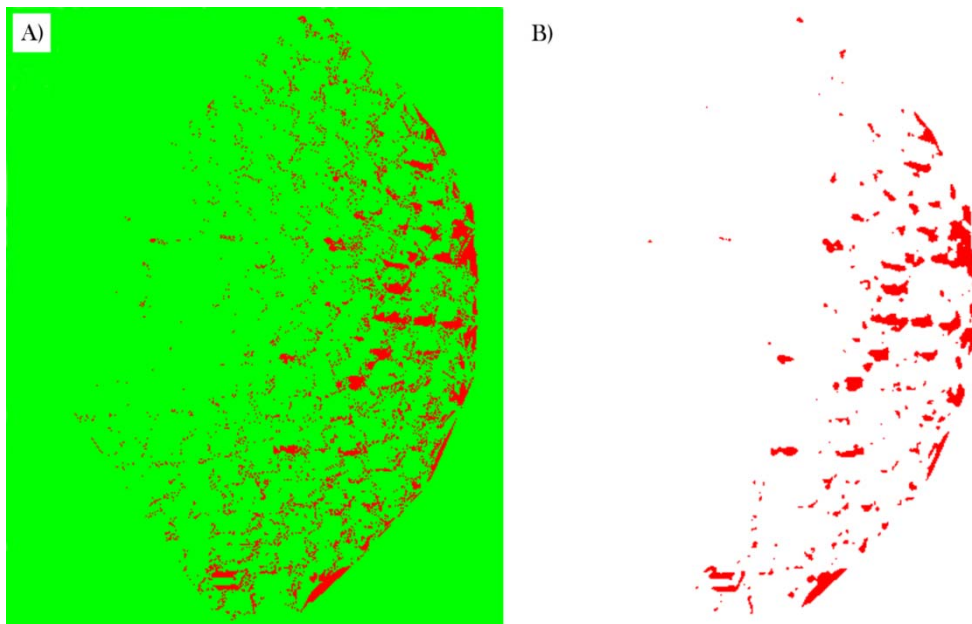


Figure 4. (A) Thresholding step for data collected during wave step 3; (B) median filtering and binarization steps for data collected during wave step 3.

3.2.3. Inversion and centroid calculation

An image inversion is required to determine the centroid locations. Original binary images (Figure 4B) are transformed into a work version image with damages plotted in white colour against a black background. Applying some mathematical morphology functions, centroid coordinates and projected areas for each individual damage in the binary image can be measured. Only those centroids, corresponding to areas of damage bigger than 7cm^2 , are saved (Figure 5A). It should be noted that this limit was set considering the size of the Cubipods but it can be adjusted to specific requirements.

The origin of the image coordinate system is in the top-left corner at point (1, 1). As we know the real coordinates of the same point ($x = -7.2812\text{ m}$, $y = -0.1804\text{ m}$) measured from the scanner, the aforementioned centroids can be easily referenced to the scanner coordinate system by translating the pixel displacement to distance in meters.

The breakwater roundhead can be regarded as a surface area with a colour distribution given by the image intensities, stored in an 8-bit integer (Figure 5B). Damages are finally superimposed in the grayscale image by looking at those pixels in Figure 4B that represent damage and substituting their values in the intensity image. The result is shown in Figure 5B.

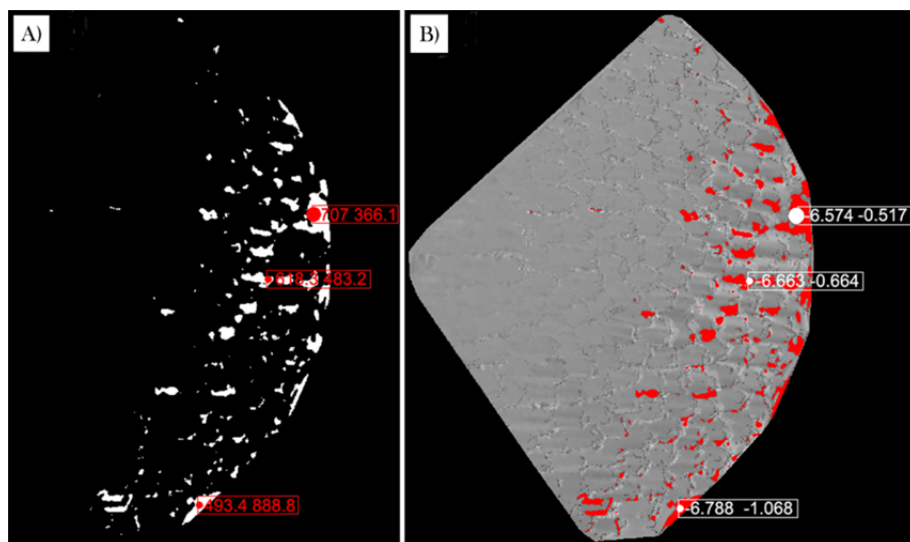


Figure 5. (A) Inversion and centroid calculation with pixel coordinates; (B) Areas of damage in red superimposed in the intensity image of the breakwater. Cartesian coordinates of those centroids corresponding to significant areas of damage are also represented.

3.2.4. Calculation of damaged areas ,volumes and number of Cubipods

Damages are assigned the value ‘0’ during the binarization process (Figure 4B) or the value ‘1’ after the inversion step (Figure 5A). Counting the number of pixels with zero or one values and knowing the pixel dimensions, the total area of damage can be computed for each wave step. Moreover, an estimation of damaged volumes in each wave step can be obtained by multiplying each damaged area times its corresponding height difference ($dZ1-N$), where N ranges from 3 to 7. On the other hand, as the porosity has been calculated for each wave step, the number of damaged units can also be derived using the following formula:

$$p = 1 - \frac{n \cdot Sn}{St}$$

Where p represents the porosity, n is the number of damaged units, Sn is the nominal surface of the Cubipod (14.59 cm^2) and St the total damaged area for each wave step.

4. Results

Several test series were performed in the roundhead with the wave height H_s being in the range 8–11 cm. These tests showed that there is one highlighted segment with greater vertical and volume displacements, namely the “rear-side segment” (*i.e.*, a segment with relatively low resistance) starting at an angle of 90° relative to the wave direction. As expected, these displacements were unevenly distributed over the segments. Previously, Lomónaco et al. [16] proved that the maximum damage was observed at angles between $90^\circ - 135^\circ$ from the incident wave direction.

Figure 6A clearly illustrates the fact stated above. The colour map demonstrates the height differences between wave steps 1 and 7 as a result of the wave trains executed for this experiment. Two wave steps correspond to each H_s , except for the wave interval 7 that corresponds to only 500 waves of $H_s=11$ cm.

Figure 6B represents the breakwater collapse after wave step 7. As explained in section 3.1, and here exemplified for wave train 7, this method can also be applied for calculating the volume displacements in the breakwater, multiplying each pixel area (10^{-6} m^2) times the corresponding height of each grid cell.

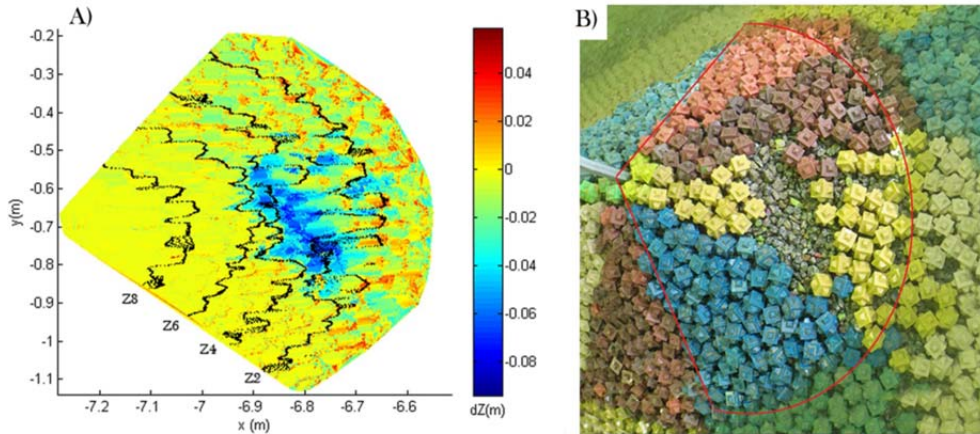


Figure 6. (A) Colormap representing the height differences between wave trains 1 and 7 in the roundhead and level curves Z2, Z4, Z6 and Z8. (B) Roundhead picture after wave step 7.

In addition, customizable sets of horizontal and transversal sections were generated for monitoring purposes. Figure 6A includes four level curves at Z2 = -0.799 m, Z4 = -0.734 m, Z6 = -0.668 m and Z8 = -0.603 m, where Z= 0 m is located in the scanner.

Figure 7 illustrates the vertical deformation measurements suffered in the roundhead after seven different wave steps. As seen, the profiles were measured parallel to the y-axis for $x = -6.861 \text{ m}$ (see Figure 6A). It is possible to identify significant changes after wave step 7.

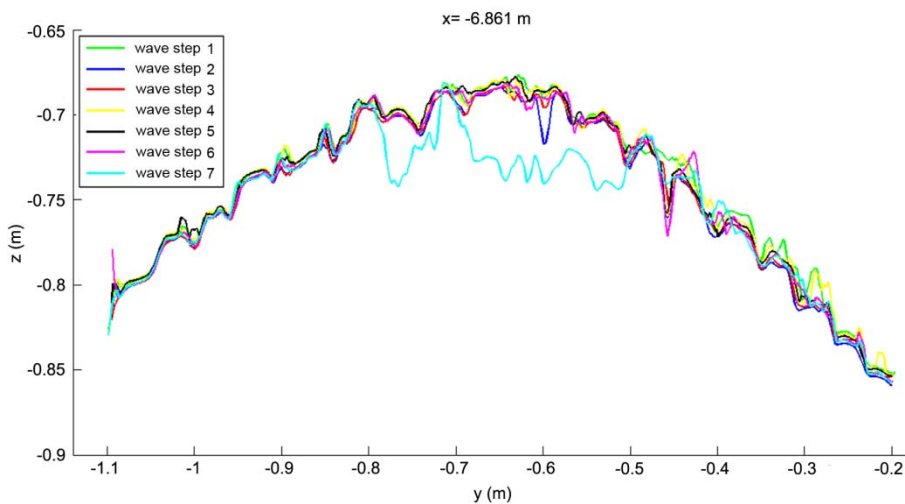


Figure 7. Vertical deformation measurements at $x = -6.861 \text{ m}$.

Figure 8A shows the development over time of the damages. Following the work procedure explained in section 3.2, image analysis is done after a series of LiDAR images are generated using Matlab software. The evaluation of repeated LiDAR images on the same breakwater provided both a fast and automated approach of monitoring damages.

For each wave step, authors computed the damages, their areas and the Cartesian coordinates of those centroids corresponding to areas of damage bigger than 7 cm^2 . Additionally, the centroid sizes are weighted by factoring with their linked areas in such a way that the bigger the area it represents, the bigger the centroid is plotted (Figure 8B). This helps users to create a more reliable overview of the damage progression. With this strategy, the reparations of the breakwaters could be made more continuously in time and before a potential undesirable failure.

Figure 8B does not include the centroid coordinates just as a style matter but it could definitely be possible, as explained in section 3.2.3.

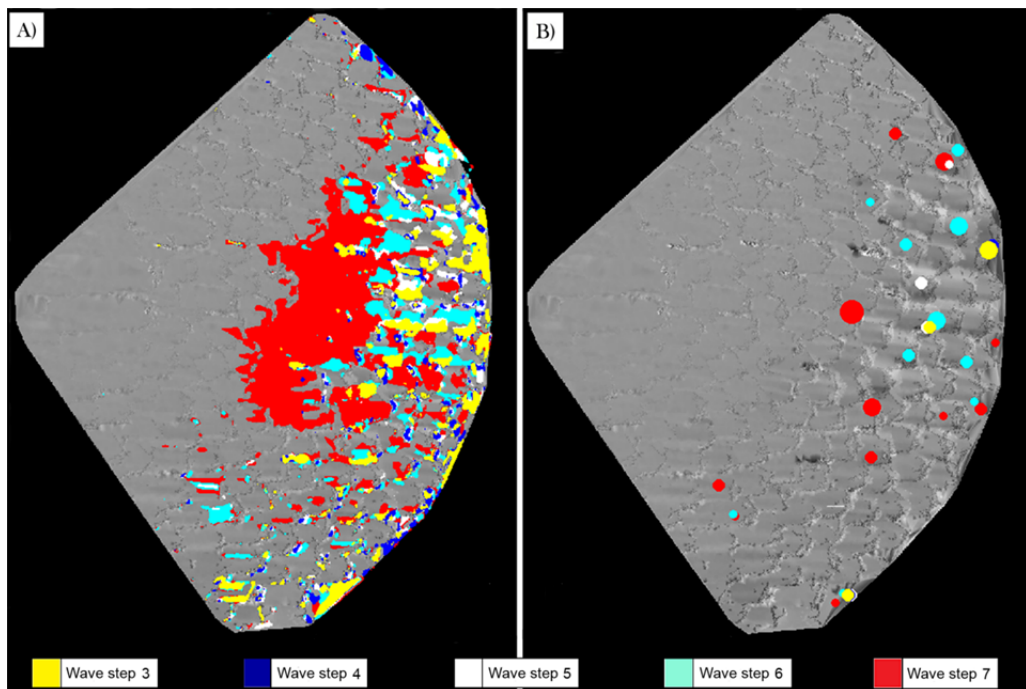


Figure 8. (A) *Damage progression in the breakwater roundhead.* (B) *Weighted centroid locations for the most significant damages over time.*

Given that the projected roundhead area, emerged above the water level, is approximately 0.438 m^2 , it has been possible to monitor the percentage of the critical damages over time.

Moreover, the number of damaged units can also be computed using the formula (1). Knowing the porosity for wave steps 4 ($p= 0.395$, $H_s=9 \text{ cm}$) and 6 ($p= 0.44$, $H_s=10 \text{ cm}$), and their corresponding damaged area, the number of units damaged is directly derived. Table 2 summarizes the results from this test.

It should be noted that the roundhead area varies slightly from wave step to wave step because of the Cubipods' movement and replacement and also the increase of the wave height.

Table 2. *Damaged area over time.*

	Damaged area (m ²)	Breakwater area (m ²)	Damaged volume (m ³)	Damaged area (%)	Number of units damaged
Wave step 3	0.0201	0.4357	9.1403*10 ⁻⁴	4.613	-
Wave step 4	0.0192	0.4377	9.7934*10 ⁻⁴	4.387	8
Wave step 5	0.0242	0.4380	0.0011	5.525	-
Wave step 6	0.0381	0.4387	0.0014	8.685	15
Wave step 7	0.0963	0.4397	0.0036	21.901	-

The evolution of damage in the test has been very constant (see Figure 8A and Table 2). It starts in the submerged zone of the breakwater due to the direct influence of the waves. After the wave step 3, the first units are displaced and because of that, the Cubipods located immediately next to those pieces, are also moving into the holes left by the units removed. The same pattern is repeated in the emerged zone during the following wave steps, as the units keep moving downwards. The failure will occur in the emerged part of the breakwater relatively soon after the first increase in porosity.

The rigid behaviour of the breakwater can be observed during the evolution of the damaged area measured. Between wave steps 6 and 7, the damage will grow significantly and it will produce the failure with only an increase of 1cm in the waves.

These results show the applicability of this technique (at this point in the laboratory) as a powerful tool to improve a maintenance strategy for an authority port. After some storm events and a revision of the breakwater profiles, this methodology can show the potential weak points in the structure in intermediate wave steps, checking the centroids affected in the active zone. Actual tendencies to operate in repairing breakwaters have here an interesting tool to anticipate and prevent increasing eroded areas and final failure of breakwaters.

5. Conclusions

Within this paper, the suitability of terrestrial LiDAR for short-term monitoring of damages in breakwaters has been assessed. Both vertical and volume displacements were also evaluated thanks to the phase-based LiDAR capability to provide large amounts of accurate points from the breakwater roundhead in a short acquisition time span. Tests were performed in a small-scale model, made of Cubipods, in the CITEEC facilities.

Surfaces sampled in seven different wave steps were analysed for vertical deformations using the algorithm explained in section 3.1. Punctual volume deformations or level curves can also be computed for monitoring purposes.

In section 3.2, a damage-growth monitoring procedure has been developed using some Matlab image processing techniques. The automated image analysis will minimize the manual interactions from the maintenance personnel. The results achieved from this study are useful for structural monitoring applications and maintenance strategies. The method makes it possible to reference the damages and check their evolution over time.

The methodologies used for applications in the laboratory might also be applied to full-scale breakwaters, using long range laser scanners or even mobile LiDAR systems that could be deployed on boats [12, 17], and multibeam echo sounders to measure the submerged area [18]. Automation has been improved but further work is necessary to adapt both methodologies in real environments.

Acknowledgements

Authors want to give thanks to the Spanish Ministry of Economy and Competitiveness and Xunta de Galicia for the financial support given; Human Resources programs (BES-2010-034106 and IPP055 – EXP44) and project (Grant No. EM2013/005).

References

- [1] Vanhoutte, L. (2009). “Hydraulic stability of Cubipod armour units in breaking conditions” MSc Thesis. Ghent University, Department of Civil Engineering/Polytechnic University of Valencia: Ghent, 135 pp.
- [2] Homepage of the Cubipod, <<http://www.cubipod.com/index.php/en>>
- [3] Gómez-Martín, M.E. and Medina, J.R. (2006). “Damage progression on cube armored breakwaters”, In Proc. of International Conference of Coastal Engineering (ICCE) 2006, ASCE, 5229-5240.
- [4] Corredor, A., Santos, M., Peña, E., Maciñeira, E., Gómez-Martín, M.E. and Medina, J. (2013). “Designing and Constructing Cubipod Armored Breakwaters in the Ports of Malaga an Punta Langosteira (Spain)”. In ICE Coasts, Marine Structures and Breakwaters conference, Edinburgh, 18-20 September 2013 < <http://www.ice-conferences.com/ICE-Breakwaters>>.
- [5] Van Gent, M.R.A. and van der Werf, I.M (2010). “Stability of breakwater roundheads during construction”, Coastal Engineering 2010
- [6] Burcharth, H.F., Andersen, T. L. and Medina, J. R. (2010) “Stability of Cubipod armoured roundheads in short-crested waves. A comparison between Cubipod and Cube armour stability”, Coastal Engineering 2010.
- [7] Puente, I., González-Jorge, H., Martínez-Sánchez, J and Arias, P. (2013). “Review of mobile mapping and surveying technologies”, Measurement 46, pp. 2127-2145.
- [8] Persson, A., Holmgren, J., Söderman, U. (2002). “Detecting and measuring individual trees using an airborne laser scanner”, Photogramm. Eng. Remote Sens, 68 (9), pp. 925-932.
- [9] Marks K, and Bates P. (2000). “Integration of high-resolution topographic data with floodplain flow models”. Hydrological Processes, 14, pp. 2109 – 2122
- [10] Bowen, Z.H., and Waltermire, R.G. (2002). “Evaluation of Light Detection and Ranging (LIDAR) for measuring river corridor topography”. Journal of the American Water Resources Association 38(1), pp. 33-41.
- [11] Haile, A.T and Rientjes, T.H.M. (2005). “Effects of LiDAR DEM resolution in flood modeling: A model sensitivity study for the city of Tegucigalpa, Honduras”, In Proc. ISPRS WG III/3, III/4, V/3 Workshop “Laser scanning 2005”, Enschede, the Netherlands, Sept. 12-14, 2005.

-
- [12] Mitchell, T and Chang M. (2011). “Utilizing Vessel Based Mobile LiDAR & Bathymetry Survey Techniques for Survey of Four Southern California Breakwaters”, Coastal Engineering Practice 2011): pp.957-969. Doi: 10.1061/41190(422)79
- [13] Molinés, J., Piedad-Herrera, M., Pérez, T., and Medina, J. R. (2012). “Laser scanner technique to quantify randomness in Cube and Cubipod armor layers”, Coastlab 2012, Ghent, Belgium. Book of Abstracts of the Fourth International Conference on the Application of Physical Modeling to Port and Coastal Protection.
- [14] Faro, 2013a. Laser Scanner Faro Focus 3D – User’s Manual (Revised version: July 23, 2013).
- [15] Faro, 2013b. Faro Laser Scanner Software SCENE Version 4.8 – User Manual.40
- [16] Lomónaco, P., Vidal, C., Medina, J.R. and Gómez-Martín, M.E (2009). Evolution of Damage on Roundheads Protected with Cube and Cubipod Armour Units.Proc. Coastal, Marine Structures and Breakwaters 2009,ICE, Thomas Telford Ltd., Vol 1, 169-180+186-188.
- [17] Alho, P., Kukko, A., Hyypä, H., Kaatinen, H., Hyypä, J., and Jaakkola, A. (2009) “Application of boat-based laser scanning for river survey”, Earth Surf. Process. Landforms 34 (13), pp.1831-1838.
- [18] Dix, M., Abd-Elrahman, A., Dewitt, B., Nash Jr., L. (2012). “Accuracy evaluation of terrestrial LiDAR and multibeam sonar systems mounted on a survey vessel”, Journal of Surveying Engineering, 138(4), pp. 203-213.

STABILITY OF SMALL BREAKWATERS ROUNDHEADS ARMOURED WITH SINGLE-LAYER CUBIPOD UNITS

SANDE, J.⁽¹⁾, PEÑA, E.⁽²⁾, MACIÑEIRA, E.⁽³⁾, PRIEGUE, L.⁽⁴⁾, & GÓMEZ-MARTÍN, M.E.⁽⁵⁾

⁽¹⁾ *University of A Coruña, Coruña, Spain, jose.sande@udc.es*

⁽²⁾ *University of A Coruña, Coruña, Spain, epena@udc.es*

⁽³⁾ *A Coruña Port Authority, Coruña, Spain, emacine@puertocoruna.com*

⁽⁴⁾ *University of A Coruña, Coruña, Spain, luis.priegue@udc.es*

⁽⁵⁾ *University of Alicante, Alicante, Spain, esther.gomez@ua.es*

Abstract

This paper presents a small-scale physical model study about the stability of small and large breakwaters roundheads armoured with one single-layer of Cubipod units. The objective was to characterize the performance of roundheads and the armour damage evolution.

Breakwater roundheads with different curvatures were tested in different conditions but the observed evolution and location of the armour damage were quite similar. Active zone was defined by wave period and wave height, which were confirmed to be relevant factors to explain the evolution of damage. The curvature of the roundhead was found to be a relevant factor in the design; under certain conditions, breakwaters with small and large roundheads shown similar hydraulic stability.

Keywords: Roundheads, single-layer armour, Cubipod, armour damage, roundhead radius.

Introduction

Roundheads are typically exposed to the most severe incident wave conditions, (Misra et al., 2008). The armour damage caused to the roundhead is produced by combined effects: concentration of wave impact by refraction, diffraction and shoaling around the head, horizontal "swash" current over the head and the reduction of armour stability by unit displacements out of the head. Moreover, armour units protecting the roundhead have to be heavier or denser than units placed in the trunk.

Maciñeira (2005) carried out a parametric analysis in order to determine the stability of roundheads protected with double-layer cube armour. As a result of this study, a new formula to design the roundheads was proposed. The main stability parameters were: (1) wave period, (2) slope and (3) radius of the roundhead at mean water level (MWL). Different stability behaviour was observed between small and large roundheads, outlining the unexpected high stability of the small-roundheads. In order to determine the size of roundhead, a new parameter was defined by Maciñeira (2005), the corresponding relation between the wave length and the diameter of the roundhead at MWL.

Conventional armour of rubble mound breakwaters is usually formed with two layers of rocks or concrete armour units. However, in the last three decades several bulky concrete armour units have been designed to be used in a single layer, like Accropode, Core-loc and X-bloc (de Jong et al, 2005). Unlike the traditional armour units that resist the waves through their own weight, the bulky units for single-layer armours, which are characterized by the interlocking, resist the wave action with the contacts and connections between them. These bulky units may have different arrangements.

The Cubipod is a new massive concrete armour unit created in 2005. This new unit is similar to a cube except that it features protrusions on each face to prevent locally strong variations in the packing density as well as to increase the friction with the filter layer (Gomez-Martin and Medina, 2007). The Cubipod is a massive unit and the wave action is resisted through their own weight; Cubipod units are randomly placed on the breakwater slope, as the conventional concrete cubes.

Several studies were made in different laboratories to analyse the stability of Cubipod in the trunk with two and one layer. The stability of roundhead was also studied with small-scale models, but only double-layer armours were studied initially (see Burcharth et al., 2010, and Lomónaco et al., 2010). The Cubipod has been the final solution for armours in two new breakwaters (see Corredor et al, 2013): the San Andrés breakwater in the Port of Malaga (Spain) and the West Breakwater in the Port of Punta Langosteira (A Coruña, Spain).

The main characteristic of this study was to determine the stability of roundheads protected with a single-layer of Cubipod armour. It is important to determine the stability of single-layer Cubipod armoured roundheads because the cost to lay only one single-layer is lower, and it will be possible to optimize the future designs of roundheads.

In order to determine the hydraulic stability of single-layer Cubipod armoured roundheads, several factors were analysed. Knowing the evolution and location of armour damage was necessary, as well the understating of the influential parameters in the armour failure. The evolution of the local armour porosity in the active zone is related to the armour damage. Finally, a relevant factor to be studied is the roundhead radius at MWL the sea level. This factor separates the small and large roundheads because have a different behaviour in the stability. Small and large roundheads were tested to study the effect of the roundhead curvature.

Experimental facilities and procedures

Experimental facilities and equipment

The experiments were conducted in a wave tank (see Figure 1) at the CITEEC (*R+D Centre in Building and Civil Engineering* of the Universidade da Coruña, Spain), where both 2D and 3D tests can be conducted. The wave tank is 34 m long, 32 m wide and 1.10 m deep. For this study, its width was reduced to 16 m according to the model scale. Waves were generated with four piston-type wave generators. In order to prevent the reflection of transmitted waves, three dissipative beaches with a parabolic profile were set up at the opposite end of the wave tank and in lateral walls of the basin behind the model. The bottom of the wave tank has a bathymetry enabling generation of higher

waves and the reproduction of the shoaling of the waves. The bathymetry is described in Figure 1.

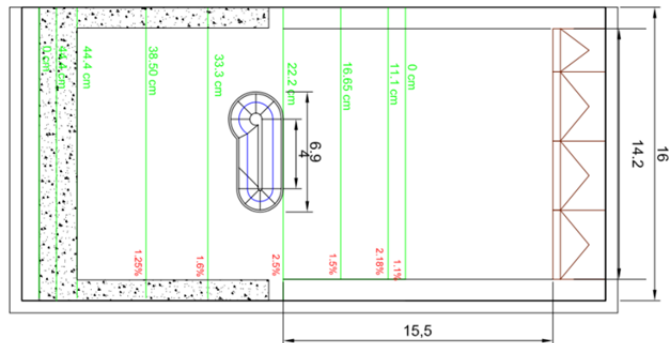


Figure 1. Sketch layout of the wave tank with one of the models

A preliminary work was carried out in order to calibrate the wave tank, focusing on the two most important parameters: the length of the transition zone, in which the wave profile is developed from the generating paddle and the profile of the dissipative beach, which offers the best results for dissipation of the transmitted wave.

The experimental equipment consisted of 10 wave gauges capable of measuring wave height with an accuracy of 0.3 mm. They were placed in the wave tank to verify the wave conditions generated by the wave paddles. Furthermore, in order to measure the armour damage in the model, photographs in the same position and in all sectors were taken in an adjacent structure. These photographs allowed us to obtain cells in the active zone of each sector of the roundhead to determine the evolution of porosity. On the other hand the roundheads were divided in 45° sectors, using pieces of different colours to measure damage as the number of displaced units (Figure 2).



Figure 2. Model in the wave tank

Description of the model

The small-scale physicals models were designed similarly to previous tests carried out in IH Cantabria in 2010 (see Lomonaco et al, 2010) and the results were compared. The breakwaters tested were formed by a trunk and two roundheads in the ends. The

models had two similar characteristic in the design: (1) the initial armour porosity $p=42\%$ and (2) the slope $H/V=1:1.5$.

The trunk in both models was the same, with 4m length. The smaller roundhead and the trunk had the same section. Therefore, it was necessary to make a transition between the trunk and the larger roundhead of the model (Figure 3). Furthermore, a structure to absorb the diffractions waves was placed to avoid the interaction between the roundheads in the back of the model.

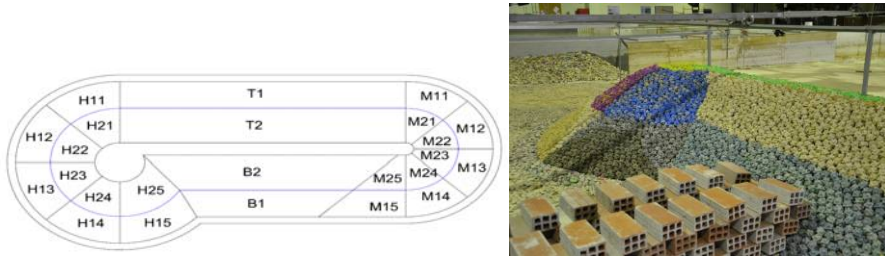


Figure 3. Aerial view of the model (left). Lateral wave absorber (right).

Figure 4 shows the cross sections of the roundhead models and the adjacent trunk of the first tested model.

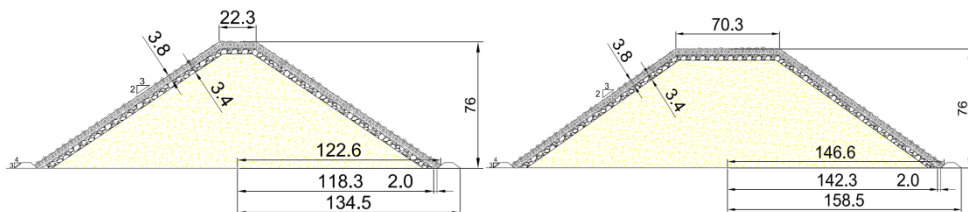


Figure 4. First model cross section. Section of the trunk and smaller roundhead (left). Section of larger roundhead (right). Dimensions in cm.

Figure 5 shows the cross sections of the roundhead models and the adjacent trunk of the second tested model.

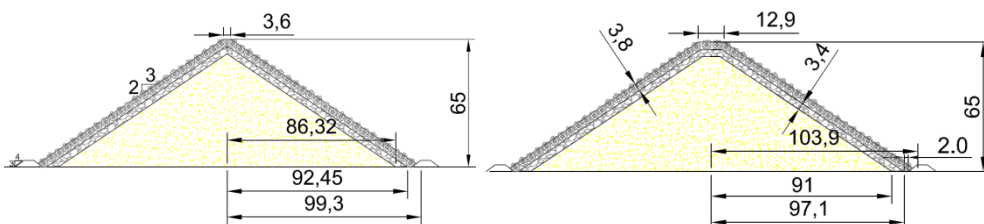


Figure 5. Second model cross section. Section of the trunk and smaller roundhead (left). Section of larger roundhead (right). Dimensions in cm.

The rubble mound breakwater model was formed by a core ($D_{n50}=0.7\text{cm}$) and a two-layer filter ($D_{n50}=1.7\text{cm}$). The armour was formed by a Cubipod single-layer resin units ($W=128\text{ g}$, $D_{n50}=3.82\text{ cm}$, mass density= 2.32 g/cm^3).

Experimental conditions

The stability of the roundhead was studied by a series of tests progressively increasing the significant wave height. The two models described in Figures 4 and 5 were tested with three different water levels. Four Iribarren numbers ($I_{rp}=3.5, 4.0, 5.0$ and 6.0) were tested for each water level.

Unidirectional irregular waves (JONSWAP, $\gamma=3.3$) were generated. The incidence of the waves was perpendicular to the trunk. The initial significant wave height was $H_s=8$ cm and H_s was increased in 1 cm steps up to roundhead failure.

In order to analyse the importance of the roundhead radius at MWL, different water levels were tested in both models. The model described in Figure 4 was tested with three water levels: $h=40, 32$ and 48 cm. The model described in Figure 5 was tested with four water levels: $h=40, 32, 35$ and 48 cm. A total of 44 roundhead stability tests were completed from no damage to destruction.

In the model described in Figure 4 the larger roundhead radius at MWL was tested, ranging $52 \leq R(\text{cm}) \leq 100$. For the same wave conditions, the model described in Figure 5 was tested, in order to determine the stability of the smaller roundhead radius at MWL, ranging $24 \leq R(\text{cm}) \leq 56$.

Results and discussion

In this section, the hydraulic stability results and armour damage evolution are presented. The damage caused to the roundhead armour was analysed by counting the Cubipod units moved out in its section. In order to determine the evolution of the armour damage, the armour porosity was measured after each wave run.

General behaviour

Several performance characteristics were similar in larger and smaller roundhead models; the single-layer Cubipod armour on the roundhead showed a well located damage, always in the same zone (active zone, $MWL \pm H_s$) and sector ($\theta=90^\circ$ to 135° , in which $\theta=0^\circ$ is the angle perpendicular to the wave front).

The next figures show the evolution of the damage in one of the tests.



Figure 6. Evolution of damage ($I_{rp}=5.0, h=32$ cm and $R=52$ cm) for $H_s=8, 10$ and 11 cm.



Figure 7. Evolution of damage ($I_{rp}=5.0$, $h=32$ cm and $R=56$ cm) for $H_s=10$, 11 and 12 cm.

The general behaviour of the roundhead was rigid; it only resisted a small amount of wave steps between the first Cubipod displacement and the final failure. The damage evolution had always the same pattern. The waves generated several displacements in the submerged active zone (MWL to $MWL-H_s$). Firstly, these displacements produced a porosity increase. In the next wave steps, the holes produced were covered by the Cubipods located at the emerged active zone ($MWL+H_s$ to MWL). The final failure was produced when the holes of the emerged active zone did not generate enough stability of the single-layer Cubipod armour.

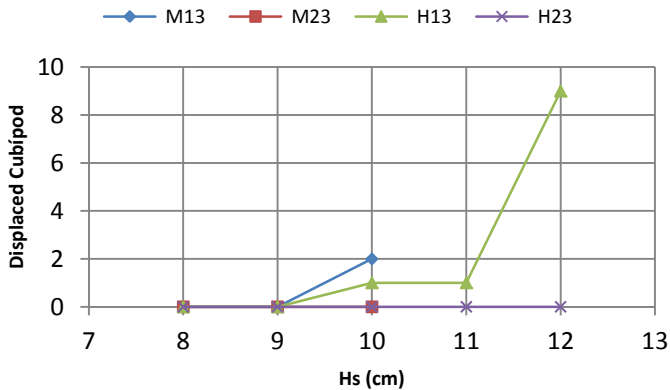


Figure 8. Example of rigid behaviour ($I_{rp}=5.0$, $h=40$ cm and $R=40$ and 44 cm)

Figure 8 shows the displaced units in both roundheads for the same test. The letter “M” indicates the smaller roundhead and the letter “H” indicates the larger roundhead. The first digit defines the location, “1” for the submerged zone and “2” for the emerged zone. The second digit defines the sector in the roundhead. In this case, the armour damage was located always in sector 3 (see Figure 3).

The damage in the smaller roundhead was produced in two waves steps, the first Cubipod units (two units) were displaced with $H_s=10$ cm, the next wave step $H_s=11$ cm caused the failure. On the other hand, the larger roundhead required three wave steps to failure. Only one Cubipod unit was displaced with $H_s=10$ cm; no additional Cubipod unit was displaced with $H_s=11$ cm, eight additional units were displaced with $H_s=12$ cm, and failure occur with $H_s=13$ cm.

Due to the rigid behaviour of the armour failure function, the evolution of the armour porosity is an important factor to study. The waves generated during the tests moved the Cubipod units, but not always mean removed out of the armour. In order to analyse these displacements within the armour, the porosity was measured in the emerged and submerged active zone and in the critical sector(Sector 3, $\theta=90^\circ$ to 135°).

The initial porosity in all sectors was $p \approx 42\%$; during the tests the armour porosity changed, the emerged zone always increased the armour porosity. On the contrary, the submerged zone usually increased the armour porosity with the Cubipod displacements, but in a few cases, the Cubipod units fell down from the emerged zone generating a reduction of armour porosity in the submerged zone.

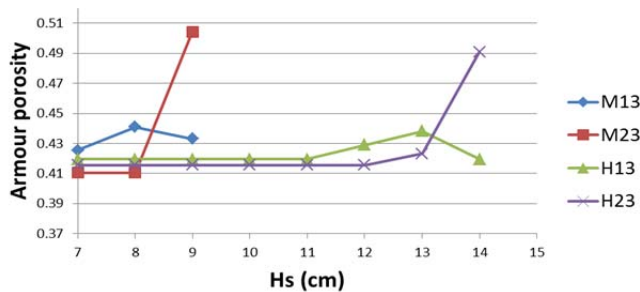


Figure 9. Evolution of armour porosity ($I_{rp}=5.0$, $h=35$ cm and $R=47$ and 51 cm).

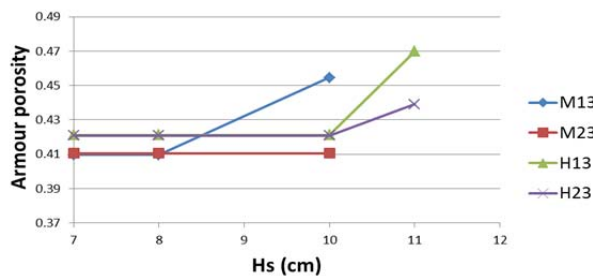


Figure 10. Evolution of armour porosity ($I_{rp}=5.0$, $h=32$ cm and $R=52$ and 56 cm).

Figures 9 and 10 show the evolution of the armour porosity; Figure 9 shows the increase of armour porosity in the emerged zones and the reduction in the submerged zones. Figure 10 shows the normal behaviour in most of the tests, with an increase of armour porosity in both zones.

Influence of roundhead radius at MWL

Maciñeira (2005) analysed the hydraulic stability of the roundheads, protected with conventional double-layer cube armour. Several tests were done in order to study the influence of the roundhead radius at MWL.

These tests concluded that breakwaters with small roundhead radius at MWL showed higher hydraulic stability than expected. In order to define the division between small and large roundheads, Maciñeira (2005) defined the size of roundhead through a dimensionless parameter including wave length and the diameter of the roundhead at MWL. This parameter divided the conventional double-layer cube roundheads in small ($L/R > 3.5$) and large ($L/R < 3.5$).

In the tests presented in this paper, small and large roundheads were tested. In order to check if the small roundheads had a higher or lower hydraulic stability than large roundheads. The relationship between the roundhead radius at MWL and the parameter K_D/I_{rp} was analysed. This parameter characterizes the sea state.

$$K_D = N_s^3 \cot \alpha \qquad I_{rp} = \frac{tg \alpha}{\sqrt{s_{op}}} \qquad \frac{K_D}{I_{rp}} = k \frac{H_s^3}{T_p}$$

In which $N_s = H_s / (\Delta D_{n50}) =$ stability number, $\alpha =$ slope angle, $T_p =$ peak wave period, $H_s =$ significant wave height, $s_{op} =$ wave steepness and $k =$ constant.

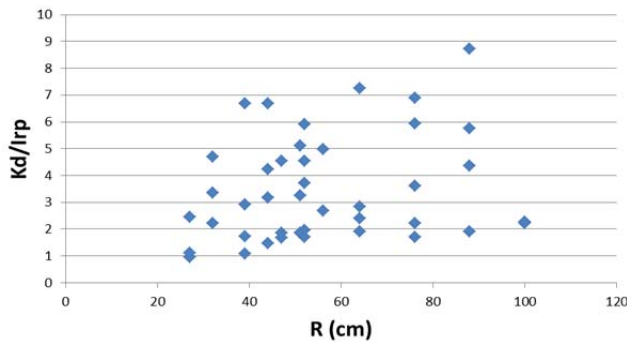


Figure 11. Tests classified with K_D/I_{rp} and roundhead radius at MWL.

Figure 11 shows all the tests performed which covers a wide range of K_D/I_{rp} and R values. Figure 12 shows the same data also classified by L/R ($L/D < 3.5$ and $L/D > 3.5$).

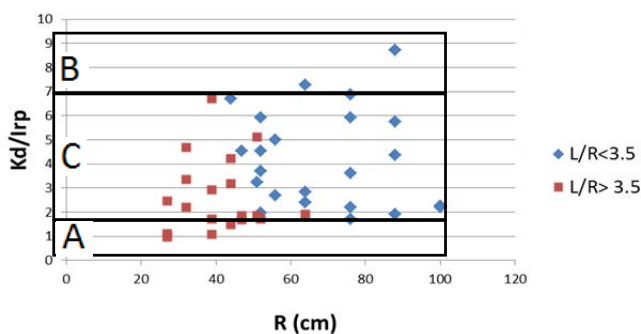


Figure 12. Tests classified with K_D/Irp , R and L/R

Comparing the resisted wave conditions for each roundhead radius at MWL, it was possible to define three different zones. The zone "A" contains only small roundheads and failure was produced with relative low energy waves ($K_D/Irp < 1.9$). The zone "B" contains only large roundheads and failure was produced with relative high energy waves ($K_D/Irp > 5.2$). Finally, the zone "C" contains small and large roundheads; failure was produced with relative medium energy waves ($1.9 < K_D/Irp < 5.2$).

With these preliminary results, it was concluded that small and large roundheads appear to have different hydraulic stability. This fact determinates that it should be valuable to obtain the formula of stability depending on the relative roundhead radius at MWL. This is the next step in the PhD research's work of the first author of this paper.

Conclusions

The roundheads armoured with one single-layer of Cubipod units have a homogeneous behaviour. The failure zone is always located in Sector 3 between $\theta=90^\circ$ and $\theta=135^\circ$. The other sectors only show displacement of isolated Cubipod units.

The sequence of failure is rigid and well defined. The damage starts in the submerged active zone (MWL to MWL- H_s). Here, the first Cubipod units are displaced and this fact generates movements in the units of the emerged active zone (MWL+ H_s to MWL). The units of the emerged active zone have less support and consequently the failure is always located in this zone.

Finally, due to the rigid behaviour of the armour failure function, the evolution of armour porosity is a good indicator of armour damage. The roundhead radius at MWL was found to be a relevant factor to explain the hydraulic stability. It was observed that, for the same waves in certain conditions, roundheads with small radius R have similar hydraulic stability than large roundheads.

References

- Burcharth, H.F., Lykke-Andersen, T. and Medina, J.R. 2010. 'Stability of Cubipod armoured roundheads in short crested waves.' *Proc. of 32nd Int. Conf. on Coastal Engineering*, ASCE, 32(2010), Paper No. 259 / structures.39.
- Corredor, A., Santos, M., Peña, E., Maciñeira, E., Gómez-Martín, M.E. and Medina, J.R. 2013. 'Designing and Constructing Cubipod Armored Breakwaters in the Ports of

-
- Malaga and Punta Langosteira (Spain).¹ [CD-ROM], Proc. Coastal, Marine Structures and Breakwaters 2013, ICE, Edinburgh, UK.
- De Jong, W., Verhagen, H., and Olthof, J. 2005. 'Experimental research on the stability of armour and secondary layer in a single layered tetrapod breakwater', Proc. 29th Int. Conf. on Coastal Engineering 2004, World Scientific, Singapore, Vol. 4, 3520-3529
- Gomez-Martin, M.E., and Medina, J.R. 2007. Cubipod concrete armor unit and heterogeneous packing. Proc. 5th Coastal Structures Int. Conf., World Scientific, Singapore, 140-151
- Lomonaco, P., Vidal, C., Medina, J.R., and Gomez-Martin, M.E. 2010. 'Evolution of damage on roundheads protected with cubes and cubipod armour units'. Proc. Coasts, Marine Structures and Breakwater 2009, ICE-Thomas Telford Ltd., London, Vol. 1, 169-180.
- Maciñeira, E. 2005. 'Determinación de una fórmula para el cálculo de la estabilidad del morro de los diques en talud. Análisis de los distintos factores que intervienen.' PhD Thesis, Universidade da Coruña, Spain.
- Misra, S.K., Driscoll, A.M., Kirby, J.T., Cornett, A., Lomonaco, P., Sayao, O. and Yavary, M. 2009. 'Surface gravity wave interactions with deep-draft navigation channels-physical and numerical modelling case studies'. Proc. of the 31st International Conference on Coastal Engineering 2008, World Scientific, Singapore, 2687-2698.