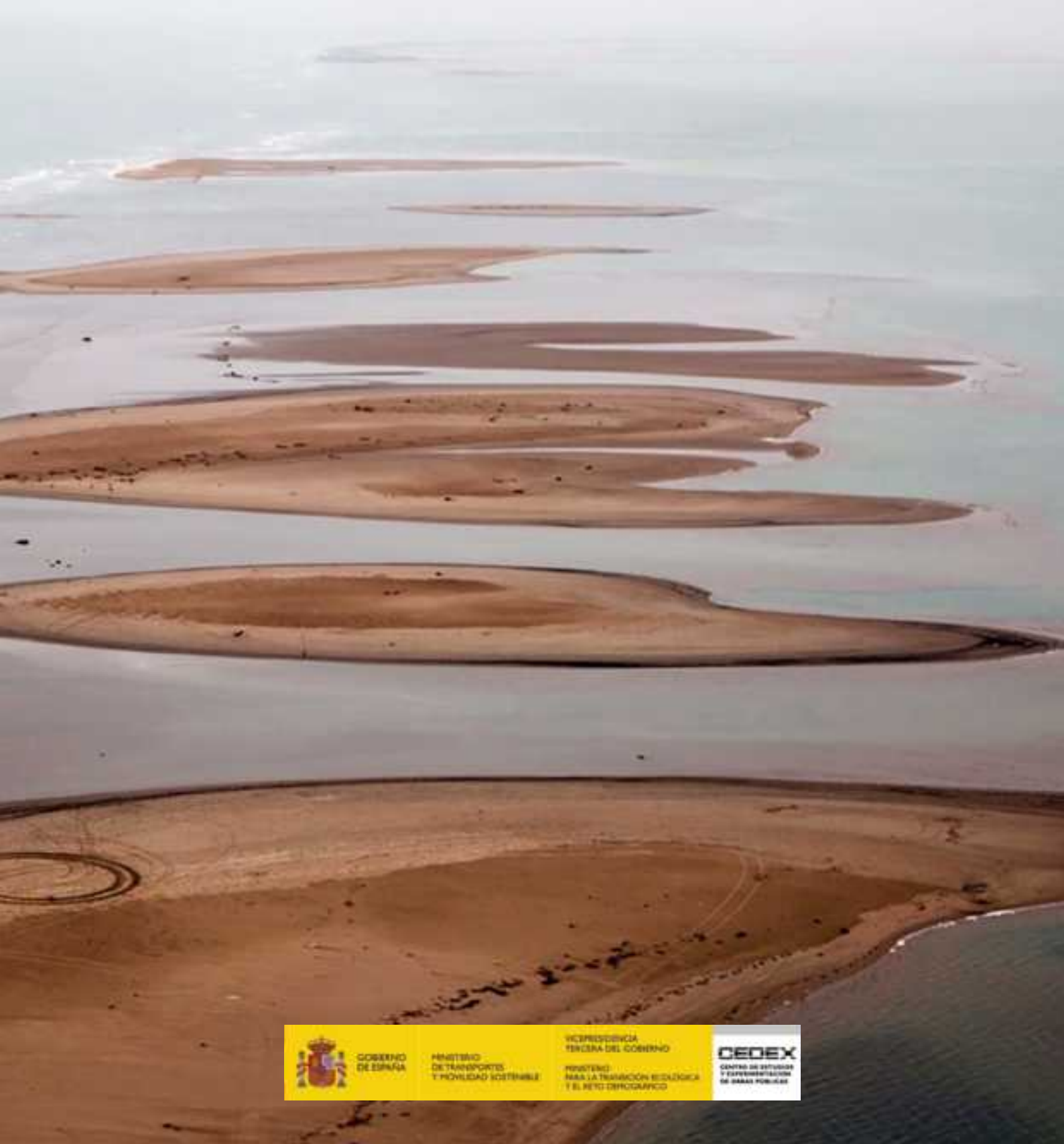


INGENIERÍA CIVIL

Núm.: 205/2025
ISSN: 0213-8468

Cambio climático: subida del nivel del mar y erosión costera



ÁREAS TEMÁTICAS Y TECNOLÓGICAS DE ACTIVIDAD

Aguas

Estructuras y Materiales

Puertos y Costas

**Carreteras, Transporte y
Movilidad**

**Sostenibilidad y Resiliencia
frente al Cambio Climático**

Transición Ecológica

Geotecnia

Interoperabilidad Ferroviaria

**Patrimonio Histórico de Obras
Públicas y Urbanismo**

Economía Circular

**Transferencia de
Conocimiento**





Centro de Estudios y Experimentación
de Obras Públicas

Publicación incluida en el Programa Editorial para 2025



COMITÉ DE REDACCIÓN

Presidente

Miguel González Portal

Vocales

Paula Pascual Bernaldez
José Manuel de la Peña Olivas
Pablo Mira McWilliams
Luis Pujol Terés
Rafael Jiménez Sáez
M.ª Asunción Morales Hortelano
Alfredo Arroyo Puente
Alfonso Luján Díaz

Comisión Asesora

Luis Pujol Terés
José-Carlos Pacheco Díaz

Secretaría

M.ª José de la Fuente Arenas
José-Carlos Pacheco Díaz

REDACCIÓN

Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas
(CEDEX)

C/ Alfonso XII, 3 y 5 - 28014 Madrid
Tels.: (+34) 91 335 72 16 / 72 85/ 73 10

E-mail: ingcivil@cedex.es

El Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas (CEDEX) no se hace responsable de las opiniones, teorías o datos publicados en los artículos de *Ingeniería Civil*, siendo ello responsabilidad exclusiva de sus autores

COORDINACIÓN DE PUBLICIDAD

Cloudbridge SL
Tel.: (+34) 606 30 26 91 | dani@cloudbridge.es

PVP: 12,25 euros

ISSN: 0213-8468 - NIPO papel: 197-24-001-X

ISSN: 2659-7039 - NIPO línea: 197-24-002-5

NIPO HTML: 197-24-009-3

Depósito legal: M-28150-1971

NUESTRA PORTADA:

Flecha del Trabucador después de un temporal, en el delta del Ebro (Fuente: Fernando Valero Gils, Dirección General de la Costa y el Mar, MTERD)



Sumario

Artículos

Erosión costera inducida por la subida del nivel del mar. Evidencias mareográficas

Coastal Erosion Induced by Sea Level Rise. Tidal Evidence

José Manuel de la Peña Olivas

5

Medidas de presión bajo una sección de traviesa sometida a cargas verticales

Pressure Measurements Under a Sleeper Section Subjected to

Vertical Loading

Sagrario Merino, Karima Bendahman

17

Análisis del caudal punta y el volumen de avenida para la evaluación de la seguridad hidrológica de presas

Analysis of Flood Peak and Volume for Hydrological Dam Safety Assessment

Ana I. Requena, Antonio Jiménez Álvarez, Celia García

25

Influencia en mezclas bituminosas en caliente del empleo de aditivos fabricados a partir de polímeros reciclados y de residuos

Influence and Applications of Different Waste Materials and Recycled Polymers as Additives for Hot Asphalt Mixtures

Belén Enciso Ramos, María Sánchez Pallarés, Rafael Jiménez Sáez

45

Procesos de atrapamiento desarrollados en la captura de CO₂ en areniscas

Trapping Processes Developed in the Capture of CO₂ in Sandstone

Lucía Nogueira Pardal

57

Curvas momento-curvatura de secciones de hormigón confinadas por estribos rectangulares

Moment-Curvature Curves of Concrete Sections Confined by Rectangular

Stirrups

Juan José Hernández Santana

79

Exposiciones

Agustín de Betancourt, en clave de admiración

Jaime Quevedo Soubriet

92

Ediciones del CEDEX

93

Normas de redacción

También disponibles en la página web del CEDEX: <http://cedex.es>

98



Ingeniería Civil,
por su compromiso
con la innovación y
la transferencia
de conocimiento.

Puertos y Costas

Líneas de Actividad

Planificación y Gestión de
la Costa y el Mar

Estudio de Actuaciones en
la Costa y el Mar

Monitorización Costera y
Marina

Medio Ambiente Marino

.....

Fields of Activity

*Planning and
Management for Coastal
Zones and Sea Waters*

*Studies of Actions on
Coastal Zones and Sea
Waters*

*Coastal and Maritime
Monitoring*

Marine Environment

*Experimentation and Port
Studies*

Vista aérea desde arriba de la hermosa costa atlántica
con aguas turquesas cristalinas y playa de arena,
de Airpixel (Fuente: Shutterstock)

Más información en

<http://www.cedex.es>

CEDEX

Centro de Estudios y Experimentación
de Obras Públicas

Erosión costera inducida por la subida del nivel del mar. Evidencias mareográficas

Coastal Erosion Induced by Sea Level Rise. Tidal Evidence

José Manuel de la Peña Olivas^{1*}

Resumen

La subida del nivel del mar debido al cambio climático provoca una pérdida de playa, o erosión. En la mayoría de los trabajos esto se estudia a futuro; pero, en este artículo se analiza cual es esa subida que señalan los mareógrafos para la costa mediterránea española hasta el momento y su tasa a futuro próximo que indican los datos. A continuación, con los datos disponibles se determina la tasa erosiva que esos datos provocan en las playas levantinas peninsulares.

Palabras clave: Subida del nivel del mar, erosión en playas, cambio climático, predicciones del nivel del mar, evolución de la costa.

Abstract

The sea level rise due to climate change causes a loss of beach, or erosion. In most of the works this is studied in the future; but, in this article, we analyse the rise indicated by the tide gauges for the Spanish Mediterranean coast so far and its rate in the near future, as indicated by the data. Then, with the available data, the erosion rate that these data cause on the peninsular Levantine beaches is determined.

The sea level rise due to climate change causes a beach loss, or erosion. In most works this is studied in the future; But this paper analyses but in this article the rise that the tide gauges indicate for the Spanish Mediterranean coastline so far and its rate in the near future indicated by data. Next, with the available data, the erosion rate that these data cause on the peninsular Levantine beaches is determined.

Keywords: Sea level rise, coastal erosion, climate change, sea level forecasts, evolution of the coastline.

1. INTRODUCCIÓN

Durante tiempo, artículos, informes, periódicos, etc., nos han ido diciendo, en ocasiones casi amenazando, que el mar iba a subir y nos iba a inundar, como si estuviésemos metiendo más agua a la piscina; todo ello debido al cambio climático. Los más escépticos dicen que eso no existe: es una invención de mentes calenturientas; otros que el cambio climático siempre ha existido, etc.; otros al fin dicen que eso es cosa de los políticos y... a seguir viviendo. Para todos ellos van dedicadas estas pequeñas líneas, para aquellos que no crean que estamos transformando el clima y la tierra misma y la vamos a dejar como “unos zorros” para nuestros hijos, nietos, bisnietos, etc., que aparte de ser una temeridad es una estupidez: porque lo crean o no está pasando irremisiblemente.

2. OBJETIVO

Cuando se realiza un estudio de costas siempre se introduce el apartado de cambio climático y previsiones de subida del nivel del mar; indicando los horizontes de subida que se debe considerar; y ninguno introduce en la valoración de la evolución de la costa este componente, dejándose para ese horizonte, para ese futura que parece que no ha llegado

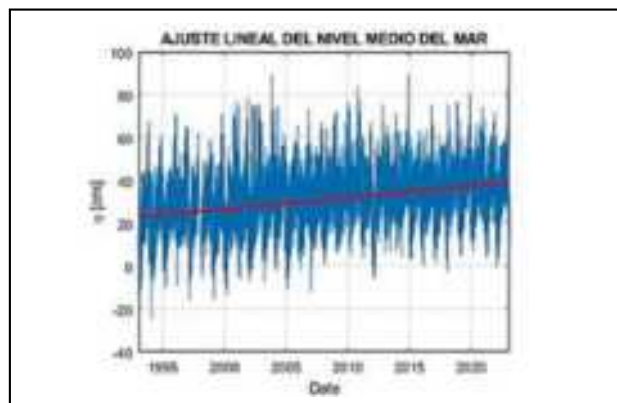


Figura 1. Serie temporal y tendencia del nivel medio del mar en Barcelona según mareógrafo de Puertos del Estado.

todavía; pero los datos que se manejan de los mareógrafos no indican eso. Así, por ejemplo, el nivel del mar en la costa barcelonesa del Maresme ha experimentado una subida en 30 años de datos, casi dos ciclos metónicos², una tendencia ascendente en ese periodo (1993-2023 de 16 cm, figura 1); esto es, una subida media de 5 mm año.

Todo ello está indicando que no es un horizonte el que debe tomarse sino el presente y pasado para conocer cuánto de la erosión de la costa se debe a esta subida y no achacarlo a otros factores, que puede que tengan responsabilidad de otro tanto.

* E-mail: jose.m.pena@cedex.es

¹ Doctor ingeniero de caminos, canales y puertos. Responsable del Área de Costas del Centro de Estudios de Puertos y Costas (CEPYC), del CEDEX.

² Común múltiplo aproximativo de los periodos orbitales de la Tierra y de la Luna.

La intención de este trabajo es poner de manifiesto que esa subida no es que se vaya a producir, sino que se está produciendo y en unos niveles que, dejando aparte lo alarmante de ello, deben tenerse en cuenta a la hora de evaluar la erosión que produce en las playas.

Para ello, el primer paso a dar es conocer el estado del arte de las predicciones de subida del nivel del mar debido al cambio climático, que llevan más de un siglo realizándose, y se presentan las diversas curvas de predicción de la subida hasta la actual.

El siguiente escalón es ver los datos de las diversas redes de medida existentes en la costa mediterránea española y periodos de datos. Posteriormente se analiza cada una de ellas y se calcula la tendencia media de subida. A continuación, con esa subida media y con la pendiente media en playas, según fachada litoral, se determina la tasa erosiva que debe considerarse y achacar a la subida del nivel del mar debido al cambio climático.

Tras un análisis de los errores y simplificaciones, se comparan los datos observados con los datos “oficiales” para obtener las desviaciones que se están produciendo en las curvas globales de predicción.

3. ANTECEDENTES Y ESTADO DEL ARTE

Para tratar de los antecedentes y conocimiento actual de la subida del nivel del mar debido al cambio climático debido al efecto producido por los gases de efecto invernadero se ha seguido la metodología que hemos presentado en otros trabajos (Peña y Sánchez, 2018 y 2020; Peña 2022). Para ello primeramente se da un breve repaso de lo que se conoce como cambio del nivel de mar y sus diferentes tipos; a continuación se trata de las predicciones de esta subida que se han ido haciendo a lo largo de la historia hasta la actualidad; y, finalmente, se trata de los modelos más comunes que se tiene para conocer la respuesta que tiene la costa flexible ante este fenómeno que va a servir para determinar la erosión que se va produciendo en las playas debido a esta subida que hoy en día parece imperceptible, pero que es real.

3.1. Cambios de nivel del mar

A lo largo de la dilatada historia de la Tierra, el nivel del mar ha estado oscilando continuamente. Estos cambios o variaciones del nivel del mar respecto a la masa sólida de la tierra se conocen como eustáticos. Como escribe Fairbridge (1961): “Cambios en los niveles del mar los ha observado el hombre desde la antigüedad más temprana y la literatura está llena de datos no correlacionados...”. Pero, como también dice este autor, los cambios eustáticos a largo plazo solamente se pueden determinar mediante una toma de datos a lo largo de todo el mundo.

Fairbridge (1961) indica que las cuatro hipótesis teóricas existentes no excluyentes para explicar la variación de la línea de costa son:

- I. Hipótesis de la flexión continental: Supone que las márgenes continentales están continuamente creciendo con una subsidencia de las cuencas adyacentes, que es una parte integral de la teoría de la isostasia.

- II. Hipótesis de la margen oscilante: Los continentes están sometidos a oscilaciones lentas en las regiones costeras; pudiéndose elevar una costa mientras que se hunde otra.
- III. Hipótesis geodésica: Considera la posibilidad de los cambios en el movimiento y forma de la Tierra como una unidad. Estos cambios pueden ser debidos a la rotación de la Tierra, fuerzas gravitacionales, etc. que pueden producir pequeños cambios en la velocidad angular de la tierra, momento de inercia, etc.
- IV. Hipótesis eustática: Tiene en cuenta el cambio del nivel del mar respecto a los continentes. Para ello consideran diferentes causas como la forma de los océanos, el volumen de agua, etc. Por tanto, hay que tener en cuenta que existe más de un tipo de eustatismo, siendo los más relevantes los siguientes:

1. *Glacio eustatismo*: Es la variación total del nivel del agua de los océanos por cambios climáticos, especialmente temperatura, siendo los principales los que representan la alternancia de las glaciaciones e interglaciaciones en los que el agua congelada se acumula en los continentes, reduciéndose el agua líquida en las cuencas oceánicas que provoca un descenso del nivel del mar en el periodo glacial y, tras él, el aumento de temperatura provoca el efecto contrario, elevándose el nivel del mar y, en mucha menor medida, los continentes al reducirse la presión sobre ellos.
2. *Termo eustatismo*: Se produce debido a los cambios de temperatura del agua de mar y, por tanto, su densidad. Así, por ejemplo: si la temperatura del agua pasase de 0 ° a 4 °C (con una salinidad del 3,5 %) la densidad cambiaría de 1,02811 a 1,02778, y si suponemos (Fairbridge, 1961; Bruun, 1962) la masa de agua total en 1370.106 km³ y la superficie de los océanos 360.106 km²; la bajada del nivel del mar, en este caso, se situaría en 1,22 m aproximadamente, por este concepto. A partir de esta temperatura, la densidad disminuiría y, por tanto, el nivel del mar subiría en esa proporción.
3. *Tecto eustatismo*: Son todos los fenómenos y deformaciones tectónicas que producen un cambio en los fondos marinos y en los continentes, tales como; elevación de cordilleras, subsidencia, etc. Pueden ser de cuatro tipos básicos:
 - a) Local: Por ejemplo, una erupción volcánica.
 - b) Lineal: Por ejemplo, debido a pliegues y trincheras orogénicas.
 - c) Regional: Como el colapso de una zona.
 - d) Oceánico: Cuando afecta a toda una zona oceánica o de mar.
4. *Sedimento eustático*: Debido al incremento de sedimentos, causando desplazamientos del agua. Puede ser de sedimentación pelágica o terrígena.
5. *Otros procesos eustáticos*: Como por ejemplo el aumento de la cantidad de agua por aportación de las erupciones volcánicas.

Todas estas hipótesis pueden ser de aplicación, al menos parcialmente, aunque la cuarta de ellos, eustática, es la de más amplia aplicación, mientras que las hipótesis geodésicas y tectónicas no son de aplicación universal; variando

de región a región. Pero, aunque nos centremos en una de las hipótesis y causas, se debe tener siempre presente el resto de los factores a la hora de hacer una evolución, como dice Fairbridge (1961). Dentro de estas consideraciones hay que también conocer los ciclos meteorológicos (Fairbridge, 1961; Bruun, 1962; Losada *et al.*, 2007), que según su periodo se clasifican en:

- **Cortos:** 11, 22, 40, 80, 189 y 567 años debido a manchas solares, fenómenos geomagnéticos, movimiento relativo de los planetas (Tierra-Luna-Sol), etc.
- **Medios:** 570 años (oscilación eustática), 1.600-1.700 años (tercer armónico).
- **Largos:** 21.000, 40.000 y 92.000 años, controlan las variaciones absolutas y hemisféricas en la radiación solar efectiva.

Una vez conocido, *grosso modo*, los factores que producen una variación relativa entre el mar y la tierra que hacen que la línea de orilla se desplace, hay que considerar que dentro de estos factores se encuentra el “cambio climático” producido por la actividad humana con un incremento de la temperatura, efecto invernadero, que hacen activar aún más los factores que producen el eustatismo.

3.2. Predicciones de cambios del nivel del mar

Para conocer el desplazamiento hacia tierra de la línea de costa, una vez conocido los fenómenos que lo provocan, hay que saber cuánto ha subido y cuánto se tiene previsto que suba debido al “cambio climático” producido por la actividad humana.

La detección del incremento del nivel medio del mar. Dean (1991), en su trabajo sobre este mismo tema, escribe:

“Con el documentado incremento de dióxido de carbono y otros tipos de gases en la atmosfera, una considerable investigación durante la última década se ha centrado en el efecto invernadero y su impacto futuro en el cambio climático mundial y el cambio eustático del nivel del mar...”

Y hace referencia a diversos datos que determinaban el incremento del nivel del mar, todo ellos locales, en las costas

americanas; pero, indican a las claras que este problema ya se había detectado en el pasado reciente. Así, muestra el aumento del nivel del mar detectado en la costa de EE. UU. hasta 1986 en dos franjas de tiempo, que se muestra en la tabla 1.

Tabla 1. Valores de la subida del nivel del mar en las costas de EE. UU. (Dean, 1991)

Zona	Periodo (años)	
	1940-1962 (mm)	1962-1986 (mm)
Costa este	3,4	1,8
Golfo de México	2,7	3,0
Costa oeste	3,0	1,3
Costa de Florida	2,2	1,3

Añade a estos datos las predicciones que entonces manejaba el gobierno americano (National Research Council, 1987) de diversos estudios de Hoffman *et al.* (1983), cuyo resumen se presenta en la tabla 2.

Tabla 2. Estimación de la subida del nivel del mar en cm (National Research Council, 1987)

Investigador/ límites	Años				
	2000	2025	2050	2075	2085
Hoffman <i>et al.</i> (1986)					
Inferior	3,5	10	20	36	44
Superior	5,5	21	55	191	258
Hoffman <i>et al.</i> (1983)					
Inferior	4,8	13	23	38	
Medio inferior	8,8	26	53	91	
Medio superior	13,2	39	79	131	
Superior	17,1	55	117	212	

Estas estimaciones se pueden comparar con las actuales previsiones del sexto informe (IPCC AR6 Sea Level Projection, 2021), para ello se ha incorporado las estimaciones extremas de Hoffman de 1986 que aparecen en la tabla 2, en la gráfica de estimación de subida del nivel del mar que contiene el sexto informe (figura 2). Como puede apreciarse, las previsiones actuales son algo más cautas, o inferiores, a las que aparecían en los primeros tiempos (Dean, 1991); si bien, en ellos, parece que se refiere a las



Figura 2. Variaciones del nivel medio global del mar estimadas para diferentes escenarios de emisión de gases de efecto invernadero en el que se ha incluido las predicciones de Hoffman *et al.*, 1986 (Fuente grafica original: Informe Grupo de Trabajo I del IPCC, 2021).

costas de EE. UU., como se ha escrito, mientras que las previsiones actuales son globales, no centrados en un continente. En todo caso, estos datos muestran que ya en el pasado reciente se había detectado y estudiado este fenómeno de subida del nivel del mar debido al cambio climático por el efecto invernadero por la emisión de gases contaminantes. Tal es así que Dean (1991) muestra datos tomados en EE. UU. de las variaciones del nivel del mar desde 1880 que indicaban una subida de nivel, presentaba una inflexión en ella en 1932, a partir de ella aumenta la tendencia de crecimiento de la subida del nivel del mar.

Si se considera la información sobre proyecciones proporcionada por la herramienta de proyección de nivel del mar del sexto informe del IPCC desarrollada por la NASA³, los valores que se obtienen para las proyecciones en las costas de Alicante para 2050 y 2100 se muestran en la tabla 3, donde se presentan los valores medios y límites inferior y superior del intervalo de confianza del nivel medio global del mar actual y a medio y largo plazo para cada escenario

Tabla 3. Valores medios y límites inferior y superior del intervalo de confianza del nivel medio del mar actual y a medio y largo plazo en Alicante

Escenarios		SSP2-4.5			SSP5-8.5		
Cuantiles NMM (m)		Q5	Q50	Q95	Q5	Q50	Q95
Años	2050	0.07	0.18	0.34	0.09	0.21	0.37
	2100	0.21	0.47	0.91	0.40	0.68	1.21

4. MODELOS DE RESPUESTA DE LA LÍNEA DE COSTA

Una vez conocida la subida del nivel del mar en cada momento, pasado o futuro, habría que determinar qué retroceso se ha producido o puede esperarse con ella. Para eso se utilizan los llamados modelos de respuesta que intentan calcular y predecir el retroceso que se produce cuando en una playa la superficie del mar se eleva debido al cambio climático (figura 3).

Básicamente, existen tres modelos que aproximan a conocer cómo va a ser la respuesta de la línea de costa y el perfil de playa, siendo éstos:

- Regla de Bruun (1962)
- Dean (1987)
- Kriebel y Dean (1993)

³ <https://sealevel.nasa.gov/ipcc-ar6-sea-level-projection-tool>

El primero de ellos es válido cuando la costa es flexible y la subida del nivel del mar es progresiva, de tal manera que los procesos permitan a la costa adaptarse en todo momento, casi de manera continua. El segundo, es una variante del primero que tiene en cuenta la variabilidad natural del oleaje y del sedimento. El tercero, se determinó para ver la penetración del mar cuando existe un temporal y por tanto el mar se eleva; lo que podría asimilarse cuando lo que se produce es más veloz que lo que tiene en cuenta el primero de ellos. Todos estos modelos consideran que únicamente es el transporte transversal de sedimentos el causante de la respuesta del perfil de playa al cambio del nivel del mar; aunque todos ellos son compatibles con un movimiento longitudinal de sedimentos, si bien podría causar cambios en la posición de la línea de costa (Dean, 1991). En ellos se determina la penetración del mar sobre la tierra y la transformación del perfil de playa.

A continuación, se da un repaso de cada uno de ellos para conocer cómo se calcula esa erosión, o retroceso, de la costa.

4.1. La regla de Bruun (1962)

En 1962 Per Bruun presentó por primera vez en su trabajo “Sea level rise as a cause of shore erosion”, una relación entre la subida del nivel del mar y la recesión en la línea de costa que se producía por este efecto. Este trabajo hoy en día ha sido matizado y ampliado. Sin embargo, durante décadas se ha considerado un referente importante en la ingeniería de costas, estando hoy en día en pleno uso para los técnicos por su facilidad de uso y entendimiento físico del problema planteado.

Bruun, al estimar la erosión a largo plazo en las playas de Florida, supuso que la erosión era debida a la subida del nivel del mar respecto a la tierra. El método de Bruun asume que el perfil se mueve sin cambiar su forma y que no requiere una forma específica para el perfil de equilibrio. Considera que la costa está en equilibrio cuantitativo, esto es; la misma cantidad de material que entra es la que sale. Se supone que con la elevación del agua se produce una erosión, para restablecer el equilibrio original del perfil, todo él debe moverse hacia la costa en la misma distancia que se ha producido la recesión hasta la profundidad de cierre. Para conocer el estado final hay que realizar el balance entre lo erosionado y depositado del perfil (figura 4).

Al producirse una subida del nivel del mar, A, la cantidad de material por unidad de longitud necesaria para reestablecer la elevación del fondo sobre una distancia, B,

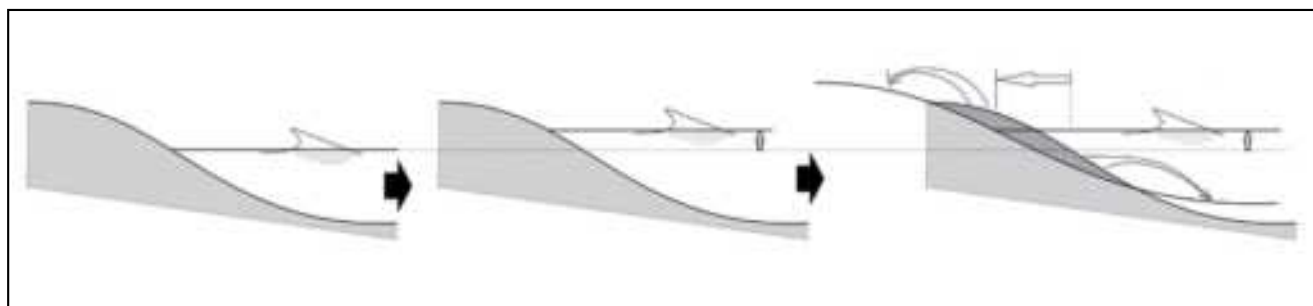


Figura 3. Proceso de transformación y retroceso del perfil de playa cuando sube el nivel del mar.

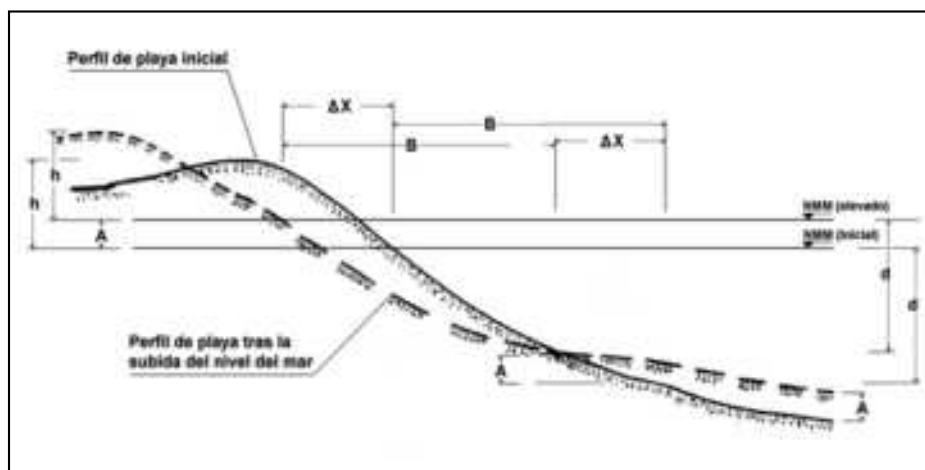


Figura 4. Variables utilizadas en la regla de Bruun para determinar la erosión costera debido a la subida del nivel del mar.

hacia el mar desde la línea de orilla sería AB. La longitud B es la distancia medida perpendicular a la línea de costa hasta la profundidad, d, a partir de la cual no hay movimiento significativo de sedimento.

El volumen de arena por unidad de longitud, AB, se obtiene por la erosión del perfil. El retroceso de la orilla ΔX se determina por un balance sedimentario entre el volumen AB con el área entre los dos perfiles. Esta área está dada por $\Delta X (h+d)$ y representa la cantidad de arena necesaria para restablecer el perfil original, siendo h la altura de la berma. Igualando los dos volúmenes da:

$$AB = \Delta X (h + d) \rightarrow \Delta X = \frac{AB}{(h+d)} \quad [1]$$

Esta ecuación requiere conocer la profundidad, d, y la distancia B. También se puede poner la ecuación de la forma siguiente

$$\Delta X = \frac{AB}{(h+d)} = \frac{A}{\tan \theta} \quad [2]$$

Siendo $\tan \theta$ la pendiente promedio sobre el perfil activo.

También podría determinarse esta recesión de la costa cuando se considere perfiles teóricos (Weggel, 1979). Así si se considera un perfil parabólico tipo Bruun-Dean de la forma:

$$y = C x^n \quad [3]$$

El retroceso de la costa ΔX ante una elevación A del nivel del mar sería:

$$\Delta X = \frac{A \left(\frac{d}{C} \right)^{\frac{1}{n}}}{(h+d)} \quad [4]$$

O si el perfil es del tipo exponencial:

$$y - y_0 = D e^{-ax} \quad [5]$$

En este caso, el retroceso de la costa ΔX ante una elevación A del nivel del mar sería:

$$\Delta X = \frac{A - \frac{\ln \left(1 - \frac{y_0}{D} \right)}{a}}{(h+d)} \quad [6]$$

A la regla de Bruun se le han hecho más modificaciones y aplicaciones, como las que muestra Dean (1991). Siendo relevante la desarrollada por Dean y Maurmeyer (1983), cuando es una playa barrera con una laguna litoral (figura 5), siendo el retroceso de la costa ΔX ante una elevación A del nivel del mar:

$$\Delta X = A \frac{(B_L + W + B)}{(d + d_L)} \quad [7]$$

4.2. Dean (1987)

Este método se basa en los principios o premisas de la regla de Bruun. Tiene en cuenta la variabilidad natural del oleaje y del sedimento, y también contempla la posibilidad que este último tenga un movimiento hacia la costa. Considera tres características:

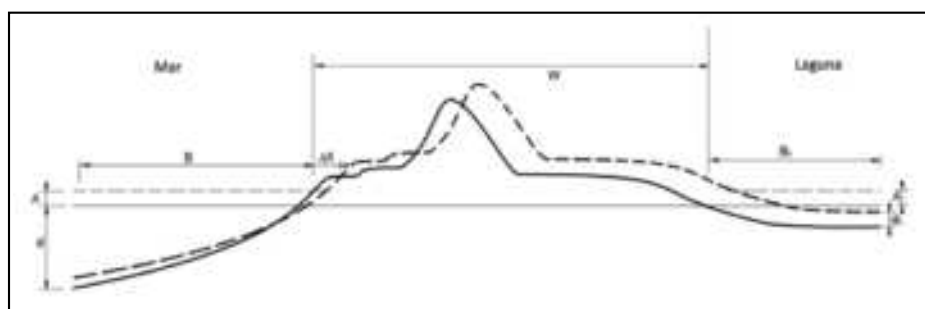


Figura 5. Aplicación de la regla de Bruun para una playa barrera de una laguna litoral según Dean y Maurmeyer (1983).

1. Los sedimentos tienden a clasificarse en el perfil, con los más gruesos en el estrán.
2. El oleaje es variable con las mayores energías concentradas durante los temporales menos frecuentes.
3. El sedimento es activo en toda la plataforma continental; pero en aguas profundas es menos intenso y frecuente.

Estos principios hacen que la profundidad de cierre, o límite del sedimento que considera la regla de Bruun, no se tenga en cuenta. El modelo también estima que puede producirse movimientos de sedimento hacia tierra y que una partícula está en equilibrio con un determinado nivel del agua y con la subida de ese nivel la partícula tenderá a un nuevo equilibrio debido a dos procesos:

1. Erosión de la línea de orilla migrando el grano de arena hacia arriba para restaurar el equilibrio.
2. La partícula se mueve hacia tierra hacia una profundidad menor. La ecuación que gobierna este proceso es:

$$\frac{dZ}{dt} = \frac{dA}{dt} = \frac{\partial Q_s}{\partial x} + \text{fuente} + \text{efecto de suspensión} \quad [8]$$

4.3. Kriebel y Dean (1993)

Estos autores presentaron en la revista del ASCE (American Society of Civil Engineers) un método analítico simple apropiado para cálculos preliminares de erosión, en función del tiempo, en dunas y playas y debido a temporales costeros importantes. Lo llamaron el Método de Circunvolución, y predice la respuesta de un perfil de playas al variar las condiciones del nivel del mar y del oleaje. El método se basa en la observación de las playas sometidas a erosión continuada por el oleaje y tienden hacia una forma de equilibrio de una manera exponencial. Como resultado, la respuesta de un perfil en el tiempo, ante la presencia de un temporal, puede ser expresado en forma de integral de circunvolución, partiendo de un estado inicial liso o plano, de la forma siguiente:

$$R(t) = \frac{R_\infty}{T_s} \int_0^t f(\tau) e^{-\frac{(t-\tau)}{T_s}} d\tau \quad [9]$$

Donde (figura 6): R_∞ = erosión máxima del perfil, que ocurriría si el temporal durase un tiempo suficiente, por lo que, en el caso de subida del nivel del mar debido al cambio climático, se puede considerar permanente y, por tanto, sería el alcance esperado. T_s = escala de tiempo de erosión, tiempo que tarda el perfil en alcanzar el 63 % del retroceso. τ = tiempo de demora.

La ecuación anterior sugiere que la respuesta del perfil de playa se retrasará respecto a las fuerzas erosivas (oleaje y subida del nivel del mar) y se reducirá respecto a la máxima erosión potencial. Consideraron la respuesta de la playa para una idealizada subida del nivel del mar por temporal del siguiente tipo:

$$f(t) = \sin^2(\sigma t) \quad \text{para } 0 < t < T_D \quad [10]$$

Siendo T_D la duración total de la subida y bajada del nivel del mar por el temporal, que, para la subida del nivel del mar debido al cambio climático, solamente se considera subida.

Analizaron la respuesta de un perfil de equilibrio cuando se producía un temporal que generaba una elevación del nivel del mar, S , y había una profundidad de rotura h_b . Utilizaron el perfil de equilibrio de Dean (1977 a 2002), tanto en el caso de pendiente infinita en la línea de orilla:

$$x = \left(\frac{h}{A}\right)^{\frac{3}{2}} \quad [11]$$

Como con la berma en pendiente [12]:

$$\begin{aligned} x &= x_0 + \left(\frac{h}{A}\right)^{\frac{3}{2}} & \text{si } h > h_T \\ x &= \frac{h}{m} & \text{si } h < h_T \end{aligned}$$

Siendo: $x_0 = h_T/3m$, distancia de la línea de orilla al origen virtual de la forma del perfil de equilibrio cóncavo, donde $h_T = 4A^3/9m^2$ es la profundidad a la cual la pendiente lineal es tangente al perfil cóncavo.

Para este segundo caso, se supone un perfil inicial de playa cuya pendiente en aguas someras m se prolonga hasta la altura de berma, permaneciendo horizontal la playa seca a partir de alcanzar la altura de berma B . Se asume que la berma se erosiona sin cambiar la pendiente. Además, la conservación de la arena requiere que $V_1 + V_2 = V_7 + V_8$ (figura 7).

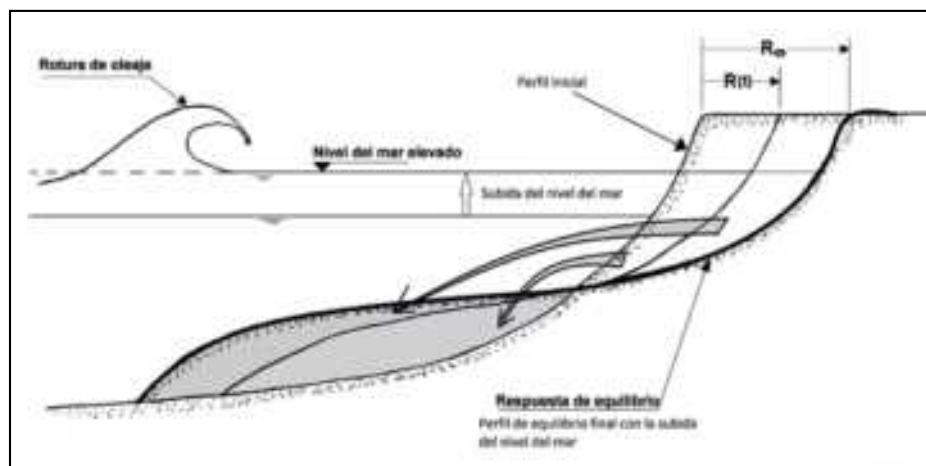


Figura 6. Definición de la respuesta del perfil de playa, según Kriebel y Dean (1993).

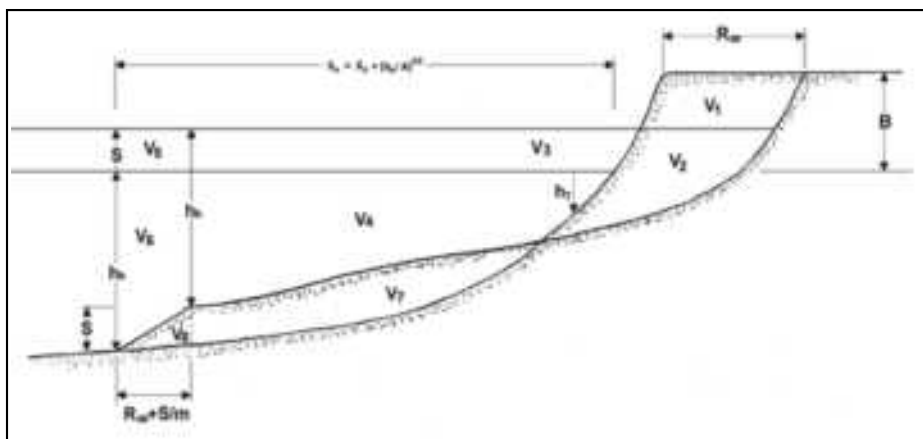


Figura 7. Esquema de modificación de un perfil con berma en pendiente para un temporal con una sobreelevación, set-up, \$S\$, según Kriebel y Dean (1993).

El retroceso que se produce de la línea de orilla (erosión) en la playa hacia la tierra debido a la sobreelevación y cambio de perfil correspondiente vendría dado por:

$$R_{\infty} = \frac{S \left(x_b - \frac{h_b}{m} \right)}{B + h_b - \frac{S}{2}} \quad [13]$$

Con:

$$x_b = x_0 + \left(\frac{h_b}{A} \right)^{\frac{3}{2}} \quad [14]$$

Para condiciones de temporal severo, donde \$h_b\$ es grande, \$x_0\$ es prácticamente 0 y siendo: \$h_b\$ = Profundidad en rotura, \$S\$ = set-up, \$B\$ = Altura de berma, \$R_{\infty}\$ = retranqueo de la playa en temporal, \$m\$ = Pendiente de la playa, \$A\$ = Parámetro de Dean = \$2,25 (w^2/g)^{1/3}\$, \$w\$ = Velocidad de caída del sedimento.

Este método tiene el inconveniente de que, al ser ideado para una subida temporal del nivel del mar, hay que adaptarlo a un caso donde se considera ésta permanente.

Por ello, lo más frecuente es utilizar la llamada “regla de Bruun” para determinar el alcance del mar al subir su nivel; usando sus variaciones para situaciones y casos singulares.

5. DETERMINACIÓN DE LA SUBIDA DEL NIVEL DEL MAR ACTUAL

Para aproximarse a conocer la subida del nivel del mar actual hay que recurrir a una red de mareógrafos. En este caso, se ha utilizado REDMAR, que es la Red de Mareógrafos de Puertos del Estado. Las estaciones más antiguas proporcionan datos desde julio de 1992. En la actualidad esta red cuenta con más de 30 estaciones a lo largo de las costas españolas. De todo el conjunto de ellas, se han tomado los datos de los mareógrafos de la costa mediterránea española.

5.1. Red de mareógrafos y datos de niveles del mar

La red de mareógrafos que se ha utilizado (figura 8) está compuesta por todos aquellos que se encuentran en la cuenca mediterránea española, siendo estas las siguientes



Figura 8. Mareógrafos de Puertos del Estado en la cuenca mediterránea española (Fuente: Puertos del Estado).

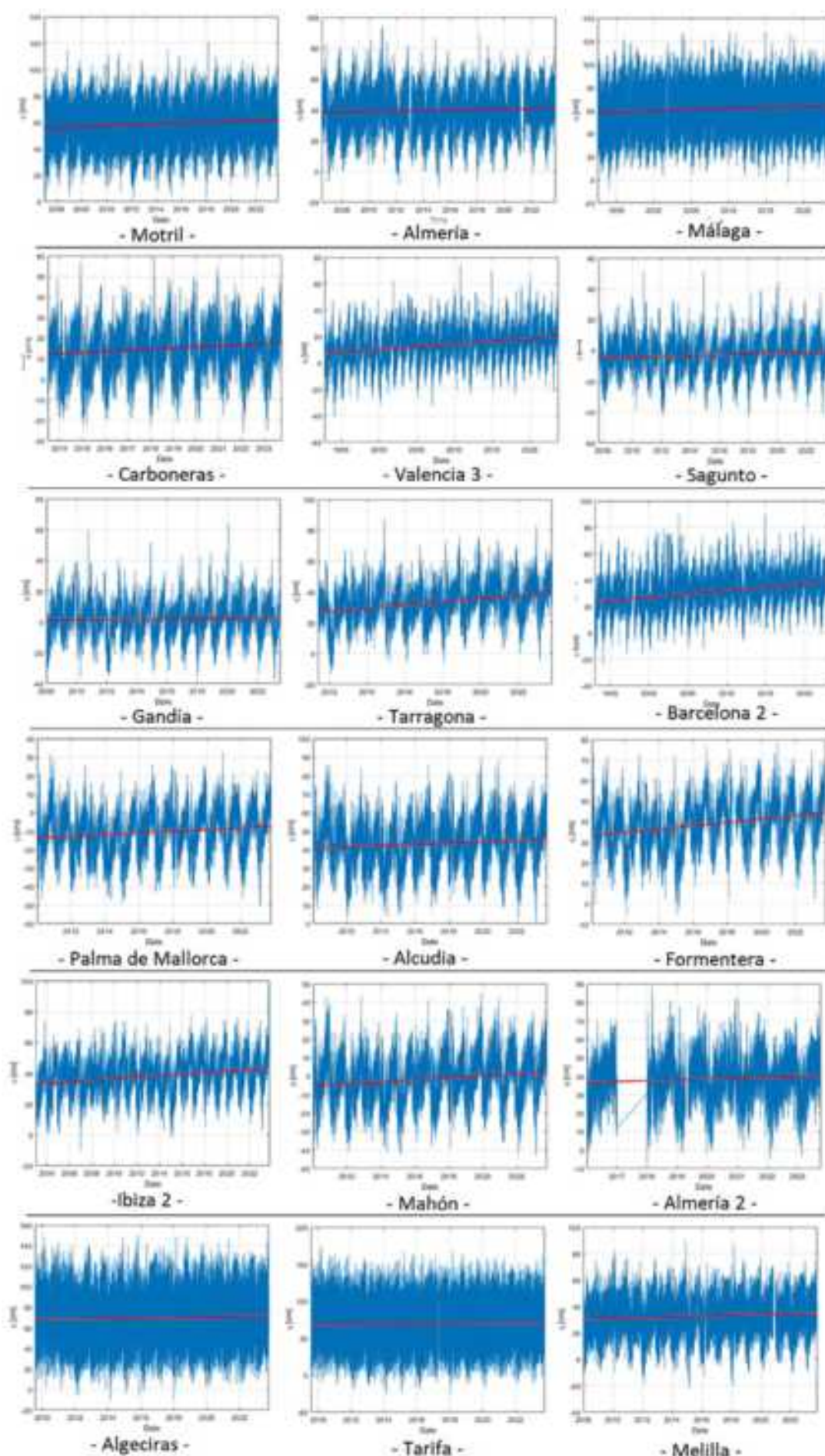


Figura 9. Ajuste lineal de las series temporales de mareógrafos.

estaciones: Motril 2, Almería, Málaga 3, Carboneras, Valencia 3, Sagunto, Gandía, Tarragona, Barcelona 2, Palma de Mallorca, Alcudia, Formentera, Ibiza 2, Mahón, Almería 2, Algeciras, Tarifa, y Melilla.

Cada una de estas estaciones se ha extraído la serie temporal y sobre ella se ha realizado un ajuste lineal, cuyo gráfico se muestra en la figura 9.

De cada uno de los mareógrafos se ha extraído: Período de toma de datos, series temporales totales, discretización entre marea astronómica y residual, distribución de probabilidad, ajuste normal, tendencia del nivel medio total del mar.

Los resultados se muestran en la tabla 4:

Tabla 4. Mareógrafos de Puertos del Estado en el Mediterráneo (período de actividad, y tendencia total y anual)

Período	Años	Mareógrafo	Puerto	Subida total (cm)	Subida anual (cm/a)
2005-2023	18,78	3543	Motril 2	6,16	0,33
2006-2023	17,29	3545	Almería	2,14	0,12
1992-2023	31,30	3546	Málaga 3	5,75	0,18
2013-2023	10,30	3547	Carboneras	5,63	0,55
1992-2023	31,04	3651	Valencia 3	12,54	0,40
2007-2023	16,12	3655	Sagunto	4,13	0,26
2008-2023	15,52	3656	Gandía	1,42	0,09
2011-2023	12,37	3756	Tarragona	12,52	1,01
1993-2023	30,12	3758	Barcelona 2	15,95	0,53
2010-2023	13,78	3851	Palma de Mallorca	6,11	0,44
2010-2023	13,78	3853	Alcudia	4,68	0,34
2010-2023	13,73	3855	Formentera	11,17	0,81
2003-2023	20,79	3856	Ibiza 2	9,85	0,47
2010-2023	13,78	3860	Mahón	7,41	0,54
2016-2023	7,78	3548	Almería 2	3,40	0,44
2009-2023	14,23	3541	Algeciras	3,27	0,23
2009-2023	14,23	3540	Tarifa	1,72	0,12
2008-2023	15,78	3510	Melilla	4,55	0,29
Incremento medio anual: 0,40 cm/a					

Hay que hacer constar que, en ciertos mareógrafos, como el de Tarragona, existen problemas de exactitud en la fijeza de los aparatos y, por tanto, se debe tomar la medida como cualitativa, más que cuantitativa, ya que es posible existan errores de posición relativa. No obstante, este trabajo, pretende analizar la tendencia del conjunto de medidas a lo largo de la costa mediterránea española.

5.2. Resultados y análisis

Los resultados que muestran las series temporales y sus ajustes lineales del nivel medio del mar (figura 8) muestran una tendencia generalizada a una subida del agua en las costas mediterráneas; pero, esta elevación es desigual: si se toma el valor medio anual, se observa que, los 18 puntos de medida, se distribuye su incremento en los intervalos que aparecen en la tabla 5. Si de ella se eliminasen los datos extremos dispersos (oscuros en la citada tabla), el valor medio de incremento anual que da sería:

$$A_{med} = \sum_{i=1}^n \frac{A_i}{n} = \frac{5,24}{15} = 0,35 \text{ cm/a} \quad [15]$$

Tabla 5. Intervalos medios de subida del nivel del mar por estaciones

Intervalo (mm/a)	Número estaciones
0 - 1	1
1 - 2	3
2 - 3	3
3 - 4	2
4 - 5	4
5 - 6	3
6 - 7	0
7 - 8	0
8 - 9	1
9 - 10	0
> 10	1

Es posible que estas variaciones que se observan en la subida del nivel del mar en los diferentes mareógrafos (tabla 4) estén ocasionadas por otros fenómenos asociados como son las variaciones de la temperatura en ciclos estacionales (verano e invierno)⁴.

⁴ En esta vía está trabajando José María Grassa en el CEPYC, quien me ha facilitado esta idea para abrir nuevas vías de trabajo en este campo.

5.3. Comparación de los datos con las previsiones

Para conocer si estos datos que se obtienen de los mareógrafos siguen la misma tendencia que las predicciones de la subida del nivel del mar, se ha tomado las previsiones que del sexto informe se extraen de la NASA (desgraciadamente, el visor de esta entidad solamente calcula para la zona de estudio en ocho de los puntos donde están mareógrafos) cuyo resultado se resume en la tabla 6.

Como se observa en esta tabla (en rojo) existen tres mareógrafos que han registrado datos mayores que las previsiones más extremas (Barcelona, Palma de Mallorca y Almería 2). En general, estarían mostrando que las previsiones del sexto informe para que sean realistas deben tomarse en el estado más desfavorable de emisiones en el cuantil del 95 %. Estos datos indican que al considerar la subida del nivel del mar y los valores que se tienen que tomar, en las costas españolas, debe tomarse el escenario de máximas emisiones SSP5-8.5 con cuantiles entre el 70 % y 95 %, ya que las previsiones de subida en ciertos casos se han superado y, además, se estaría del lado de la seguridad.

6. EROSIÓN COSTERA DEBIDO A LA SUBIDA DEL NIVEL DEL MAR

Como se ha dicho al comienzo del trabajo, cuando se observa estudios e informes sobre la costa, el apartado que se ocupa de los efectos de la subida del nivel del mar se encuadra dentro de él como una monografía: a previsión a futuro; pero, lo cierto es que nos olvidamos de incluirlo como una tasa erosiva constante en otros apartados de dinámica litoral, balance sedimentario o evolución de la costa. Esta circunstancia era lógica hace alguna década; pero, no hoy en día cuando informe tras informe nos va indicando que no que el nivel del mar vaya a subir, sino que está subiendo, con una tasa erosiva de una cierta entidad que, en ciertos casos son comparables con la erosión debida a otras circunstancias.

Para ilustrar esta afirmación, se han hecho unos cálculos en determinados puntos de la costa mediterránea española donde se tiene datos de esa subida, que se han mostrado en el apartado anterior (figura 9, tablas 5 y 6).

Para ello se han tomado datos de diversos informes realizado por el CEDEX para la Dirección General de la Costa

y el Mar. Como dato general se han usado los que presenta el informe del CEDEX (2012) y se han complementado con otros informes del CEDEX para la citada Dirección General como son las Estrategias para la Protección de la Costa⁵ (Granada, Maresme, Castellón, Valencia Sur, Mar Menor y delta del Ebro).

En algunos casos no se han tenido datos para este trabajo, por lo que se ha dejado el resultado en blanco y se han rellenado con gris en la tabla 7 donde se resumen los resultados de estos cálculos preliminares. En ella se muestran los datos para el cálculo:

- **A (subida del nivel del mar):** La primera columna en cm es la registrada para el periodo de toma de datos (tabla 4), y en la segunda el valor medio (o tasa) de subida anual (tabla 4) corregido cuando están fuera de los intervalos medios (tabla 5) asignándoles en este caso la tasa media de 0,35 cm/a.
- **B (distancia de la costa de la profundidad de cierre):** Es el valor más variable, para mostrarlo se ha puesto en la primera estación (Barcelona) con cuatro puntos en la comarca litoral del Maresme donde se observa la variabilidad del efecto erosivo sobre la costa debido a la subida del nivel del mar debido al cambio climático.
- **H (altura de berma):** También es variable, y en los casos donde no se tienen datos, se ha tomado 2 m como valor medio, que sería aún más variable cuando tras la berma existe una duna de protección.
- **PdC (profundidad de cierre):** Los datos de esta profundidad pertenecen a la profundidad máxima; pero hay que tener en cuenta que ésta varía también con la subida del nivel del mar (figura 10).
- **Retroceso de la línea de orilla:** Tiene dos columnas, la primera es el retroceso que se ha producido en la costa hasta 2023 debido a la subida registrada en los mareógrafos (figura 9 y tabla 4). La segunda columna es la tasa erosiva anual que debe considerarse para el futuro hasta que se tengan nuevos datos de subida del nivel del mar que lo modifique.

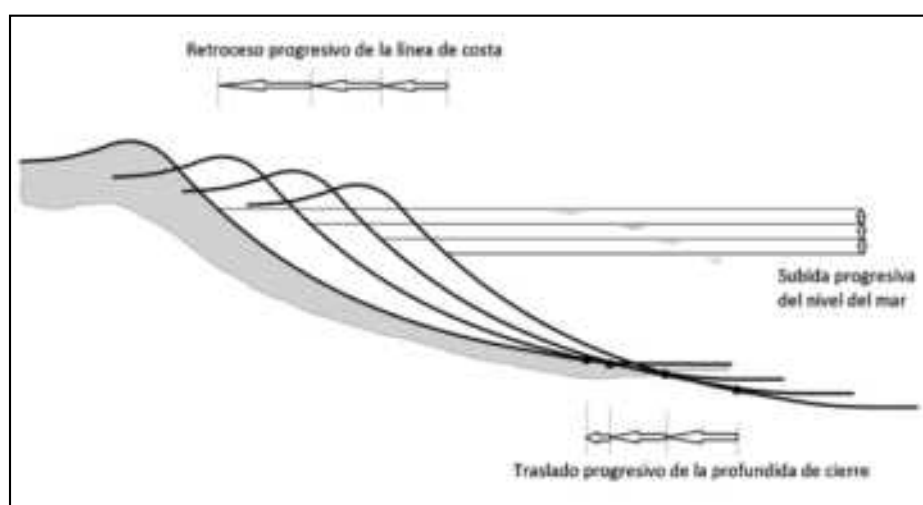
⁵ <https://www.miteco.gob.es/es/costas/temas/proteccion-costa/estrategias-proteccion-costa.html>

Tabla 6. Comparativa mareógrafos de Puertos del Estado en el Mediterráneo y previsiones NASA

Periodo	Años	Mareógrafo			Previsión NASA SSP5-8.5 (Q 95 %)	
		Puerto	Subida total (cm)	Subida anual (cm/a)	Subida total (cm)	Subida anual (cm/a)
2006-2023	17,29	Almería	2,14	0,12	5	0,31
1992-2023	31,30	Málaga 3	5,75	0,18	5	0,31
1992-2023	31,04	Valencia 3	12,54	0,40	7	0,44
1993-2023	30,12	Barcelona 2	15,95	0,53	8	0,50
2010-2023	13,78	Palma de Mallorca	6,11	0,44	6	0,37
2016-2023	7,78	Almería 2	3,40	0,44	5	0,31
2009-2023	14,23	Algeciras	3,27	0,23	5	0,31
2009-2023	14,23	Tarifa	1,72	0,12	6	0,37

Tabla 7. Erosión (retroceso) de la costa debido al cambio climático (subida del nivel del mar)

Zona	A		B (m)	H (m)	PdC (m)	Retroceso	
	(cm)	(cm/a)				(m)	cm/a)
Barcelona (Maresme)							
– Calella			739	3,8		7,96	26,46
– Arenys de Mar	15,95	0,53	1022	1,8	11	12,73	42,32
– Norte de Mataró			1392	1,6		17,62	58,55
– El Masnou			922	1,9		11,40	37,88
Tarragona (delta Ebro)	4,33	0,35	3.292	2	9,5	12,4	100,19
Palma de Mallorca	6,11	0,44		2			
Alcudia (Pollensa)	4,68	0,34	3.000	2	14,8	8,36	60,7
Formentera	4,81	0,35		2			
Ibiza 2	9,85	0,47		2			
Mahón	7,41	0,54		2			
Sagunto	4,13	0,26	667	2	10	2,30	14,45
Valencia (El Saler)	12,54	0,40	587	2	9	6,69	21,35
Gandía (Grao)	5,43	0,35	403	2	9	1,99	12,82
Carboneras (Manga)	5,63	0,55	600	2	10	2,82	27,5
Almería (Zapillo)	3,40	0,44	800	2	15,7	1,54	19,89
Motril (Torrenueva)	6,16	0,33	346	2	11,6	1,57	8,40
Málaga (Torremolinos)	5,75	0,18	800	2	11	3,54	11,08
Algeciras	3,27	0,23		2			
Tarifa	1,72	0,12		2			
Melilla	4,55	0,29	275	2	7,5	1,32	8,39

**Figura 10.** Evolución de la profundidad de cierre debido a la subida del nivel del mar en el tiempo.

7. CONCLUSIONES

Cuando se realiza un estudio de costas siempre se introduce el apartado de cambio climático y previsiones de subida del nivel del mar; indicando los horizontes de subida del nivel de mar que se debe considerar; y ninguno introduce en la valoración de la evolución de la costa este componente. Pero, lo cierto es que nos olvidamos de incluirlo como una tasa erosiva constante en otros apartados de dinámica litoral, balance sedimentario o evolución de la costa. Esta circunstancia era lógica hace alguna década; pero, en la actualidad, cuando se estudia la erosión de la costa se debe incluir la tasa erosiva debido a la subida del nivel del mar tanto la que se ha producido hasta el momento como la que se producirá, al menos con la tasa erosiva anual conocida debida a este concepto. Para facilitar la metodología se presenta en este artículo una vía sencilla para conocer en un punto concreto de la costa la

erosión debida a la subida del nivel del mar (y no englobar todo a un problema determinado diferente) y no hoy en día cuando informe tras informe nos va indicando que no que el nivel del mar vaya a subir, sino que está subiendo, con una tasa erosiva de una cierta entidad que, en ciertos casos son comparables con la erosión debida a otras circunstancias.

8. AGRADECIMIENTOS

Agradezco la colaboración desinteresada de los doctores Miriam García Oliva y José María Medina Villaverde; la primera me ha ayudado a analizar los datos del visor de la NASA y actualizarlos de acuerdo con el sexto informe, y el segundo porque ha extraído y procesado todos los datos referentes a los mareógrafos de REDMAR de Puertos del Estado.

9. REFERENCIAS

- Bruun, P. (1962). Sea-level rise as a cause of shore erosion. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, ASCE, 88(1): pp. 117-130.
- Dean, R.G., y Maurmeyer, E.M. (1983). Model for beach profile response, en *Handbook of Coastal Processes and Erosion*. Boca Raton: CRC Press (Capítulo 4, pp. 151-166).
- Dean, R.G. (1991). Beach response to Sea Level Rise, en *The Sea. Ocean Engineering Science*, editado por B. Le Mehauté y D.M. Hanes (Vol. 9, Parte B). New York: John Wiley & Sons, Inc.
- Fairbridge, R.W. (1961). Eustatic changes in the sea level. *Physics and Chemistry of the Earth*, Vol. 4, pp. 99-185.
- IPCC (2021). *Climate Change 2021: The Physical Science Basis. Contribution of Working Group I to the Sixth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change* [Masson-Delmotte, V., P. Zhai, A. Pirani, S.L. Connors, C. Péan, S. Berger, N. Caud, Y. Chen, L. Goldfarb, M.I. Gomis, M. Huang, K. Leitzell, E. Lonnoy, J.B.R. Matthews, T.K. Maycock, T. Waterfield, O. Yelekçi, R. Yu, y B. Zhou (eds.)]. Cambridge University Press, Cambridge, United Kingdom y New York, NY, USA. En imprenta. doi:10.1017/9781009157896.
- Kriebel, D.L., y Dean, R.G. (1993). Convolution method for time-dependant beach-profile response. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, ASCE, 119(2): pp. 204-226.
- Losada, M.A., Baquerizo, A., Sánchez, E., Ortega, M., y Santiago, J.M. (2007). Variabilidad climática y morfológica litoral. Resúmenes de las IX Jornadas Españolas de Ingeniería de Costas y Puertos, San Sebastián (España), 29-30 de mayo de 2007 (pp. 621-626).
- National Research Council (1987). *Responding to Changes in Sea Level: Engineering Implications*. Washington D.C.: National Academy Press.
- Peña Olivas, J.M. de la, y Antón Camacho, A.I. (2012). 3.3.4: Estudio de profundidad de cierre en las costas españolas partiendo de datos reales de seguimiento. Aplicación a criterios para regeneración de playas mediante alimentación artificial. Centro de Estudios de Puertos y Costas del CEDEX (n.º 22-410-5-001, informe técnico para la Dirección General de Sostenibilidad de la Costa y del Mar). Madrid: CEDEX.
- Peña Olivas, J.M. de la, y Sánchez González, J.F. (2018). Respuesta de la costa a las variaciones del nivel del mar: efecto sobre las playas en España. *Ingeniería Civil*, n.º 191, pp. 74-85.
- Peña Olivas, J.M. de la, y Sánchez González, J.F. (2020). Lección 5: Cambio Climático, en *Curso de Ingeniería de Costas y Medio Ambiente Marino y Costero*. Madrid: CEDEX.
- Peña Olivas, J.M. de la (2022). *Guía técnica de estudios litorales. Manual de costas*. Madrid: Editorial Garceta y Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos (Colección Seínor, n.º 39).
- Weggel, J.R. (1979). A method for estimating long-term erosion rates from a long-term rise in water level. U.S. Army, Corps of Engineers (Coastal Engineering Tec Technical Aid N.º 79-2).

Medidas de presión bajo una sección de traviesa sometida a cargas verticales

Pressure Measurements Under a Sleeper Section Subjected to Vertical Loading

Sagrario Merino^{1*}, Karima Bendahman²

Resumen

Este artículo analiza las medidas de células de presión instaladas en la base de traviesas apoyadas sobre balasto. El contacto irregular y discontinuo bajo una traviesa apoyada en balasto, cuando sobre ella se aplican cargas verticales, compromete la fiabilidad de los resultados de las células de presión al medir la presión en la interfaz traviesa-balasto.

El artículo presenta los resultados de los ensayos realizados en un equipo de corte directo de grandes dimensiones, en los que se midió la presión en la base de una sección de traviesa apoyada sobre balasto y gravilla, cuando se aplicaban sobre la traviesa cargas verticales conocidas.

El principal objetivo de los ensayos era comparar las medidas de presión obtenidas con ambos materiales y determinar un factor de corrección que ajuste las medidas de presión sobre balasto, para acercarse más al valor de presión existente en la interfaz traviesa-balasto. En la comparación, se han considerado las medidas en gravilla como referencia, al tratarse de un material compuesto por partículas más pequeñas, que permite un mejor reparto de la carga y, por tanto, da lugar a unas medidas de presión más fiables.

Palabras clave: presión, célula de presión, interfaz traviesa-balasto, gravilla, factor de corrección.

Abstract

This paper deals with the measurements of pressure cells installed at the base of sleepers placed over ballast. The non-uniform and discontinuous contact beneath the sleeper, as some vertical loads are applied, cause non reliable pressure measurements at the sleeper-ballast interface.

The article presents the results of some tests performed in a very large direct shear box, in which the pressure beneath a sleeper section was measured when it was placed on ballast and gravel, and some vertical known forces were applied on the sleeper.

The main objective of the tests was to compare the pressure measurements with both materials and find a correction factor that adjusts the measurements on ballast to get closer to the existent value of pressure at the sleeper-ballast interface. In the comparison, the measurements on gravel are taken as the reference, as for gravel is composed of smaller particles, which allows for a better load distribution, thus more reliable pressure measurements may be obtained.

Keywords: Pressure, pressure cell, sleeper-ballast interface, gravel, correction factor.

1. INTRODUCCIÓN

En vías en balasto, es importante determinar las cargas transmitidas por los trenes a las capas internas del terreno mediante la medición de presiones con células de presión total. Sin embargo, estas mediciones no son sencillas, especialmente en la interfaz traviesa-balasto. La irregularidad del balasto, con partículas de tamaño variable, dificulta una distribución uniforme de la carga y compromete la fiabilidad de las mediciones de presión. Se considera que una capa más uniforme, sobre la cual se realice la medición de presión,

mejorará el contacto con la célula de presión y la transmisión de la carga, lo que resultaría en mediciones más fiables. Por esta razón, en algunos ensayos se ha empleado, como medio granular, una gravilla, caracterizada por partículas de menor tamaño en comparación con el balasto.

Teniendo en cuenta lo anterior, el objetivo principal de los ensayos es comparar las mediciones de presión utilizando gravilla y balasto, identificar las diferencias entre ellas, y establecer un factor de corrección aplicable a las mediciones de presión en vías sobre balasto. La aplicación de este factor de corrección permitirá ajustar las mediciones de presión sobre balasto para aproximarse al valor de la presión que efectivamente existe bajo una traviesa en vías en balasto.

2. MATERIALES

2.1. Traviesas

Las traviesas son estructuras alargadas colocadas transversalmente sobre el balasto, sobre las que apoyan los

* Autora de contacto: m.sagrario.merino@cedex.es

¹ Licenciada en Ciencias Físicas. Laboratorio de Geotecnia, Área de Infraestructura Tecnológica (Cajón Ferroviario), del CEDEX.

² Ciclo Formativo Grado Superior (CFGS) de Mantenimiento Electrónico y Ciclo Formativo Grado Medio (CFGM) en Instalaciones de Telecomunicaciones. Laboratorio de Geotecnia, Área de Infraestructura Tecnológica (Cajón Ferroviario), del CEDEX.

carriles, que son fabricadas generalmente con hormigón, madera o nuevos materiales como el plástico reciclado (Belkon, 2015). Las funciones principales de las traviesas incluyen distribuir las cargas del carril a la capa de balasto, mantener la posición y el nivel del carril, y proporcionar estabilidad horizontal a la vía. Las traviesas se colocan a intervalos regulares a lo largo de la vía para cumplir con estas funciones estructurales y de estabilidad. En el caso de las vías españolas, ese intervalo es de 60 cm entre ejes de traviesas contiguas.

En los ensayos, se utilizó la sección central de una traviesa Tipo AI-04 EA, homologada por ADIF. La figura 1 muestra el tipo de traviesas empleadas en los ensayos y, en concreto, la sección central de traviesa utilizada.



Figura 1. Sección de traviesa utilizada en los ensayos.

2.2. Balasto

El balasto es un árido formado por piedra partida heteroangular que se dispone en una capa bajo el emparrillado de la vía férrea. El balasto amortigua y reparte las cargas transmitidas al paso de los trenes, asegurando la estabilidad del conjunto traviesa-carril. Además, la capa de balasto posibilita el drenaje de las aguas de lluvia y facilita las operaciones de nivelación y alineamiento de la vía. El tamaño del balasto está normalizado, estando comprendido entre 25 mm y 60 mm.

En estos ensayos, el balasto empleado como capa de apoyo de la sección de traviesa, y que sirvió de contacto entre la célula de presión y dicha traviesa, era material homologado por ADIF como balasto de líneas de alta velocidad. En la figura 2 se puede apreciar una fotografía de la superficie de la capa de balasto utilizada en los ensayos, con un espesor que alcanzaba 16 cm aproximadamente, una vez colocada en la caja de corte utilizada en el ensayo.



Figura 2. Balasto utilizado en los ensayos.

2.3. Gravilla

En los ensayos, la gravilla fue seleccionada como segundo material granular para la capa de apoyo de la traviesa,

debido a su uniformidad. Al estar constituida por partículas más pequeñas que el balasto, facilita la medición de presión, porque mejora el contacto con la célula de presión y optimiza la distribución de la carga, dando como resultado medidas más fiables.

La gravilla utilizada en los ensayos era una caliza de machaqueo, con una granulometría comprendida entre 6 mm y 12 mm, comúnmente empleada en la fabricación de hormigón estructural. En la figura 3, se puede apreciar la superficie de la capa de gravilla para llevar a cabo los ensayos, con un espesor aproximado de 16 cm, una vez colocada en la caja de corte utilizada en el ensayo.



Figura 3. Gravilla utilizada en los ensayos.

2.4. Accesorios de montaje: elementos elásticos y lámina metálica

En el montaje de la célula de presión bajo la traviesa se hizo uso de algunos accesorios de montaje: dos elementos elásticos y una lámina metálica. Los elementos elásticos fueron utilizados para proteger la célula de presión contra daños mecánicos. La lámina metálica tuvo la función de optimizar el contacto entre la traviesa y la célula de presión, permitiendo una distribución más uniforme de la carga sobre el material de apoyo, ya fuera balasto o gravilla.

Se consideró que mediante el uso de los elementos elásticos y la lámina metálica se podría lograr un mejor contacto de la célula de presión con la traviesa y el balasto o la gravilla, resultando en una distribución más efectiva de la carga y una medición de presión más confiable.

Las dimensiones de los elementos elásticos y la lámina metálica son: 18 cm x 28 cm, como se muestra en la figura 4.

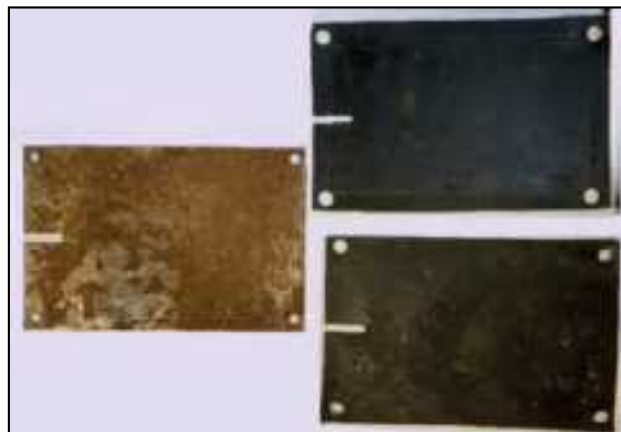


Figura 4. Aspecto y dimensiones de la lámina metálica y los dos elementos elásticos.

3. EQUIPOS

3.1. Célula de presión

Para la medida de la presión, se utilizó una célula de presión total eléctrica. Generalmente, este tipo de células se emplean para medir la presión en el terreno, en revestimientos, en hormigón y en juntas. Las células de presión se suelen colocar en la interfaz de dos capas de diferente naturaleza (Cámara, 2011; IIC, 2004; Eptisa, 2009).

El cuerpo de la célula de presión está conectado a un transductor eléctrico y relleno de un fluido hidráulico en un sistema cerrado. Al aplicar carga sobre el cuerpo de la célula, la presión hidráulica resultante se transmite al transductor eléctrico, transformándose en una señal eléctrica, en forma de voltaje, proporcional a la presión aplicada.

La célula de presión utilizada en los ensayos era una célula de presión total eléctrica, de fabricante Glötzl y modelo EEKE 15/25 K10 A Z4 (GLÖTZL Gesellschaft für Baumesstechnik mbH, n.d.). Las dimensiones externas de la célula de presión eran 15 cm x 25 cm, y el área que realmente intervino en la transmisión de la fuerza aplicada, o superficie efectiva de la célula de presión, era 13,5 cm x 23,5 cm, siendo la diferencia debida a que el reborde metálico que rodea el perímetro de la célula de presión no debe tenerse en cuenta, al tratarse de la soldadura de las dos placas metálicas con las que se construye la célula de presión. En la fotografía de la Figura 5 se puede observar la célula de presión utilizada en los ensayos



Figura 5. Célula de presión que interviene en los ensayos.

Para obtener las medidas de la célula de presión, es necesario contar con la cadena de medida indicada en la figura 6.



Figura 6. Cadena de medida de la célula de presión en los ensayos.

3.2. Adaptador Proel de células de presión

Es un equipo diseñado y fabricado por la empresa Proel, que permite hacer insertables las células de presión en su cadena de medida, como muestra la figura 6. Este equipo permite ajustar el voltaje de salida de cada célula de presión, para poderlo medir con el sistema MGCplus.

3.3. Sistema MGCplus

El sistema MGCplus, fabricado por Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM), fue el equipo de acondicionamiento y adquisición de datos utilizado en los ensayos. Este equipo, con diseño de arquitectura modular, consta de tarjetas con capacidad de conexión de hasta ocho sensores por tarjeta (HBM, n.d.-a).

3.4. Software Catman y ordenador de toma de datos

En los ensayos se hizo uso del software de adquisición de datos Catman (HBM, n.d.-b), instalado en un ordenador destinado a la toma de datos. El software Catman ha sido desarrollado por la empresa HBM, y es compatible con el sistema MGCplus. Este software tiene varias funcionalidades, entre las que cabe citar: el ajuste del calibrado de los sensores, la realización de las distintas medidas definidas en un ensayo, el almacenamiento a muy alta velocidad de grandes cantidades de datos, y el análisis inicial de estos datos.

La comunicación entre el sistema MGCplus y el ordenador de toma de datos se realiza mediante conexión Ethernet.

3.5. Equipo de corte directo de grandes dimensiones

Todos los ensayos se llevaron a cabo en el equipo de corte directo de grandes dimensiones del Laboratorio de Geotecnia del CEDEX (CEDEX, n.d.-b), que tiene una caja de corte de 1 x 1 m (Muñiz y Estaire, 2021) y cuyo aspecto se puede observar en la fotografía de la figura 7.

Este equipo permite ensayar materiales granulares de hasta 20 cm, manteniendo constante la sobrecarga vertical hasta un valor de 100 t gracias a un sistema de realimentación electrónica que acciona una servoválvula para regular el sentido y caudal del aceite al cilindro de carga.

Este equipo ha sido utilizado ampliamente con el fin de estudiar enrocados, para su uso en puertos y presas (Estaire y Olalla, 2006). En los últimos años, las investigaciones con este dispositivo se han centrado en balasto ferroviario (Estaire y Santana, 2018).



Figura 7. Equipo de corte directo con caja de 1 x 1 m, donde se efectuaron los ensayos.

4. MÉTODOS DE ENSAYO

4.1. Características

Los ensayos realizados para este trabajo consistieron en la aplicación de cargas verticales (kN) de valores: 0, 2, 5, 10, 20, 50, 75, 85, 100, 110, 125, sobre una sección de traviesa, y en la medida de la presión transmitida a través de ella, cuando se utilizaban dos configuraciones de ensayo distintas, que se diferenciaban entre sí por el medio granular, gravilla o balasto, que servía de apoyo a la sección de traviesa.

En definitiva, las configuraciones de ensayo empleadas fueron:

- Configuración 1: sección de traviesa sobre gravilla.
- Configuración 2: sección de traviesa sobre balasto.

Estas configuraciones presentaban las siguientes características comunes:

- La carga fue aplicada en el centro de la sección de la traviesa.
- En cada configuración, las medidas se repitieron un número de veces, comprendido entre 3 y 10, generándose varias series de medidas.
- Las medidas se tomaron alternando el sentido creciente y decreciente de la aplicación de la carga, para tener en cuenta el efecto de histéresis, en caso de existir.
- Los resultados finales de presión medida se calcularon a partir de la media aritmética de las distintas series de medidas, desde la segunda serie en adelante, para descartar el efecto de asentamiento, que podría estar presente en la primera serie.
- En cuanto al montaje de la célula de presión, ésta se instaló siguiendo estos pasos: primero se colocó un elemento elástico, luego la célula de presión, después el segundo elemento elástico, y finalmente la lámina metálica, que hace contacto con la gravilla o el balasto.

Este montaje se configuró como una disposición tipo sándwich entre los elementos elásticos y la lámina metálica, asegurando así la correcta distribución de la carga y la protección adecuada de la célula de presión contra daños mecánicos. En la figura 8 se puede apreciar el montaje de la célula de presión, y en la figura 9, una fotografía de la base de la traviesa con la célula de presión instalada, junto a las dimensiones más interesantes.

A continuación, se detallan las características específicas de cada configuración.



Figura 8. Detalle del montaje de la célula de presión bajo traviesa.



Figura 9. Detalle de la base de la traviesa con la célula de presión instalada.

4.2. Configuración 1

En los ensayos realizados con esta configuración, se utilizó gravilla como medio granular para el soporte de la traviesa. El esquema del montaje se muestra en la figura 10, mientras que la figura 11 presenta una fotografía del montaje real, donde se pueden observar algunos de los equipos y materiales empleados en los ensayos.



Figura 10. Esquema del montaje en la configuración 1.



Figura 11. Montaje empleado en la configuración 1.

Con la configuración 1 se llevó a cabo un ensayo de seis series de medidas. Los resultados de estas medidas se incluyen posteriormente en la tabla 1.

4.3. Configuración 2

En los ensayos correspondientes a la configuración 2, se reemplazó la gravilla por balasto, manteniendo el mismo procedimiento de montaje para la célula de presión que en la configuración 1. La figura 12 presenta el esquema del montaje utilizado en los ensayos, mientras en la figura 13 se muestra una fotografía del montaje real.



Figura 12. Esquema de montaje de la configuración 2.



Figura 13. Montaje real de la configuración 2.

Se llevaron a cabo dos ensayos en la configuración 2, cada uno con cuatro series de medidas. Los resultados de estas medidas son recogidos posteriormente en la tabla 1.

5. RESULTADOS DE ENSAYO. ESTUDIO COMPARATIVO

Este apartado tiene dos objetivos: en primer lugar, presentar los resultados de presión medida en las dos configuraciones de ensayo, y, en segundo lugar, comparar estos

resultados para encontrar un parámetro aplicable a las medidas de presión en la interfaz traviesa-balasto, utilizando como referencia las presiones medidas en la interfaz traviesa-gravilla.

Los resultados de las presiones medidas en las configuraciones 1 y 2 se presentan en las columnas segunda y tercera de la tabla 1.

5.1. Comparación directa de los resultados de ensayo

Con el fin de realizar el estudio comparativo de las medidas de presión en las dos configuraciones, se calcula el porcentaje de variación entre ellas, definido a partir de la expresión [1], donde se ha tomado como referencia la configuración con gravilla.

$$\frac{\Delta P}{P_1} (\%) = 100 \frac{(P_2 - P_1)}{P_1} \quad [1]$$

Los valores del porcentaje de variación, calculado a partir de la ecuación 1, se han incluido en la cuarta columna de la tabla 1, pudiéndose observar a partir de ellos que la presión medida en los ensayos sobre balasto llega a ser aproximadamente un 10 % inferior a la presión medida en los ensayos sobre gravilla.

Adicionalmente, se define el factor de corrección, FC, como la relación entre las presiones medidas con gravilla y con balasto, según expresa la ecuación [2].

$$FC = \frac{P_1}{P_2} \quad [2]$$

El factor de corrección permite ajustar las medidas de presión con balasto a las medidas de presión con gravilla. En la quinta columna de la tabla 1, se muestran los valores del factor de corrección, calculados a partir de una carga de 50 kN, ya que la magnitud de la carga por eje que puede aplicar un tren convencional de pasajeros, a su paso por la vía, es superior a este valor.

Tabla 1. Presiones medidas en las configuraciones de ensayo, porcentaje de variación y factor de corrección

Carga aplicada (kN)	P_1 (kPa)	P_2 (kPa)	$\Delta P/P_1$ (%)	Factor de corrección (FC)
2	28,00	41,95	50	-
5	67,10	97,23	45	-
10	123,82	163,12	32	-
20	237,10	277,12	17	-
50	545,42	538,84	-1	1,01
75	763,06	701,94	-8	1,09
85	835,56	758,15	-9	1,10
100	954,28	841,92	-12	1,13
110	1023,80	895,94	-12	1,14
125	1122,20	974,89	-13	1,15

P_1 : presiones medidas en la configuración 1 con gravilla.

P_2 : presiones medidas en la configuración 2 con balasto.

5.2. Ajuste de los resultados de ensayo con funciones matemáticas

Asimismo, profundizando más en este estudio comparativo, el siguiente paso ha sido tratar de encontrar una

función matemática que mejor represente la dependencia de la presión medida con la carga aplicada, tanto en la primera como en la segunda configuración.

A la vista de los resultados medidos de presión, representados gráficamente en la figura 14, se ha seleccionado una regresión potencial, escrita de manera genérica como $P = aQ^b$, donde P es la presión medida expresada en kPa, y Q es la carga aplicada expresada en kN. El exponente b indica el grado de linealidad. Los cálculos conducen a las siguientes igualdades:

$$P_1 = 15,71 Q^{0,89} \text{ para gravilla} \quad [3]$$

$$P_2 = 27,83 Q^{0,75} \text{ para balasto} \quad [4]$$

Donde P_1 y P_2 son las presiones medidas en las configuraciones con gravilla y balasto, respectivamente, para los mismos valores de carga aplicada, Q . Además, los coeficientes de determinación, R^2 , son:

$$R_1^2 = 0,99798 \cong 1,00 \text{ para gravilla}$$

$$R_2^2 = 0,99804 \cong 1,00 \text{ para balasto}$$

Estos valores de R^2 , muy próximos a la unidad, indican que el modelo potencial elegido se ajusta bien al conjunto de las medidas en las dos configuraciones de ensayo.

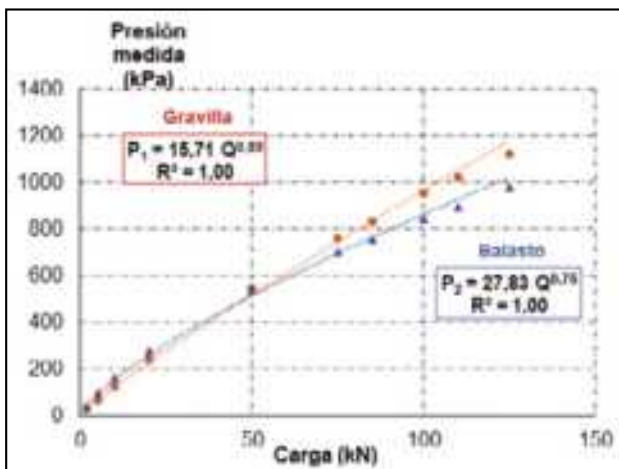


Figura 14. Presiones medidas con gravilla y balasto (regresión potencial).

En la figura 14, los puntos de color naranja corresponden a la configuración con gravilla, y los puntos de color azul están asociados a la configuración con balasto.

Más aún, operando matemáticamente, e intentando conseguir una forma más práctica de contrastar las dos configuraciones, se igualan los exponentes de sus ecuaciones de regresión, [3] y [4], al valor 0,75 obtenido para el balasto. Se comprueba que es posible hallar otras dos ecuaciones de regresión potencial, [5] y [6], con el mismo exponente, b , pero distintos coeficientes a , que pueden también modelizar la dependencia de la presión medida con la carga aplicada.

$$P_1 = 30,00 Q^{0,75} \text{ para gravilla} \quad [5]$$

$$P_1 = 27,83 Q^{0,75} \text{ para balasto} \quad [6]$$

La representación gráfica de las expresiones 5 y 6 es recogida en la figura 15.

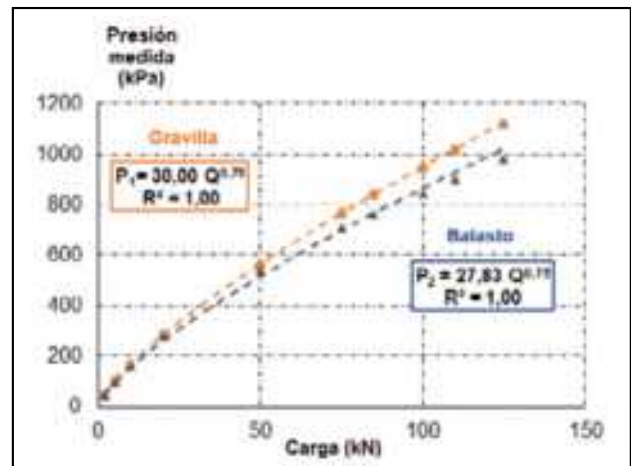


Figura 15. Presiones medidas con gravilla y balasto (regresión potencial con exponente igual a 0,75).

Pero si los dos exponentes se igualan a 0,89, valor asociado a la configuración con gravilla, los cálculos conducen a otras dos ecuaciones, [7] y [8], cuya representación gráfica se refleja en la figura 16.

$$P_1 = 15,71 Q^{0,89} \text{ para gravilla} \quad [7]$$

$$P_2 = 14,10 Q^{0,89} \text{ para balasto} \quad [8]$$

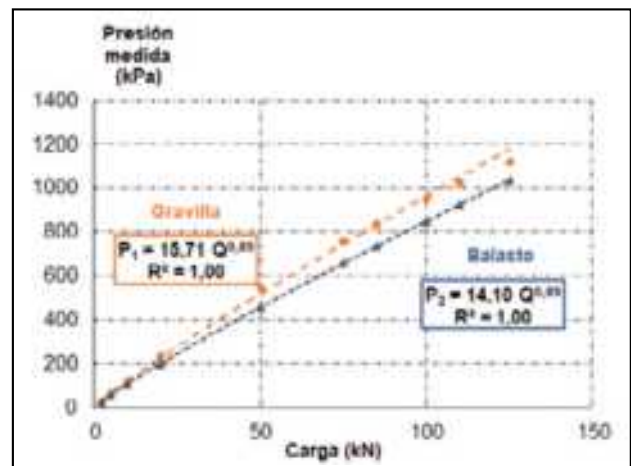


Figura 16. Presiones medidas con gravilla y balasto, (regresión potencial con exponente igual a 0,89).

Si se vuelve a operar matemáticamente, igualando los exponentes de ambas ecuaciones de regresión a un valor intermedio entre ellos; por ejemplo, su valor medio: 0,82, se llega a las expresiones [9] y [10].

$$P_1 = 21,70 Q^{0,82} \text{ para gravilla} \quad [9]$$

$$P_2 = 19,70 Q^{0,82} \text{ para balasto} \quad [10]$$

Porque podrían ser también un modelo representativo de los resultados de ambas configuraciones, y cuya representación gráfica se encuentra en la figura 17.

Finalmente, si se decidiera considerar una regresión lineal en las dos configuraciones, se obtendrían las

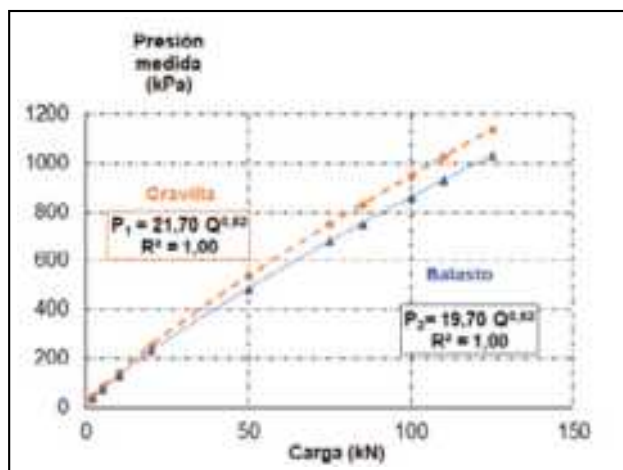


Figura 17. Presiones medidas con gravilla y balasto, (regresión potencial con exponente igual a 0,82).

expresiones [11] y [12], cuya representación gráfica se muestra en la figura 18.

$$P_1 = 9,52 Q \text{ para gravilla} \quad [11]$$

$$P_2 = 8,51 Q \text{ para balasto} \quad [12]$$

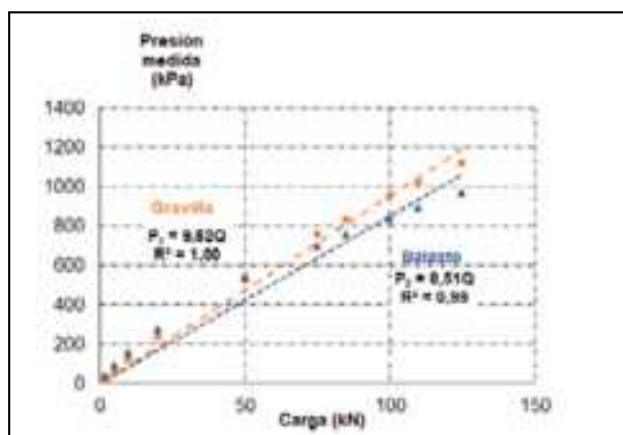


Figura 18. Presiones medidas con gravilla y balasto (aproximación lineal).

5.3. Determinación del factor de corrección a partir de las funciones matemáticas

Si se consideran las opciones de regresión potencial representadas por las ecuaciones que van de la 5 a la 12, el factor de corrección podría tener los valores indicados en la tabla 2. Aunque el valor real de la presión medida en la interfaz traviesa-balasto no puede llegar a conocerse, los resultados de estos ensayos permiten obtener un factor de corrección comprendido entre 1,08 y 1,12, aplicable a las medidas de presión sobre balasto, para aproximarse al valor de presión que realmente se transmite a través de la traviesa, si se aplican sobre ella cargas superiores a 50 kN.

Como conclusión, teniendo en cuenta que la magnitud de la carga que puede aplicar un tren convencional de pasajeros, a su paso por la vía, es superior a 50 kN, el factor de corrección se encuentra comprendido entre los valores indicados en la expresión [13], con un valor medio representativo igual a 1,10.

$$1,08 < FC < 1,12 \quad [13]$$

Tabla 2. Valores del Factor de Corrección (FC) a partir de las funciones matemáticas

Función de aproximación	Factor de corrección FC
Potencial con $b=0,75$	$FC = \frac{30,00}{27,83} = 1,08$
Potencial con $b=0,89$	$FC = \frac{15,71}{14,10} = 1,11$
Potencial con $b=0,82$	$FC = \frac{21,70}{19,70} = 1,10$
Lineal	$FC = \frac{9,52}{8,51} = 1,12$

6. RESUMEN Y CONCLUSIONES

El artículo se centra en los ensayos realizados en el equipo de corte de grandes dimensiones del Laboratorio de Geotecnia con caja de 1 x 1 m, con objeto de medir la presión transmitida por una sección de traviesa cuando se aplican sobre ella cargas verticales de distinto valor. El objetivo de estos ensayos fue obtener un factor de corrección aplicable a las medidas de presión con la traviesa sobre balasto, tomando como referencia las medidas de presión cuando esta traviesa se coloca sobre gravilla.

Los aspectos más relevantes reflejados en este artículo son los siguientes:

- En los ensayos se ha medido la presión con una célula de presión total eléctrica instalada en la base de la traviesa.
- Se ha considerado que el montaje óptimo para la célula de presión en la base de la traviesa ocurre cuando ésta se coloca entre dos elementos elásticos, y una lámina metálica colocada en la cara que apoya directamente sobre el material granular subyacente a la traviesa.
- En el desarrollo de los ensayos, se han probado dos configuraciones distintas, en las que se ha modificado el medio granular sobre el que se apoya la traviesa, gravilla o balasto.
- En los ensayos se ha utilizado el criterio basado en suponer que la carga aplicada a la traviesa se transmite de manera más eficaz con gravilla que con balasto, debido a que la gravilla es un medio granular con partículas más pequeñas y hace posible un mejor reparto de la carga.

Las principales conclusiones que estos ensayos permiten extraer son:

- Se ha obtenido un factor de corrección con un valor comprendido entre 1,08 y 1,12, con un valor medio representativo de 1,10 que debe aplicarse como ajuste a las medidas de presión sobre balasto para acercarse al valor “real” de presión transmitida a través de la traviesa.
- Se ha podido comprobar que la presión medida en la interfaz traviesa-balasto es aproximadamente un 10 % menor que la presión medida sobre gravilla.

7. AGRADECIMIENTOS

Las autoras de este artículo desean expresar su agradecimiento a todos los compañeros del Laboratorio de Geotecnia del CEDEX que han colaborado en el desarrollo de los ensayos: Juan Luis Cámara Garrido, Felipe García Mata, Mauro Muñoz Menéndez, Fernando Pesquera González y María Santana Ruiz de Arbulo. En particular, cabe mencionar al jefe del Área de Infraestructuras Tecnológicas, José Estaire Gepp, por su excepcional apoyo y orientación en la elaboración de este artículo.

8. REFERENCIAS

Belkon, A. (2015). Traviesas de ferrocarril de plástico reciclado. Análisis y comparación de parámetros de traviesas y su influencia en la rigidez y el rendimiento de la vía. *Ingeniería Ferroviaria. 13ª Conferencia Internacional y Exposición, Edimburgo, 30 junio - 1 julio*.

Cámara Garrido, J.L. (2011). Instrumentación de la instalación de ensayos ferroviarios. Subbalasto bituminoso, zona 2. Instalación de ensayos ferroviarios. Laboratorio de Geotecnia / Laboratorio Central de Estructuras y Materiales, del CEDEX. Madrid: CEDEX.

CEDEX (n.d.-a). Equipamientos del Laboratorio de Geotecnia. Células de presión total. <https://www.cedex.es/centros-laboratorios/laboratorio-geotecnia-lg/equipamientos/celulas-presion-total>

CEDEX (n.d.-b). Laboratorio de Geotecnia (LG). <https://www.cedex.es/centros-laboratorios/laboratorio-de-geotecnia-lg>

Eptisa Ingeniería, Instrumentación y Control (2009). Documento final de suministro e instalación de equipamiento para instrumentación de los prototipos de infraestructura ferroviaria en la célula de ensayos del CEDEX (NEC808018, CLAVE 80-406-4-010).

Estaire, J., y Olalla, C. (2006). Análisis de resistencia de enrocados basado en ensayos de corte directo realizados en caja de 1 m³. *XXII Congreso Internacional ICOLD*, Q.86-R.36, pp. 529-540.

Estaire, J., y Santana, M. (2018). Ensayos de corte directo a gran escala realizados con balasto. En T.D. Stark, R. Szecsy y R.H. Swan Jr. (eds.), *Ensayos y propiedades del balasto ferroviario* (ASTM STP1605). ASTM International.

GEOKON (2021). Modelo 4800. *Celdas de presión de suelos. Manual de instrucciones*.

GLÖTZL Gesellschaft für Baumesstechnik mbH (2014). P_068.00 *Spannungsaufnehmer neu* http://www.gloetzl.de/fileadmin/produkte/1%20Messwertaufnehmer/1%20Druck%20und%20Spannung/Spanisch/P_068.00_Spannungsaufnehmer_neu_es.pdf

Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM) (n.d.-a) MGCplus. El sistema de adquisición de datos (DAQ). https://www.hbm.com/es/2261/mgcplus-sistema-de-adquisicion-de-datos-daq/?product_type_no=MGCplus

Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM) (n.d.-b). Software DAQ. Software de adquisición de datos catman: conectar, medir, visualizar y analizar. https://www.hbm.com/es/2290/software-adquisicion-de-datos-catman/?product_type_no=Software%20DAQ

Ingeniería de Instrumentación y Control, S.A. (IIC) (2004). Documento final de suministro e instalación de equipamiento para instrumentación del Ensayo Europeo SUPERTRACK (NEC 803052, CLAVE 80-190-1-103).

Merino Domínguez, S. (2023). Medidas de presión bajo una sección de traviesa sometida a cargas verticales. Informe parcial nº 9. Clave CEDEX: 89-422-5-001. Trabajos internos realizados en el cajón ferroviario del CEDEX. Madrid: CEDEX.

Muñoz Menéndez, M., y Estaire, J. (2021). Experimental study on the shear strength of medium-coarse rockfill. En *Proceedings of the 20th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (ICSMGE 2022) Sydney, 1-5 May 2022*.

Análisis del caudal punta y el volumen de avenida para la evaluación de la seguridad hidrológica de presas

Analysis of Flood Peak and Volume for Hydrological Dam Safety Assessment

Ana I. Requena^{a1}, Antonio Jiménez Álvarez^{b1}, Celia García^{c1*}

Resumen

Los eventos de avenida están definidos por variables como el caudal punta y el volumen del hidrograma, siendo importante su consideración conjunta en la evaluación de la seguridad hidrológica de presas. La finalidad del estudio es contribuir a la elaboración de una guía que incluya recomendaciones para la realización de estudios hidrológicos de avenidas para presas en España. Esto se realiza a través de la aplicación y evaluación de métodos deterministas y probabilísticos para el cálculo de avenidas, mediante la comparación del nivel máximo de embalse obtenido para el periodo de retorno de estudio. Para ello, se utiliza un conjunto de embalses para los que se generan configuraciones sintéticas para considerar un mayor número de casos de estudio. El estudio se centra en el análisis de avenidas anuales, considerando laminación con y sin compuertas; asimismo, se incluye un análisis adicional asociado al análisis de avenidas estacionales para el que se considera laminación sin compuertas empleando niveles previos estacionales en el embalse fijos y aleatorios. Los resultados corroboran que los métodos deterministas proporcionan mayores niveles máximos de embalse que los métodos probabilísticos. Asimismo, el nivel máximo obtenido en base al análisis de avenidas anuales para un determinado método es mayor que el obtenido en base al análisis de avenidas estacionales cuando éste último considera la variación estacional del nivel previo en el embalse. Como resultado del estudio, se han podido extraer recomendaciones para la aplicación práctica de los distintos métodos en la evaluación de la seguridad hidrológica de una presa.

Palabras clave: seguridad hidrológica de presas, hidrogramas de avenida, laminación de avenidas, resguardos estacionales, métodos probabilísticos, incertidumbre.

Abstract

Flood events are defined by variables such as flood peak and volume, and, therefore, it is important to jointly consider them to assess hydrological dam safety. The aim of the study is to help elaborate a handbook including recommendations for performing flood hydrological studies for dams in Spain. This is achieved through the application and assessment of deterministic and probabilistic methods to study floods by comparing the maximum water level reached at the reservoir for a given return period. A set of reservoirs for which synthetic configurations are generated to consider a greater number of case studies is used for the assessment. The study focuses on annual flood frequency analysis considering a routing method with and without spillway gates; additionally, it includes seasonal flood frequency analysis considering a routing method without spillway gates by using fixed and random seasonal initial water levels at the reservoir. Results confirm that deterministic methods obtain greater maximum water levels than probabilistic methods. Also, maximum water level obtained by annual flood frequency analysis for a given method is greater than that obtained by seasonal flood frequency analysis accounting for seasonal variability in the initial water level at the reservoir. As a result of the study, practical recommendations are provided for the application of the studied methods to assess hydrological dam safety.

Keywords: Hydrological dam safety, flood hydrographs, hydrograph routing, seasonal freeboards, probabilistic methods, uncertainty.

1. INTRODUCCIÓN

Las avenidas son eventos en los que intervienen diferentes variables, como el caudal punta y el volumen del

hidrograma, siendo por ello importante su consideración de forma conjunta en el diseño y evaluación de la seguridad hidrológica de presas. Esto es especialmente relevante para presas con grandes volúmenes de embalse, donde la laminación que se produce en el hidrograma de avenida al propagarse por el embalse puede originar grandes diferencias entre el caudal punta del hidrograma de entrada y el de salida, pudiendo conducir a diseños menos exigentes y menos costosos.

El presente estudio se realiza para contribuir a la elaboración de la *Guía metodológica para la elaboración de estudios hidrológicos de avenidas para presas*, la cual puede servir de ayuda en la revisión de la seguridad hidrológica

* Autora de contacto: celia.garcia@cedex.es

^a Doctora ingeniera de caminos, canales y puertos.

^b Doctor ingeniero de caminos, canales y puertos.

^c Ingeniera de caminos, canales y puertos.

¹ Centro de Estudios Hidrográficos (CEH), del CEDEX, Ministerio de Transportes y Movilidad Sostenible, Madrid, España.

de las presas existentes en España, o en el dimensionamiento de los órganos de desagüe de las presas de nueva construcción, conforme a lo regulado en las *Normas Técnicas de Seguridad para las Presas y sus Embalses* aprobadas por el Real Decreto 264/2021.

A continuación, se incluyen los principales antecedentes del estudio:

- Trabajos realizados en el Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas (CEDEX) en relación con el tratamiento conjunto del caudal y el volumen para la estimación de hidrogramas de diseño (Jiménez Álvarez y Mediero, 2014a; Mediero *et al.*, 2010), donde destaca la metodología alternativa al uso de la función de distribución conjunta bivariada de las variables caudal punta y volumen del hidrograma para representar su dependencia estadística de forma sencilla, y la definición del periodo de retorno asociado con el riesgo de sobrevvertido de la presa; así como en relación con el análisis de avenidas estacionales, donde destaca la metodología para la estimación de funciones de distribución estacionales para el caudal a partir de la función de distribución anual (Jiménez Álvarez y Mediero, 2014b).
- Estudios realizados en la Universidad Politécnica de Madrid (UPM), donde destaca el uso de la técnica de las cópulas para caracterizar la dependencia estadística entre el caudal punta y el volumen del hidrograma, así como la estimación del periodo de retorno asociado con el riesgo de sobrevvertido de la presa en base a dicha técnica (Requena *et al.*, 2013).

El estudio tiene como objetivo la aplicación y contraste de diversas metodologías para el cálculo de avenidas y el análisis de su influencia en la evaluación de la seguridad hidrológica de presas, con el fin de validar y extender los procedimientos de cálculo desarrollados por el CEDEX para la Dirección General del Agua mencionados anteriormente.

Para ello, el estudio analiza el nivel máximo alcanzado en el embalse para el periodo de retorno de estudio en un conjunto de embalses, para los que se generan configuraciones sintéticas para considerar un mayor número de casos de estudio, mediante la aplicación de métodos deterministas y probabilísticos. Los métodos deterministas, que no consideran la dependencia estadística entre el caudal y el volumen, son el método del caudal y el método del caudal – volumen, y los métodos probabilísticos, que sí la consideran, son el método de la regresión y el método de la cópula regional.

El estudio se centra en el análisis de avenidas anuales, y se realiza considerando laminación con y sin compuertas. Asimismo, para ilustrar la evaluación de la seguridad hidrológica de presas teniendo en cuenta la probabilidad de ocurrencia de avenidas según la época del año, se incluye un análisis adicional asociado al análisis de avenidas estacionales. Dicho análisis se realiza bajo laminación sin compuertas empleando niveles previos estacionales en el embalse fijos y aleatorios, ya que éstos pueden tener una gran influencia en el nivel máximo de embalse. La estructura del estudio es la siguiente: los casos de estudio se definen en la sección 2, la metodología se presenta en la sección 3, los resultados se muestran en la sección 4 y las conclusiones se incluyen en la sección 5.

2. CASOS DE ESTUDIO

Con el objetivo de limitar la carga computacional del estudio, se seleccionan tres regiones estadísticas representativas del valor del L-coeficiente de sesgo (LCS) regional de la serie de caudales máximos anuales en la España Peninsular (CEDEX, 2009). Dichas regiones son la región 91, con un valor bajo del LCS regional ($LCS_{reg} = 0.194$), la región 32, con un valor intermedio ($LCS_{reg} = 0.254$), y la región 92, con un valor alto ($LCS_{reg} = 0.410$). Las regiones 91 y 92 pertenecen a la Demarcación Hidrográfica del Ebro, y la región 32 a la del Tajo (figura 1).



Figura 1. Localización de las regiones consideradas en el estudio: regiones 91, 32 y 92 (marcadas en rojo) [figura modificada a partir de la figura 10 de CEDEX, 2009].

Tabla 1. Resumen de los datos iniciales del estudio. N_0 es el número inicial de estaciones en la región, n_{medio} el número medio de datos considerando todas las estaciones, y n_{min} y n_{max} el número mínimo y máximo de datos del conjunto de estaciones, respectivamente; el periodo hace referencia al año hidrológico inicial de la estación con el registro más antiguo y al año hidrológico final de la estación con el registro más reciente

Región	N_0	Periodo	n_{min}	n_{med}	n_{max}	Variable	Mín	Media	Máy
91	35	1913 – 2015	18	49	88	Q (m ³ /s)	0.86	226.88	2482.38
						V (hm ³)	0.03	38.99	477.06
32	18	1912 – 2003	20	41	61	Q (m ³ /s)	1.50	85.48	657.80
						V (hm ³)	0.07	22.77	317.92
92	23	1912 – 2002	21	36	59	Q (m ³ /s)	2.30	152.29	1555.30
						V (hm ³)	0.24	21.95	241.79

Los datos hidrológicos empleados en el estudio consisten en parejas compuestas por caudales instantáneos máximos anuales (Q) en m³/s y sus volúmenes de avenida asociados (V) en hm³. Los datos de partida de la región 91 se corresponden con los usados en CEDEX (2020), y los de las regiones 32 y 92 se obtienen en base a los datos de caudales instantáneos máximos anuales usados en CEDEX (2009) y a los datos de caudales máximos anuales medios diarios y volúmenes asociados usados en CEDEX (2013), obteniéndose las parejas (Q, V) mediante la revisión de hidrogramas y caudales máximos resultantes de la identificación de estaciones y años disponibles en ambos estudios. El resumen de los datos iniciales del estudio se muestra en la tabla 1.

El análisis preliminar de los datos consiste en el análisis de datos anómalamente altos (*outliers*) y el análisis visual de caudales y volúmenes acumulados para cada estación. El análisis de *outliers* (USWRC, 1981) se realiza por separado sobre cada variable para cada estación, eliminándose las parejas caudal-volumen asociadas; esta eliminación automática está justificada debido a que el estudio analiza regiones representativas del LCS regional, pudiendo afectar la existencia de outliers a su cálculo. El análisis visual de series acumuladas no identificó estaciones con problemas en ninguna región.

Los embalses de estudio en cada región se seleccionan en base a la superficie de cuenca y al grado de laminación preliminar (obteniéndose este último mediante ecuaciones, en Sordo *et al.*, 2012, usando información procedente de CEDEX, 2013). Como resultado, se identifican siete embalses de estudio para los que se reúne la información necesaria para llevar a cabo la laminación, obteniéndose la curva de embalse y la curva de desagüe del aliviadero, e identificándose la cota del nivel máximo normal (NMN) y de coronación (COR). La cota del labio del aliviadero (ALI) se toma como aquella para la que el caudal máximo

de desagüe es igual a cero en la curva de desagüe. Los embalses de estudio se indican en la tabla 2. Nótese que, aunque los casos de estudio están basados en casos reales, algunos de sus aspectos pueden simplificarse o modificarse a efectos del estudio, no siendo por lo tanto sus resultados válidos para el análisis de la seguridad hidrológica de las presas reales en las que se basan.

Con el objetivo de aumentar el número de embalses a analizar, se procede a la generación de configuraciones de embalse sintéticas mediante la variación del volumen de los embalses de estudio. Esto se realiza multiplicando los volúmenes de embalse de la curva de embalse por un coeficiente, de modo que la disminución (coef < 1) o aumento (coef > 1) en el volumen de embalse viene dado por una disminución o aumento en la superficie de embalse, respectivamente. El valor de estos coeficientes se ha determinado de tal forma que las nuevas configuraciones sintéticas correspondan a determinados grados de laminación, los cuales se han calculado a partir de las curvas de laminación adimensionales características de distintas configuraciones de embalse. A continuación, se detalla el procedimiento seguido para obtener estas curvas (figura 2):

1. Se asignan incrementos de cota sobre ALI (e.g., 0.0, 0.2, ...) y, aproximando la curva de embalse por una recta en el entorno de esas cotas de embalse, se estima el incremento de volumen de embalse asociado (ΔV). Éste se estandariza dividiendo entre el volumen del hidrograma de entrada (V_H), tomado como el cuantil de volumen para el periodo de retorno de estudio (V_T).
2. Se estima el caudal de salida (Q_s) para tales cotas a partir de la ecuación de vertido. Éste se estandariza dividiendo entre el caudal punta del hidrograma de entrada (Q_p), tomado como el cuantil de caudal para el periodo de retorno de estudio (Q_T).

Tabla 2. Información relativa a los embalses de estudio

Región	Embalse	Cota (m.s.n.m.)			$Q_{\text{max_NMN}}$ (m ³ /s)
		ALI	NMN	COR	
91	Ebro	837.594	838.994	840.994	71.32
	Yesa	482.61	488.61	490	2239.42
	Alloz	465.69	468.69	469.69	183.32
32	Entrepeñas	715	718	723.2	572.57
	Pálmaces	880	885	886	422.62
92	Mediano	516.2	528	529.75	3665.468
	Oliana	509.74	518.74	520.04	1927.8

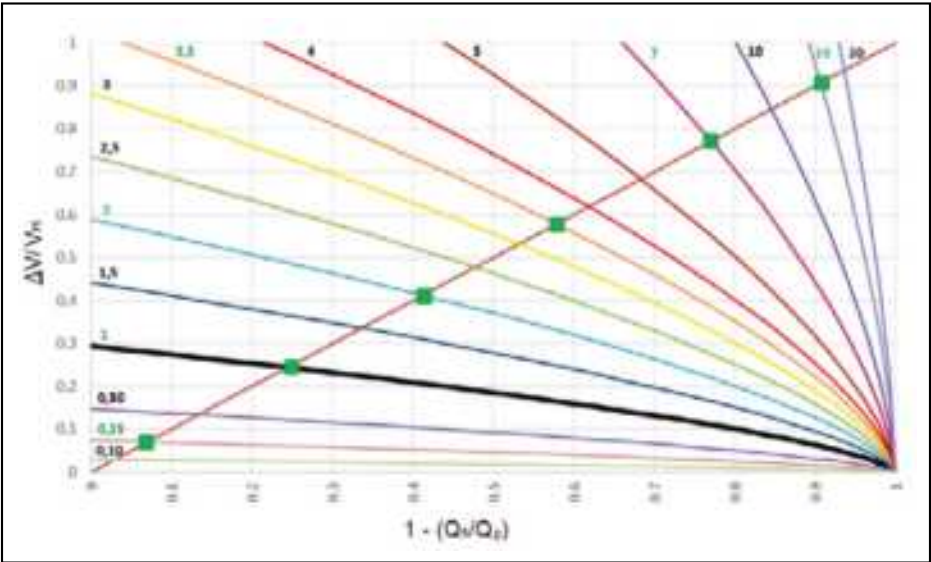


Figura 2. Curvas de laminación adimensionales características para distintas configuraciones de embalse para el embalse de Yesa (región 91). El valor asociado a cada curva representa el coeficiente usado para obtener la configuración de embalse correspondiente, marcándose en verde el conjunto de valores representativos utilizados.

- Se representa la curva de laminación adimensional característica del embalse dada por $1 - (Q_s/Q_p)$ en el eje x, y $\Delta V/V_h$ en el eje y (con rango $[0,1]$ en ambos ejes), y se incorpora la curva de laminación adimensional característica para cada configuración de embalse sintética, obtenida al multiplicar $\Delta V/V_h$ por *coef*.
- Se selecciona un conjunto de valores para *coef* representativo de las posibles configuraciones sintéticas del embalse, mediante la intersección de las curvas adimensionales con la recta que caracteriza la relación geométrica entre el hidrograma de entrada y el de salida para un aliviadero de labio fijo (i.e., la diagonal " $\Delta V/V_h = 1 - (Q_s/Q_p)$ "). El grado de laminación simplificado para cada configuración es el valor del eje para dicha intersección; "0" indica que el caudal de entrada y salida son iguales (i.e., no hay laminación) y "1" (o "100 %") que el caudal de salida es igual a cero (i.e., se lamina todo el caudal que entra).

El conjunto de valores del coeficiente por el que se multiplican los volúmenes de la curva de embalse para definir las configuraciones sintéticas para cada embalse de

estudio, y el grado de laminación simplificado asociado se indican en la tabla 3. Por motivos computacionales, se toma un máximo de seis configuraciones sintéticas, siendo aquella para *coef* = 1 la asociada a la configuración real.

El análisis de avenidas anuales utiliza los siete embalses de estudio con sus configuraciones sintéticas; y como ilustración, el análisis de avenidas estacionales emplea un caso de estudio sintético basado en el embalse de Pálmaces (con sus configuraciones), al disponer para este embalse de información de los niveles de explotación estacionales necesarios para el análisis. Dicho caso de estudio no se ajusta a la presa real ya que, aunque emplea los periodos y resguardos estacionales establecidos en las Normas de Explotación del embalse, así como el registro de niveles reales de explotación, supone a la hora de llevar a cabo la laminación que la presa no tiene compuertas (lo que implica adaptar la información sobre resguardos de explotación a esa situación). Asimismo, se asignan unos valores sintéticos a la relación entre el número medio de excedencias estacional y anual, acordes a la magnitud del resguardo estacional, por lo que no corresponden a los valores reales. El mayor valor está asociado al invierno (con mayor resguardo) y el menor al verano (con menor resguardo), siendo la suma de valores igual a la unidad (tabla 4).

Tabla 3. Coeficientes representativos de las configuraciones sintéticas de los embalses de estudio y grado de laminación simplificado asociado; las distintas configuraciones de embalse están designadas por las letras "a" a "f", estando los valores asociados con la configuración de embalse real marcados en negrita

Región	Embalse	Coeficiente						Grado de laminación simplificado (%)					
		a	b	c	d	e	f	a	b	c	d	e	f
91	Ebro	0.01	0.05	0.12	0.25	0.5	1	3	15	30	51	71	86
	Yesa	0.25	1	2	3.5	7	15	7	24	41	58	77	91
	Alloz	0.25	1	2	3.5	7	15	6	22	38	55	74	89
32	Entrepeñas	0.1	1	2	4	12	NA	4	31	50	70	91	NA
	Pálmaces	0.15	1	2.75	5.25	10	30	3	16	37	57	75	93
92	Mediano	0.25	1	2	3.5	6	15	9	31	51	67	81	94
	Olïana	1	5	15	60	NA	NA	10	37	68	93	NA	NA

Tabla 4. Información relativa al análisis de avenidas estacionales para el embalse de Pálmaces (región 32): periodos estacionales y resguardos establecidos en las Normas de Explotación, y nivel máximo estacional y relación entre el número medio de excedencias estacional y anual empleados en el estudio

Periodo estacional	Meses	Nº meses	Época	Resguardo (m)	Nivel máximo estacional referido a ALI (m.s.n.m)	$\lambda_{\text{est}} / \lambda_{\text{anual}}$
est1	Enero, Febrero Marzo	3	Invierno	0.85	879.15	0.50
est2	Abril, Mayo, Junio	3	Primavera	0.71	879.29	0.21
est3	Julio, Agosto, Septiembre	3	Verano	0.45	879.55	0.10
est4	Octubre, Noviembre, Diciembre	3	Otoño	0.64	879.36	0.19

3. METODOLOGÍA

El estudio analiza distintos métodos deterministas y probabilísticos para el cálculo de las avenidas anuales y estacionales, y su influencia en la determinación del nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio y, por consiguiente, en el análisis de la seguridad hidrológica de las presas. La metodología empleada está formada por las siguientes etapas: (i) Ajuste de la función de distribución; (ii) generación de parejas caudal-volumen; (iii) asignación de forma del hidrograma; (iv) laminación de hidrogramas; y (v), estimación del nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio.

Los métodos deterministas son el método del caudal y el método del caudal-volumen, y los métodos probabilísticos son el método de la regresión y el método de la cópula regional:

- *Método del caudal:* emplea el caudal punta para determinar el nivel máximo de embalse, siendo el único método analizado que no considera laminación (i.e., no considera el volumen del hidrograma); es el método más conservador.
- *Método del caudal-volumen:* emplea el caudal punta y el volumen del hidrograma para determinar el nivel máximo de embalse mediante la laminación del hidrograma de diseño asociado, cuyo caudal punta y volumen total vienen dados por los correspondientes cuantiles de caudal y volumen para el periodo de retorno de estudio. El imponer que ambas características del hidrograma tengan el mismo periodo de retorno, sin considerar su dependencia estadística, da lugar a que el hidrograma de diseño resultante conduzca a un nivel máximo de embalse más conservador que los métodos probabilísticos.
- *Método de la regresión:* consiste en el procedimiento establecido en Jiménez Álvarez y Mediero (2014a), previamente mencionado, mediante el que se obtiene la probabilidad conjunta del caudal punta y el volumen del hidrograma de forma alternativa usando dos funciones: la función de distribución marginal del caudal y la función de distribución condicionada del volumen respecto al caudal. El método se aplica tanto de manera local como regional en el estudio; por simplicidad, el análisis de avenidas estacionales sólo emplea el enfoque regional.
- *Método de la cópula (regional):* se basa en la técnica de las cópulas, que permite obtener la función de distribución conjunta bivariada del caudal punta y del volumen del hidrograma a partir de la caracterización de su relación de dependencia, dada por la

función de la cópula, y de las funciones de distribución marginales (Sklar, 1959). Esta técnica es preferible a las técnicas multivariadas tradicionales, al no requerir que las funciones de distribución marginales procedan de la misma familia y permitir mayor flexibilidad para caracterizar la dependencia. La técnica es más compleja que la metodología basada en el método de la regresión, pero además de permitir mayor flexibilidad, asegura que los volúmenes generados siguen la función marginal correspondiente. Mediante un análisis preliminar se identificó la necesidad de ajustar la cópula usando datos a nivel regional, por lo que el método se aplica de manera regional en el estudio.

La relación entre los métodos analizados y los hidrogramas asociados es la siguiente. El método del caudal sólo emplea el cuantil de caudal para el periodo de retorno de estudio, no existiendo un hidrograma de diseño. El método del caudal-volumen emplea el cuantil de caudal y de volumen para el periodo de retorno de estudio, existiendo un único hidrograma de diseño definido por esas variables. En el caso de los métodos probabilísticos, la relación de dependencia entre el caudal punta y el volumen se tiene en cuenta en la generación de hidrogramas, interpretándose el periodo de retorno como la inversa de la probabilidad de superar un determinado nivel máximo de embalse admisible (Jiménez Álvarez y Mediero, 2014a; Mediero *et al.*, 2010; Requena *et al.*, 2013); de modo que su aplicación implica la generación de un gran número de parejas caudal-volumen y la identificación del nivel máximo alcanzado al laminar sus hidrogramas asociados.

3.1. Ajuste de la función de distribución

El estudio considera tres regiones representativas del valor del LCS regional en la España Peninsular, acorde con la definición de regiones homogéneas realizada en CEDEX (2009). A partir del valor del LCS regional de las regiones de estudio, se procede al ajuste regional de la distribución de valores extremos generalizada (GEV) para el caudal y el volumen en los embalses de estudio; esto se realiza siguiendo el esquema de regionalización propuesto en CEDEX (2009), i.e., usando la media local, el LCV local y el LCS regional. La representación de cuantiles estimados a través de dicha distribución se realiza usando 11 periodos de retorno (2, 5, 10, 25, 50, 100, 200, 500, 1000, 5000 y 10 000 años), siendo $T=1000$ años el periodo de retorno de estudio para la obtención y el análisis de niveles máximos de embalse.

La incertidumbre en el cálculo de cuantiles se considera mediante la estimación del intervalo de confianza $IC=67\%$,

cuyo límite superior e inferior corresponde con el percentil 67 y 33, respectivamente. Dichos percentiles se han obtenido mediante simulaciones de Monte Carlo. Una vez obtenidos los cuantiles para el límite superior e inferior del intervalo de confianza asociados con los (11) periodos de retorno representativos, se procede al ajuste de la distribución GEV mediante mínimos cuadrados sobre los (11) cuantiles asociados a cada uno de los límites; esto se realiza para el caudal y el volumen. Dicho ajuste es necesario para poder generar series simuladas asociadas a dichos límites más adelante. Por simplicidad, el análisis de avenidas estacionales no considera intervalos de confianza.

El análisis de avenidas estacionales requiere la estimación de los parámetros del ajuste (regional) de la distribución GEV para los periodos estacionales a partir de los parámetros del ajuste (regional) de la distribución GEV anual y de la relación entre el número medio de excedencias estacional y anual para los periodos estacionales (tabla 4). Esto se realiza en base a las ecuaciones 15 y 16, en Jiménez Álvarez y Mediero (2014b), mediante las que se obtienen los parámetros de localización y escala estacionales, siendo el parámetro de forma estacional igual al anual.

3.2. Generación de parejas caudal-volumen

La generación de parejas caudal-volumen se realiza para los métodos probabilísticos. El número de parejas generadas para analizar el nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio, $T = 1000$ años, es $N_{sim} = 50\,000$. Por coherencia, se usan los mismos vectores de probabilidad para los diferentes métodos probabilísticos y embalses de estudio de una misma región. En relación con el análisis de avenidas estacionales, el método (determinista) del caudal-volumen requiere la estimación de un conjunto de parejas (Q_{T_j} , V_{T_j}) asociadas a diferentes periodos de retorno (T_j) para cada periodo estacional para obtener hidrogramas envolventes estacionales. Dichas parejas vienen dadas por los cuantiles de caudal y volumen estacionales para un conjunto de $n_{T_j} = 255$ periodos de retorno, siendo $T_j = 2, 5, 10, 25, 50$, y valores de 100 a 25 000 en intervalos de 100 años. Estos valores son necesarios para la correcta construcción de las funciones de distribución empíricas estacionales del nivel máximo de embalse más adelante.

3.2.1. Generación de parejas caudal-volumen para el método de la regresión

La generación de parejas caudal-volumen mediante el método de la regresión sigue el procedimiento establecido en Jiménez Álvarez y Mediero (2014a), consistente en obtener la probabilidad conjunta de las variables de estudio usando la función de distribución marginal del caudal y la función de distribución condicionada del volumen respecto al caudal. El procedimiento asume una relación de dependencia lineal entre el caudal y el volumen a escala logarítmica, definida por la regresión lineal.

Dado que un determinado caudal no tiene asociado un determinado volumen de forma determinista, el volumen asociado a un determinado caudal se obtiene en base a la función condicionada del volumen respecto a dicho caudal, que se asume como una distribución normal para el logaritmo de la variable, de media igual al valor dado por

la recta de regresión y desviación típica (σ) la obtenida por dicha regresión. El procedimiento se aplica de manera regional, como se describe en la citada referencia, y de manera local para comparar resultados; no siendo necesario estandarizar/desestandarizar de las series de caudales-volúmenes para el enfoque local. Nótese que las series estandarizadas (o adimensionales) para cada estación en la región se obtienen dividiendo la serie de caudales o volúmenes de la estación entre la media de la serie.

De forma resumida, una vez se obtienen los parámetros y estadísticos de la regresión local y regional, se procede a la generación de N_{sim} parejas caudal-volumen para cada embalse de estudio (y para los límites del intervalo de confianza). Para ello, se generan N_{sim} caudales simulados en el embalse en base al ajuste regional de la distribución GEV (y al ajuste por mínimos cuadrados de la distribución para los intervalos de confianza). A continuación, tanto para la regresión local como para la regional, se generan los N_{sim} volúmenes asociados mediante generación estocástica a partir de la función condicionada del volumen respecto al caudal. A las parejas con caudal simulado negativo se les asigna el valor (0, 0). La aplicación del método requiere verificar que los residuos de la regresión presentan normalidad, lo que se evalúa mediante el test de normalidad Shapiro-Wilk (R Core Team, 2019), que indica normalidad si el p-valor es mayor que el nivel de significancia ($\alpha = 0.05$). Asimismo, los volúmenes generados deben localizarse dentro del intervalo de confianza del ajuste regional de la distribución GEV para considerarse adecuados.

En relación con el análisis de avenidas estacionales, se asume que la relación de dependencia anual y estacional entre el caudal y el volumen es la misma, empleándose por lo tanto los parámetros y estadísticos de la regresión regional (anual) para la generación de parejas caudal-volumen para los periodos estacionales. En este caso, los caudales simulados para un periodo estacional dado se obtienen en base a los parámetros del ajuste regional de la distribución GEV estacional correspondiente, siendo necesario el uso de la media poblacional del ajuste regional de la distribución GEV anual para estandarizar/desestandarizar las series de caudales-volúmenes simuladas.

3.2.2. Generación de parejas caudal-volumen para el método de la cópula regional

Las cópulas permiten obtener la función de distribución conjunta multivariada de las variables de estudio a partir de la caracterización de su relación de dependencia, dada por la función de la cópula, y de las funciones de distribución marginales (Sklar, 1959):

$$F_{X,Y}(x,y) = C\{F_X(x), F_Y(y)\}; x, y \in \mathbb{R} \quad [1]$$

Donde $F_{X,Y}$ es la función de distribución conjunta bivariable de las variables aleatorias X e Y (i.e., caudal y volumen), F_X y F_Y son funciones de distribución marginales, x e y son valores de dichas variables, y $C: [0,1]^2 \rightarrow [0,1]$ es la función de la cópula, una función bivariable con funciones de distribución marginales uniformes. Siendo necesaria la identificación de las funciones de distribución marginales que mejor representan las variables de estudio (i.e., el ajuste regional de la distribución GEV para el caudal y el

volumen), y de la cópula que mejor caracteriza la dependencia estadística entre variables (para más información ver e.g., Genest y Favre, 2007; Joe, 1997; Nelsen, 1999).

La selección de la cópula requiere considerar diferentes criterios (Chowdhary *et al.*, 2011; Requena *et al.*, 2016a). Mediante un análisis preliminar, se seleccionó la cópula que mejor caracteriza la relación de dependencia entre el caudal y el volumen para los casos de estudio, teniendo a su vez en cuenta la dependencia entre valores extremos de las variables. Dicho procedimiento de selección incluyó: evaluación de la dependencia entre variables, estimación de los parámetros de las cópulas, aplicación de criterios de selección de modelos y test de bondad de ajuste, evaluación de la dependencia de cola superior, y generación de figuras con parejas observadas y simuladas. Como resultado, a partir del análisis de cuatro cópulas candidatas (Gumbel, Joe, Plackett y BB1) consideradas en base a sus diferentes características y a resultados obtenidos para casos de estudio en España (Requena *et al.*, 2013, 2016a, b), se seleccionó la cópula BB1 regional (i.e., ajustada con datos de la región); requiriendo su ajuste una longitud de datos $n_{reg} > 525$ años (Requena *et al.*, 2016b), lo que se cumple en las regiones de estudio.

La generación de parejas caudal-volumen mediante el método de la cópula regional consta de los siguientes pasos:

1. Estimación de la tau de Kendall regional (τ_{reg}) para conocer el grado de dependencia entre las series de caudal y volumen adimensionales, y evaluación de su significancia para verificar la necesidad de usar cópulas (la independencia entre variables se rechaza si el p-valor $\leq \alpha = 0.05$; Genest y Favre, 2007).
2. Estimación de pseudo-observaciones (i.e., observaciones en escala cópula) regionales para el caudal y el volumen asignando a cada valor su posición de menor a mayor y dividiendo entre $(n_{reg} + 1)$.
3. Estimación de los parámetros de la cópula BB1 regional (θ_1 y θ_2) por máxima verosimilitud (Nagler *et al.*, 2021), y aplicación del test de bondad de ajuste para determinar si ésta caracteriza de forma adecuada la relación de dependencia entre variables (adimensionales). Por simplicidad, se utiliza el test de bondad de ajuste basado en el proceso de Kendall (Nagler *et al.*, 2021; donde está implementada la cópula) usando 1000 simulaciones. En este estudio, la cópula se acepta si el p-valor del test es mayor que $\alpha = 0.01$; de modo que se relaja la premisa habitual ($\alpha = 0.05$) debido a la mayor dificultad para pasar el test cuando el número de datos es elevado, como es el caso del contexto regional (Requena *et al.*, 2016a).
4. Estimación de la dependencia de cola superior de los datos ($\hat{\lambda}_{U^{CFG}}^{CFG}$, Capéraà *et al.*, 1997; Serinaldi, 2008) y de la cópula BB1 regional ($\lambda_{U^C}^C$), para determinar el grado en que queda caracterizada la dependencia entre valores extremos de las variables con el fin de evitar subestimar el riesgo de avenida (Poulin *et al.*, 2007).
5. Generación de N_{sim} parejas caudal-volumen en escala cópula a través de la cópula BB1 regional, y transformación de dichas parejas a unidades originales empleando la función de distribución marginal del caudal y del volumen (i.e., el ajuste regional de la

distribución GEV para el caudal y el volumen) para cada embalse de estudio. De forma análoga, las parejas asociadas a los límites del intervalo de confianza se obtienen en base al ajuste por mínimos cuadrados de la distribución GEV correspondiente. A las parejas con caudal y/o volumen simulado negativo se les asigna el valor (0, 0).

En relación con el análisis de avenidas estacionales, (de nuevo) se asume que la relación de dependencia anual y estacional entre el caudal y el volumen es la misma, empleándose por lo tanto los parámetros de la cópula regional (anual) para la generación de parejas caudal-volumen para los periodos estacionales. Por coherencia, se usan las mismas parejas en escala cópula, que se transforman a unidades originales empleando las funciones de distribución marginales estacionales correspondientes.

3.3. Asignación de forma del hidrograma

La asignación de forma del hidrograma a las parejas caudal-volumen puede basarse en hidrogramas históricos registrados en estaciones de aforo (Mediero *et al.*, 2010; Requena *et al.*, 2013), hidrogramas obtenidos mediante modelos hidrometeorológicos aplicados sobre la cuenca de estudio (Jiménez Álvarez y Mediero, 2014a), o hidrogramas sintéticos (e.g., en base a la función de densidad gamma; Pegram y Deacon, 1992). En este estudio, la asignación de forma del hidrograma se basa en hidrogramas sintéticos, tomándose como hidrograma tipo la función de densidad gamma con parámetro de escala igual a 1 y parámetro de forma igual a 3; de modo que el hidrograma asociado a una pareja caudal – volumen determinada se obtiene mediante el reescalado de dicho hidrograma tipo.

3.4. Laminación de hidrogramas

Se procede a la laminación de hidrogramas, estimándose el nivel máximo de embalse y el caudal máximo de salida. La laminación se realiza usando los mismos hidrogramas para las distintas configuraciones de un embalse dado, con el fin de comparar resultados.

En el análisis de avenidas anuales, los hidrogramas se laminan empleando dos procedimientos de laminación:

- Procedimiento de laminación “sicom”: con compuertas y nivel inicial NMN.
- Procedimiento de laminación “nocom”: sin compuertas y nivel inicial ALI.

En el análisis de avenidas estacionales, los hidrogramas se laminan en base al procedimiento de laminación sin compuertas, empleando diferentes tipos de niveles previos en el embalse:

- Nivel previo fijo anual (FA): corresponde al caso más conservador, siendo el nivel inicial fijo e igual al NMN, que viene dado por ALI debido a no considerar compuertas, siendo equivalente al procedimiento de laminación “nocom”.
- Nivel previo fijo estacional (FE): corresponde al nivel máximo estacional obtenido como consecuencia

de aplicar el resguardo estacional establecido en las Normas de Explotación del embalse, siendo diferente para cada periodo estacional definido en las mismas.

- Nivel previo aleatorio estacional (AE): corresponde al caso menos conservador, estableciéndose el nivel inicial de forma aleatoria mediante las funciones de distribución empíricas estacionales del nivel previo en el embalse. Estas funciones se estiman a partir de los niveles reales de explotación, eliminando aquellos valores mayores que los niveles máximos estacionales (i.e., los asociados a situaciones de avenida), analizando la homogeneidad de la serie histórica, y asignando probabilidad a los niveles estacionales mediante la fórmula de gráfico de Weibull. Si una función presenta valores de nivel repetidos, a cada nivel se le asigna la mayor probabilidad asociada; asimismo, el límite superior de la función se establece como el nivel máximo estacional (i.e., $F(N_{max.est}) = 1$) y el límite inferior como el nivel para embalse vacío (i.e., $F(cotaVol0) = 0$). Una vez estimada la función, el vector de probabilidades aleatorias $f_{3.est}$ de tamaño N_{sim} (que es diferente para cada periodo estacional) se utiliza para obtener los niveles previos estacionales en el embalse mediante interpolación. Estos N_{sim} niveles previos se asocian a los N_{sim} hidrogramas estacionales obtenidos por un método probabilístico dado para el periodo estacional. Este tipo de nivel previo sólo puede aplicarse en base al uso de métodos probabilísticos, ya que, en dicho caso, tanto el caudal y el volumen como el nivel previo en el embalse se consideran variables aleatorias.

En relación con los procedimientos de laminación:

- El procedimiento de laminación “sicom” considera compuertas y emplea el NMN como nivel inicial; su laminación se basa en los siguientes criterios:
 1. **Apertura de compuertas:** si se está en la rama ascendente del hidrograma de entrada y $Q_{ent} \leq Q_{max_NMN}$, entonces se mantiene el nivel en el NMN y las compuertas se van abriendo para que se vierta el caudal que entra; i.e., $niv = NMN$ y $Q_{sal} = Q_{ent}$, siendo Q_{ent} el caudal de entrada al embalse, Q_{sal} el caudal de salida del embalse, niv el nivel alcanzado en el embalse, y Q_{max_NMN} el caudal máximo de desagüe para el NMN.
 2. **Lámina libre:** si $Q_{ent} > Q_{max_NMN}$, entonces se opera en lámina libre según el procedimiento del tránsito en piscina nivelada (Chow *et al.*, 1994), basado en la ecuación de cambio en el almacenamiento en el embalse.
 3. **Cierre de compuertas:** si se está en la rama descendente del hidrograma de entrada y $Q_{ent} \leq Q_{max_NMN}$, entonces se mantiene el último nivel y se van cerrando las compuertas para que se vierta el caudal que entra; i.e., $niv_j = niv_{j-1}$ y, $Q_{sal} = Q_{ent}$ siendo niv_{j-1} el nivel previo.
- El procedimiento de laminación “nocom” puede considerarse como una simplificación del procedimiento de laminación “sicom”, en el que al no

considerar compuertas se dan las siguientes particularidades: el nivel inicial en el embalse es ALI, y la laminación del hidrograma únicamente se realiza en lámina libre (i.e., no existe operación de compuertas).

- El procedimiento de laminación sin compuertas empleando diferentes tipos de niveles previos en el embalse se basa en el procedimiento de laminación “nocom”, dependiendo el nivel inicial del caso considerado, y siendo necesario que el embalse se llene hasta ALI para comenzar el vertido en lámina libre.

3.5. Estimación del nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio

Se presentan los procedimientos necesarios para la estimación del nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio en base al tipo de análisis (i.e., anual o estacional), método, procedimiento de laminación y tipo de nivel previo en el embalse considerado. Esto se lleva a cabo para las distintas configuraciones de embalse.

3.5.1. Método del caudal

El método del caudal no considera laminación, por lo que no depende de la configuración de embalse, y proporciona el nivel máximo de embalse más conservador. Dicho valor se obtiene mediante la curva de desagüe, como el nivel máximo de embalse asociado al cuantil de caudal para el periodo de retorno de estudio (Q_T), extrapolando si es necesario. Para poder compararlo con niveles obtenidos por métodos donde se lleva a cabo el procedimiento de laminación “sicom”, se le asigna el máximo valor entre dicho nivel y el NMN (que es el nivel inicial en tal laminación). El nivel máximo de embalse también se obtiene para los cuantiles correspondientes a los límites del intervalo de confianza.

3.5.2. Método del caudal-volumen

En relación con el análisis de avenidas anuales, el nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio asociado al método del caudal-volumen se obtiene mediante la laminación del hidrograma envolvente asociado a la pareja (Q_T , V_T) empleando los procedimientos de laminación “sicom” y “nocom”. Dicho nivel también se obtiene para los hidrogramas asociados a las parejas formadas por los cuantiles correspondientes a los límites del intervalo de confianza.

La estimación del nivel máximo de embalse en relación con el análisis de avenidas estacionales es diferente, partiéndose de los hidrogramas estacionales asociados a las parejas (Q_{Tj} , V_{Tj}) formadas por los cuantiles de caudal y volumen estacionales asociados a los n_{Tj} periodos de retorno (sección 3.2). Nótese que dicho conjunto de periodos de retorno debe representar todo el rango de probabilidades, debiendo ser el mayor valor muy superior al periodo de retorno de estudio, y debiendo emplearse un elevado número de periodos de retorno dentro del rango considerado para la correcta construcción de las funciones de distribución empíricas estacionales del nivel máximo de embalse.

El nivel máximo de embalse para cada hidrograma (envolvente) estacional se obtiene mediante el procedimiento de laminación sin compuertas empleando nivel previo FE, donde el nivel inicial es el nivel máximo estacional. A continuación, se construyen las funciones de distribución empíricas estacionales del nivel máximo de embalse para los periodos estacionales, representando para cada periodo estacional los niveles máximos alcanzados por los hidrogramas estacionales para el conjunto de periodos de retorno, con respecto a la probabilidad de no excedencia (o función de distribución F) asociada a cada periodo de retorno T (siendo $F = (T-1)/T$). Finalmente, se estima la función de distribución empírica anual del nivel máximo de embalse mediante la combinación de las funciones estacionales, y se extrae el nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio mediante interpolación. Para ello, el valor de la función anual asociada a un determinado nivel máximo se obtiene multiplicando el valor de las funciones estacionales para dicho nivel; esto se realiza para un conjunto de 100 niveles máximos dentro del rango común de niveles máximos de las funciones estacionales.

3.5.3. Métodos probabilísticos

En relación con el análisis de avenidas anuales, se obtiene el nivel máximo de embalse a través de la laminación de los N_{sim} hidrogramas asociados a las parejas caudal-volumen generadas mediante un determinado método probabilístico, en base a los procedimientos de laminación “sicom” y “nocom”. A continuación, se estima la función de distribución empírica anual del nivel máximo de embalse usando la fórmula de gráfico de Gringorten, a partir de los valores de nivel máximo alcanzado por los N_{sim} hidrogramas, extrayendo el nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio mediante interpolación. Asimismo, el nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio también se obtiene en base a los hidrogramas asociados a los límites del intervalo de confianza.

En relación con el análisis de avenidas estacionales, la estimación del nivel máximo de embalse para el periodo

de retorno de estudio en base al procedimiento de laminación sin compuertas empleando nivel previo FE, es análoga a la presentada para el método del caudal-volumen; con la diferencia de que las funciones de distribución empíricas estacionales se obtienen usando la fórmula de gráfico de Gringorten, a partir de los niveles máximos alcanzados por los N_{sim} hidrogramas estacionales para el método probabilístico.

La estimación del nivel máximo de embalse en base al procedimiento de laminación sin compuertas empleando nivel previo AE se obtiene de forma análoga, empleando en este caso los niveles máximos alcanzados por los N_{sim} hidrogramas estacionales para el método probabilístico al ser laminados considerando los N_{sim} niveles iniciales aleatorios estimados a partir de la función de distribución empírica estacional del nivel previo en el embalse. En caso de no poder obtener el nivel máximo de embalse para el periodo de retorno de estudio mediante interpolación a través de la función de distribución empírica anual del nivel máximo de embalse, debido a no presentar valores para periodos de retorno superiores al de estudio, debe aumentarse el número de parejas simuladas (N_{sim}).

4. RESULTADOS

4.1. Ajuste de la función de distribución

El ajuste regional de la distribución GEV (anual) (con media local, LCV local y LCS regional) para el caudal y el volumen para los embalses de estudio se presenta en la tabla 5. Como ilustración, dicho ajuste se muestra para el embalse de Alloz (región 91) en la figura 3, incluyéndose el ajuste de la distribución GEV mediante mínimos cuadrados para los límites del intervalo de confianza. En relación con el análisis de avenidas estacionales, el ajuste regional de la distribución GEV anual y de las distribuciones GEV estacionales para el embalse de Pálmaces (región 32) se presenta en la figura 4, verificándose que los caudales estacionales son inferiores al anual para un mismo periodo de retorno.

Tabla 5. Ajuste regional de la distribución GEV para el caudal y el volumen para los embalses de estudio (el LCS regional utilizado corresponde al obtenido en base a los datos usados en el estudio)

Región	Variable	Embalse	Estadísticos para el ajuste			Parámetros			Cuantil para $T = 1000$ años
			media local	LCV local	LCS_{reg}	localización	escala	forma	
91	Q (m ³ /s)	Ebro	154.908	0.214	0.182	126.897	47.050	-0.018	472.98
		Yesa	522.954	0.270		403.715	200.286		1876.94
		Alloz	51.698	0.251		40.758	18.376		175.92
	V (hm ³)	Ebro	25.804	0.264	0.208	19.887	9.274	-0.058	98.71
		Yesa	81.060	0.301		59.820	33.295		342.79
		Alloz	8.949	0.305		6.576	3.720		38.19
32	Q (m ³ /s)	Entrepeñas	163.966	0.444	0.267	97.001	89.977	-0.146	1169.20
		Pálmaces	45.806	0.429		27.714	24.309		317.39
	V (hm ³)	Entrepeñas	52.047	0.490	0.258	28.762	32.060	-0.132	390.45
		Pálmaces	7.359	0.463		4.248	4.283		52.57
92	Q (m ³ /s)	Mediano	619.445	0.282	0.314	452.625	198.665	-0.212	3569.43
		Oliana	304.005	0.298		217.486	103.035		1833.97
	V (hm ³)	Mediano	89.852	0.279	0.260	66.954	31.350	-0.135	425.13
		Oliana	58.249	0.302		42.172	22.011		293.65

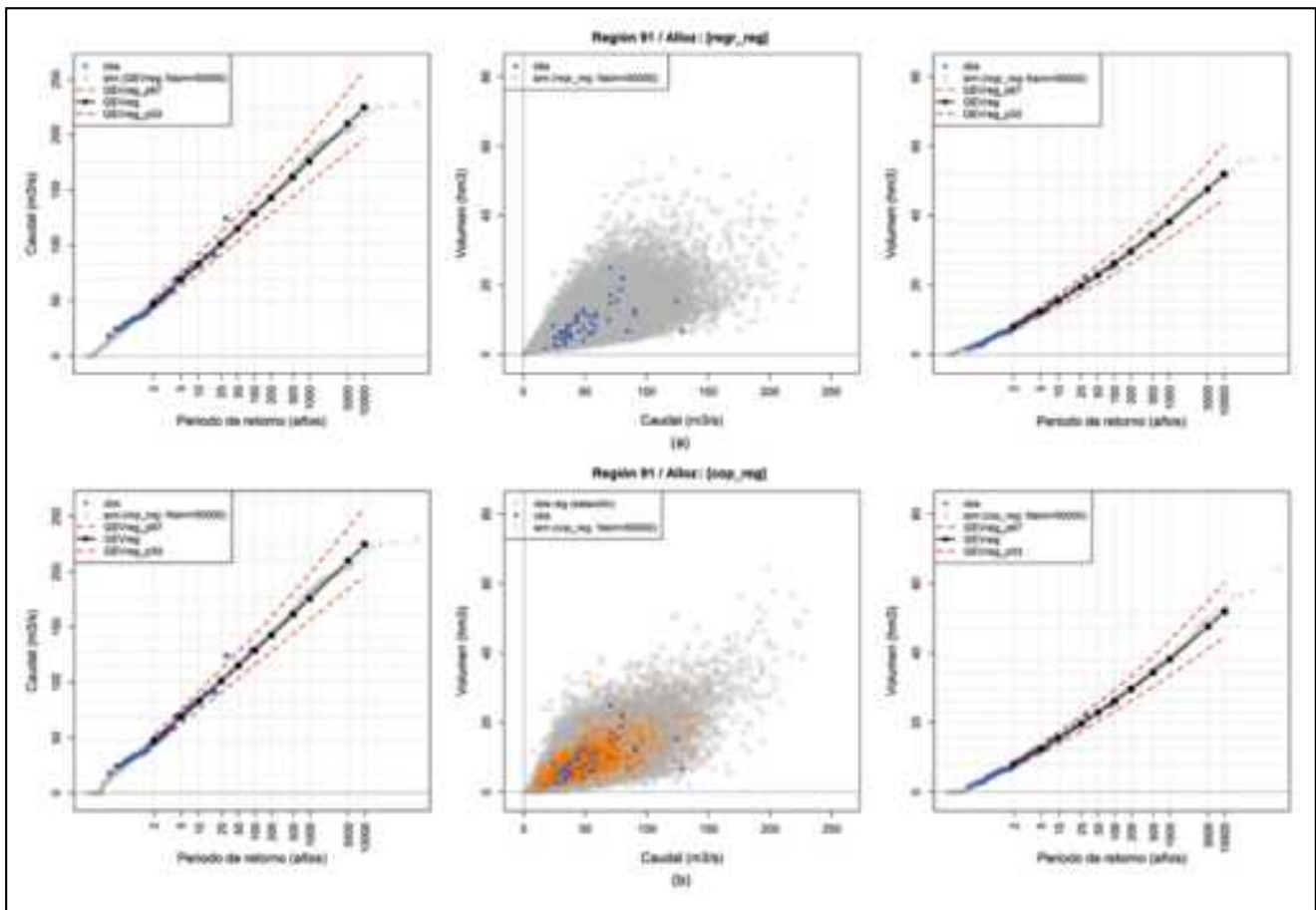


Figura 3. Generación de parejas caudal-volumen para el embalse de Allos (región 91): (a) método de la regresión regional; y (b), método de la cópula regional. (Panel izquierdo) ajuste regional de la distribución GEV para el caudal con caudales observados (usando Gringorten) y simulados, mostrando el intervalo de confianza; (panel central) parejas caudal-volumen observadas y simuladas; (panel derecho) ajuste regional de la distribución GEV para el volumen con volúmenes observados (usando Gringorten) y simulados, mostrando el intervalo de confianza.

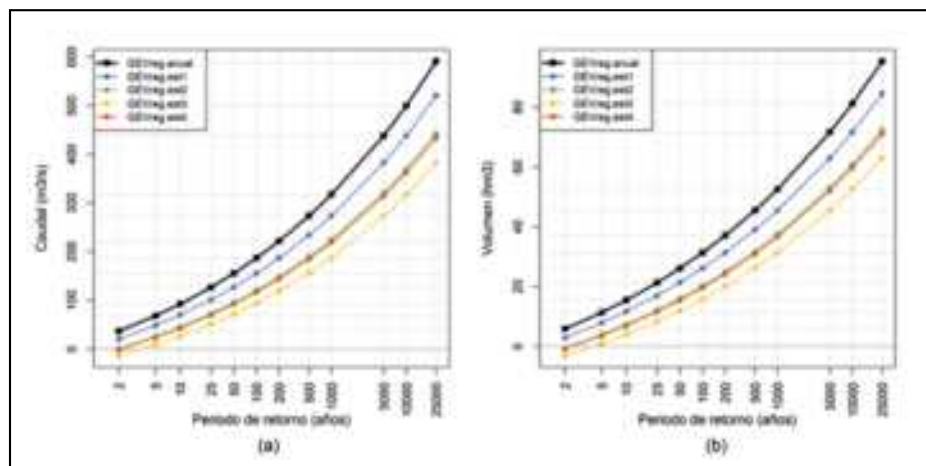


Figura 4. Ajuste regional de la distribución GEV anual y de las distribuciones GEV estacionales para el embalse de Pálmaces (región 32): (a) caudal; y (b), volumen.

4.2. Parejas caudal-volumen

El ajuste de la regresión local y regional para los embalses y regiones de estudio se muestra en la tabla 6. La normalidad de los residuos se verifica en la mayoría de los casos, no siendo así para la regresión regional, donde el test de normalidad se ve afectado por el tamaño de la muestra. Como ilustración, la figura 3a muestra los resultados del método de la regresión regional para el embalse de Allos (región 91): el ajuste regional de la distribución GEV para

el caudal, con su intervalo de confianza, junto con los caudales observados y simulados a partir de dicho ajuste se muestra en el panel izquierdo; las parejas caudal-volumen observadas y generadas por el método se muestran en el panel central; y el ajuste regional de la distribución GEV para el volumen, con su intervalo de confianza, junto con los volúmenes observados y generados por el método se muestran en el panel derecho, siendo estos últimos adecuados al encontrarse dentro del intervalo de confianza del ajuste regional. En general, los resultados obtenidos para

Tabla 6. Ajuste de la regresión local y regional para los embalses y regiones de estudio ($\log(V) = a \log(Q) + b$)

Región	Tipo de regresión	n	Embalse o región	Parámetros de la regresión		σ	Normalidad de los residuos	
				a	b		p-valor	se acepta ($\alpha = 0.05$)
91	Local	73	Ebro	0.846	-0.464	0.158	0.266	SI
		88	Yesa	0.910	-0.581	0.141	0.367	SI
	Regional	48	Alloz	0.939	-0.685	0.180	0.304	SI
		1305	Región 91	0.794	-0.021	0.165	6.68 E-12	NO
32	Local	61	Entrepeñas	1.068	-0.685	0.173	0.022	NO
		54	Pálmaces	0.963	-0.761	0.170	0.580	SI
	Regional	617	Región 32	0.962	-0.028	0.198	1.14 E-06	NO
92	Local	31	Mediano	0.833	-0.378	0.113	0.444	SI
		41	Oliana	0.905	-0.488	0.101	0.191	SI
	Regional	680	Región 92	0.718	-0.011	0.160	4.5 E-4	NO

los embalses y regiones de estudio muestran que la regresión regional tiende a obtener volúmenes simulados más adecuados que la regresión local, siendo necesario repetir el procedimiento para tener en cuenta el efecto de la aleatoriedad. No obstante, los volúmenes simulados en el caso de la región 32 no son adecuados, lo que podría estar relacionado con su mayor heterogeneidad.

El ajuste de la cópula BB1 regional para las regiones de estudio se muestra en la tabla 7, aceptándose la cópula en las regiones 91 y 92 (para $\alpha = 0.01$), pero no en la región 32 (región que, como se ha indicado, presenta una mayor heterogeneidad). Como ilustración, la figura 3b muestra los resultados del método de la cópula regional para el embalse de Alloz (región 91): las parejas caudal-volumen observadas (incorporando las de la región como si pertenecieran al embalse, i.e., multiplicando las series adimensionales por la media del embalse) y generadas por el método se muestran en el panel central; y el ajuste regional de la distribución GEV para el caudal y el volumen, con su intervalo de confianza, junto con las series observadas y generadas por el método se muestran en el panel izquierdo y derecho, respectivamente. Debido a la naturaleza del método, los (caudales y) volúmenes generados siguen el ajuste regional correspondiente.

En relación con el análisis de avenidas estacionales llevado a cabo para el embalse de Pálmaces (región 32), se obtiene el conjunto de parejas caudal-volumen asociadas a los cuantiles estacionales de caudal y volumen para el conjunto de n_{ry} periodos de retorno, obtenidos a partir del ajuste regional de la distribución GEV estacional para el caudal y el volumen para cada periodo estacional. Asimismo, las parejas caudal-volumen asociadas a los periodos estacionales para los métodos probabilísticos se generan en base a la regresión regional (anual), a la cópula BB1 regional (anual), y al ajuste regional de la distribuciones GEV estacionales.

Como ejemplo, la figura 5 muestra la generación de parejas caudal-volumen anuales y estacionales para el periodo estacional “est1” (invierno) y “est3” (verano), obtenidas mediante el método de la cópula regional para el embalse de Pálmaces (región 32): las parejas caudal-volumen generadas por el método se muestran en el panel central; y el ajuste regional de la distribución GEV para el caudal y el volumen junto con las series generadas se muestra en el panel izquierdo y derecho, respectivamente. El comportamiento de las series generadas para los periodos estacionales es análogo al anual; esto aplica a todos los periodos estacionales, y también al método de la regresión regional.

Tabla 7. Ajuste de la cópula BB1 regional para las regiones de estudio

Región	Datos de la región			Cópula BB1 regional					
	n_{reg}	τ_{reg}	λ_{CFG}	Parámetros		Test de bondad de ajuste basado en el proceso de Kendall			λ_{ξ}
				θ_1	θ_2	estadístico (Cramer-von Mises)	p-valor	se acepta (p-valor > $\alpha = 0.01$)	
91	1305	0.513	0.551	0.593	1.521	0.141	0.022	SI	0.423
32	617	0.677	0.700	0.853	1.966	0.194	0	NO	0.577
92	680	0.564	0.597	0.460	1.745	0.137	0.020	SI	0.512

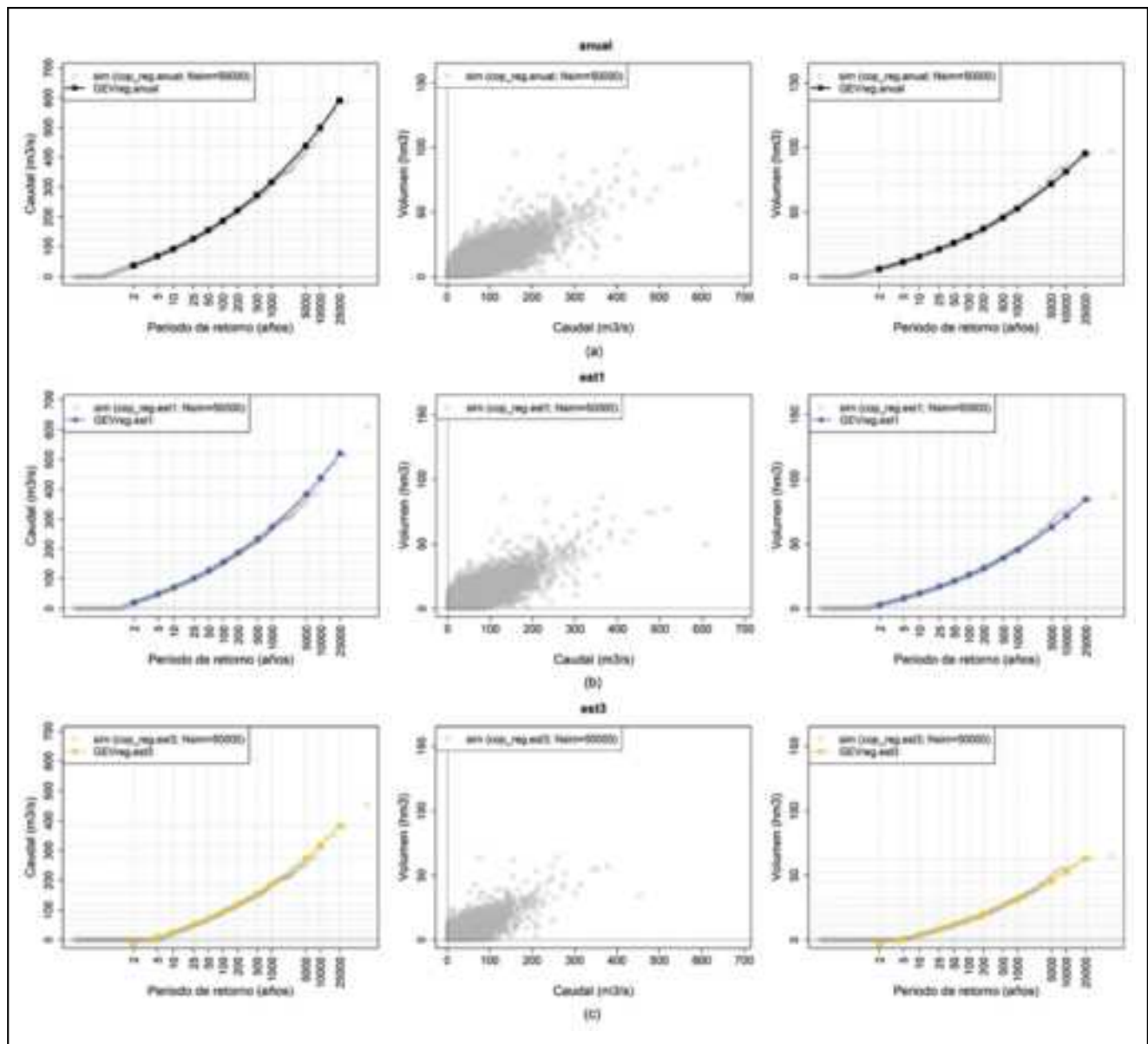


Figura 5. Generación de parejas caudal-volumen mediante el método de la cópula regional para el embalse de Pálmaces (región 32): (a) anual; (b) periodo estacional “est1” (invierno); y (c), periodo estacional “est3” (verano). (Panel izquierdo) ajuste regional de la distribución GEV para el caudal y caudales simulados; (panel central) parejas caudal-volumen simuladas; (panel derecho) ajuste regional de la distribución GEV para el volumen y volúmenes simulados.

4.3. Laminación de hidrogramas y estimación del nivel máximo de embalse

Tras la asignación de forma del hidrograma a las parejas caudal-volumen, se procede a la laminación de hidrogramas. En relación con el análisis de avenidas anuales, los hidrogramas se laminan empleando el procedimiento de laminación “sicom” y “nocom”. Como ilustración, los resultados de la laminación de los N_{sim} hidrogramas obtenidos a través del método de la regresión regional para la configuración real del embalse del Ebro (región 91), i.e., la función de distribución empírica (anual) del nivel máximo de embalse, indicando el nivel máximo de embalse para $T = 1000$ años, se muestran para los dos procedimientos de laminación en la figura 6.

El tramo horizontal de la función de distribución para el procedimiento de laminación “sicom” (figura 6c) se debe a la existencia de hidrogramas para los que no se produce laminación debido a que el caudal de entrada no supera

el caudal máximo de desagüe para el NMN, de modo que todo el caudal que entra se vierte mediante la operación de compuertas, manteniéndose el nivel inicial de embalse (i.e., el NMN). Destaca la obtención de niveles máximos (para $T = 1000$ años) superiores al NMN únicamente para los embalses del Ebro (región 91) (figura 6c) y Entrepeñas (región 32), siendo los tramos horizontales para el resto de embalses de tal longitud, que el nivel máximo de embalse corresponde al NMN; nótese que dichos tramos también pueden deberse a la existencia de parejas caudal-volumen con valor (0,0), para las que se mantiene el nivel inicial de embalse al no tener hidrograma asociado, lo que también aplica al procedimiento de laminación “nocom”. Debido a la falta de niveles máximos distintos al NMN para el procedimiento de laminación “sicom”, la comparación del nivel máximo de embalse para los métodos analizados sólo se realiza para el procedimiento de laminación “nocom”.

En relación con el análisis de avenidas estacionales, los hidrogramas se laminan en base al procedimiento de

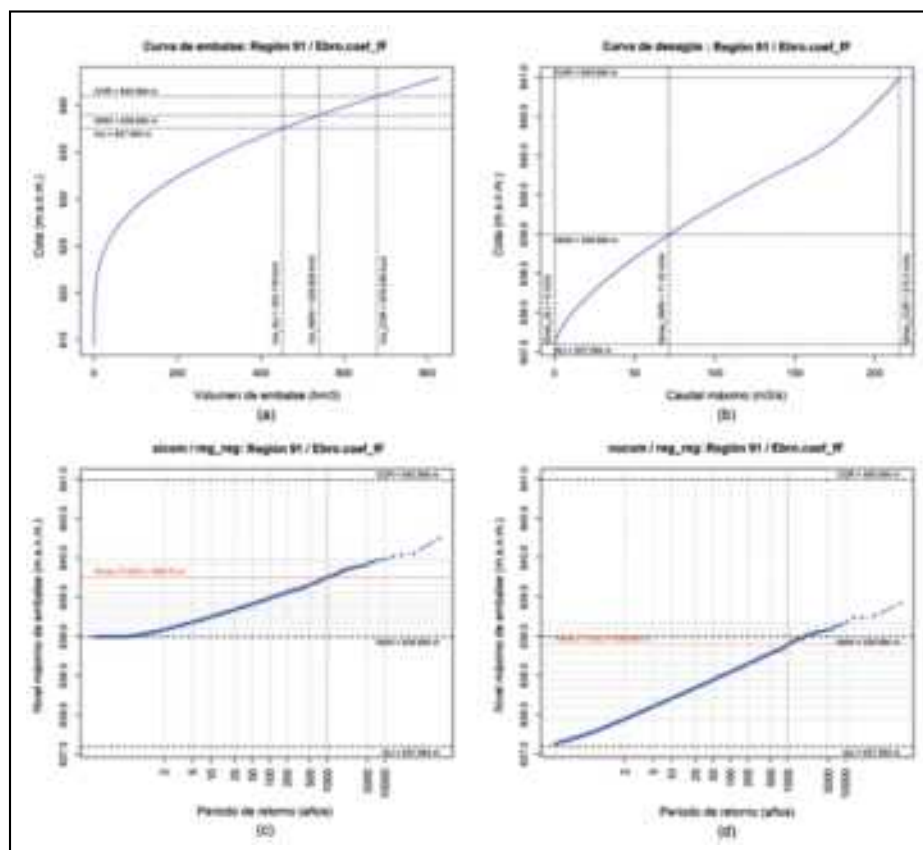


Figura 6. Resultados de la laminación de los N_{sim} hidrogramas obtenidos a través del método de la regresión regional para la configuración real del embalse del Ebro (región 91): (a) curva de embalse para la configuración utilizada; (b) curva de desagüe (igual para todas las configuraciones); (c) función de distribución empírica del nivel máximo de embalse para el procedimiento de laminación “sicom”; y (d), función de distribución empírica del nivel máximo de embalse para el procedimiento de laminación “nocom”.

laminación sin compuertas, empleando nivel previo FA (equivalente al procedimiento de laminación “nocom”), nivel previo FE y nivel previo AE. Debido a la hipótesis de laminación adoptada, y a que el embalse de Pálmaces dispone de compuertas, es necesario obtener los niveles máximos estacionales referidos a ALI (en lugar de referidos al NMN) a partir de los resguardos establecidos en sus Normas de Explotación (tabla 4); siendo a su vez necesario ajustar, debido a esta circunstancia, las funciones de distribución empíricas estacionales del nivel previo en el embalse.

Dichas funciones, a partir de las que se obtienen los N_{sim} niveles previos aleatorios para laminación sin compuertas empleando nivel previo AE para el embalse de Pálmaces, se muestran en la figura 7. Como ilustración, los resultados de la laminación de los n_{ty} hidrogramas obtenidos para cada periodo estacional para el método del caudal-volumen empleando nivel previo FE, y de los N_{sim} hidrogramas obtenidos para cada periodo estacional a través del método de la cópula regional empleando nivel previo FE y nivel previo AE para la configuración real del embalse de Pálmaces

(región 32), i.e., las funciones de distribución empíricas estacionales y anual del nivel máximo de embalse, indicando el nivel máximo de embalse para $T = 1000$ años, se muestran en la figura 8.

El periodo estacional “est3” (fila central en la figura 8) condiciona el límite superior del rango de niveles máximos usados para obtener la función de distribución empírica anual, y el mayor valor de probabilidad de no excedencia (anual), obtenido como combinación de los estacionales. De modo que en caso de no obtener un valor de probabilidad de no excedencia (anual) mayor que el asociado al periodo de retorno de estudio para poder interpolar, es necesario aumentar el valor y número de periodos de retorno n_{ty} para el método del caudal-volumen (en este caso, hasta 25000 años), o el número de parejas simuladas para los métodos probabilísticos. Este último afecta a configuraciones con volúmenes de embalse elevados cuando se emplea el nivel previo AE, aunque en este estudio se ha decidido mantener el número de simulaciones para que los resultados puedan ser comparables con los del resto de procedimientos.

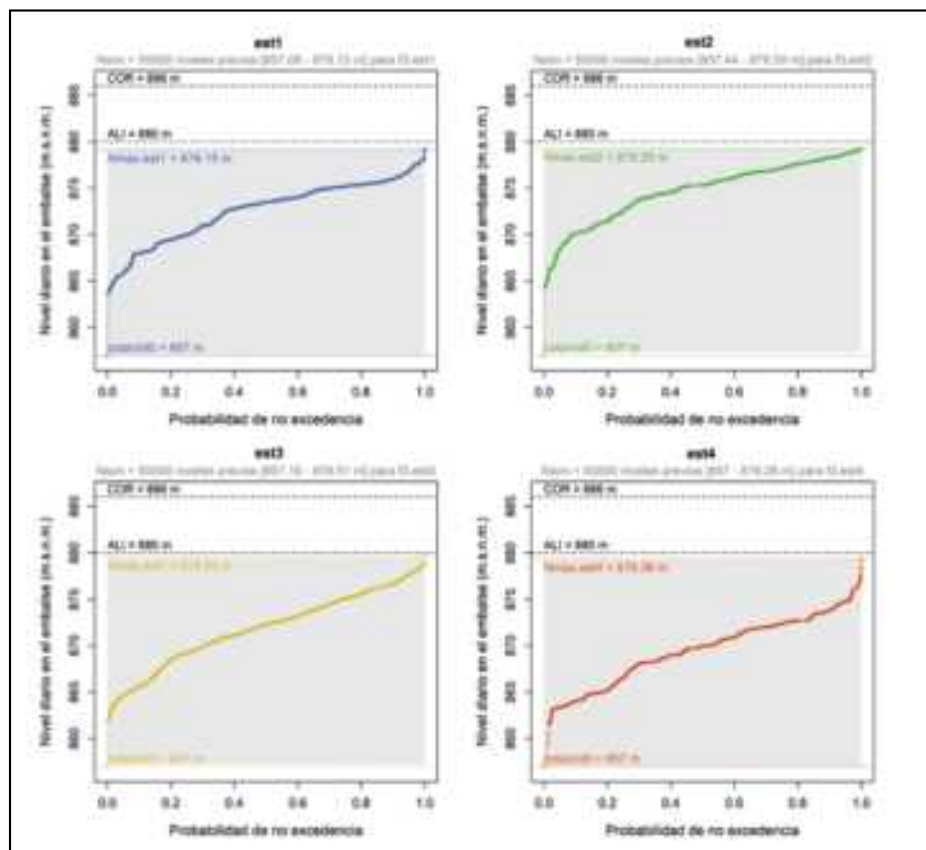


Figura 7. Funciones de distribución empíricas estacionales del nivel previo en el embalse para el embalse de Pálmaces (región 32), indicando el rango de niveles previos aleatorios obtenidos por interpolación (rectángulo gris).

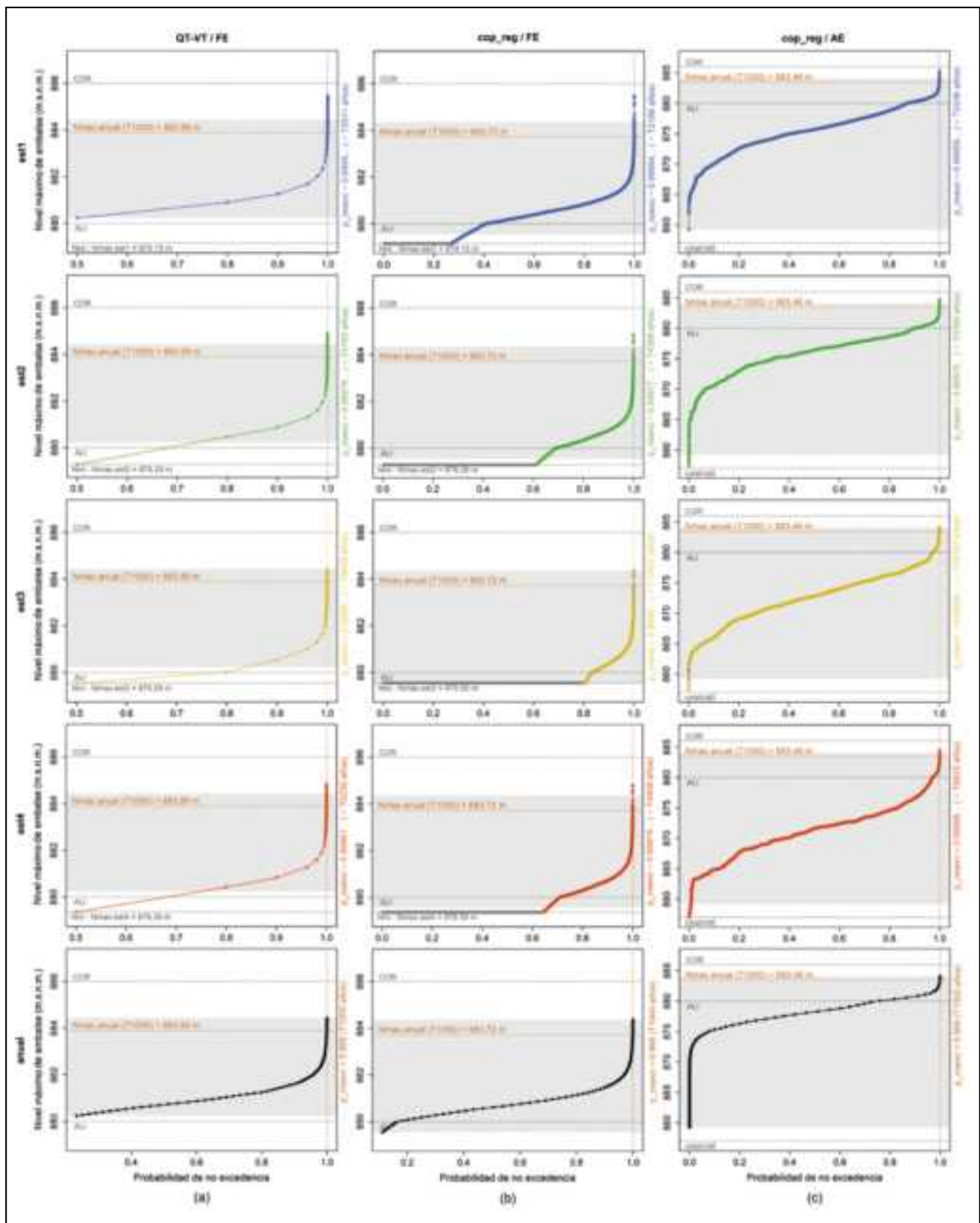


Figura 8. Funciones de distribución empíricas estacionales y anual del nivel máximo de embalse para la configuración real del embalse de Pálmaces (región 32) para el procedimiento de laminación sin compuertas, empleando: (a) nivel previo fijo estacional (FE) para el método del caudal-volumen; (b) nivel previo FE; y (c), nivel previo aleatorio estacional (AE) para el método de la cópula regional.

4.4. Análisis del nivel máximo de embalse

En relación con el análisis de avenidas anuales, se compara el nivel máximo de embalse para $T = 1000$ años obtenido por los métodos analizados (i.e., método del caudal, del caudal-volumen, de la regresión local y regional, y de la cópula regional) bajo el procedimiento de laminación “nocom”, incluyendo el asociado al intervalo de confianza. Como ilustración, los resultados para la configuración real del embalse de Yesa (región 91) se muestran en la figura 9a. El mayor nivel máximo está asociado al método del caudal (método más conservador), seguido del asociado al método del caudal-volumen (método más conservador que los probabilísticos), y, por último, de los asociados a los métodos probabilísticos (dependiendo su orden del embalse y configuración). Esto se cumple para todos los embalses de estudio; existiendo casos para volúmenes de embalse elevados (en los que la laminación es muy grande) donde los métodos probabilísticos erróneamente obtienen niveles

máximos mayores que el del método del caudal-volumen debido a la incertidumbre y/o calidad del ajuste.

Con el fin de sintetizar los resultados obtenidos para los embalses de estudio y permitir su comparación, se emplea el nivel máximo relativo y el grado de laminación de referencia. El nivel máximo relativo (%) es un nivel adimensional (obtenido al restarle ALI al nivel máximo, multiplicar por 100, y dividir entre el nivel máximo obtenido por el método del caudal al restarle ALI). El grado de laminación de referencia (%) es el grado de laminación real del método del caudal-volumen (obtenido al restarle a 1 el caudal máximo de salida del método del caudal-volumen dividido entre el cuantil de caudal para el periodo de retorno de estudio, y multiplicar por 100), que se asigna a todos los métodos, dentro de una misma configuración de embalse, para poder comparar sus resultados (representando los valores correspondientes a distintos métodos en la misma vertical); siendo su valor mayor a mayor volumen de embalse.

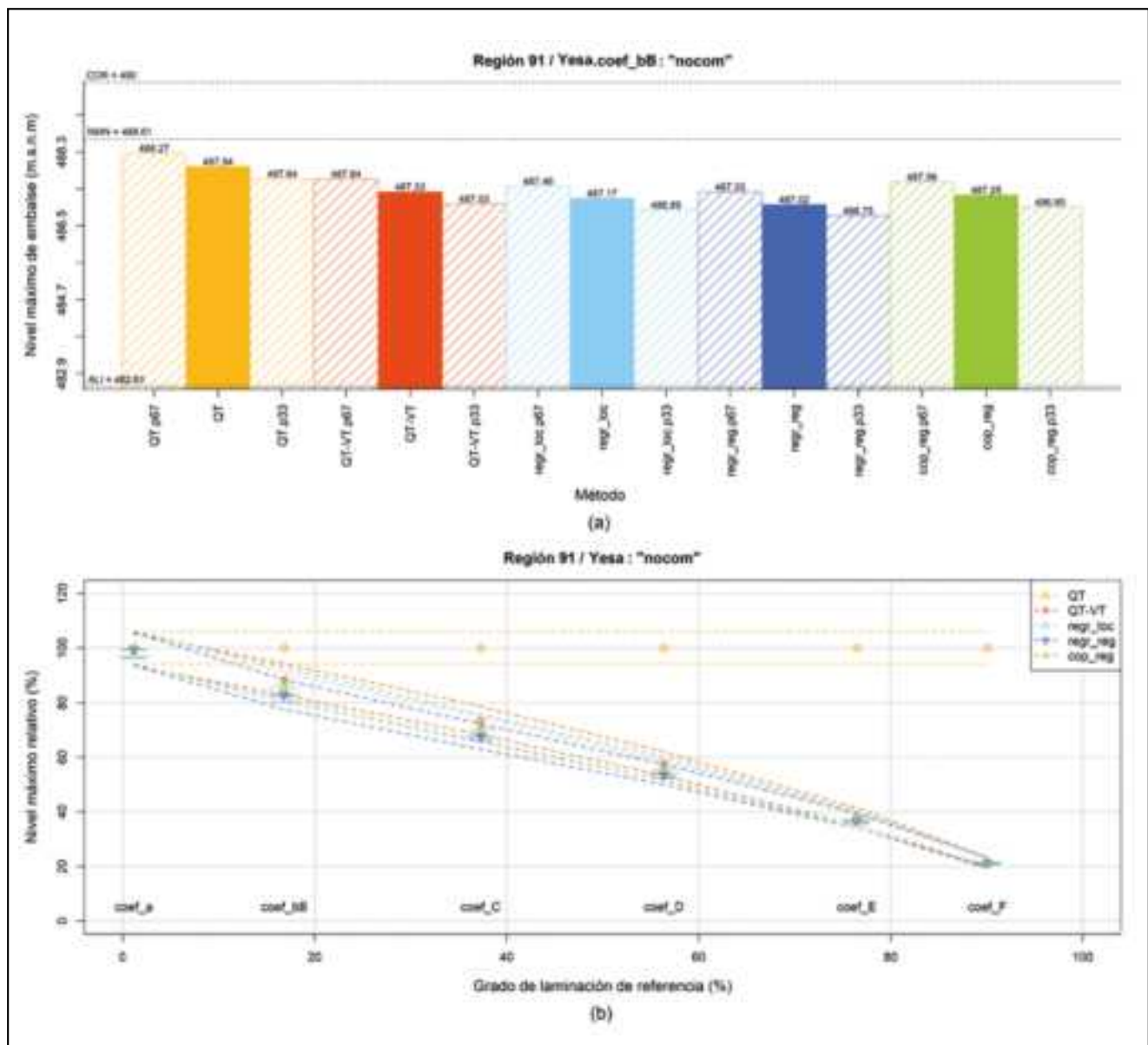


Figura 9. Niveles máximos de embalse para el periodo de retorno de estudio ($T = 1000$ años), incluyendo el intervalo de confianza, en relación con el procedimiento de laminación “nocom” para el embalse de Yesa (región 91): (a) niveles máximos para la configuración real de embalse; y (b), niveles máximos relativos para las distintas configuraciones de embalse (las líneas discontinuas representan el intervalo de confianza y los corchetes la variabilidad de los métodos probabilísticos al realizar tres ejecuciones del procedimiento).

Como ilustración, los niveles máximos relativos obtenidos para el procedimiento de laminación “nocom” para las distintas configuraciones del embalse de Yesa (región 91) se muestran en la figura 9b; las líneas discontinuas representan el intervalo de confianza, y los corchetes la variabilidad de los métodos probabilísticos al realizar tres ejecuciones del procedimiento (lo que da una idea de su variabilidad, no siendo la estimación robusta). El análisis de los niveles máximos relativos obtenidos para los embalses de estudio permite identificar lo siguiente:

- El nivel máximo relativo y la amplitud del intervalo de confianza de los métodos que contemplan laminación disminuye al aumentar el volumen de embalse (i.e., la capacidad de laminación): en embalses con poca capacidad de laminación, las variaciones en el caudal punta de entrada se trasladan directamente a la magnitud del nivel, por lo que la incertidumbre asociada a la estimación del caudal influye mucho en el cálculo del nivel máximo, estando por tanto éste sometido a una mayor incertidumbre. Asimismo, al ser muy reducida la laminación, el nivel máximo y su incertidumbre son comparables para todos los métodos. En embalses con gran capacidad de laminación, las variaciones en el caudal se amortiguan mucho, influyendo poco la incertidumbre asociada a éste en el nivel, estando el nivel sujeto a una menor incertidumbre. Debido a esta circunstancia, en este caso los resultados también difieren poco entre los distintos métodos que contemplan la-

minación. Las mayores diferencias entre métodos se encuentran para grados de laminación intermedios.

- No obstante, el intervalo de confianza del método del caudal-volumen se solapa con el de los métodos probabilísticos, dificultando la selección del método (que contempla laminación) a emplear especialmente para grados de laminación intermedios.
- Los métodos probabilísticos, por su propia naturaleza, llevan asociada una cierta incertidumbre numérica, de tal forma que al realizar distintas simulaciones se pueden obtener resultados diferentes. Esta variabilidad tiende a disminuir al aumentar el volumen de embalse, ya que la elevada laminación amortigua la variación del nivel máximo en el embalse. En ocasiones esta incertidumbre numérica puede ser relevante.

En relación con el análisis de avenidas estacionales, se compara el nivel máximo de embalse para $T = 1000$ años obtenido por los métodos analizados (i.e., método del caudal, del caudal-volumen, de la regresión regional, y de la cópula regional) bajo el procedimiento de laminación sin compuertas empleando nivel previo FA (equivalente al procedimiento de laminación “nocom”), nivel previo FE y nivel previo AE. Como ilustración, los resultados para la configuración real del embalse de Pálmaces (región 32) se muestran en la figura 10. El análisis de los resultados obtenidos considerando las diferentes configuraciones de embalse permite identificar lo siguiente (figuras 10 y 11):

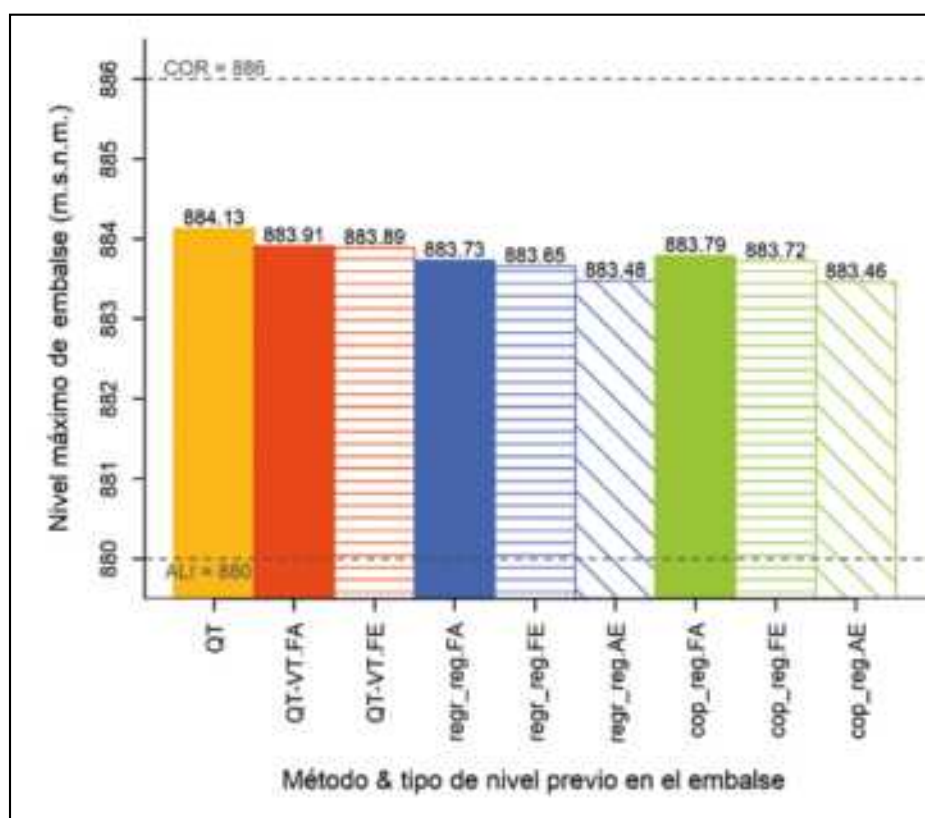


Figura 10. Niveles máximos de embalse para el periodo de retorno de estudio ($T = 1000$ años) en base al análisis de avenidas anuales y estacionales, considerando laminación sin compuertas para la configuración real del embalse de Pálmaces (región 32).

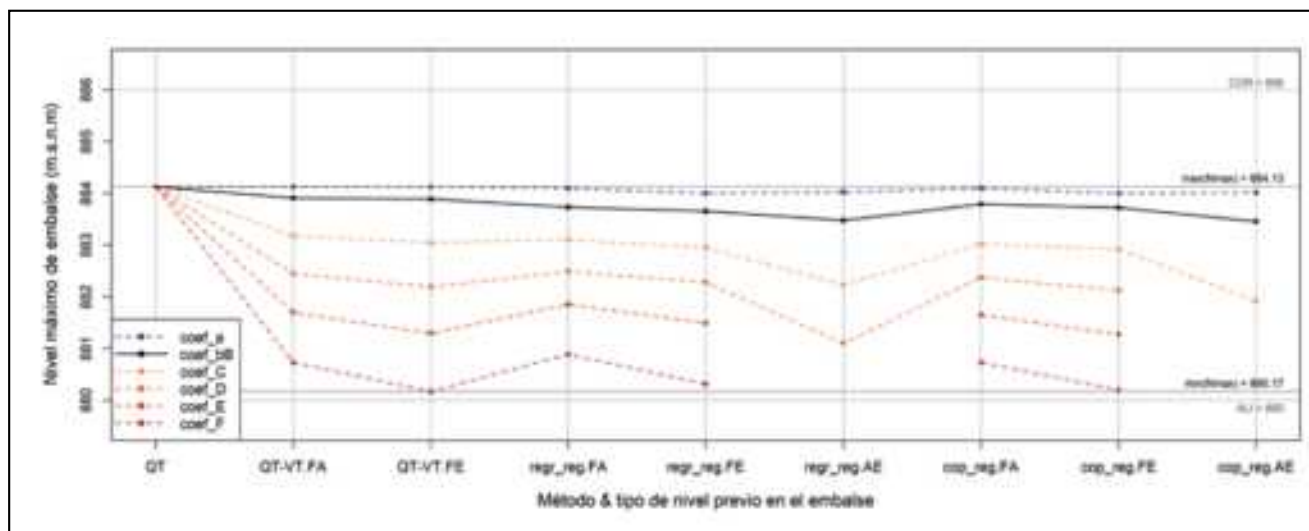


Figura 11. Niveles máximos de embalse para el periodo de retorno de estudio ($T = 1000$ años) en base al análisis de avenidas anuales y estacionales, considerando laminación sin compuertas para las distintas configuraciones del embalse de Palmaces (región 32).

- El análisis de avenidas estacionales corrobora que, para un tipo de nivel previo en el embalse dado, el mayor nivel máximo de embalse está asociado al método del caudal, seguido del método del caudal-volumen, y de los métodos probabilísticos (e.g., figura 10).
- Los resultados son idénticos si se aplica un procedimiento de cálculo anual o uno estacional (independientemente del método de cálculo), partiendo de un mismo nivel de embalse fijo anual (nivel previo FA), siempre que las leyes de frecuencia estacionales se obtengan a partir de la anual según lo expuesto en Jiménez Álvarez y Mediero (2014b).
- La aplicación de un mismo método de cálculo con niveles previos variables según el periodo estacional (nivel previo FE o AE), es decir, con resguardos estacionales, conduce a menores niveles máximos de embalse que si se parte de un nivel fijo anual sin resguardos estacionales (nivel previo FA) (e.g., figura 10). Esta diferencia tiende a aumentar a mayor volumen de embalse (ver e.g., la pendiente de la recta que une los puntos asociados a “QT-VT. FA” y “QT-VT. FE” para las distintas configuraciones en la figura 11). Posibles discrepancias para el método del caudal-volumen empleando nivel previo FE se deben a lo indicado en el siguiente punto.
- La obtención precisa de la función de distribución anual de niveles máximos a partir de las estacionales mediante el método del caudal-volumen con nivel previo FE puede requerir llevar a cabo el cálculo con un elevado número de periodos de retorno, principalmente en el rango de las bajas probabilidades de excedencia. Esto es especialmente relevante para volúmenes de embalse reducidos. Al igual que en el caso del análisis anual, en el análisis estacional pueden existir discrepancias para los métodos probabilísticos respecto al método del caudal-volumen (para volúmenes de embalse elevados) debido a la incertidumbre y/o calidad del ajuste (ver e.g., “regr_reg. FA” para “coef_D” a “coef_F” en la figura 11).
- El nivel máximo obtenido por un método probabilístico empleando nivel previo FE es mayor que

el obtenido empleando nivel previo AE; pudiendo existir casos (para volúmenes de embalse bajos; ver “coef_a” en la figura 11) donde existan ligeras discrepancias, lo que podría estar relacionado con cuestiones numéricas ligadas al procedimiento de laminación. Asimismo, para obtener el nivel máximo asociado a un periodo de retorno elevado mediante un método probabilístico empleando nivel previo AE puede ser necesario, en algunos casos con volúmenes de embalse elevados, utilizar un número elevado de parejas caudal-volumen. Por ejemplo, este sería el caso de las configuraciones “coef_E” y “coef_F” para el periodo de retorno de 1000 años (figura 11). No obstante, como se indicó en la sección 4.3, se ha decidido mantener el número de simulaciones para que los resultados puedan ser comparables con los del resto de procedimientos.

5. CONCLUSIONES

El presente estudio se ha realizado con el fin de contribuir a la elaboración de la *Guía metodológica para la elaboración de estudios hidrológicos de avenidas para presas*, la cual puede servir de ayuda en la revisión de la seguridad hidrológica de las presas existentes en España, o en el dimensionamiento de los órganos de desagüe de las presas de nueva construcción, conforme a lo regulado en las *Normas Técnicas de Seguridad para las Presas y sus Embalses* (Real Decreto 264/2021).

El estudio tiene como objetivo la aplicación y contraste de métodos deterministas y probabilísticos para el cálculo de avenidas, así como el análisis de su influencia en la evaluación de la seguridad hidrológica de presas, mediante la comparación del nivel máximo de embalse proporcionado por cada método para el periodo de retorno de estudio. Esto se realiza en base a un conjunto de embalses para los que se generan configuraciones sintéticas para considerar un mayor número de casos de estudio. El estudio se centra en el análisis de avenidas anuales, considerando laminación con y sin compuertas; asimismo, se incluye un análisis adicional asociado al análisis de avenidas estacionales para el que se considera laminación sin

compuertas empleando niveles previos estacionales en el embalse fijos y aleatorios.

Los resultados corroboran que, para un tipo de nivel previo en el embalse dado, el mayor nivel máximo de embalse está asociado al método del caudal (método más conservador), seguido del asociado al método del caudal-volumen (método más conservador que los probabilísticos), y, por último, de los asociados a los métodos probabilísticos. Asimismo, la aplicación de un mismo método de cálculo con niveles previos variables según el periodo estacional, es decir, con resguardos estacionales, conduce a menores niveles máximos de embalse que si se parte de un nivel fijo anual; esta diferencia tiende a aumentar a mayor volumen de embalse. Además, el cálculo estacional con nivel previo aleatorio conduce a niveles máximos en el embalse inferiores al cálculo estacional con nivel fijo estacional. Por otra parte, los resultados son idénticos si se aplica un procedimiento de cálculo anual o uno estacional (independientemente del método de cálculo), partiendo de un mismo nivel de embalse fijo anual, siempre que las leyes de frecuencia estacionales se obtengan a partir de la anual según lo expuesto en Jiménez Álvarez y Mediero (2014b).

En aquellos embalses con poca capacidad de laminación existe una mayor incertidumbre en la estimación del nivel máximo de embalse, siendo ésta y el nivel máximo comparable para todos los métodos. En estos embalses será suficiente en muchos casos el método del caudal. El cálculo en embalses con una gran capacidad de laminación está sujeto a una menor incertidumbre. En este caso los resultados difieren poco entre los distintos métodos que contemplan la laminación en el embalse, siendo recomendable utilizar el método del caudal-volumen. Las mayores diferencias entre métodos se encuentran para grados de laminación intermedios. Asimismo, los métodos probabilísticos llevan asociada una incertidumbre numérica que implica una cierta variabilidad en los resultados al realizar diferentes ejecuciones. Esta variabilidad, que puede llegar a ser relevante, disminuye al aumentar el volumen de embalse.

Como resultado, una secuencia adecuada de métodos a emplear en la evaluación de la seguridad hidrológica de una presa sería la siguiente, facilitando el primero el nivel máximo más conservador, y obteniendo (generalmente) niveles menores y menos conservadores a medida que aumenta la complejidad del método (se verifica la seguridad de la presa cuando el nivel máximo obtenido es menor que el nivel máximo admisible): (i) método del caudal; (ii) método del caudal-volumen empleando nivel previo fijo anual (FA); (iii) si existen resguardos estacionales, método del caudal-volumen empleando nivel previo fijo estacional (FE); (iv) si no existen resguardos estacionales, métodos probabilísticos (regresión regional si los volúmenes generados son adecuados; cópula regional en caso contrario, si ésta pasa el test de bondad de ajuste) empleando nivel previo FA; (v) si existen resguardos estacionales, método probabilístico empleando nivel previo FE; y (vi), si existen resguardos estacionales y además es posible obtener las funciones de distribución estacionales del nivel previo en el embalse, método probabilístico empleando nivel previo aleatorio estacional (AE). El nivel máximo del paso (iii) puede no ser mayor que el del paso (iv). Asimismo, el uso de un método

probabilístico requeriría verificar que la variabilidad de su nivel máximo debida a la incertidumbre numérica es menor que la diferencia respecto al nivel máximo proporcionado por el método del caudal-volumen.

6. AGRADECIMIENTOS

Este estudio se ha llevado a cabo dentro del “Programa por el que se definen las líneas de trabajo que ha de desarrollar el Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas para la Dirección General del Agua del Ministerio para la Transición Ecológica y el Reto Demográfico en relación con la investigación y el desarrollo en recursos e infraestructuras hidráulicas”, así como del proyecto de investigación del CEDEX “Desarrollo, mejora y aplicación de técnicas hidrológicas para el cálculo de avenidas de diseño”.

Los autores agradecen la preparación de los datos iniciales de las regiones 32 y 92 a Mirta Dimas, jefa del Área de Hidrología del Centro de Estudios Hidrográficos (CEDEX), y la obtención de las funciones de distribución estacionales del nivel previo en el embalse de Pálmaces a Lara Incio, directora de Programa de dicha Área.

El estudio se ha realizado usando el *software* libre R.

7. REFERENCIAS

Capéraà, P., Fougères, A.L., y Genest, C. (1997). A nonparametric estimation procedure for bivariate extreme value copulas. *Biometrika*, 84(3): pp. 567-577.

CEDEX (2009). *Asistencia técnica, investigación y desarrollo tecnológico en materia de gestión del dominio público hidráulico y explotación de obras. Ficha 3: Mapa de caudales máximos de avenida para la red fluvial de la España peninsular*. Informe técnico para el Ministerio de Medio Ambiente y Medio Rural y Marino. Centro de Estudios Hidrográficos del Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas (CEDEX), Ministerio de Fomento.

CEDEX (2013). *Asistencia técnica, investigación y desarrollo tecnológico en materias competencia de la Dirección General del Agua (2007-2011). Ficha 25: Asistencia técnica en materias relacionadas con la seguridad hidrológica de las presas*. Informe técnico para el Ministerio de Agricultura, Alimentación y Medio Ambiente. Centro de Estudios Hidrográficos del Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas (CEDEX), Ministerio de Fomento.

CEDEX (2020). *Conservación, recuperación y enriquecimiento del patrimonio histórico de las obras públicas del Ministerio para la Transición Ecológica y el Reto Demográfico adscritas a la Dirección General del Agua. Estudio de la presa del Ebro. Anejo 2: Estudio hidrológico*. Informe técnico para el Ministerio para la Transición Ecológica y el Reto Demográfico. Centro de Estudios Hidrográficos del Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas (CEDEX), Ministerio de Transportes, Movilidad y Agenda Urbana.

Chow, V.T., Maidment, D.R., y Mays, L.W. (1994). *Hidrología Aplicada*. Santafé de Bogotá: McGraw-Hill Interamericana.

Chowdhary, H., Escobar, L.A., y Singh, V.P. (2011). Identification of suitable copulas for bivariate frequency analysis of flood peak and flood volume data. *Hydrology Research*, 42(2-3): pp. 193-216.

Genest, C., y Favre, A.C. (2007). Everything you always wanted to know about copula modeling but were afraid to ask. *Journal of Hydrologic Engineering*, 12(4): pp. 347-368.

Jiménez Álvarez, A., y Mediero, L. (2014a). Tratamiento conjunto del caudal y el volumen para la estimación de hidrogramas de diseño de presas. *Ingeniería Civil*, n.º 174, pp. 33-49.

Jiménez Álvarez, A., y Mediero, L. (2014b). Caracterización del comportamiento estadístico de los caudales máximos estacionales en la España peninsular. Propuesta metodológica para su cálculo. *Ingeniería Civil*, n.º 174, pp. 51-72.

Joe, H. (1997). *Multivariate Models and Dependence Concepts*. New York: Chapman & Hall.

Mediero, L., Jiménez Álvarez, A., y Garrote, L. (2010). Design flood hydrographs from the relationship between flood peak and volume. *Hydrology and Earth System Sciences*, 14(12): pp. 2495-2505.

Nagler, T., Schepsmeier, U., Stöber, J., Brechmann, E.C., Graeler, B., y Erhardt, T. (2021). *VineCopula: Statistical Inference of Vine Copulas*. R package version 2.4.2. <https://CRAN.R-project.org/package=VineCopula>

Nelsen, R.B. (1999). *An Introduction to Copulas*. New York: Springer.

Pegram, S., y Deacon, P. (1992). Extreme flood hydrographs of chosen probability. *Proceedings of the International Symposium on Dams and Extreme Floods, ICOLD, Granada*.

Poulin, A., Huard, D., Favre, A.C., y Pugin, S. (2007). Importance of tail dependence in bivariate frequency analysis. *Journal of Hydrologic Engineering*, 12(4): pp. 394-403.

R Core Team (2019). *R: A language and environment for statistical computing*. R Foundation for Statistical Computing, Vienna, Austria. <https://www.R-project.org/>

Requena, A.I., Mediero, L., y Garrote, L. (2013). A bivariate return period based on copulas for hydrologic dam design: accounting for reservoir routing in risk estimation. *Hydrology and Earth System Sciences*, 17(8): pp. 3023-3038.

Requena, A.I., Chebana, F., y Mediero, L. (2016a). A complete procedure for multivariate index-flood model application. *Journal of Hydrology*, 535, pp. 559-580.

Requena, A.I., Flores, I., Mediero, L., y Garrote, L. (2016b). Extension of Observed Flood Series by Combining a Distributed Hydro-Meteorological Model and a Copula-Based Model. *Stochastic Environmental Research and Risk Assessment*, 30: pp. 1363-1378.

Serinaldi, F. (2008). Analysis of inter-gauge dependence by Kendall's τ_k , upper tail dependence coefficient, and 2-copulas with application to rainfall fields. *Stochastic Environmental Research and Risk Assessment*, 22, pp. 671-688.

Sklar, M. (1959). Fonctions de répartition à N dimensions et leurs marges. *Annales de l'ISUP*, 8(3): pp. 229-231.

Sordo, A., Garrote, L., y Jiménez Álvarez, A. (2012). *El efecto laminador de los embalses en avenidas extraordinarias*. Monografía elaborada por el Centro de Estudios Hidrográficos del Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas (CEDEX), Ministerio de Fomento.

USWRC (1981). *Guidelines for Determining Flood Flow Frequency*. Bulletin n.º 17C. U.S. Water Resources Council.

Influencia en mezclas bituminosas en caliente del empleo de aditivos fabricados a partir de polímeros reciclados y de residuos

Influence and Applications of Different Waste Materials and Recycled Polymers as Additives for Hot Asphalt Mixtures

Belén Enciso Ramos^{1a*}, María Sánchez Pallarés^{1b}, Rafael Jiménez Sáez^{1c}

Resumen

El sector de la pavimentación tiene entre sus objetivos principales el de construir carreteras de altas prestaciones con el compromiso de hacerlo de la manera más sostenible posible. Los betunes modificados con polímeros han demostrado dotar a la mezcla de un excelente comportamiento en servicio en aquellos tramos donde debido a las condiciones del tráfico, los requerimientos técnicos son muy exigentes. Estos polímeros podrían añadirse directamente a la mezcla mediante su adición por vía seca. La gran cantidad de polímeros reciclados que se genera hace que el empleo de éstos sea beneficioso, por un lado, para mejorar las características técnicas en cualquier tipo de mezcla bituminosa y por otro, para dar salida a un residuo y evitar su eliminación en vertedero.

Las mezclas SMA (*Stone Mastic Asphalt*) necesitan incluir en su formulación fibras celulósicas cuyas funciones son, evitar el escurrimiento del ligante durante las operaciones de transporte dadas las altas dotaciones de éste en este tipo de mezclas, y realizar una adecuada transferencia de carga entre el mástico y el esqueleto mineral. La industria papelera genera residuos que podrían combinar fibras celulósicas con restos de polímeros reciclados que a su vez contribuirían a mejorar las propiedades de la mezcla si se emplea un betún convencional.

En este trabajo se han empleado dos tipos de aditivos fabricados a partir de polímeros reciclados y residuos de la industria papelera en mezclas tipo BBTM y SMA, respectivamente.

Palabras clave: mezcla bituminosa en caliente, aditivos, residuos, polímeros reciclados, fibras de celulosa, BBTM, SMA.

Abstract

One of the main objectives of the paving sector is to build high-performance roads with the commitment to do it in the most sustainable way. Polymer-modified bitumen have become a necessity in those road sections where traffic demands are very high. In the same way, certain polymers can be added to bituminous mixtures by dry process, giving good results and improving the performance of the mixture. The large quantity of recycled polymers generated makes their use beneficial for both improving the technical characteristics of any type of bituminous mixture, and for avoiding its disposal in landfills.

SMA (Stone Mastic Asphalt) mixtures need to include cellulosic fibres in their formulation in order to prevent the binder run-off during transport operations because of the high levels of binder in this type of mixture, and also to carry out an adequate load transfer between the mastic and the aggregates. The paper industry generates waste that could combine cellulosic fibres with recycled polymer residues, which would contribute to improving the properties of the mixture if conventional bitumen is used.

In this work, two types of additives made from recycled polymers and waste from the paper industry have been used in BBTM and SMA type mixtures, respectively.

Keywords: Hot bituminous mixture, additives, waste, recycled polymers, cellulose fibres, BBTM, SMA.

1. INTRODUCCIÓN

En las últimas décadas, la construcción de carreteras y la investigación asociada a los materiales que las componen han experimentado importantes cambios. La mejora del comportamiento de los pavimentos se encuentra en continuo proceso de estudio con el fin de proporcionar

una mayor resistencia y durabilidad de los mismos. A todo esto habría que añadir, además, el compromiso de hacerlo de la manera más sostenible posible, fabricando mezclas bituminosas que desde el proceso productivo conlleven un ahorro energético o una disminución de la emisión de gases de efecto invernadero, o desde el punto de vista de los materiales empleados, buscando aquellos que sean capaces de satisfacer los requerimientos técnicos, y además ayudar a mantener la economía circular de las carreteras y generar la menor cantidad de residuos posible. Los betunes modificados con polímeros se han convertido en una necesidad en aquellos tramos de carretera donde la demanda de tráfico es muy elevada y, por consiguiente, las exigencias técnicas también lo son. De la misma forma, en lugar de modificar el ligante, se pueden añadir ciertos polímeros a

* Autora de contacto: belen.enciso@cedex.es

^a Doctora ingeniera industrial.

^b Licenciada en Ciencias Químicas.

^c Licenciado en Ciencias Químicas.

¹ Laboratorio de Materiales de Carreteras del Centro de Estudios del Transporte (CET), del CEDEX, Ministerio de Transportes y Movilidad Sostenible, Madrid, España.

las mezclas bituminosas por vía seca, dando buenos resultados y mejorando el rendimiento de la mezcla.

En este trabajo se han evaluado diferentes materiales provenientes de residuos que se añadirán en forma de aditivos a la mezcla bituminosa en caliente por vía seca.

En primer lugar, se ha estudiado el aprovechamiento de residuos procedentes de la industria papelera, los cuales están formados en su mayoría por fibras celulósicas y polímeros termoplásticos. Este tipo de residuo, dado su alto contenido en celulosa, parece apropiado para añadirlo a las mezclas bituminosas tipo SMA intentando analizar la posibilidad de sustituir las fibras celulósicas comerciales, con las que comúnmente se fabrican estas mezclas para evitar el escurrimiento de ligante, por el residuo.

Por otro lado, se ha evaluado el comportamiento de un aditivo comercial fabricado a partir de polietileno (PE) y polipropileno (PP) reciclados, en mezclas discontinuas tipo BBTM B. En este estudio se compararon tres tipos de mezclas. Una fabricada con un betún convencional B50/70, otra con un betún modificado con polímeros y la última fabricada con el mismo betún convencional que la primera, pero añadiendo el aditivo. Se ha valorado en qué medida es necesario el uso de un betún modificado o si la mejora aportada por dicho betún se puede suplir con el uso del aditivo elaborado a partir de polímeros termoplásticos reciclados.

Los ensayos realizados en cada uno de los estudios fueron: sensibilidad al agua, módulo resiliente a tracción indirecta, ensayos de fatiga a tracción indirecta, ensayos de fisuración Fénix, y en el caso de las mezclas SMA, escurrimiento del ligante.

El objetivo de esta investigación es estudiar en profundidad el comportamiento de materiales alternativos y procedentes de la industria del reciclado en la fabricación de

mezclas bituminosas para conseguir pavimentos más sostenibles manteniendo o mejorando los requisitos técnicos.

2. MATERIALES Y FABRICACIÓN DE LAS MEZCLAS

2.1. Mezclas SMA con residuo de la industria papelera

Se fabricaron dos tipos de mezclas SMA 11 con una granulometría centrada en el huso especificado en el PG-3 (Pliego de Prescripciones Técnicas Generales para obras de carreteras y puentes de España), una de ellas con fibras comerciales comúnmente usadas en la fabricación de estas mezclas, y la otra, añadiendo, en la misma proporción que las fibras comerciales, el residuo procedente de una planta de reciclado de papel. En particular, este residuo se seleccionó por su homogeneidad y disponibilidad para ser empleado de forma inmediata, sin procesos intermedios. Existen otros residuos procedentes del mismo tipo de plantas que necesitan operaciones de triturado o corte para su empleo en mezclas asfálticas. El utilizado está compuesto principalmente por fibras cortas celulósicas, polímeros en menor medida y lodos procedentes de depuradora. Para su empleo es necesario únicamente realizar un proceso de secado. En la figura 1 se puede ver el aspecto del residuo empleado y de las fibras comerciales.

Las mezclas se fabricaron con árido grueso porfídico, arena porfídica, polvo mineral calizo y un betún convencional B50/70, según la curva granulométrica mostrada en la figura 2. Las fibras y el residuo, una vez seco, se añadieron directamente a la amasadora junto con el polvo mineral en una proporción de un 0,3 % sobre mezcla. En este estudio se utilizó la misma proporción de fibras que de residuo para evaluar su influencia únicamente variando el tipo de fibra.

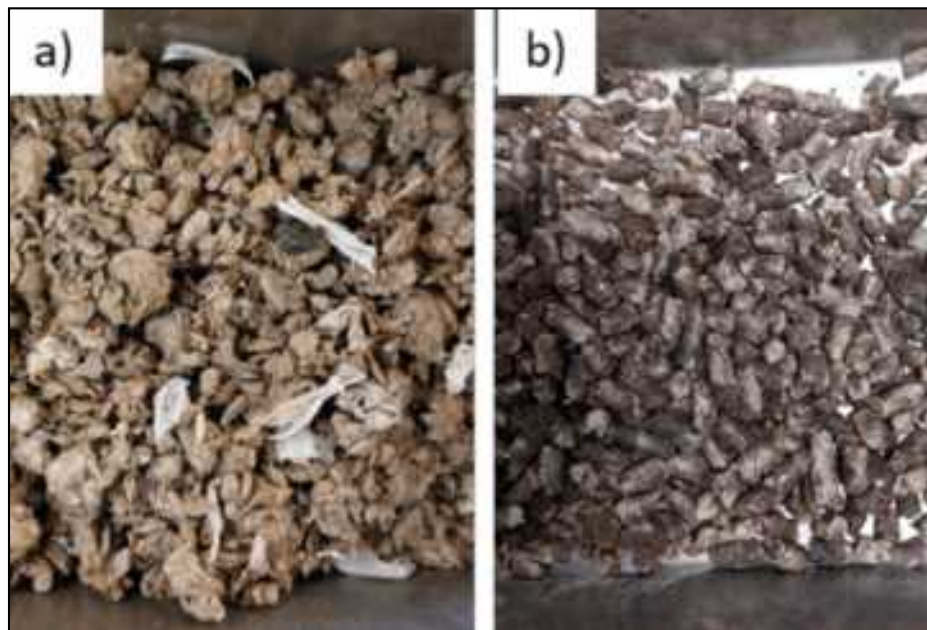


Figura 1. (a) Residuo procedente de una planta de reciclado de papel; y (b), fibras celulósicas comerciales.

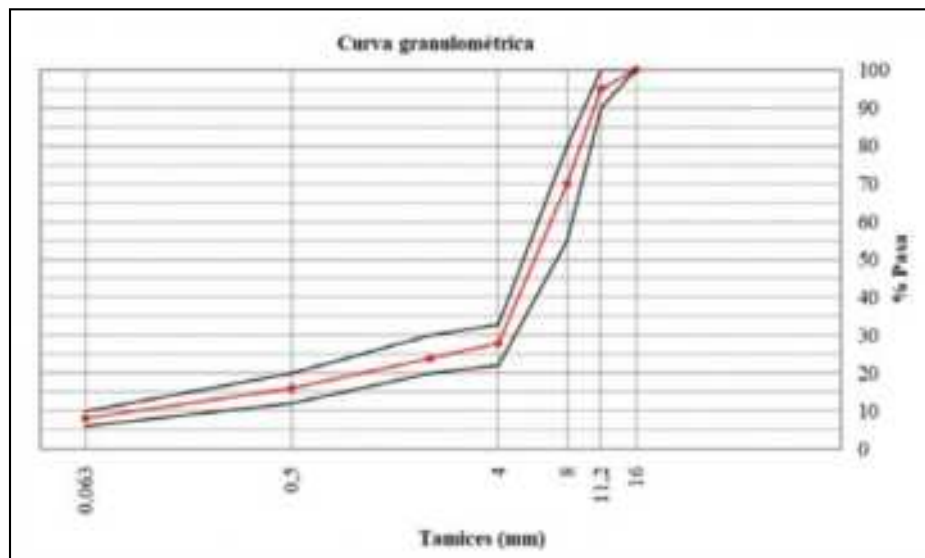


Figura 2. Curva granulométrica de las mezclas SMA 11 utilizadas.

2.1.1. Caracterización del residuo

El residuo se caracterizó mediante espectroscopía infrarroja por transformada de Fourier mediante reflectancia total atenuada (FTIR-ATR), con un equipo JASCO IRT-5200. Los espectros se obtuvieron con una resolución de 4 cm^{-1} desde 4000 hasta 650 cm^{-1} y 32 barridos. Este estudio previo de caracterización era necesario dado que no se conocía la naturaleza de los polímeros presentes en el residuo y había que comprobar que eran aptos para utilizarse en mezclas asfálticas, esto es, que fueran termoplásticos con temperaturas de fusión por debajo de la temperatura de fabricación de la mezcla, la cual fue de $150\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Se analizaron distintas partes plásticas presentes en el residuo, de apariencia diferente, así como la parte principal del mismo. En la figura 3 se muestran los espectros obtenidos para tres plásticos diferentes presentes en el residuo.

Como se puede observar, las tres muestras se corresponden con el espectro infrarrojo del polietileno PE,

identificándose las bandas de absorción correspondientes a las vibraciones asociadas a los grupos $-\text{CH}_2-$, a 720 y 1468 cm^{-1} y $-\text{CH}-$, a 2851 y 2920 cm^{-1} [1]. En una de las mezclas se observa un grupo funcional muy marcado a 870 cm^{-1} que no pertenece al espectro del PE. Esta banda de absorción podría corresponderse con el grupo C-O presente en el material celulósico que haya podido quedar adherido al residuo plástico. Entre 3000 y 3500 cm^{-1} se aprecia levemente, en dos de las muestras, unas bandas que podrían corresponderse con los grupos O-H del material celulósico o con algo de humedad retenida en la superficie del polímero.

En la figura 4 se observa el espectro infrarrojo correspondiente a lo que conforma la parte mayoritaria del residuo. Los compuestos celulósicos están principalmente formados por ésteres, cetonas aromáticas y alcoholes. Las bandas situadas en torno a 1740 cm^{-1} se asocian al enlace carbonilo presente en los grupos acéticos ($\text{C}=\text{O}$). En torno a 3420 cm^{-1} se encuentra la banda de absorción de los grupos hidroxilo (O-H) de la celulosa y a 2900 cm^{-1} los enlaces C-H [2].

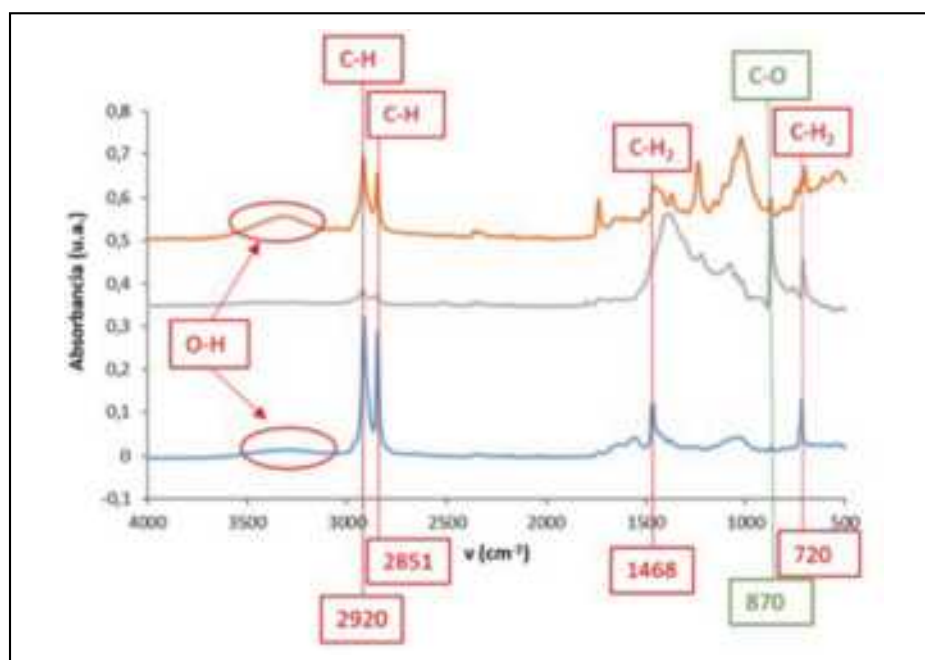


Figura 3. Espectros FTIR-ATR.

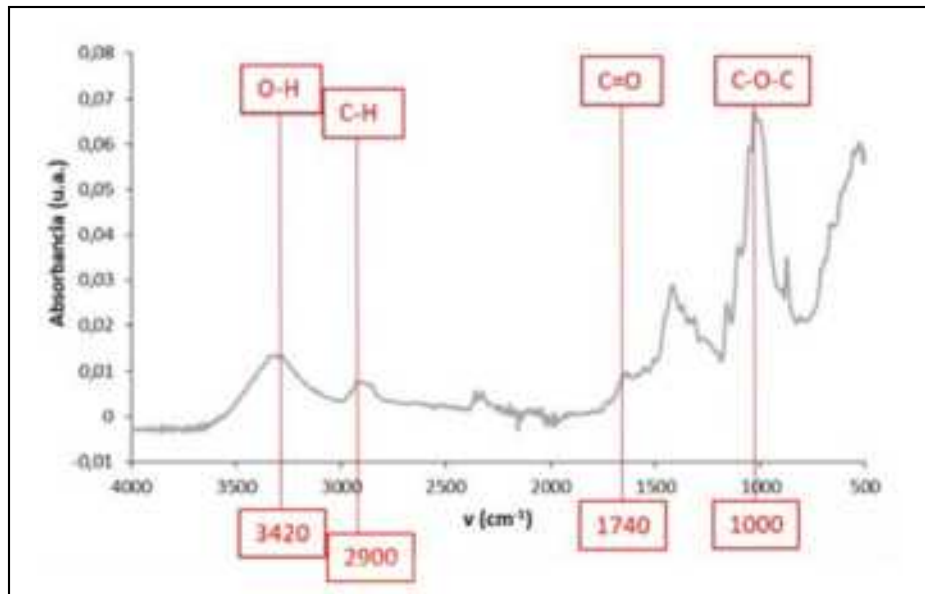


Figura 4. Espectro FTIR-ATR parte principal del residuo.

2.2. Mezclas BBTM B con aditivo fabricado a partir de termoplásticos reciclados

En el segundo estudio realizado se fabricaron tres mezclas discontinuas tipo BBTM 11B con un 5 % de betún y áridos porfídicos, arena caliza, y polvo mineral de

aportación según la curva granulométrica mostrada en la figura 5.

Las tres mezclas difieren entre sí en el ligante utilizado. La primera se fabricó con un betún convencional B50/70, la siguiente con un betún modificado con polímeros PMB 40/80-65 y, por último, se fabricó una tercera muestra con el

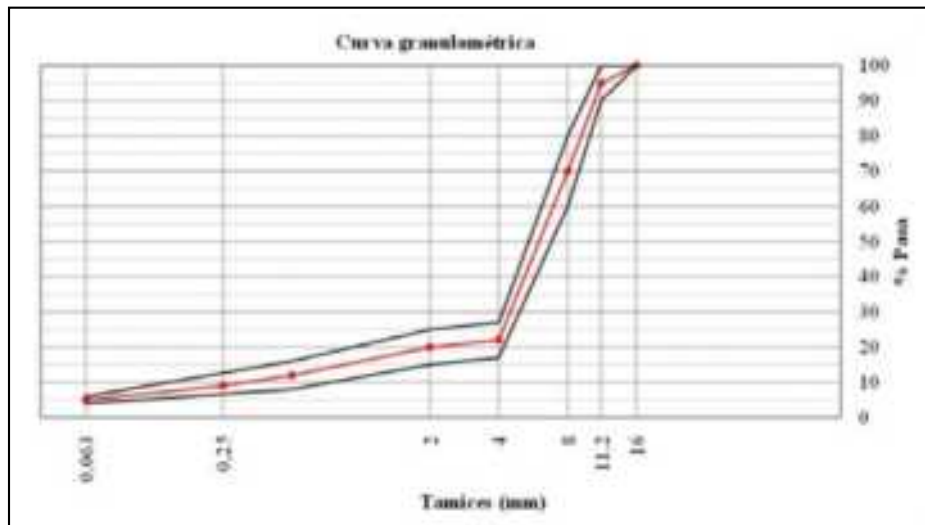


Figura 5. Curva granulométrica de las mezclas BBTM 11B.

betún convencional B50/70, pero añadiéndole un 10 % sobre el peso de betún del aditivo fabricado a partir de termoplásticos reciclados. Se trata de un aditivo que se añade a la mezcla por vía seca y está diseñado para mezclas asfálticas cuyo objetivo es aumentar la vida útil de los pavimentos proporcionando una mayor estabilidad y buenas propiedades frente a la fatiga, a la vez que reduce las emisiones de CO₂ hasta en un 20 % [3]. En la figura 6 se observa el aspecto del aditivo.



Figura 6. Aditivo fabricado a partir de PE y PP reciclados.

3. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

Los ensayos planteados para cada estudio se describen a continuación.

3.1. Compactación de probetas

Tanto las probetas de mezcla tipo BBTM B como las de SMA se compactaron por impactos, según la norma UNE-EN-12697-30: 2019 [4], con 50 golpes por cara y 150 °C tal y como se indica en el Pliego de Prescripciones Técnicas Generales, PG3, artículos 543 y 544, respectivamente. Posteriormente se calcularon las densidades de las probetas. En ninguno de los dos casos en los que se utilizaron residuos, se observaron problemas o diferencias en la compactación con respecto a sus mezclas de referencia.

3.2. Sensibilidad al agua

Los ensayos de sensibilidad al agua se realizaron sobre 3+3 probetas (seco + húmedo) de cada tipo de mezcla, de acuerdo a la norma UNE EN- 12697-12: 2019 (método A) [5]. Las roturas por tracción indirecta se realizaron en una prensa servo-mecánica Farrance-Servosis.

3.3. Módulo resiliente de rigidez a tracción indirecta

EL ensayo de módulo resiliente de rigidez a tracción indirecta se realizó sobre cuatro probetas de cada tipo de mezcla. Los ensayos se realizaron según la norma UNE EN-12697-26: 2019 (anexo C) [6] en una máquina específica para ello de la marca Cooper, modelo UN-14. Los ensayos se realizaron a 20 y a 5 °C fijando un valor de deformación horizontal de 5 μm .

3.4. Fatiga a tracción indirecta

Los ensayos de fatiga a tracción indirecta se realizaron en el mismo equipo que los ensayos de módulo resiliente. Para la obtención de la ley de fatiga de cada tipo de muestra se necesitaron entre 6 y 8 probetas. El ensayo mide el número de ciclos hasta rotura de cada una de las probetas a diferentes niveles de tensión y se calculan las deformaciones horizontales iniciales correspondientes. A partir de la ley de fatiga en deformación obtenida se ha calculado además el valor máximo de deformación necesario para alcanzar una vida de fatiga de un millón de ciclos (ϵ_o), todo de acuerdo a la norma UNE EN 12697-24: 2019 (anexo E, método 1) [7].

3.5. Ensayo de fisuración Fénix

El análisis de la resistencia de las mezclas bituminosas frente a la propagación de fisuras se realizó mediante el ensayo Fénix según la norma NLT-383/20 [8]. Los ensayos se realizaron en una prensa universal servo-hidráulica MTS 810, con *software* de control Servosis y los útiles necesarios indicados en la norma según el esquema de la figura 7.

El ensayo Fénix consiste en un ensayo de tracción sobre probetas semicilíndricas con una entalla central de 4 x 5 mm, que actuará como punto de concentración de tensiones para obligar al material a romper por ese punto. La

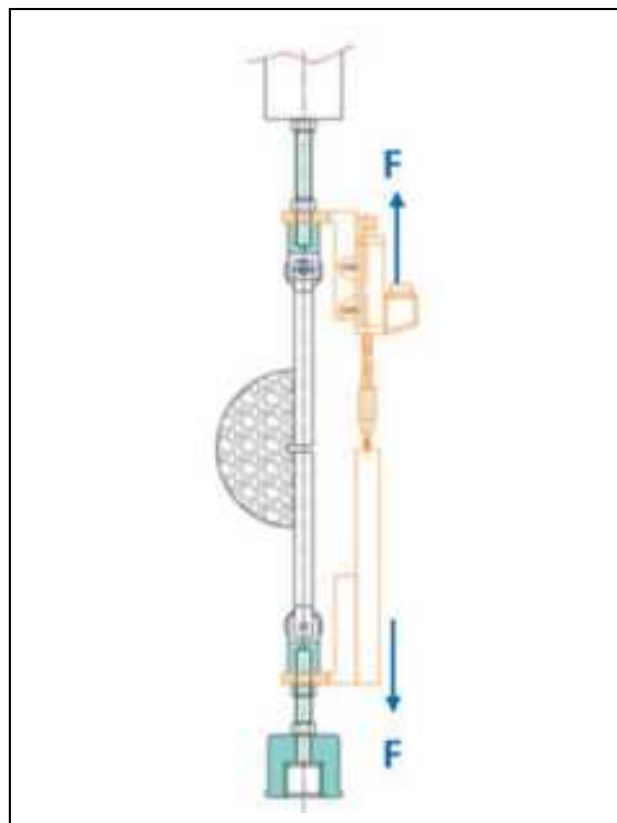


Figura 7. Esquema de realización del ensayo Fénix.

probeta va adherida sobre unas placas metálicas sobre las cuales se ejerce el esfuerzo de tracción. El ensayo se realiza a una velocidad de 1 mm/min controlando la fuerza y el desplazamiento durante todo el ensayo. Este método permite analizar diferentes parámetros relacionados con la mecánica de fractura tal y como se verá al comentar los resultados.

Se realizaron cuatro ensayos por cada tipo de mezcla, de los cuales se obtuvo el valor medio que se presentará en este trabajo.

3.6. Esguerrimiento de ligante

La determinación de la cantidad de ligante esguerrido en cada una de las mezclas se llevó a cabo según la norma UNE-EN 12697-18: 2006 [9] mediante el método del vaso de precipitados. Las mezclas se mantuvieron en la estufa durante 1 h a una temperatura de 175 °C y se realizaron dos medidas con cada tipo de mezcla, de las que se obtuvo el valor medio.

4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

4.1. Mezclas SMA con residuo de la industria papelera

A continuación, se presentan los resultados de los ensayos anteriormente descritos, comparando entre sí la mezcla fabricada con fibras celulósicas comerciales con la fabricada con el residuo.

4.1.1. Esguerrimiento de ligante

Los valores obtenidos para cada tipo de mezcla se muestran en la tabla 1.

Tabla 1. Valores en el ensayo de escurrimiento con vaso de precipitados

Escurrecimiento (%)	
SMA 11 con fibras comerciales	0,9
SMA 11 con residuo	2,2

Como se puede observar, el escurrimiento de las mezclas preparadas con el residuo de la industria papelera es mayor que el obtenido con las fibras comerciales que habitualmente se emplean en este tipo de mezclas. No obstante, se trata de un valor que cumple con la normativa, al estar por debajo del valor máximo admitido, que es un 3 ‰ [9]. Por lo tanto, ambas mezclas serían válidas, si bien, habría que optimizar el contenido de residuo prestando especial atención a los valores de escurrimiento. Este paso no se ha realizado en este estudio porque se quiso comparar ambas mezclas con el mismo contenido de fibras y de residuo.

4.1.2. Sensibilidad al agua

En los ensayos de sensibilidad al agua de ambas mezclas no se observó pérdida alguna de la resistencia a tracción indirecta tras sumergir a las probetas en agua, obteniéndose valores de resistencias conservadas del 100 %. Es habitual que esto suceda en este tipo de mezclas, con un alto contenido de ligante y muy bajo contenido de huecos [10].

4.1.3. Módulo resiliente de rigidez a tracción indirecta

Los valores de las densidades geométricas de las probetas utilizadas para los ensayos de módulo resiliente se

muestran en la tabla 2. Como se puede apreciar, las densidades son muy similares en los dos tipos de mezclas.

Tabla 2. Valores de densidades geométricas de las probetas utilizadas para calcular el módulo de rigidez

	Densidad geométrica (g/cm³)				Media
	1	2	3	4	
SMA 11 con fibras comerciales	2,399	2,400	2,403	2,400	2,401
SMA 11 con residuo	2,405	2,412	2,425	2,429	2,418

Los resultados de módulo resiliente a las dos temperaturas de ensayo, 20 y 5 °C, se muestran en la figura 8.

Las dos mezclas presentan unos valores de módulo prácticamente iguales tanto a 20 °C, en torno a los 3600 MPa, como a 5 °C, aumentando su rigidez debido al descenso de la temperatura hasta alcanzar los 12000 MPa. Por lo tanto, no se evidencia ninguna diferencia en términos de rigidez al utilizar las fibras celulósicas convencionales o el residuo.

4.1.4. Fatiga a tracción indirecta

En cuanto a las leyes de fatiga se observa que, siendo muy similares, y a la vista de la figura 9, la mezcla con el residuo presenta un comportamiento ligeramente mejor, lo cual se observa también comparando los valores de ϵ_f obtenidos para cada mezcla (tabla 3).

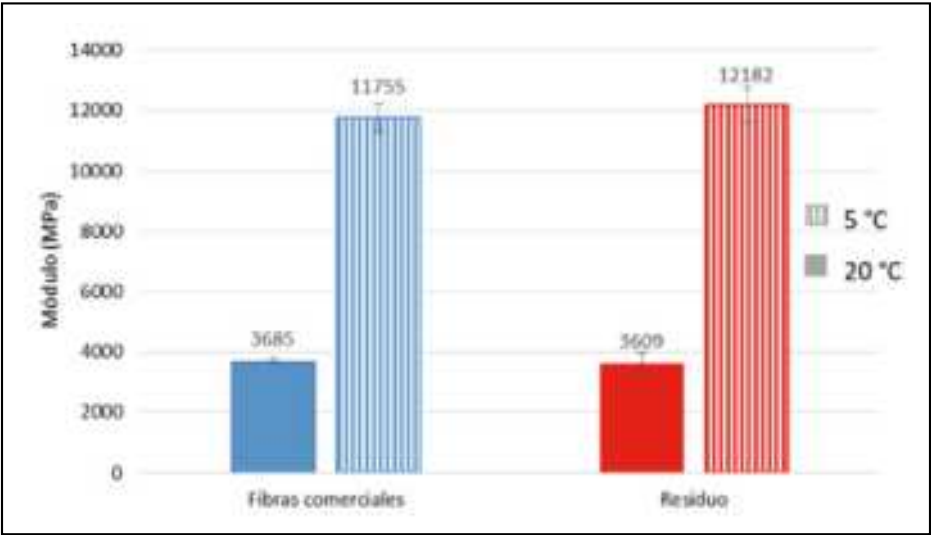


Figura 8. Valores de módulo de rigidez a tracción indirecta (MPa).

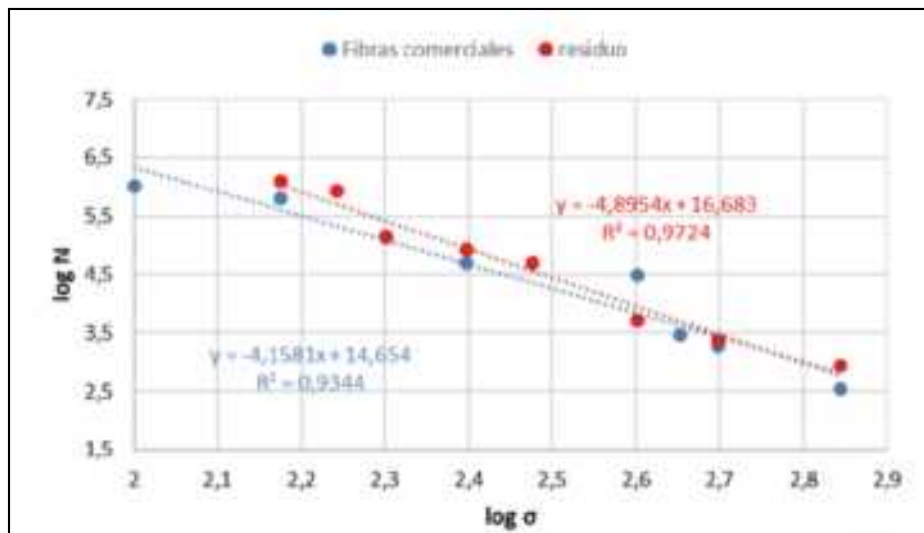


Figura 9. Leyes de fatiga.

Tabla 3. Valores de deformación máxima para 10^6 ciclos

	ϵ_6 (μm/m)
SMA 11 con fibras comerciales	120
SMA 11 con residuo	152

4.1.5. Ensayo de fisuración Fénix

En la figura 10 se muestran las curvas promedio de los ensayos Fénix a 20 y 5 °C para cada tipo de muestra. A 20 °C, se puede observar que las curvas de fuerza-desplazamiento son prácticamente coincidentes por lo que a esa temperatura no se aprecian diferencias.

A 5 °C parece que la resistencia máxima de la mezcla fabricada con residuo presenta un valor algo mayor, pero la ductilidad se ve poco afectada porque las caídas de las curvas son similares, presentando distancias de ductilidad (DT) muy similares (distancia desde la fuerza máxima

alcanzada hasta que esta se reduce a la mitad en la zona de propagación de la fisura) [8].

Si se representan los pares de valores (DT, RT) en el diagrama Fénix (figura 11), se observa que, efectivamente, las resistencias máximas alcanzadas por ambas mezclas son prácticamente iguales, si bien presenta algo más de ductilidad la mezcla fabricada con las fibras comerciales. A 5 °C, la ductilidad de los materiales juega un papel más importante ya que es a temperaturas bajas cuando las mezclas se fragilizan. Ambas mezclas, como era de esperar, pierden ductilidad y aumentan su resistencia debido a la rigidez que adquieren, pero la mezcla con el residuo es algo más dúctil que la fabricada con fibras comerciales a pesar de presentar, además, un ligero aumento en su resistencia respecto a la de fibras comerciales. Por lo tanto, los comportamientos son muy similares, sin embargo, la diferencia en ductilidad a 20 °C no tiene tanta importancia como la diferencia en ductilidad a 5 °C a pesar de que en valor absoluto sea menor.

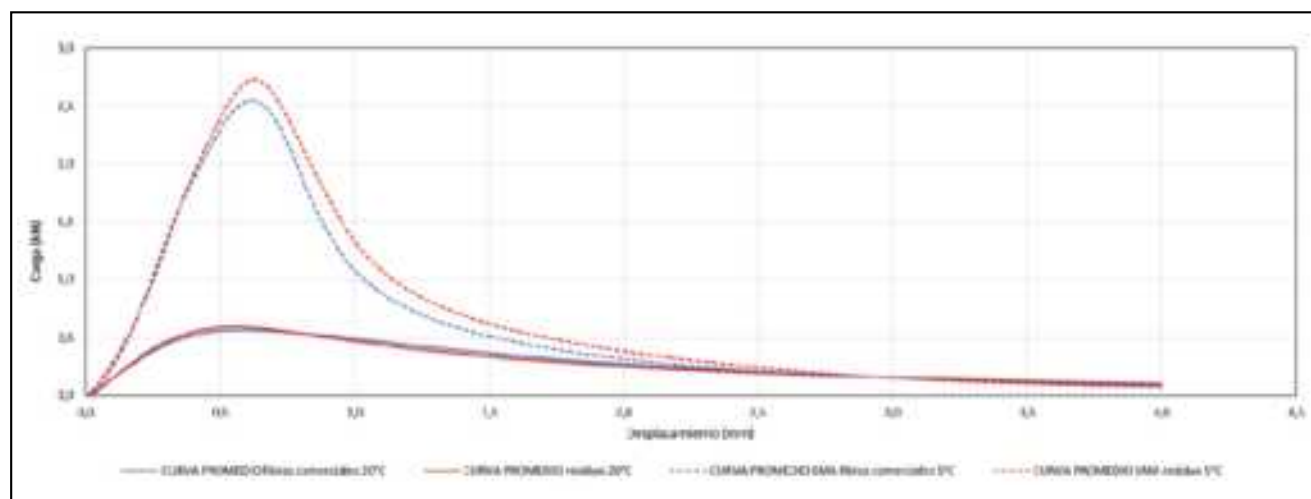


Figura 10. Curvas ensayo Fénix.

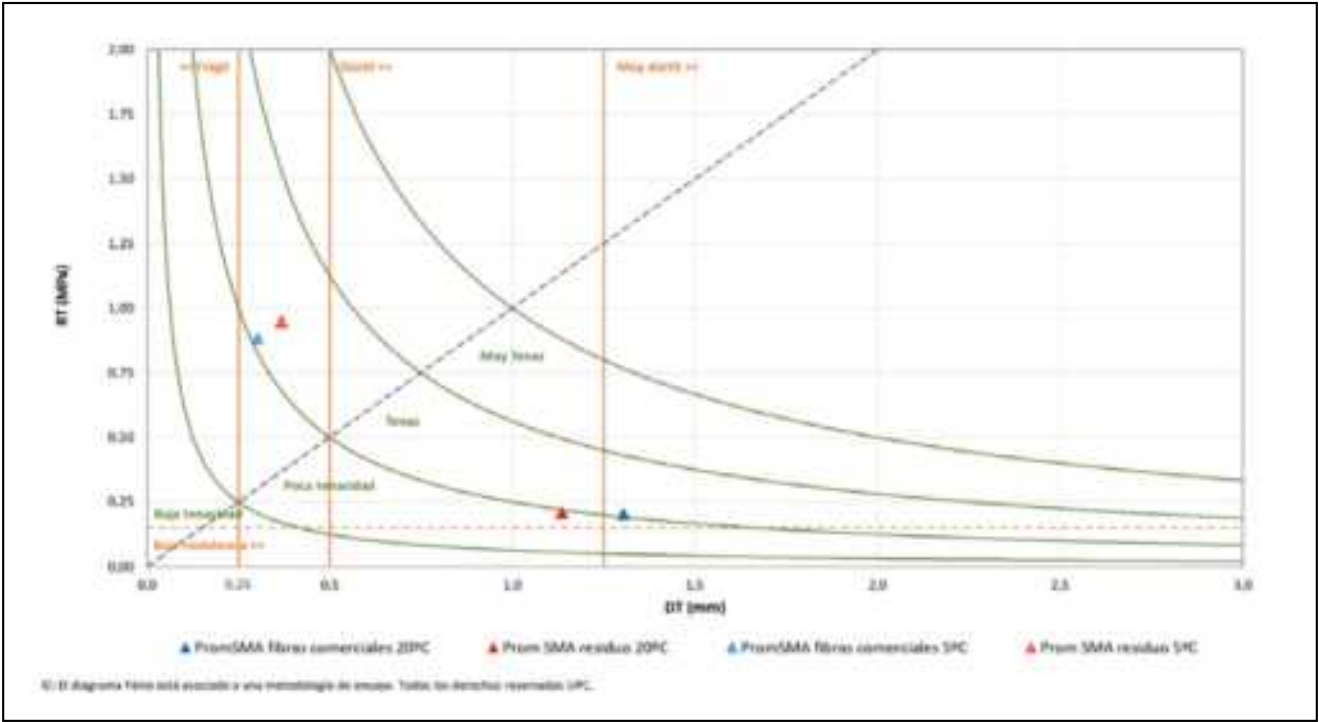


Figura 11. Diagrama Fénix.

4.2. Mezclas BBTM B con aditivo fabricado a partir de termoplásticos reciclados

4.2.1. Sensibilidad al agua

En este estudio se evaluaron tres mezclas, una con un betún convencional, otra con ese mismo betún añadiendo el aditivo fabricado con polímeros termoplásticos reciclados y, por último, una mezcla con un betún modificado con polímeros del tipo PMB 45/80-65. Se trata de evaluar el efecto del residuo sobre las diferentes propiedades estudiadas. En la tabla 4 se muestran los resultados de resistencia conservada obtenidos en el ensayo de sensibilidad al agua. Se puede observar que la incorporación del aditivo mejora este valor con respecto al obtenido en la mezcla con el betún convencional, no llegando a alcanzar los valores obtenidos con el betún modificado, lo cual era esperable. Pero la mezcla con aditivo presenta un comportamiento intermedio entre el betún convencional y el modificado con polímeros.

Tabla 4. Valores de resistencia conservada (%) en el ensayo de sensibilidad al agua

	Sensibilidad al agua (%)
B50/70	79,5
B50/70 + aditivo	85,3
PMB	89

4.2.2. Módulo resiliente de rigidez a tracción indirecta

Antes de realizar los ensayos de módulo de rigidez se comprobó que las probetas utilizadas en dichos ensayos tenían una densidad similar. Tal y como se puede ver en la tabla 5, las probetas fabricadas con el aditivo presentan algo más de dispersión entre ellas que el resto, pero nada significativo que afecte al módulo de rigidez.

Tabla 5. Densidades geométricas de las probetas utilizadas en los ensayos de módulo de rigidez

	Densidad geométrica (g/cm ³)				Media
	1	2	3	4	
B50/70	2,160	2,163	2,165	2,169	2,164
B50/70 + aditivo	2,127	2,078	2,148	2,108	2,115
PMB	2,099	2,087	2,083	2,069	2,085

En cuanto a los módulos de rigidez, se observa en la figura 12 que a 20 °C la mezcla más rígida es la que lleva el aditivo, lo cual es favorable a esa temperatura ya que le confiere consistencia a la mezcla. Sin embargo, a 5 °C también es esta la mezcla más rígida, lo cual en este caso puede ser perjudicial, ya que a esa temperatura una mezcla con mayor rigidez pierde ductilidad (como se verá más adelante en los resultados del ensayo Fénix) y tenderá a fallar antes por fisuración. De hecho, los menores valores de módulo de rigidez se obtienen para la mezcla con betún modificado, conservando una mayor ductilidad.

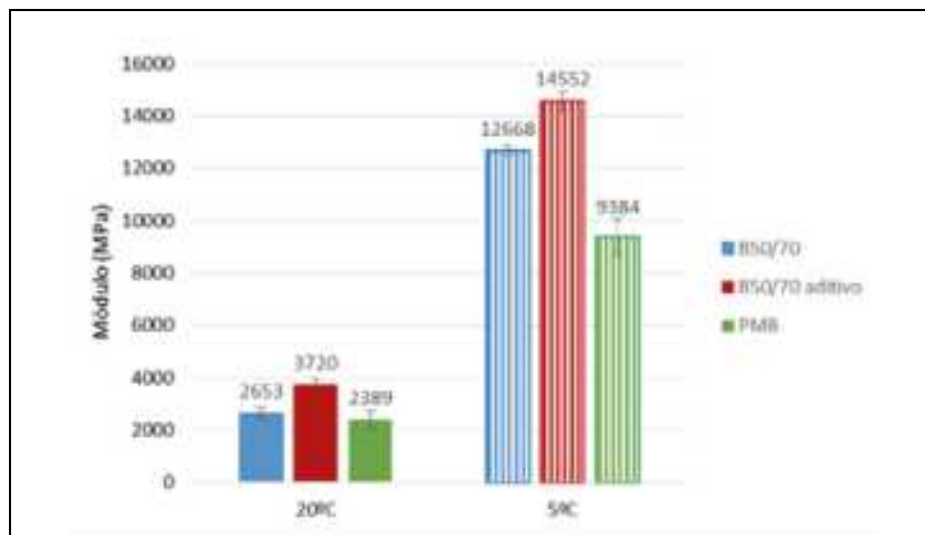


Figura 12. Módulo de rigidez (MPa).

4.2.3. Fatiga a tracción indirecta

Las leyes de fatiga obtenidas para las tres mezclas se observan en la figura 13. De nuevo, y en línea con lo observado en los ensayos de sensibilidad al agua, la resistencia a fatiga de la mezcla con el aditivo presenta un comportamiento intermedio entra las mezclas con betún convencional sin aditivo y la mezcla con el betún modificado con polímeros, pero acercándose más a este último, lo cual se comprueba también atendiendo a los valores de ϵ_6 mostrados en la tabla 6.

Tabla 6. Valores de deformación máxima para 10^6 ciclos

	ϵ_6 ($\mu\text{m}/\text{m}$)
B50/70	63
B50/70 + aditivo	102
PMB	111

4.2.4. Ensayo de fisuración Fénix

A continuación, se muestran las curvas promedio de los ensayos Fénix de cada una de las mezclas a 20 y 5 °C. En línea con los resultados obtenidos en los ensayos de módulo de rigidez, se observa en la figura 14 que la mezcla con el aditivo presenta las mayores resistencias frente a la fisuración y que a 5 °C presenta el descenso más abrupto de la curva, lo que es indicativo de una menor ductilidad.

Para comparar de una manera más visual todos los resultados obtenidos, en la figura 15 se muestran los valores promedios de los pares de valores (DT, RT) a 20 y 5 °C en el diagrama Fénix. A simple vista, se puede concluir que la mezcla con mayor ductilidad a ambas temperaturas es la mezcla con betún modificado con polímeros, y la menos dúctil la que se ha fabricado con el aditivo de polímeros reciclados.

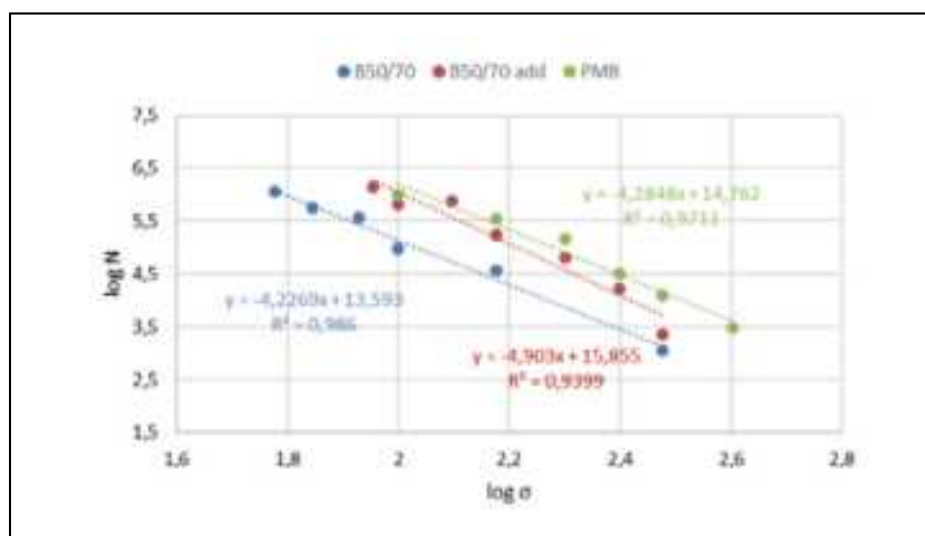


Figura 13. Comparativa de leyes de fatiga.

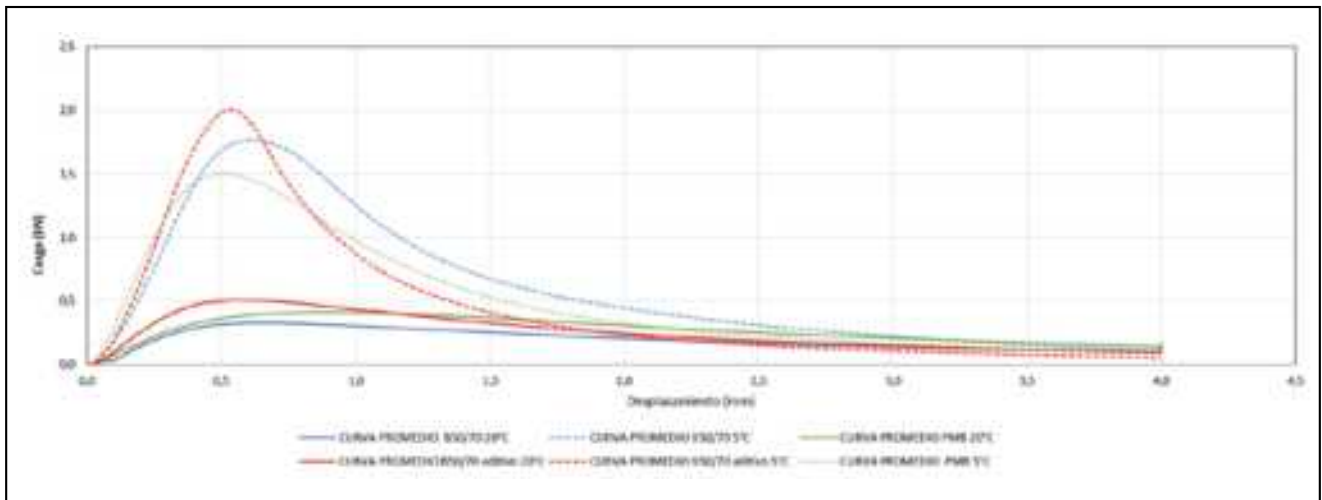


Figura 14. Curvas ensayo Fénix.

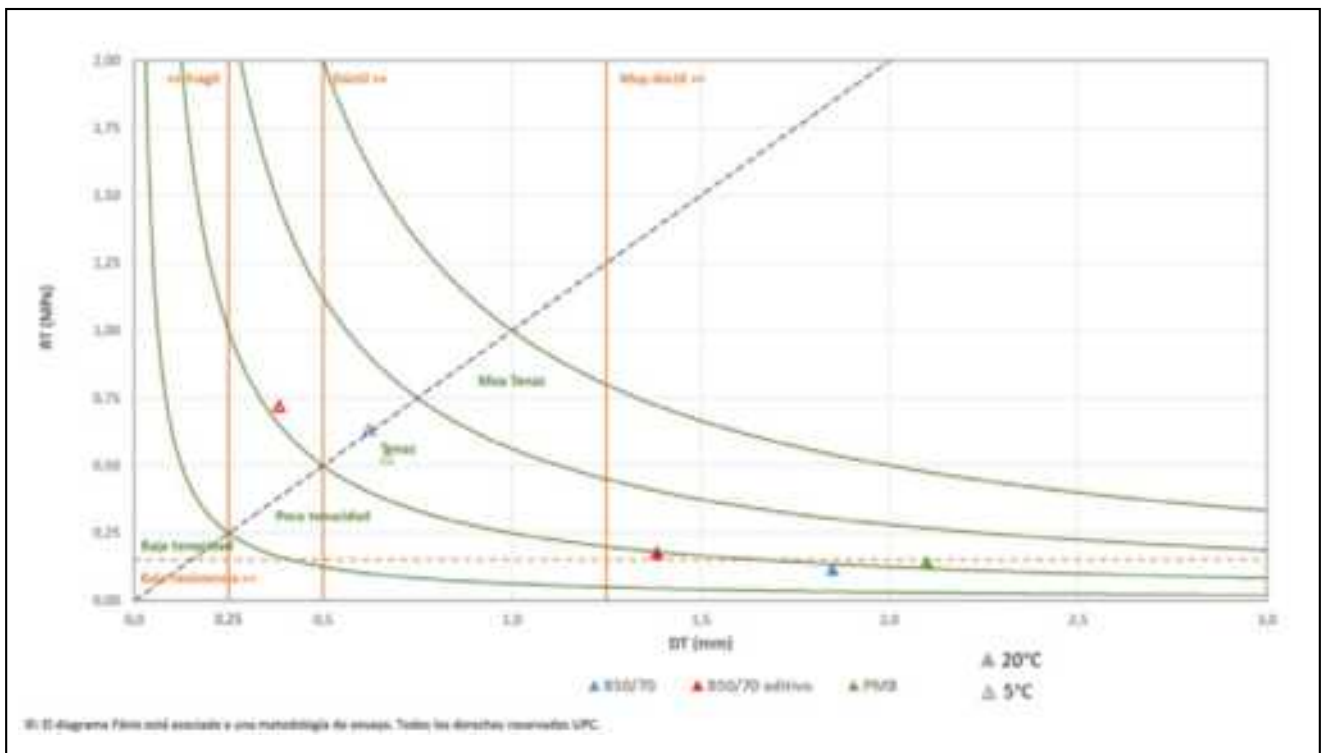


Figura 15. Diagrama Fénix.

Por tanto, en lo que refiere a la resistencia frente a la fisuración, la mezcla con betún modificado es la que proporciona mejores resultados. El aditivo empleado no parece beneficiar en esta característica a la mezcla que lo incorpora, resultando más frágil incluso que la mezcla homóloga fabricada con betún convencional sin el aditivo.

Hay que destacar la gran diferencia entre los comportamientos de la mezcla con betún modificado y la mezcla con

el aditivo, el cual también añade a la misma materiales poliméricos. Pero en este último caso, se conoce que el aditivo se fabricó con PE y PP reciclados, polímeros termoplásticos. No se dispone de información concreta acerca de la naturaleza de los polímeros empleados en la modificación del betún PMB 45/80-65, los cuales, de manera general, suelen ser copolímeros SBS formados por bloques elastoméricos alternados con otros termoplásticos, lo cual justificaría la mayor ductilidad que estos confieren a la mezcla.

5. CONCLUSIONES

Tras el análisis de los resultados obtenidos en los ensayos anteriormente descritos de todos los tipos de mezclas objeto de este estudio, se puede afirmar, de manera general, que la búsqueda de nuevos materiales procedentes de residuos es una vía de estudio muy amplia, llena de oportunidades y cuyo desarrollo ayudará a obtener mezclas bituminosas más sostenibles, con buenas prestaciones que ayudarán a la implantación de la economía circular en el campo de la pavimentación.

El residuo procedente de la industria papelera formado principalmente por fibras celulósicas y PE podría sustituir perfectamente a las fibras comerciales que se emplean en las mezclas bituminosas tipo SMA. No solo se han obtenido los mismos resultados en cuanto a sensibilidad al agua y módulo de rigidez, sino que además la resistencia a fatiga ha sido mejorada y la ductilidad de la mezcla a bajas temperaturas también. Por lo tanto, su empleo estaría justificado. El escurrimiento de ligante ha sido mayor que el proporcionado por la mezcla con fibras comerciales, no obstante, cumple con la normativa establecida añadiéndolo en la misma proporción que las fibras comerciales. La optimización del contenido de residuo, aumentando éste para reducir el escurrimiento es un estudio futuro dentro de este proyecto.

En cuanto al empleo del aditivo fabricado a partir de polímeros termoplásticos reciclados en mezclas BBTM B, cabe destacar que mejora la sensibilidad al agua y la resistencia a fatiga con respecto a una mezcla homóloga, con el mismo ligante sin aditivo, y que los resultados de rigidez permanecieron similares en ambas mezclas. No obstante, se aprecia una rigidización en exceso de la mezcla con el aditivo, lo que parece influir sobre todo en un peor comportamiento frente a la fisuración al disminuir mucho la ductilidad, especialmente a temperaturas bajas. Se ha planteado completar el estudio de la mezcla con aditivos en cuanto a la resistencia a las deformaciones plásticas mediante el ensayo de pista, porque dada su consistencia probablemente arroje buenos resultados. Con todo esto podría considerarse como una buena alternativa en mezclas colocadas en zonas térmicas cálidas, donde la fisuración a baja temperatura no es un problema. El estudio se podría completar con la evaluación del empleo de este aditivo en combinación con otros betunes más blandos o en otro tipo de mezclas ya que ha proporcionado muy buenos resultados en mezclas tipo AC [3].

6. AGRADECIMIENTOS

Los autores de este trabajo quieren agradecer el esfuerzo y trabajo realizado por los técnicos del Laboratorio de Materiales de Carreteras del Centro de Estudios del Transporte, del CEDEX. Del mismo modo, agradecen a ECOEMBES su colaboración en la búsqueda y suministro del residuo procedente de la industria papelera empleado en este estudio, así como a ECOPALS por el suministro de su aditivo a base de polímeros reciclados, Ecoflakes®.

7. REFERENCIAS

- [1] Charles, J., y Ramkumaar, G.R. (2009). Qualitative analysis of high density polyethylene using FTIR spectroscopy. *Asian Journal of Chemistry*, 21(6): pp. 447–4484.
- [2] Hospodarova, V., Singovszka, E., y Stevulova, N. (2018). Characterization of cellulose fibers by FTIR spectroscopy for their further implementation to building materials. *American Journal of Analytical Chemistry*, 9(6): pp. 303–310.
- [3] Ecopals. Ficha Técnica EcoFlakes. <https://www.ecopals.de/en/innovation>
- [4] AENOR (2019). Norma UNE-EN 12697-30:2019. Mezclas bituminosas. Métodos de ensayo. Parte 30: Preparación de probetas mediante compactador de impactos.
- [5] AENOR (2019). Norma UNE-EN 12697-12:2019. Mezclas bituminosas. Métodos de ensayo. Parte 12: Determinación de la sensibilidad al agua de probetas de mezcla bituminosa.
- [6] AENOR (2019). Norma UNE-EN 12697-26:2019. Mezclas bituminosas. Métodos de ensayo. Parte 26: Rigidez.
- [7] AENOR (2019). Norma UNE-EN 12697-24:2019. Mezclas bituminosas. Métodos de ensayo. Parte 24: Resistencia a la fatiga.
- [8] CEDEX (2020). Norma NLT 383:2020. Evaluación de la resistencia, tenacidad y energía de rotura de las mezclas bituminosas mediante el ensayo Fénix.
- [9] AENOR (2018). Norma UNE-EN 12697-18:2018. Mezclas bituminosas. Métodos de ensayo. Parte 18: Ensayo de escurrimiento del ligante.
- [10] Fernandes, S.R.M., Silva, H.M.R.D., y Oliveira, J.R.M. (2018). Recycled stone mastic asphalt mixtures incorporating high rates of waste materials. *Construction and Building Materials*, Vol. 187, pp. 1–13.

Estructuras y Materiales

Líneas de Actividad

Ensayos Estáticos y
Dinámicos de Estructuras

Patología y Evaluación de
Estructuras Existentes

Instrumentación y Control
Remoto de Estructuras

Evaluación del Patrimonio
Histórico

Tecnología del Hormigón

Hormigón de Presas, en
Ambiente Marino y para
Estructuras de Carreteras

Productos de Construcción
de Acero y Otros Materiales
Metálicos

Armaduras de Polímeros
Reforzados con Fibras

Química de Materiales
Inorgánicos: Cemento y Acero

Materiales para
Impermeabilización y
Señalización Vial

.....

Fields of Activity

*Static and Dynamic Tests of
Structures*

*Pathology and Assessment of
Existing Structures*

*Instrumentation and Remote
Control of Structures*

Historical Heritage Assessment

Concrete Technology

*Concrete for Dams, in Marine
Environments and for Road
Structures*

*Steel Construction Products
and Other Metallic Materials*

*Fiber-Reinforced Polymer
Concrete Reinforcements*

*Inorganic Materials Chemistry:
Cement and Steel*

*Waterproofing Materials and
Road Marking Materials*



Más información en
<http://www.cedex.es>

CEDEX

Centro de Estudios y Experimentación
de Obras Públicas

Procesos de atrapamiento desarrollados en la captura de CO₂ en areniscas

Trapping Processes Developed in the Capture of CO₂ in Sandstone

Lucía Nogueira Pardal¹*

Resumen

El incremento en la emisión de gases de efecto invernadero, se considera como el principal causante del aumento de la temperatura en la superficie terrestre, siendo el dióxido de carbono (CO₂) el principal contribuyente. Reduciendo las emisiones de CO₂ al ambiente, se reducirá la concentración de este en la atmósfera y, por ende, es razonable considerar que se mitigará el ascenso de la temperatura global. Con este razonamiento en mente, se plantea la posibilidad de capturar el gas en cuestión, para luego almacenarlo en reservorios subterráneos. Así, el almacenamiento geológico de dióxido de carbono es una manera de mantener las condiciones estables, mientras se buscan alternativas al uso de los combustibles fósiles, principales productores de CO₂.

En el proceso de atrapamiento de CO₂ en el subsuelo, se desarrollan distintos mecanismos, los cuales conducen a su almacenamiento seguro y duradero en el tiempo. Los mecanismos involucrados, dependerán del tipo de roca en la cual se decida inyectar el gas de efecto invernadero. En este artículo, se estudiará la inyección de CO₂ en reservorios de petróleo y gas agotados, en el caso de formaciones constituidas por areniscas. Se analizará la variación en las propiedades de estas rocas, recurriendo a la literatura científica disponible basada en el estudio de areniscas provenientes de distintas partes del mundo. Esto último se propone considerando que las propiedades geomecánicas, hidráulicas y mineralógicas de las rocas representan un aspecto clave para el éxito del almacenamiento geológico de CO₂.

Palabras clave: cambio climático, calentamiento global, almacenamiento geológico de CO₂, reservorios de gas y petróleo agotados, areniscas, evolución de propiedades geomecánicas, ambiente rico en CO₂.

Abstract

The increase in the emission of greenhouse gases is considered the main cause of the rise in land area temperature, with carbon dioxide (CO₂) being the main contributor. Reducing CO₂ emissions into the environment will reduce the concentration of CO₂ in the atmosphere. It is reasonable to consider that this reduction of CO₂ emissions will consequently mitigate the rise in global temperature. With this reasoning in mind, the possibility of capturing the gas in question and storing it in subsurface reservoirs is proposed. Thus, the geological storage of carbon dioxide is a way to maintain stable conditions while seeking alternatives to fossil fuels, the main producers of CO₂.

In the process of CO₂ trapping in the subsurface, different mechanisms are developed, which lead to safe and long-lasting storage over time. These mechanisms involved will depend on the type of rock into which it is decided to inject the greenhouse gas. This article focuses on CO₂ injection in depleted oil and gas reservoirs in the case of sandstone formations. Emphasis will be placed on variation caused in the properties of these rocks, resorting to the available scientific literature based on the study of sandstones from different parts of the world. The latter is proposed considering that the geomechanical, hydraulic and mineralogical properties of the rock represent a key aspect for the success of the geological storage of CO₂.

Keywords: Climate change, global warming, CO₂ geological storage, oil and gas depleted reservoirs, sandstones, geomechanical property evolution, CO₂-rich environment.

1. INTRODUCCIÓN

Los procesos de atrapamiento de CO₂ en el subsuelo se desarrollan en el contexto de la necesidad manifiesta, de reducir el ritmo creciente de la temperatura global en la Tierra. El dióxido de carbono es el principal gas impulsor del cambio climático, y su gestión es fundamental para alcanzar el objetivo de neutralidad climática.

1.1. Problemática abordada

El drástico cambio climático que está sufriendo el planeta Tierra en la actualidad se evidencia a través de las modificaciones climáticas presentes, produciendo cambios significativos y duraderos, que alteran los modelos científicos del clima (IPCC, 2007; Tokarska *et al.*, 2020). Por otro lado, los procesos definidos por la humanidad para contrarrestar los efectos de estos cambios, derivados de su actividad, están definidos desde hace décadas, sin efectos visibles para controlar la problemática abordada, asociados, entre otros aspectos, a incumplimientos o falta de compromiso sobre los acuerdos en materia climática (Protocolo de Kyoto, Acuerdo de París). Esto ha llevado a ampliaciones de plazos para el cumplimiento de los objetivos y aumentos

* E-mail: lucia.pardal@gmail.com

¹ Geóloga. Universidad de Oviedo. TYLIN y GHM Consultores (Madrid).

en las metas a alcanzar (Ministerio para la Transición Ecológica y el Reto Demográfico, MITECO, 2023).

En este contexto, como ejemplo más reciente, encontramos las iniciativas políticas europeas en el Marco de Energía y Clima 2030, con plazos de cumplimiento hasta el año 2030. Entre las medidas propuestas, se incluye el objetivo de reducción de las emisiones de gases efecto invernadero en la Unión Europea en al menos un 55 % en 2030, con respecto a los niveles de 1990.

En el último informe de emisiones de CO₂ de la Agencia Internacional de Energía (IEA, 2022) se hace mención del importante aumento que se sigue produciendo en términos de las emisiones anuales de CO₂, lo cual se puede observar notablemente en la figura 1. Con datos a fecha 2021, en esta figura, se incluyen tanto las emisiones relacionadas con el uso de los combustibles fósiles como las derivadas de la actividad industrial.

Como es sabido, la acumulación de gases de efecto invernadero, entre los que destaca el CO₂ por su abundancia en la atmósfera, en relación con otros gases de este tipo, contribuye al calentamiento del planeta asociado a un proceso de efecto invernadero. Aunque el efecto invernadero se caracteriza por ser un fenómeno natural, el mismo se ha visto potenciado por la actividad humana, incrementando así la temperatura de la Tierra de manera acelerada (hablando en escala de tiempo geológico), afectando de forma negativa al bienestar de la vida humana y el equilibrio actual de los ecosistemas (IPCC, 2014).

De acuerdo con la información aportada por el Intergovernmental Panel on Climate Change (IPCC, 2014), el 76 % de los gases de efecto invernadero emitidos (GHG por sus siglas en inglés), corresponden a CO₂ antropogénico (figura 2). De ellos, un 65 % procede de la quema de combustibles fósiles y procesos industriales, y el 11 % restante resulta de actividades de silvicultura y otros usos de la tierra (FOLU).

A la vista del contexto actual, los niveles de CO₂ emitidos a la atmósfera deberán ser reducidos de forma importante para conseguir el objetivo de la legislación europea sobre el clima, referido a la neutralidad climática en 2050.

Considerando la dependencia actual de los recursos fósiles a nivel global, y teniendo presente que su sustitución mediante la implementación de recursos renovables alternativos no es una solución inmediata, se están buscando metodologías que constituyan una herramienta viable (técnica y económicamente), y que sean capaces de contribuir a combatir el cambio climático a corto plazo. Entre las alternativas consideradas, se encuentra el almacenamiento geológico de dióxido de carbono, como potente complemento a la reducción de las emisiones CO₂, ya sea captando este gas de la atmósfera o de las fuentes de emisión, mitigando así su concentración en la atmósfera. De esta manera, se propiciaría el equilibrio en el balance energético del efecto invernadero, contribuyendo al control del ascenso de la temperatura a nivel global.

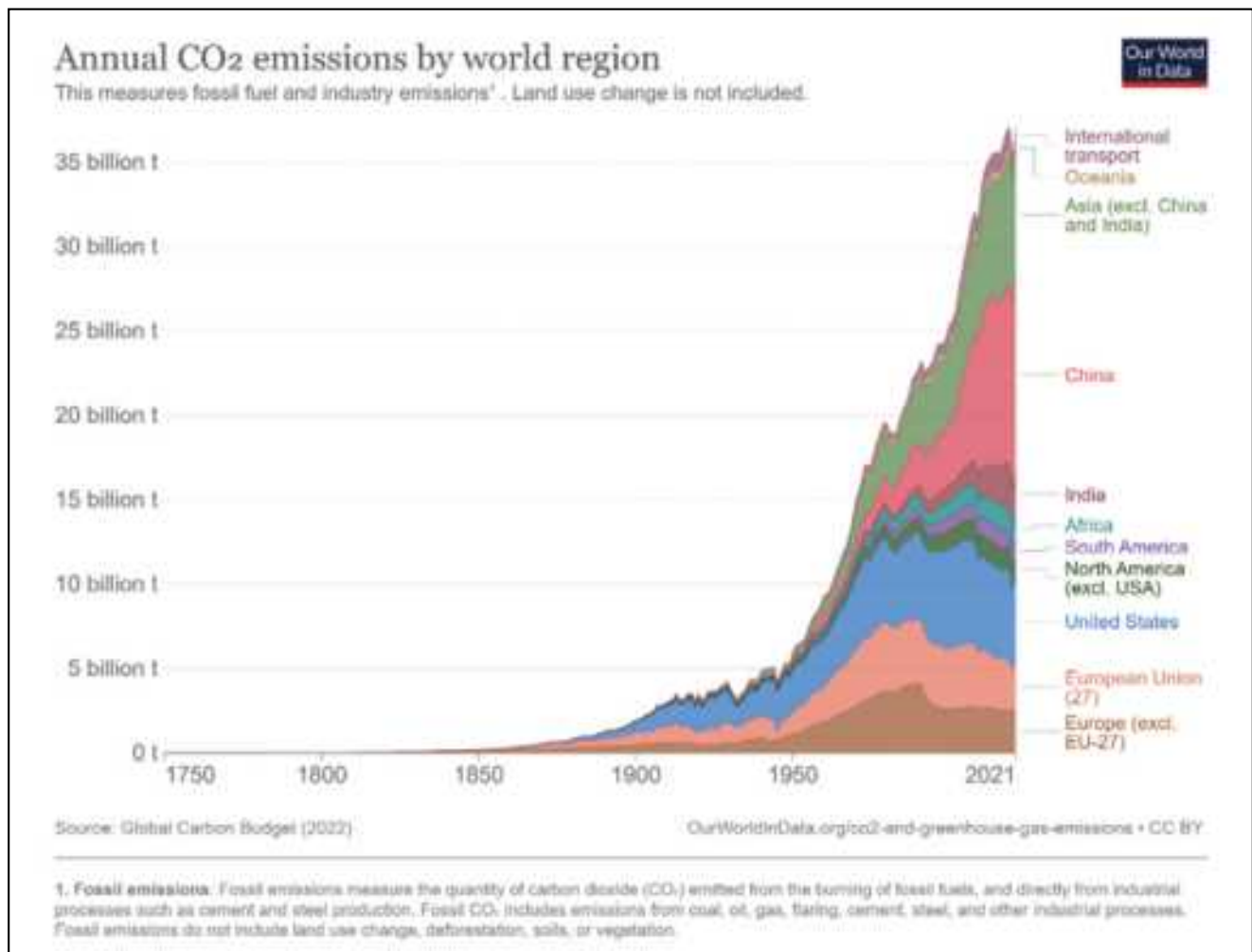


Figura 1. Emisiones anuales de CO₂ por región del mundo (Global Carbon Budget, 2022).

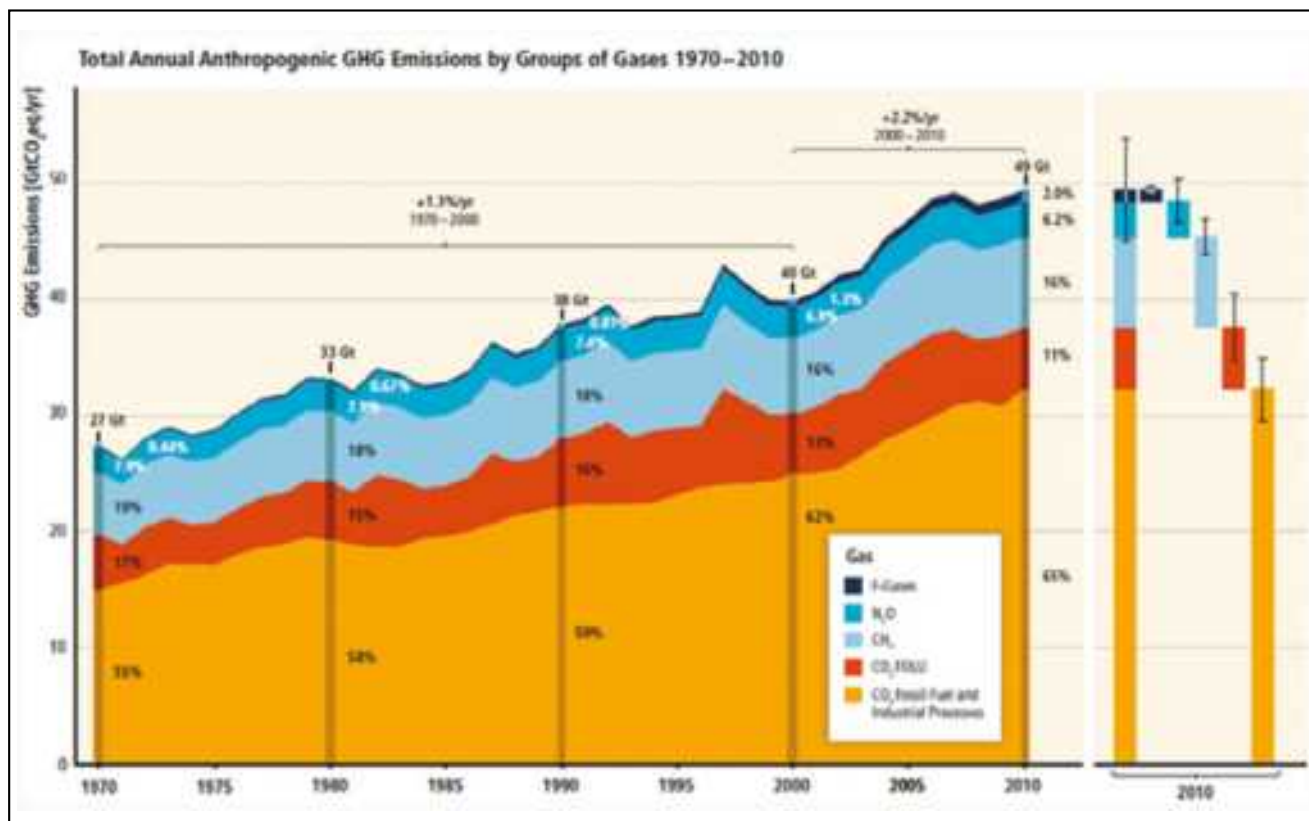


Figura 2. Emisiones antropogénicas anuales totales de GHG (GtCO₂eq/año) por grupos de gases 1970-2010: CO₂ procedente de la quema de combustibles fósiles y procesos industriales; CO₂ de Silvicultura y Otros Usos de la Tierra (FOLU); metano (CH₄); óxido nitroso (N₂O); Gases fluorados (cubiertos por el Protocolo de Kioto) (IPCC, 2014).

1.2. Alcance y objetivos

Partiendo del contexto sobre la problemática abordada, se afronta la temática de estudio desde un alcance general acerca del desarrollo actual del almacenamiento geológico de CO₂, centrando el foco en la parte técnica, para luego derivar en los puntos más específicos. Entre ellos, los aspectos clave involucrados en el éxito del proceso de almacenamiento, a corto y a largo plazo, del CO₂ producido por la actividad humana, presentando como una alternativa viable para reducir el volumen de emisiones a la atmósfera.

Se centra el estudio en el creciente interés desarrollado por los reservorios de gas y petróleo agotados como posibles almacenes, más particularmente, los que involucran formaciones rocosas compuestas por areniscas. Se propone como caso de estudio este tipo de formaciones geológicas, debido a que las mismas proporcionan una opción de almacenamiento a gran escala, con posibilidad de almacenar volúmenes de CO₂ significativos a nivel mundial.

Por último, se indaga en los efectos que produce la interacción del CO₂ con las rocas de tipo arenisca. A partir de bibliografía especializada en la materia, se hace una revisión a las investigaciones y ensayos llevados a cabo, de la que deriva un estudio cuantitativo; se pretende, a partir de él, entregar un análisis de los resultados reportados y de las conclusiones que se pueden obtener de estas experiencias.

1.3. Metodología

Las fuentes de información para el desarrollo de este trabajo han consistido tanto en revistas científicas (ej.

Journal of Natural Gas Science and Engineering, Geo-Energy Research, Energy Procedia), informes técnicos de organismos reconocidos (ej. Agencia Internacional de Energía EIA, Centro de Investigaciones Energéticas, Medioambientales y Tecnológicas CIEMAT), así como información de entidades privadas que realizan sus actividades en este sector tecnológico (ej. CO2CRC, Global CCS Institute). La documentación disponible en la materia es extensa y variada, con estudios iniciales que datan de la década de los 90, hasta un amplio número de publicaciones, más actuales, asociadas al fuerte desarrollo de esta técnica durante la última década.

2. ALMACENAMIENTO GEOLÓGICO DE CO₂: GENERALIDADES

A través de la investigación y el desarrollo tecnológico se buscan herramientas para la producción de energía con el menor impacto ambiental posible. Un modo de producir energía y controlar la emisión de CO₂ derivada de ello, es la captura de este gas en el subsuelo a través de procesos de almacenamiento geológico.

La eficacia de estos procesos está ligada a la capacidad para almacenar dióxido de carbono del reservorio, ya que se requiere poder acumular grandes volúmenes de este gas (Arenillas *et al.*, 2018). Factores como el tipo de trampa geológica, los tipos de mecanismo de captura, el desarrollo de dichos mecanismos con el tiempo y los estados o fases del CO₂ inyectado, afectan de forma importante a esta eficacia (Bradshaw *et al.*, 2007).

En función de las condiciones de presión y temperatura que caractericen al potencial sumidero, el CO₂ se puede

almacenar como gas comprimido, líquido o en fase supercrítica (scCO_2) (Bachu, 1999). Para mayor aprovechamiento de la disposición subterránea del CO_2 , este gas requiere ser comprimido, reduciendo su volumen a un estado de fluido supercrítico, con una densidad aumentada, de valor variable en función de la temperatura y presión en el medio natural (IPCC, 2005). El gradiente geotérmico y el gradiente de presión (cambiantes con la localización geográfica del potencial reservorio), determinan la profundidad mínima a la que es posible almacenar el dióxido de carbono en condiciones de supercríticas, permitiendo optimizar la capacidad de almacenamiento de los reservorios (Pérez-Estaún *et al.*, 2009).

Los yacimientos de hidrocarburos agotados son uno de los principales tipos de formaciones geológicas, adecuadas para el almacenamiento permanente de CO_2 (CO2CRC, 2023). Los campos de hidrocarburos presentan un sistema de confinamiento, que ha permitido la contención de los recursos fósiles durante millones de años. Al igual que los acuíferos salinos, se desarrollan bajo la presencia de una trampa geológica.

3. ALMACENAMIENTO GEOLÓGICO DE CO_2 : RESERVORIOS DE PETRÓLEO Y GAS AGOTADOS

Las condiciones geológicas de los reservorios de petróleo y gas agotados se pueden considerar “probadas”, para el almacenamiento geológico de CO_2 , ya que han permitido la retención de estos recursos fósiles durante millones de años hasta su explotación actual. Tras la finalización de la explotación de los recursos fósiles, el CO_2 ocuparía el espacio poroso liberado (CO2CRC, 2022; Van der Meer, 2005). Aspectos litológicos, estratigráficos y/o estructurales son clave para la permanencia de gas e hidrocarburos atrapados en el medio.

Los yacimientos de hidrocarburos son el resultado de la migración secundaria de hidrocarburos a través de acuíferos, hasta su atrapamiento en el medio geológico. Este origen conlleva a que, en la mayoría de los reservorios, el nivel inferior de hidrocarburos esté en contacto con agua de formación o salmuera (Bachu, 1999). De acuerdo con Ruiz *et al.* (2008), los depósitos de gas o hidrocarburos agotados se consideran análogos a acuíferos salinos delimitados por una trampa geológica.

Puede ocurrir que el agua de formación sea la fuerza impulsora, que haga que el gas o petróleo se desplacen hacia el pozo extractor (zona de menor presión), o que se introduzca agua para aumentar la presión y propiciar la explotación. De este modo, la formación almacén se llena de agua durante y después de la producción. La presión en el yacimiento, tras finalizar su explotación será, en la mayoría de los casos, próxima a la inicial. Tendremos condiciones de alta saturación de agua y alta presión, similares a lo que sería un acuífero salino (Van der Meer, 2005).

En otros casos, la fuerza impulsora que propicia la salida del hidrocarburo es la fuerza de compactación. Al explotar un yacimiento de gas o petróleo, se reduce la presión de poro en el yacimiento, de modo que aumenta la presión efectiva. Esto hace que el yacimiento se compacte bajo la carga de los estratos superiores, perdiendo espacio de almacenamiento por colapso de los poros, en un proceso irreversible (IPCC, 2005; Van der Meer, 2005).

Según Hawkes *et al.* (2005) una proporción significativa de la compactación que ocurre durante el agotamiento en yacimientos de gas o petróleo agotados puede ser inelástica. De ser así, el volumen de poro efectivo será solo una fracción del volumen de hidrocarburo producido (Van der Meer, 2005). En la misma línea, de acuerdo con CO2CRC (2021), el sistema yacimiento - roca sello, no se comporta de forma elástica cuando es sometido a un proyecto de inyección de CO_2 , tras la despresurización sufrida en el proceso de explotación. Al presurizar el yacimiento a través de inyecciones de CO_2 , se evidencia un posible riesgo por falla geomecánica inducida, limitando todos estos aspectos la reutilización del sumidero.

En el caso de reservorios de gas agotados, gran parte del gas natural habrá sido extraído; mientras que, en los yacimientos de petróleo agotados, un porcentaje del espacio poroso estará ocupado por petróleo residual (Ruiz *et al.*, 2008). Según Van der Meer (2005), la recuperación primaria en reservorios de gas es superior al 80 %; otros autores indican valores del 90 %. Por su parte, la recuperación de petróleo es menor, de modo que el nivel de ocupación con petróleo residual disminuye la capacidad de almacenamiento de CO_2 en el reservorio (Ruiz *et al.*, 2008).

3.1. Reservorios de petróleo y gas agotados: almacenes de CO_2

3.1.1. Características geológicas de interés

Los reservorios de petróleo y gas están asociados a entornos geológicos, donde determinadas estructuras o condiciones estratigráficas, han propiciado que los recursos fósiles se acumulen durante millones de años. Así, las conocidas como trampas geológicas impiden la migración hacia la superficie de los hidrocarburos. Se trata de trampas físicas, como mecanismo predominante, que permite el mantenimiento de estos recursos en el subsuelo, y que posibilitan ahora almacenar el dióxido de carbono, constituyendo una barrera a la salida del gas (Van der Meer, 2005), como veremos en el apartado 3.1.2.

Para evitar que el hidrocarburo se escape hacia la superficie, además de la trampa geológica, debe estar presente, en todos los casos, la formación sello (*caprock*). Esta capa, constituida por rocas impermeables o de permeabilidad muy baja (poros de dimensión capilar) se localiza a techo del reservorio y tiene una función confinante (Herrera, 2020).

Como ya se ha mencionado, buscando la mayor eficiencia en la capacidad de almacenamiento de los reservorios geológicos de CO_2 , se buscan yacimientos en condiciones de temperatura y presión que permitan inyectar el gas en forma de fase fluida supercrítica. Éstas corresponden a cerca de 31 °C de temperatura y 7MPa de presión de confinamiento (Pérez-Estaún *et al.*, 2009; Rathnaweera *et al.*, 2015), como se observa en la figura 3.

El CO_2 en estado supercrítico se caracteriza por ser como un gas, de modo que se adapta rellenando todo el espacio donde está presente, y por tener una densidad similar a la de un fluido, pudiendo considerarse como un fluido compresible (Van der Meer, 2005). El dióxido de carbono es soluble en agua; su solubilidad aumenta con la presión y disminuye con la temperatura y la salinidad del agua (importante en

acuíferos salinos profundos). Por su parte, el CO_2 en estado supercrítico es inmisible en agua (Bachu, 1999).

Considerando la profundidad a la que se desea almacenar el CO_2 , para que se mantenga en condiciones supercríticas, es posible encontrar yacimientos de petróleo y gas agotados (Ruiz *et al.*, 2006). Según indica Van der Meer (2005), los yacimientos de petróleo pueden estar presentes desde niveles superficiales, hasta una profundidad máxima de 6.000-7.000 m, siendo la profundidad promedio en el mundo de 1.500 m (figura 4) De los yacimientos conocidos, el 80 % se encuentra a una profundidad inferior a 800 m. Esta profundidad es la mínima posible para el desarrollo de scCO_2 (IPCC, 2005).

La disolución del CO_2 en el agua de formación también depende de su contenido en sal. Así, al aumentar la salinidad disminuye la solubilidad. La salinidad del agua de formación mejora con la profundidad a través de una relación no lineal. Esta propiedad varía desde los valores bajos del agua dulce, incrementándose a salinidades entorno a los 300g/l de las salmueras. De igual modo, el gradiente hidrostático de las salmueras es mayor al del agua

dulce, siendo superior a 10 MPa/km (Van der Meer, 2005). Así, el aumento de la salinidad, presión y temperatura del agua disminuyen la formación de reacciones químicas necesarias para la captura del CO_2 (Ruiz *et al.*, 2008; Van der Meer, 2005).

Se debe considerar la presencia y circulación de agua subterránea, ya que sus características pueden dar lugar a distintas reacciones químicas. En consecuencia, se produce la disolución de ciertos minerales y la precipitación de otros nuevos, lo que tiene efectos en la porosidad y permeabilidad del reservorio (IPCC, 2005; Ruiz *et al.*, 2008).

Es de interés, en los yacimientos de hidrocarburos, el tipo de fases que están presentes, ya que éstas intervienen en la facilidad con la que el CO_2 puede ser inyectado en el reservorio (gas natural, salmuera o petróleo en diferentes proporciones). La interacción entre el CO_2 - gas natural, se espera que produzca una mezcla limitada de los gases, aunque se requiere mayor investigación al respecto. Por su parte, la interacción CO_2 - petróleo residual guarda relación, principalmente, con el grado de ocupación que pueda tener el petróleo residual (Ruiz *et al.*, 2008).

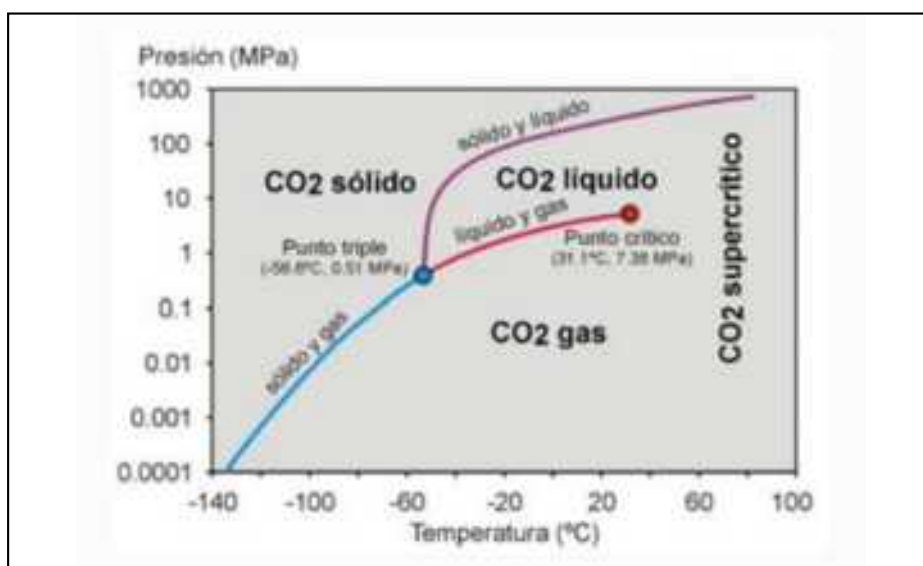


Figura 3. Diagrama de fases del CO_2 (Pérez-Estaún *et al.*, 2009).

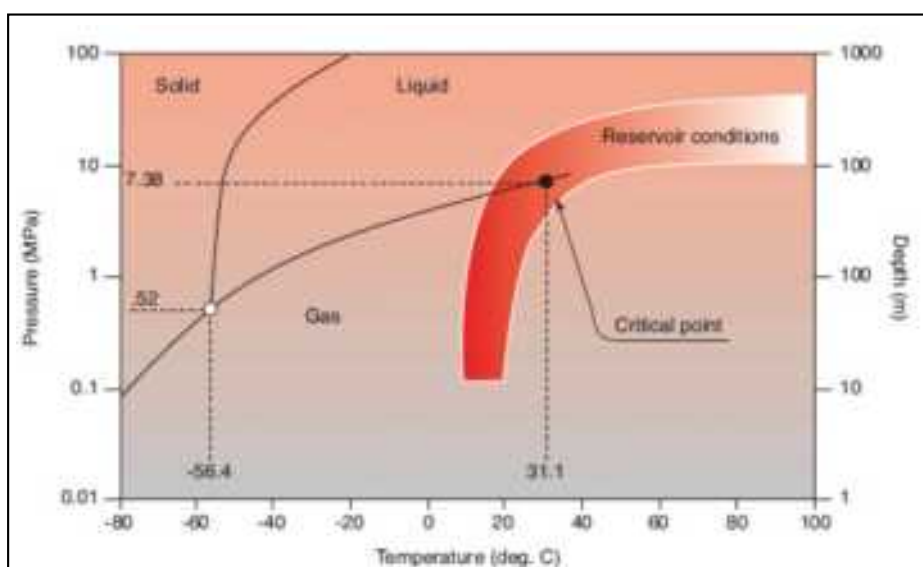


Figura 4. Fases del CO_2 (Van der Meer, 2005). *Nótese un error en la profundidad de la imagen de este autor.

Los valores de porosidad de los reservorios de hidrocarburos están en un rango comprendido entre un 5 % y un 40 %, siendo lo más común que se encuentre comprendida entre un 10 %-25 % (Herrera, 2020). Los reservorios que presentan poros de tamaño similar, y bien conectados entre sí, son opciones más favorables en este tipo de yacimientos. La permeabilidad efectiva que se busca debe ser superior a 10 mD, con una distribución lo más homogénea posibles, facilitando así la eficacia del proceso de inyección (Ruiz *et al.*, 2008).

3.1.2. Reservorios de petróleo y gas agotados: estratigrafías típicas

La disposición de las unidades geológicas para que se formen reservorios de petróleo y gas es una cuestión clave. Como se ha descrito con anterioridad, debe existir la estructura sello-almacén que dé lugar a una trampa geológica, ya sea estructural (pliegue, falla, etc.) o estratigráfica (cambios de facies, acuñamientos, etc.) (Ruiz *et al.*, 2008).

Los hidrocarburos, al ser menos densos que el agua que satura la roca (salmuera), tienden a ascender por flotabilidad a través de las rocas porosas y permeables, que constituyen el almacén. Su avance es detenido, al encontrarse en alguno de los ambientes geológicos identificados en la figura 5. Del mismo modo, el CO₂ en fase libre (no disuelto) asciende por flotabilidad, quedando atrapado en su proceso de migración en la trampa geológica (Arenillas *et al.*, 2018).

Las trampas estructurales más comunes, se dan con la formación de pliegues de tipo anticlinal y en bloques de falla basculados. A su vez, fallas, pliegues y fracturas asociadas a estas estructuras, pueden afectar negativamente a la integridad del almacén geológico (IPCC, 2005).

Por su parte, las condiciones estratigráficas propicias, para retener gas y petróleo, se relacionan con cambios laterales de facies o con acuñamientos sedimentológicos (Tarbuck y Lutgens, 2005). En estos casos, gases e hidrocarburos quedan atrapados por contraste de permeabilidades (Ruiz *et al.*, 2008).

Desde el punto de vista de la estratigrafía, la formación almacén, a través de sus características de permeabilidad y porosidad, podrá transmitir o retener el CO₂ hasta su encuentro con el estrato sello impermeable, quedando así el sistema cerrado (Ruiz *et al.*, 2008).

En el corto plazo, el proceso de atrapamiento del CO₂ en la formación almacén, vendrá dado por el confinamiento que ejerce, en los reservorios de petróleo y gas agotados, la trampa geológica. Con el paso de los años, como se verá seguidamente, otros mecanismos de atrapamientos participan de manera conjunta, en el almacenamiento subterráneo a largo plazo del CO₂ (Global CCS Institute, 2022; IPCC, 2005).

3.1.3. Mecanismos de atrapamiento del CO₂ en el estrato almacén

Previo a comenzar con el desarrollo de los distintos mecanismos de atrapamiento, que se pueden presentar al realizar almacenamiento geológico de CO₂, es necesario mencionar algunos aspectos relevantes, involucrados en los yacimientos de petróleo y gas parcial o totalmente agotados, así como también acuíferos salinos. Entre ellos, se encuentran las distintas maneras en las que los fluidos presentes en este tipo de reservorios migran y se comportan.

La menor movilidad del petróleo, respecto al gas natural, hace que este último pueda migrar a través de

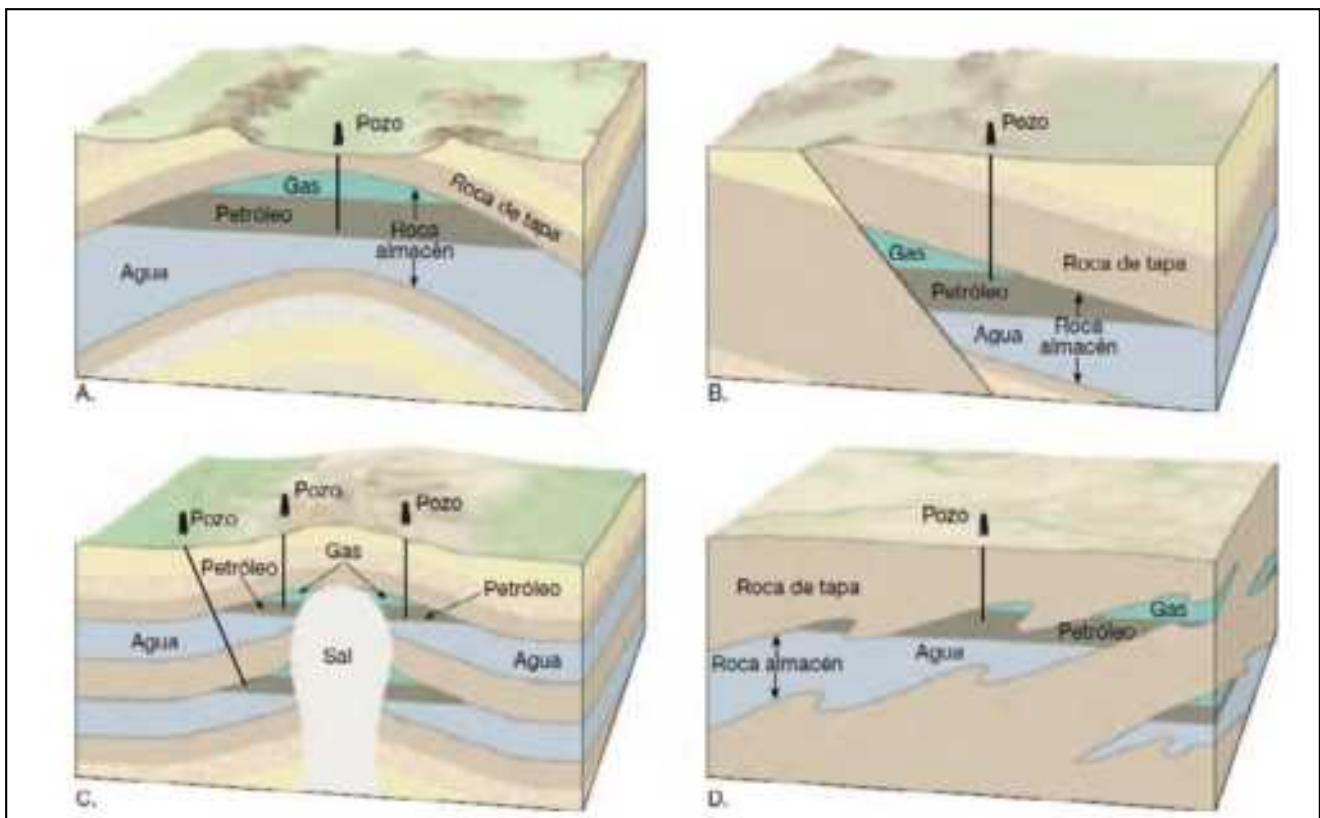


Figura 5. Trampas petrolíferas comunes. A. Anticlinal; B. Falla; C. Domo salino; D. Trampa estratigráfica (Tarbuck y Lutgens, 2005).

materiales con menor permeabilidad. Así mismo, los pesos específicos de estos recursos fósiles permiten que el gas y el petróleo asciendan hacia niveles superiores, quedando a muro del reservorio el agua de formación o salmuera, de mayor peso (Van der Meer, 2005) (figura 6).

En el caso de un reservorio saturado de agua, el proceso de inyección de CO_2 a presión da lugar a diferentes fenómenos. Por un lado, se produce el desplazamiento del agua de formación, inducido por el empuje del dióxido de carbono que, a su vez, interacciona con el agua dando lugar a la disolución del CO_2 . Con el tiempo, la interacción CO_2 - agua de formación - roca, origina distintas reacciones minerales.

Por segregación gravitacional, el CO_2 flota en el agua subterránea; además, su menor viscosidad facilita su movimiento a través de la formación rocosa a mayor velocidad que el agua. Como consecuencia de lo anterior, el CO_2 desplaza parcialmente el agua de formación y asciende hasta el techo del reservorio, donde forma múltiples digitaciones (Van der Meer, 2005).

En el atrapamiento por solubilidad, el CO_2 se disuelve en la salmuera, de modo que ambos forman una única fase, desapareciendo el movimiento de CO_2 por flotabilidad (IPCC, 2005). Cuando la salmuera está saturada en CO_2 , su densidad aumenta y su velocidad de movimiento disminuye, lo que origina su descenso hacia niveles inferiores dentro de la formación almacén. La salmuera nativa, menos densa, asciende entonces, desarrollándose un proceso de convección (IPCC, 2005).

Según Van der Meer (2005), en torno a un 10 % del CO_2 se disuelve en el agua de formación durante la etapa de inyección, en función de múltiples factores (salinidad del agua de formación, contaminantes en el CO_2 , mineralogía de la roca, etc.) siendo un proceso muy sensible a variaciones de presión, temperatura y salinidad del medio. Si bien el CO_2 en estado supercrítico es insoluble en agua, a largo plazo (cientos, miles de años) ambos llegarán a formar una solución (Ruiz *et al.*, 2008).

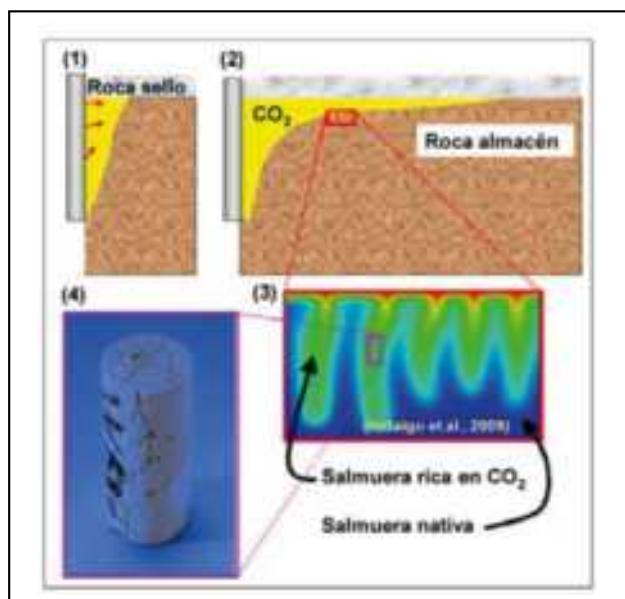


Figura 6. Procesos durante la inyección de CO_2 supercrítico. (1) Inyección del CO_2 ; (2) desplazamiento lateral del CO_2 ; (3) parte del CO_2 se va disolviendo en la salmuera, que se hace más densa, hundiéndose en forma de digitaciones; (4) la salmuera rica en CO_2 es agresiva y disuelve la roca natural (Pérez-Estaún *et al.*, 2009).

La salmuera con alta concentración en CO_2 disuelve la roca a su paso a través del sistema poroso. En su camino, una parte del CO_2 puede quedar atrapado en la roca en forma de burbujas capilares, dando lugar a un atrapamiento de tipo residual. A largo plazo, las reacciones químicas desembocan en la precipitación de nuevos minerales, de cuya estructura forma parte el dióxido de carbono (Pérez-Estaún *et al.*, 2009). Así, el tipo de fases minerales presentes en la roca almacén juega un papel relevante para el almacenamiento geológico. El dióxido de carbono inyectado reacciona con los minerales presentes, formándose nuevas fases minerales estables, que retienen el CO_2 en su estructura de forma permanente y a largo plazo. Este proceso se conoce como atrapamiento mineral o mineral trapping (IPCC, 2005).

Con todo ello, los mecanismos principales que intervienen en el atrapamiento geológico de CO_2 inyectado son cuatro: atrapamiento estratigráfico o estructural, residual, por solubilidad o por precipitación mineral (IPCC, 2005). Su actuación se produce en diferentes escalas de tiempo, que van desde procesos instantáneos hasta procesos con una duración de decenas de miles de años (Bradshaw *et al.*, 2007).

En los reservorios de petróleo y gas agotados, el mecanismo de atrapamiento del dióxido de carbono fundamental se relaciona con las trampas geológicas. No obstante, a largo plazo (cientos, miles de años), el mecanismo de atrapamiento predominante será por solubilidad del CO_2 en el agua o incluso por atrapamiento mineral (figura 7). Así, el tipo de mecanismo de atrapamiento que se desarrolla es función de las condiciones mineralógicas de la roca almacén, la composición química del agua, el comportamiento del CO_2 y el tiempo transcurrido desde la inyección.

Se considera que la seguridad en un reservorio de CO_2 aumenta con el tiempo, dada la inmovilización del dióxido de carbono, producto del desarrollo de mecanismos de atrapamiento cada vez más eficaces (Ruiz *et al.*, 2008). Lo que se busca, finalmente, es asegurar que el CO_2 permanecerá retenido en el subsuelo durante un largo período

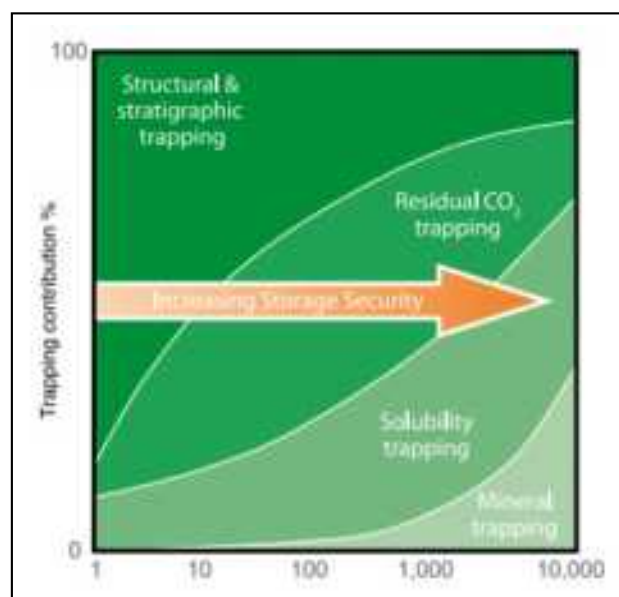


Figura 7. Combinación de condiciones estructurales y geoquímicas, de la formación almacén, para el almacenamiento seguro de CO_2 (IPCC, 2005).

Tabla 1. Características de los mecanismos de captura físicos y químicos (Modificado de Bradshaw *et al.*, 2007)

Mecanismo de captura	Naturaleza de la captura	Aspectos importantes asociados	Estimación capacidad almacenamiento
Estructural y estratigráfico	Atrapamiento por flotabilidad dentro de la estructura. El CO ₂ permanece como un fluido bajo la trampa física (sello)	Las fallas pueden estar selladas o abiertas en función del régimen de tensiones. Las fallas pueden ser puntos de fuga o de retención en trampas compartimentadas	Significativo. Cálculo de porosidad disponible en el espacio trampa, considerando factores que pueden inhibir el acceso a toda la trampa
Residual	El CO ₂ llena los intersticios entre los poros de la roca, atrapado por fuerzas de capilaridad	El gas tendrá que desplazar el agua en los poros. Su desarrollo depende del CO ₂ que recorre el depósito para atrapar grandes volúmenes	Muy grande. Se requieren datos sobre las propiedades de la roca y simulación del yacimiento
Solubilidad	El CO ₂ migra a través del yacimiento y se disuelve en el fluido de formación	Depende de la tasa de migración, del contacto con salmuera nativa y la química del agua preexistente	Muy grande. Se requieren datos sobre relación de suministros de CO ₂ y tasa de inyección, así como simulación del yacimiento
Precipitación mineral	El CO ₂ reacciona con la roca formando nuevas fases minerales	Depende de la tasa de migración, presencia de minerales reactivos, química del agua de formación	Significativo. Se requiere conocer la mineralogía de la roca

de tiempo. El atrapamiento por disolución, junto al atrapamiento mineral, se consideran permanentes (Arenillas *et al.*, 2018).

En la tabla 1 se indican las características de cada mecanismo de captura de CO₂. Se hace una revisión de sus aspectos más importantes y su contribución al proceso de almacenamiento geológico. Por otro lado, en la figura 8, se muestra una presentación simplificada de cada mecanismo de captura. También se puede observar que varios mecanismos operan simultáneamente, tras la inyección de CO₂, progresando a diferentes velocidades. Considerando, por ejemplo, un periodo de 10 años desde la inyección del dióxido de carbono, los procesos de atrapamiento mineral habrán cobrado mayor relevancia, en detrimento del atrapamiento estructural.

De los tipos de atrapamiento de naturaleza química (atrapamiento residual, por solubilidad y de tipo mineral), el que afecta de manera dominante a la generación de alteraciones minerales de las rocas, es la captura por solubilidad; mientras que la captura mineral, hace una pequeña contribución a la alteración mineral durante el secuestro de CO₂ (IPCC,2005).

En rocas de tipo calcáreo (calizas, dolomías), bajo alta presión de CO₂, el carbonato se disuelve y el agua de formación se enriquece, de forma progresiva, en dióxido de carbono hasta su saturación. En sectores alejados del punto de inyección, donde la presión baja, el carbonato puede precipitar de nuevo. Por otro lado, la presencia de formaciones calcáreas propicia el atrapamiento de CO₂ por disolución, asociado a la formación de porosidad secundaria (Ruiz *et al.*, 2006).

En rocas de tipo detrítico (arenisca), formadas principalmente por cuarzo y feldespato, serán los feldespatos (en mayor medida) junto con las arcillas y carbonatos, los que sean alterados por el CO₂ disuelto. En función del grado de alteración mineral, se formarán distintos minerales de neoformación (Van der Meer, 2005).

Los reservorios de petróleo y gas agotados se encuentran desarrollados en su mayoría en rocas de tipo arenisca (60 %), seguidos de rocas carbonatadas (30 %) y en menor medida en lutitas fracturadas, rocas ígneas o metamórficas (10 %), con porosidades que rondan el 5 %-30 % (Van der Meer, 2005). Por su interés actual y mayor representatividad en este tipo de reservorios, se tomará como caso de estudio el almacenamiento geológico en rocas de tipo arenisca.

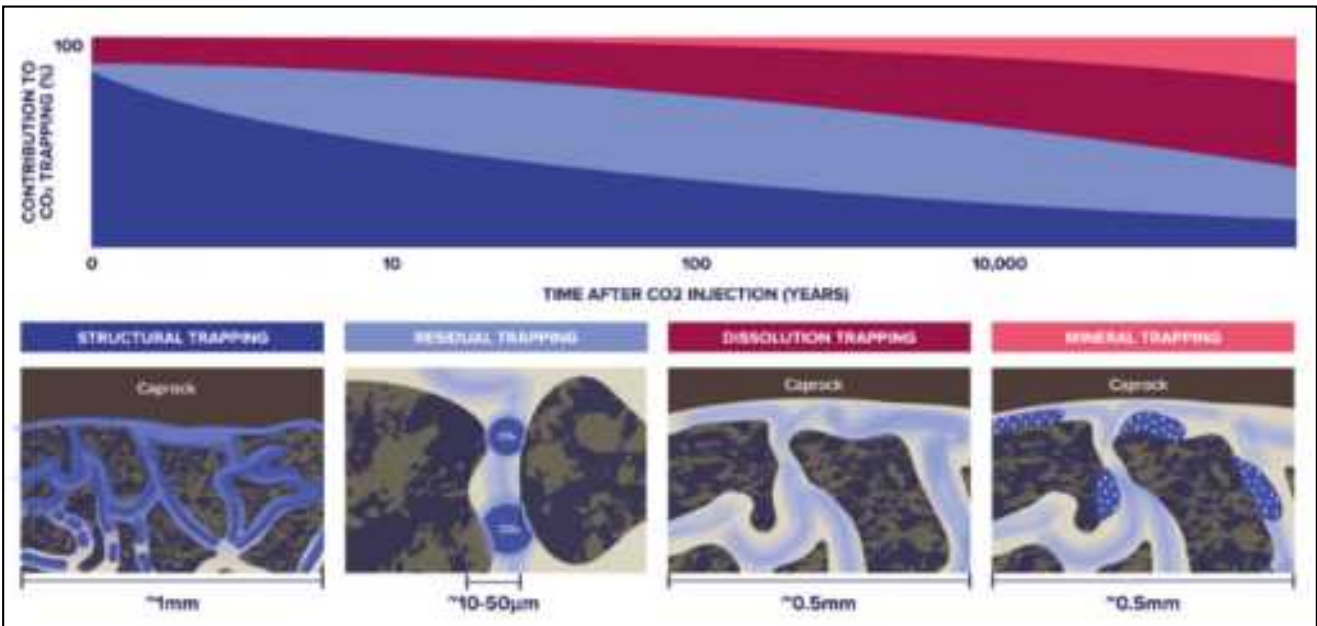


Figura 8. Contribución relativa de los cuatro mecanismos de atrapamiento geológico de CO₂ a lo largo del tiempo (parte superior). Tipos de mecanismos de captura que participan en el proceso (parte inferior) (Global CCS Institute, 2022).

3.2. Caso de estudio: almacenamiento geológico de CO₂ en areniscas

Las investigaciones científicas más recientes, se encaminan hacia la búsqueda de las formaciones geológicas idóneas como reservorios de CO₂. Dadas sus propiedades intrínsecas, las areniscas se consideran como rocas almacén propicias para albergar el CO₂ capturado. Entre otras propiedades, poseen una capacidad tapón (amortiguadora del pH) que favorece la reacción del dióxido de carbono con los minerales de tipo feldespato (comunes en las areniscas). Esta condición mineral-geoquímica, junto con la alta permeabilidad de las areniscas, caracterizan de forma positiva a estas rocas para el almacenamiento geológico del CO₂, como se desarrollará más adelante (Christopoulou *et al.*, 2022).

Pensando en la seguridad del proceso de almacenamiento geológico, es de gran relevancia conocer en detalle la interacción entre este tipo de rocas y el CO₂. Se han realizado numerosos estudios de tipo experimental, a través de modelos y a escala de laboratorio, sobre muestras de roca arenisca con diferentes propiedades, expuestas a CO₂. Producto de ellos, se han obtenido datos sobre la influencia de la inyección de dióxido de carbono, en las propiedades de las rocas almacén de tipo arenisca, y las consecuencias de la interacción CO₂ - arenisca para su viabilidad como sumidero. En este estudio se pone el foco de atención en las propiedades que guardan relación con su comportamiento geomecánico, dada la importancia de asegurar que la integridad del reservorio no se ve comprometida por la práctica de esta técnica.

En los siguientes apartados, se presenta una recopilación de estos datos y una comparativa de los resultados obtenidos en los distintos estudios. Se toma como referencia, las investigaciones que exponen resultados de ensayos de laboratorio aplicados sobre areniscas, dada su relevancia en las investigaciones actuales, siendo objeto de estudio en numerosos proyectos a nivel mundial. El alcance de estos documentos incluye tanto areniscas pertenecientes a reservorios de gas y petróleo agotados, como a acuíferos salinos en distintas partes del mundo. El objetivo es conseguir un mayor alcance y representatividad de los datos presentados. Así, se considera que dichos estudios aportan información de mayor interés reciente y transcendencia para los objetivos de este trabajo.

En este tipo de estudios, se consideran resultados experimentales a corto plazo. Tiempos de estudio por encima de 10 años, se catalogan como procesos a largo plazo. Modelos computacionales y experiencias de inyección in situ (plantas piloto), son procesos necesarios, que deben acompañar a la caracterización de la formación almacén. Por su parte, los ensayos en laboratorio tienen por objetivo, determinar cómo evolucionan las propiedades hidráulicas y mecánicas de las rocas, bajo la influencia del CO₂ en distintas fases (Pérez-Estaún *et al.*, 2009).

Las propiedades geomecánicas y geoquímicas conllevan procesos acoplados. Estas propiedades, en las rocas almacén y sello, tienen un impacto significativo en el resultado de los proyectos de almacenamiento geológico de CO₂ (Arenillas *et al.*, 2018; Raza *et al.*, 2016). Igualmente, el tipo de fluido que acompañe a la inyección de dióxido de carbono tendrá una importancia significativa, en la evolución

de los parámetros de las formaciones rocosas. Se obtienen diferentes respuestas si el medio de estudio se encuentra en condición seca, saturado de agua dulce o de agua salada con diferentes concentraciones de NaCl (Rathnaweera *et al.*, 2015).

Dentro del alcance del presente trabajo, en el medio geológico de estudio lo más habitual es encontrar una salmuera que ha llenado los espacios disponibles, antes ocupados por petróleo y/o gas (Hawkes *et al.*, 2005). De acuerdo con el interés ya expuesto, es decir, lograr la mayor capacidad de almacenamiento posible, se consideran las investigaciones que analizan la relación salmuera - CO₂ - roca, en condiciones de dióxido de carbono disuelto en salmuera o supercrítico (scCO₂). A efectos de estas interacciones, se incluyen también los estudios sobre acuíferos salinos profundos, en formaciones de areniscas, dado que se analizarán igualmente la relación salmuera - CO₂ - roca.

3.2.1. Evolución de las propiedades geomecánicas de las areniscas al someterlas a la acción de CO₂

Como ya se ha mencionado, los aspectos geomecánicos y geoquímicos están muy relacionados entre sí. El CO₂ es un compuesto reactivo, que produce un efecto en las propiedades del agua de formación, rocas almacén y rocas sello, con las que se pone en contacto (Arenillas *et al.*, 2018). Partiendo de los datos de caracterización químico-físico-mecánica, según el caso de estudio de cada muestra de arenisca, representativa de un determinado reservorio, se realiza una comparativa de los resultados de distintos ensayos de resistencia y parámetros geomecánicos, antes y después de exponer la roca a la influencia del CO₂.

De acuerdo con Rathnaweera *et al.* (2015), las propiedades mecánicas de las areniscas son muy sensibles a las heterogeneidades litológicas, relativas a la composición mineralógica, distribución del tamaño y geometría de los poros, así como a la textura y estructura de la roca. A partir de los resultados en cada caso de estudio, se presenta un análisis general de las conclusiones que se desprenden de las investigaciones. Esta información puede proporcionar una base de referencia para evaluar, de forma preliminar, las características geomecánicas de un reservorio para la inyección y almacenamiento de dióxido de carbono a largo plazo.

Por otro lado, la inyección de CO₂ produce un aumento en la presión de poro de la roca, que puede dar lugar al desplazamiento de fallas inactivas; además, se deben controlar las presiones máximas de inyección, evitando que sobrepasen la resistencia a la fracturación de la roca, lo que produciría daños irreversibles en las formaciones (Raza *et al.*, 2016). La cantidad de CO₂ a inyectar, junto a la presión de inyección, pueden alterar el estado tensional en el medio geológico, originando deformaciones mecánicas en el sistema almacén-confinamiento (Arenillas *et al.*, 2018). Así, el proceso de inyección de dióxido de carbono y el análisis de sus efectos, se puede dividir en dos fases:

Fase inicial de inyección del CO₂

La importancia en el desarrollo de los procesos físico-químicos, resultado de la interacción areniscas-CO₂,

depende de la distancia al pozo de inyección, la cantidad de gas disuelto en la salmuera y el punto de estudio. Cuando se inyecta CO_2 a presión, en la roca reservorio, el gas se ve forzado a circular e ingresar en los poros a una presión mayor, a la que se encuentra la roca circundante. Este aumento de presión puede dar lugar a deformaciones en la roca reservorio y/o en la roca sello, llegando a originar fracturas. En este sentido, son aspectos geomecánicos relevantes las tensiones iniciales in situ, la presión de poro, fallas o fracturas preexistentes y sus propiedades friccionales (IPCC, 2005).

El proceso de inyección conlleva una modificación del pH del medio, que origina cambios químicos en los minerales presentes en el entorno geológico, resultando en alteración y/o disolución mineral, así como precipitación de nuevas fases minerales. Por reacción del CO_2 con la salmuera se produce una acidificación del medio (al formarse de ácido carbónico), que conlleva al desarrollo de las reacciones químicas con los minerales constituyentes de la roca (Othman *et al.*, 2018). Se han observado estos procesos en estudios de corta duración, de semanas o pocos meses, como es el caso de las investigaciones de Marbler *et al.* (2012), Campos *et al.* (2015) y Raza *et al.* (2016), que reportan cambios en pocos días, como se analizará más adelante y migración de finos a corto o largo plazo (Gholami y Raza, 2022; Raza *et al.*, 2016).

A corto plazo, la disolución de la calcita-dolomita será el proceso predominante, en areniscas con carbonatos, en relación con otras reacciones químicas. En contraposición, a largo plazo, será el cuarzo el que jugará un papel relevante, asociado a proceso de captura mineral. En una posición intermedia, se encuentran minerales como el feldespato, mica o minerales del grupo de las arcillas (aluminosilicatos), que tienen una velocidad de reacción más lenta que los carbonatos (Raza *et al.*, 2016).

Inyección a largo plazo del CO_2

En el caso de inyección en yacimientos salinos profundos o saturados en salmuera, se produce una desecación de la roca reservorio en el entorno del pozo de inyección, por formación de una burbuja de gas que hace migrar el agua de formación o salmuera con CO_2 disuelto, hacia sectores alejados del pozo (Marbler *et al.*, 2012). Este proceso se conoce como migración forzada de salmuera, y conlleva un

incremento de la saturación en dióxido de carbono de la roca próximo a 1 (Raza *et al.*, 2016).

En este tipo de yacimientos, si analizamos una sección de terreno desde el pozo de inyección y nos alejamos progresivamente de él observamos la formación, a lo largo del tiempo, de tres zonas caracterizadas por su grado de saturación en CO_2 . Como se observa en la figura 9, se desarrolla la zona más próxima, caracterizada por estar seca pero saturada de CO_2 , una zona intermedia destacada por tener saturación parcial (salmuera- CO_2) y una zona más alejada aún sin presencia de CO_2 (Rathnaweera *et al.*, 2015).

A modo de ejemplo, Marbler *et al.* (2012) analizan los efectos geomecánicos de la distribución del fluido- CO_2 en las distintas zonas descritas, sobre una arenisca con cemento silíceo; las cuales se traducen en cambios en las propiedades geofísicas de las rocas reservorio. En ensayos experimentales, se ha observado que la resistencia, de la roca arenisca, disminuye en la zona saturada y mejora en la zona parcialmente saturada. Las diferencias de resistencia, entre ambas zonas, disminuyen cuando se alcanzan unas condiciones de 25MPa de presión litoestratigráfica (asimilable a 1.000 m de profundidad). Otros autores coinciden en que, en la zona de inyección seca, las reacciones químicas son mínimas y pueden no tenerse en cuenta (Othman *et al.*, 2018).

Estas tres zonas de reacción coexistirán en el yacimiento en el proceso de inyección de CO_2 , siendo el impacto de su desarrollo poco conocido todavía. Esta incertidumbre, destaca la importancia de realizar una caracterización exhaustiva químico-mecánica de los reservorios, asociada a procesos de almacenamiento geológico de CO_2 (Rathnaweera *et al.*, 2015).

En esa misma línea, a medida que las reacciones químicas se desarrollan con el tiempo, se produce un transporte reactivo de elementos químicos disueltos en la salmuera, que se mueven a través del sistema poroso (Gholami y Raza, 2022). Cuando se alcanzan las condiciones para la precipitación de los elementos disueltos, se produce la cristalización de nuevas fases minerales. Estas fases, se caracterizan por tener unas propiedades resistentes menores a las fases originales (Marbler *et al.*, 2012) y, por otro lado, por incluir en su estructura carbono procedente del CO_2 inyectado, de modo que el dióxido de carbono deja de existir en el medio como tal (Ruiz *et al.*, 2006).

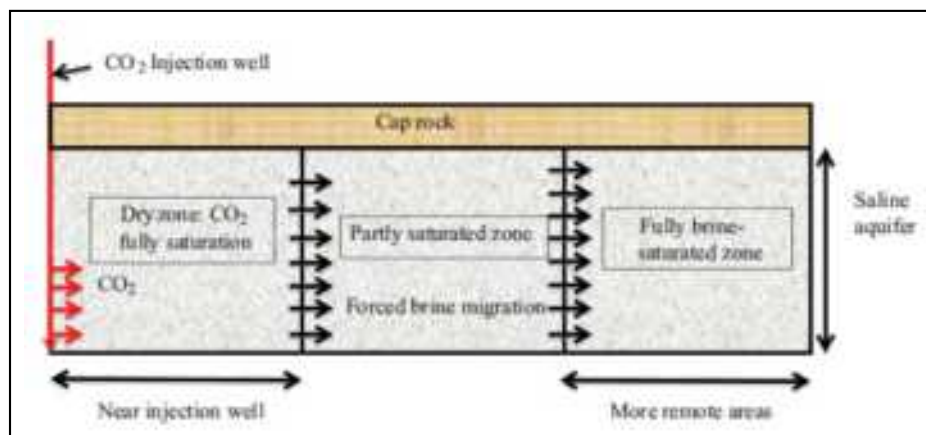


Figura 9. Formación de zonas con diferente saturación en CO_2 durante el proceso de inyección (Rathnaweera *et al.*, 2015).

3.2.1.1. Influencia de los factores geoquímicos

En numerosos proyectos de investigación se ha observado que, a causa de la disolución de agentes cementantes en la roca, la resistencia mecánica de la arenisca puede disminuir. Si relacionamos los resultados de los procesos geomecánicos con los geoquímicos, la condición más favorable para el almacenamiento de CO_2 , la encontramos en las areniscas con alto contenido en feldespatos y clorita, por su mayor reactividad con el fluido salmuera- CO_2 . Este hecho favorece la captura química del dióxido de carbono (Zhang *et al.*, 2019).

Desde el punto de vista geomecánico, minerales primarios se disuelven en parte y minerales secundarios precipitan bajo la influencia del CO_2 , de modo que estos cambios mineralógicos afectan a los granos minerales y a la matriz que constituyen la arenisca. Este hecho, conlleva una modificación de los bordes de los granos y de los poros (tamaño y geometría), afectando a la integridad estructural de la roca (Marbler *et al.*, 2012). Producto de lo anterior, se genera una reducción de su resistencia, que se asocia con la rotura o debilitamiento de los enlaces que unen los granos detríticos con la fase cementante, así como la formación de nuevos minerales con baja resistencia (Zhang *et al.*, 2019).

La presencia de minerales reactivos (tipo y cantidad) en la roca almacén-sello, establece la tasa de interacción arenisca- CO_2 (Zhang *et al.*, 2019). El ambiente ácido que se crea al reaccionar el CO_2 con la salmuera, conlleva la disolución de minerales comunes en las rocas de tipo arenisca, como son los carbonatos, con el consecuente aumento de la porosidad y permeabilidad en la roca (Iglauder *et al.*, 2014). La permeabilidad puede cambiar dependiendo de la distribución del tamaño de los poros y la estructura-distribución de minerales arcillosos en la roca, producto de las alteraciones minerales (Gholami y Raza, 2022). Según Van der Meer (2005), en reservorios naturales de CO_2 en Estados Unidos la formación de arcilla genera disminución en la permeabilidad de la formación rocosa. Por su parte, los minerales de tipo feldespato y clorita, también reactivos y comunes en las areniscas, determinan la cantidad de CO_2 atrapado por el proceso de captura mineral (Zhang *et al.*, 2019).

Por otra parte, el aumento en la concentración de cationes y aniones en el flujo de inyección puede saturar el fluido en los poros, dando lugar a la precipitación de minerales secundarios. Esto debería producirse en los límites del frente de inyección asociado a las condiciones de pH, sectores en los que la permeabilidad se vería reducida (Lamy-Chappuis *et al.*, 2013).

En definitiva, el tipo de reacciones químicas que se produzcan dependerá de múltiples factores. Además, la dirección de estas reacciones (disolución-precipitación) puede cambiar con el tiempo, asociada a la variación de estos factores en el medio geológico (Rathnaweera *et al.*, 2015).

Las investigaciones sobre el efecto de las reacciones químicas en los yacimientos silíceos presentan resultados variables en función de la interpretación de los datos (Tarokh *et al.*, 2020). Numerosos estudios no contemplan los minerales minoritarios que forman parte de las areniscas, haciendo la simplificación de que están formadas únicamente por cuarzo, y concluyendo que los procesos de inyección

de CO_2 no afectan a la permeabilidad de la roca (Iglauder *et al.*, 2014). Otros autores, como Zhang *et al.* (2019), indican que el contenido, tanto en cuarzo como en minerales reactivos de la arenisca, determinará el alcance de la interacción CO_2 -salmuera-arenisca. Es difícil establecer una comparativa de estudios en este sentido, dada la variabilidad de condiciones de partida, supuestos y alcances de las investigaciones (tipo de CO_2 , tiempo de exposición, etc.), así como los tipos de ensayos realizados.

Van der Meer (2005) menciona que la inundación con CO_2 de una roca, con presencia de carbonato y feldespato, genera un aumento en el contenido de hierro, magnesio y calcio en la salmuera. Esto se asocia con la disolución de cemento carbonatado en la roca, que conllevaría un aumento de la permeabilidad. Sin embargo, tras los ensayos realizados postexposición no se observan cambios respecto a los valores iniciales de este parámetro. En este estudio, se concluye que el aumento de la permeabilidad previsto fue compensado por la migración de partículas de arcilla, como se verá en el apartado siguiente.

3.2.1.2. Influencia de factores fisicoquímicos

Otro aspecto para considerar es que, el efecto del flujo generado por la inyección del dióxido de carbono puede dar lugar al arrastre de materiales finos, presentes en la matriz de las areniscas. La importancia de este efecto dependerá de la velocidad que alcance el fluido y del tamaño de las partículas. A medida que disminuya la velocidad del fluido, se producirá la decantación del material fino transportado, con la consecuente disminución de permeabilidad en ese sector (Othman *et al.*, 2018).

Se han realizado investigaciones con el objetivo de comprender, cómo se produce la migración física de finos asociada a procesos de inyección de CO_2 . En general, la mayoría de los resultados indican que los finos presentes de forma natural en la arenisca se pueden movilizar en presencia de salmuera saturada de CO_2 en condiciones supercríticas. En la definida como zona seca de inyección, se produce migración de finos a causa del arrastre que ejerce el proceso de inyección. En otras zonas alejadas de este punto, el proceso de migración estaría influenciado por las reacciones químicas CO_2 -salmuera-granos minerales. La caracterización de los finos producidos contribuye a identificar los mecanismos que han dado lugar a su origen y migración (Othman *et al.*, 2018).

Los procesos químicos de disolución mineral, producidos tras la inyección de dióxido de carbono, pueden contribuir a la disgregación de material fino, que migra con el fluido de inyección. El material será transportado hasta decantar, en función del balance de fuerzas que se produzca en la partícula, donde pueden causar reducción de la permeabilidad por decantación (Othman *et al.*, 2018).

De acuerdo con Gholami y Raza (2022) la permeabilidad disminuye en la fase inicial de inyección, debido a que los materiales finos móviles quedan atrapados en la estructura de los poros. Adicionalmente, con la disolución de los minerales reactivos, se produce la liberación de las partículas finas adheridas a su superficie, que se desplazan con el CO_2 inyectado. A medida que progresa el caudal durante la inyección, se movilizan las partículas atrapadas aumentando de nuevo la permeabilidad.

3.2.1.3. Comparativa de resultados y conclusiones de la evolución de las propiedades geomecánicas

El estudio geoquímico de los testigos de roca, en función de las fases de CO₂ utilizadas en los ensayos, ofrece información sobre la migración de fluidos en el reservorio y las posibilidades de retención del dióxido de carbono dentro del almacén geológico. Los impactos del CO₂ en la roca y agua de formación del yacimiento permiten evaluar los procesos de atrapamiento que se desarrollan en cada caso (Stevens *et al.*, 2001).

Cambios en la microestructura del espacio poroso (porosidad, permeabilidad) tras la inyección de CO₂, pueden cambiar el patrón y la velocidad del movimiento del fluido a través de una roca (Campos *et al.*, 2015). Los parámetros de porosidad y permeabilidad son, por tanto, fundamentales en la aplicación del almacenamiento geológico de CO₂, propiciando o limitando el proceso de inyectabilidad en el reservorio y su capacidad de almacenamiento (Lamy-Chappuis *et al.*, 2013).

Los trabajos de investigación que presentan cambios en la permeabilidad de las muestras ensayadas, se han realizado a escala de laboratorio, de modo que los resultados deben extrapolarse y contrastarse con los obtenidos a escala de reservorio. De acuerdo con lo mencionado por Zhang *et al.* (2019), los ensayos de laboratorio y simulaciones numéricas realizadas, utilizadas para predecir el comportamiento de las areniscas en contacto con CO₂, concluyen cambios significativos en los parámetros de porosidad y permeabilidad. Por otro lado, en las simulaciones numéricas a escala de yacimiento, se interpretan cambios muy pequeños en estos parámetros tras la exposición. Esto evidencia ideas contrapuestas en las que se debe indagar.

Otro aspecto relevante es que las formaciones de arenisca cementadas con silicatos son más adecuadas para el secuestro de CO₂, en términos de seguridad del reservorio, ya que las propiedades geomecánicas, *a priori*, se ven menos afectadas por la influencia del CO₂ en estado supercrítico. Sin embargo, la ausencia de minerales reactivos (ej. calcita, arcillas) disminuye la contribución del proceso de captura mineral, afectando de forma negativa al potencial de almacenamiento de dióxido de carbono a largo plazo (Rathnaweera *et al.*, 2015). Las reacciones químicas de disolución contribuyen a mejorar la porosidad, donde el CO₂ quedará atrapado, y propician el proceso de atrapamiento mineral en los poros de la roca, a través del proceso de disolución y precipitación mineral (Gholami y Raza, 2022).

Las investigaciones sobre las propiedades geomecánicas permiten determinar las consecuencias de la inyección y el almacenamiento del CO₂, en la generación de fracturas o la activación de fracturas preexistentes, por cambios en la resistencia de la arenisca o de la formación sello. Esta información es crucial para la evaluación de posibles fugas que comprometan la seguridad del reservorio (Stevens *et al.*, 2001).

A continuación, se presenta una tabla elaborada a partir de un total de 10 investigaciones, que van desde 2012 a 2022, en la que se presentan ejemplos reales de los conceptos que se han ido exponiendo y los resultados obtenidos de su experimentación. Con el objetivo de estudiar, de manera general, los cambios que se producen en las areniscas

al inyectar CO₂, se desglosan los siguientes aspectos: fuente de procedencia, autor, año, ubicación de procedencia de la roca ensayada, tipo de reservorio al que pertenece, nombre de la formación geológica de origen, descripción de la unidad rocosa estudiada, espesor de la formación, valores iniciales de porosidad y permeabilidad, como datos básicos de partida (tabla 2). A continuación, la información de los ensayos con CO₂ realizados, tiempos de exposición al gas, resultados y conclusiones (tabla 3).

Debido a que la temática de estudio que trata este trabajo es muy reciente, se observa mucha dispersión en las metodologías de estudio empleadas. A pesar de ello, las propiedades y parámetros, de los cuales se analiza su evolución, se corresponden.

Es interesante mencionar algunas interpretaciones a las que han llegado diferentes autores, en base a su propia práctica experimental. Tarokh *et al.* (2020), a partir de sus estudios e investigaciones, determinan que, para la arenisca de la Formación Berea, la inyección de CO₂ a alta presión produce una variación de la resistencia, permeabilidad, porosidad y tasa de fluencia de la roca. Cuantifican estas variaciones como una disminución del 10 %-15 % de la resistencia, un aumento de hasta el 10 % de la permeabilidad y del 10 % para la porosidad, así como un aumento de la tasa de fluencia de más del doble. Esta roca está constituida por un 90 % de cuarzo, de modo que el contenido en minerales reactivos se considera bajo.

Gholami y Raza (2022) determinan que los estudios de modelado numérico y de laboratorio entregan resultados muy variables y poco concluyentes. Destacan, por otro lado, la importancia de la alteración mineral, la disolución, la precipitación y la migración de finos como los principales impulsores de los cambios en la porosidad y la permeabilidad.

En cuanto a la resistencia de la roca, se ha observado que se ve influencia, en gran medida, por la presión de poros existente en el medio y el tipo de fluido que genera esta presión, siendo el H₂O el que reduce la resistencia de la roca en un grado mayor, en comparación con el CO₂ (Marbler *et al.*, 2012). De acuerdo Rathnaweera *et al.* (2015), la resistencia de la roca saturada en agua se reduce un 30 %-40 %, en comparación con la resistencia de la roca seca, mientras que la saturación en CO₂ supercrítico produce una reducción del módulo de corte en un 6 %-8 %, en relación con la misma muestra saturada en agua.

De acuerdo con Gholami y Raza (2022), el CO₂ puede quedar atrapado durante la migración en reservorios de arenisca (acuíferos y reservorios de hidrocarburos agotados) debido a interacciones con minerales, cambios en la mojabilidad y atrapamiento residual, con una baja probabilidad de cierre de gargantas de poros. Por otro lado, algunas investigaciones informan sobre reducciones de la permeabilidad asociadas a procesos de precipitación mineral o migración de finos, de hasta un 60 %, lo que puede afectar de forma negativa a la capacidad de almacenamiento del reservorio (Iglauer *et al.*, 2014).

Cabe destacar también, la importancia de las tasas de reacción mineral. Determinados minerales, como son los carbonatos (calcita, dolomita) son de reacción rápida en contacto con CO₂; aluminosilicatos como feldespatos, micas y arcillas generan reacciones químicas a corto plazo, mientras que a largo plazo (años), entran también en juego

Tabla 2. Almacenamiento de CO₂ en formaciones de areniscas. Resumen de estudios revisados; información inicial

Fuente	Autor	Año	Ubicación	Tipo de reservorio	Formación	Descripción de la unidad rocosa estudiada	Espesor formación (m)	Porosidad / Permeabilidad
Geomechanical and geochemical effects on sandstones caused by the reaction with supercritical CO ₂ : An experimental approach to in situ conditions in deep geological reservoirs	Marbler <i>et al.</i>	2012	Cuenca del norte de Alemania (NGB)	Acuífero salino	Bunter	Arenisca silícea. Estructura homogénea medianamente densa. Porosidad intergranular. Pobremente cementada. Grano medio a fino, fluvial, con finas capas de óxidos de Fe y arcilla. Matriz silícea, en menor medida arcillosa. Composición mineral: 75 % cuarzo, 20 % microclina, 1 % moscovita, 4 % arcillas (caolinita, illita, esmectita).	2	22 % 3.5 x 10 ⁻⁷ m/s
					Bunter	Arenisca carbonatada. Estructura heterogénea densa. Porosidad intergranular y secundaria por disolución. Fuertemente cementada. Grano medio a fino, fluvial. Matriz carbonatada. Composición mineral: 60 % cuarzo, 25 % calcita, 4 % arcillas (caolinita, illita, esmectita), 1 % moscovita, otros: plagioclasa, ortoclasa, siderita.	2	18 % 4 x 10 ⁻⁶ m/s
					Rotliegend	Arenisca silícea-carbonatada. Estructura heterogénea densa. Porosidad intergranular. Fuertemente cementada. Grano medio a fino, fluvial-eólica. Matriz silícea-carbonatada. Composición mineral: 70 % cuarzo, 5 % calcita, 3 % arcillas (caolinita, illita, esmectita), 2 % moscovita, otros: plagioclasa, ortoclasa, barita.	20	7,9 % 3.5 x 10 ⁻¹⁰ m/s
Rapid porosity and permeability changes of calcareous sandstone due to CO ₂ -enriched brine injection	Lamy-Chappuis <i>et al.</i>	2013	Cayton Bay (UK)	Acuífero salino	Gritstone	Fragmentos de conchas dispersos. Composición mineral: 76 % cuarzo, 4,5 % calcita, 7,5 % moscovita, 6,5 % microclina, 2,5 % illita / esmectita, 1 % caolinita, 1 % albita, 0,7 % dolomita, 0,5 % pirita.	-	33 % 8 - 12 mD
Permeability evolution in sandstone due to injection of CO ₂ -saturated brine or supercritical CO ₂ at reservoir conditions	Iglauer <i>et al.</i>	2014	-	-	Berea	Composición mineralógica: 95 % cuarzo, 4 % alúmina, 11 % óxido férrico, 0,55 % óxido ferroso, 0,25 % óxido de magnesio, 0,1 % óxido de calcio.	-	20,6 % 490 mD
					Fontainebleau	Composición mineralógica: 100 % cuarzo.	-	7,9 % 78,8 mD
CO ₂ -induced mechanical behaviour of Hawkesbury sandstone in the Gosford basin: An experimental study	Rathnaweera <i>et al.</i>	2015	Gosford Sydneybasin (Australia)	Acuífero salino	Hawkesbury	Tamaño de grano entre 0,04 y 1,0 mm. Matriz predominantemente arcillosa. Cemento de cuarzo, calcita y caolinita. Composición mineralógica: 85 % cuarzo, 5 % calcita, 1 % siderita, 1 % mica, 5 % caolinita, 2 % anatasa y 1 % anfíbol.	-	37,2 %

Continúa en página siguiente

Fuente	Autor	Año	Ubicación	Tipo de reservorio	Formación	Descripción de la unidad rocosa estudiada	Espesor formación (m)	Porosidad / Permeabilidad
Experimental CO₂ injection: Study of physical changes in sandstone porous media using Hg porosimetry and 3D pore network models	Campos <i>et al.</i>	2015	Cuenca del Duero España	Acuífero salino	Utrillas	Subarcosa heterométrica de grano fino-medio, de composición cuarzo-feldespática, matriz arcillosa y variablemente cementada por carbonatos. Composición mineralógica: 79 % cuarzo, 21 % feldespato. En menor % micas, fragmentos de roca, rutilo e ilmenita. Matriz de caolinita, illita, cemento calcáreo.	190 - 40	15 % 2,57 x 10 ⁻¹⁶ m ² (0.26 mD)
Integrity analysis of CO₂ storage sites concerning geochemical-geomechanical interactions in saline aquifers	Raza <i>et al.</i>	2016	-	Acuífero salino	Berea	Composición mineralógica: 80 % Cuarzo 6.7 % Microclina 7.3 % Caolín 1.4 % Clorita 2.9 % Albita 1.7 % Anquerita	-	19 % 420 mD
Permeability and mineral composition. Evolution of primary seal and reservoir rocks in geologic carbon storage conditions	Soong <i>et al.</i>	2017	Mississippi (Estados Unidos)	Acuífero salino	Lower Tuscaloosa	90 % de arenisca de grano fino a medio. Se describe como blanco y finamente micáceo con una matriz de arcilla fina intercalada con nódulos de lutita y siderita. Composición mineralógica: 77 % Cuarzo, 6 % Clorita, 3 % Caolinita, 3 % Illita, 1 % Feldespato potásico, 1 % Calcita, 7 % Plagioclasa, 2 % Pirita.	36.5	24 % 800 - 1500 mD
Fines migration during supercritical CO₂ injection in sandstone	Othman <i>et al.</i>	2018	Australia	Acuífero salino	Berea	Composición mineralógica: 84 % Cuarzo, 6 % Moscovita, 5 % Caolinita, 3 % Microclina, 1 % Dolomita, 0.5 % Rutilo y 0.5 % Siderita. Cemento de arcilla y cuarzo.	-	20 % 250 mD
Influence of CO₂ injection on the poromechanical response of Berea sandstone	Tarokh <i>et al.</i>	2020	Ohio	-	Berea	Arenisca de grano fino. Composición mineralógica: 86 % Cuarzo, 6 % Moscovita/illita, 3 % Kaolinita, 2 % Feldespato, 1.3 % Albita, 0.7 % Dolomita.	-	20 % 150 mD
CO₂ sequestration in sandstone reservoirs: How does reactive flow alter trapping mechanisms?	Raoof Gholami y Arshad Raza	2022	Australia	-	Berea	Cuarzo con caolinita y clorita en la matriz y calcita en el cemento. Composición mineralógica: 60 % Cuarzo, 8 % Feldespato potásico, 3.5 % Plagioclasa, 2.5 % Mica, 7 % Caolinita, 8 % Clorita, 6 % Calcita.	-	24 %-30 %

Tabla 3. Almacenamiento de CO₂ en formaciones de areniscas. Resumen de estudios revisados; resultados y conclusiones

Fuente	Ensayos con CO ₂	Tiempo de exposición	Resultados	Conclusiones
Geomechanical and geochemical effects on sandstones caused by the reaction with supercritical CO₂: An experimental approach to in situ conditions in deep geological reservoirs	Exposición a diferentes niveles de saturación de CO ₂ supercrítico + ensayo triaxial (Tª 60-70 °C; condiciones de Presión confinamiento variable, 30 MPa máx.)	2-4 semanas	La resistencia de las rocas disminuye con el grado de saturación para las mismas condiciones de P de confinamiento. A mayor P de confinamiento y grado de saturación, aumenta la resistencia de la roca. Los valores de los módulos de deformación son menores cuando la presión de poro la ejercer el CO₂ en comparación con el H₂O. Reducción de la cohesión (resistencia uniaxial). Reducción en el comportamiento elástico.	Algunos de los cristales de cuarzo muestran efectos de corrosión superficial selectiva, probablemente causada por la exposición al scCO₂. La alteración progresiva de los minerales carbonatados dentro de la matriz puede provocar un debilitamiento de la roca. Las alteraciones minerales pueden desestabilizar la microestructura de la arenisca. Alteraciones como la disolución también pueden afectar los bordes de granos de cuarzo y feldespato, debilitando el contacto grano a grano en las rocas clastosoportadas. Además, la disolución de minerales arcillosos en la matriz también puede reducir la resistencia. La salmuera y el scCO₂ influyen claramente en el desarrollo de microfrazas inducidas mecánicamente antes de la falla. Los fenómenos de disolución y precipitación podrían provocar cambios en el volumen de la roca que afectarían al sistema poroso. En última instancia, la permeabilidad puede cambiar.
			A mayor P de confinamiento y grado de saturación aumenta la resistencia de la roca. A partir de 11.5MPa de P confinada disminuye la resistencia. Valores de los módulos de deformaciones y elásticos menores cuando la presión de poro la ejercer el CO₂ en condiciones saturadas, y mayores en condiciones parcialmente saturadas, comparación con los valores en las muestras con el H₂O. Claros fenómenos de alteración en el cemento, como la disolución inicial de la calcita que rellena los poros y de los recubrimientos de calcita de minerales detríticos a escala micrométrica, lo que localmente conduce a desarrollo de porosidad secundaria. Se observa desarrollo de grietas y microfrazas en minerales detríticos. Reducción en el comportamiento elástico.	
Rapid porosity and permeability changes of calcareous sandstone due to CO₂-enriched brine injection	Inyección de salmuera saturada en CO ₂ Tª ambiente	1-2 días	Valores de los módulos de deformaciones y elásticos menores cuando la presión de poro la ejercer el CO₂. Disolución parcial de calcita en los 3 – 4 primeros días de ensayo. Enriquecimiento en Ca de un 20 % con respecto a la concentración inicial. Reducción en el comportamiento elástico.	El aumento en la permeabilidad surge principalmente de la disolución de grano de calcita, que mejoran la permeabilidad poniendo en contacto poros existentes por nuevas vías y disminuyendo la tortuosidad. La tasa de disolución de calcita en rocas sujetas a inyección de CO₂ depende de la tasa de transporte de acidez a la superficie del mineral; los parámetros clave son la cantidad de mezcla entre el CO₂ y la salmuera, la distribución de la permeabilidad local, que distribuye la salmuera acidificada a través de la roca, y la accesibilidad mineral. La redistribución de la porosidad y el aumento de la permeabilidad aumentan la capacidad de almacenamiento y mejoran la inyectabilidad. Es aconsejable evaluar cambios en la permeabilidad absoluta debidos a interacciones fluido – roca, ya que estas pueden conducir a variaciones en la permeabilidad efectiva, de magnitud similar a las debidas al cambio de saturación de fase; la permeabilidad mejorada a través de la disolución de la calcita podría ser una amenaza para la integridad de los esquemas de inyección por lo que han de gestionarse para hacerlos más efectivos.
			Se simulan la condiciones en la interfaz CO₂ – salmuera. La calcita se disolvió a una velocidad determinada por la velocidad del suministro del fluido; aumento de la porosidad acompañado por un aumento de la permeabilidad de la roca. Los fragmentos de calcita se disolvieron durante el experimento creando puentes entre los poros preexistentes, mientras que los silicatos secundarios aparentemente no se vieron afectados. El aumento de porosidad resultante de la disolución osciló entre un 5 %-15 %. La mitad del aumento de la porosidad se produjo en las primera 5h de experimento y el 90 % dentro de las primeras 18 horas.	

Continúa en página siguiente

Fuente	Ensayos con CO ₂	Tiempo de exposición	Resultados	Conclusiones
Permeability evolution in sandstone due to injection of CO₂-saturated brine or supercritical CO₂ at reservoir conditions	Saturación con salmuera sin CO ₂ y salmuera saturada en CO ₂ (Tª 50 °C, Presión confinamiento 10.7MPa)	10 horas	Se mide una reducción máxima de la permeabilidad del 35 %. La permeabilidad disminuyó de forma continua y suave con el tiempo. Se detectó un mayor caudal que aumentó la caída de presión; la caída de presión aumentó con el tiempo para caudales constantes, para salmuera con y sin CO ₂ , más fuerte en el primer caso.	La permeabilidad de la arenisca Berea puede reducirse a causa de la salmuera saturada en CO ₂ o scCO ₂ , es probable que el movimiento de esta salmuera a través de la arenisca dañe el yacimiento. Un gradiente de presión creciente equivale a una permeabilidad decreciente; un mayor caudal de inyección conlleva aumento de la permeabilidad; estos procesos en el yacimiento se interpretan como un transporte de finos. La reducción de la permeabilidad puede ser significativa; es causada por la migración de finos y posterior taponamiento de los poros y no por precipitación mineral. Se espera una caída de permeabilidad adicional con un tiempo de inyección más prolongado. La inyección de salmuera saturada en CO ₂ no afectó significativamente la permeabilidad de la arenisca silíceas; esto se interpreta como la ausencia de liberación de coloides o finos dada la composición silícea de la roca. Por el contrario, si descendió la permeabilidad debido a la inyección de scCO ₂ .
	Saturación con salmuera sin CO ₂ y salmuera saturada en CO ₂ , y posterior inyección de scCO ₂ (Tª 50 °C, Presión confinamiento 10.7MPa)	10 horas	La permeabilidad decreció con la inyección del scCO ₂ en un 23 %. La permeabilidad se vio afectada sólo marginalmente por la salmuera saturada en CO ₂ .	
CO₂-induced mechanical behaviour of Hawkesbury sandstone in the Gosford basin: An experimental study (continuación)	Muestras de arenisca seca, saturada con agua y salmuera, con y sin inyección de scCO ₂ sometidas a ensayos de resistencia de compresión no confinada (UCS). Tª 32 °C. Sin presión de confinamiento	4 meses	Corrosión del mineral de cuarzo (contactos grano-grano) y disolución de calcita y siderita. Precipitación secundaria de minerales de caolinita. La resistencia seca de la roca disminuye de 39MPa a 34MPa con la saturación en scCO ₂ ; la reducción es aproximadamente 13 % en comparación con la resistencia de la muestra seca. Se observa un 46 % de reducción en la resistencia de las probetas para las muestras saturadas en agua con CO ₂ , en comparación con las muestras saturadas en agua sin CO ₂ . La resistencia a la compresión no confinada en muestras saturadas en salmuera - CO ₂ varía con los distintos niveles de salinidad de la salmuera, donde las resistencias para las muestras saturadas en NaCl en 10 %, 20 % y 30 % son 15, 21 y 23MPa. Para el módulo de Young en condiciones secas, el CO ₂ tiene una influencia mínima con una reducción del 1,8 %. Muestra rica en CO ₂ y saturada de agua se obtiene una reducción del 21 % en el módulo de Young en comparación con muestras saturadas de agua sin CO ₂ . En muestras con 10 %, 20 % y 30 % de saturación de salmuera-CO ₂ la reducción del módulo de Young es de 1.8 %, 57 % y 92 % (en comparación con las muestras no saturadas de CO ₂). Incremento de 19 % en el índice de Poisson para muestras secas ricas en CO ₂ en comparación con muestras secas sin CO ₂ . Incremento de 14 % en el índice de Poisson para muestras saturadas en agua ricas en CO ₂ en comparación con muestras secas sin CO ₂ . En el caso de muestras saturadas de salmuera ricas en CO ₂ , al aumentar la concentración de NaCl del 10 % al 30 % hace que la relación de Poisson se incremente un 8 %. Incremento de 5 a 13 % en caolinita y de 0 a 2 % en talco. Las muestras secas ricas en CO ₂ evidencian iniciación de grietas y daños al 37 % y 71 % de resistencia a la falla en seco, en comparación con el 41 % y el 76 % para muestras no saturadas con CO ₂ y muestras secas.	Las muestras saturadas de CO ₂ poseían una resistencia máxima más baja en comparación con las muestras no saturadas de CO ₂ . Las alteraciones mineralógicas y geoquímicas de las rocas afectan las propiedades mecánicas acelerando los mecanismos de colapso de la matriz. La reducción de resistencia observada se debe principalmente a la alteración mineralógica inducida por disolución en la matriz de la roca inducida por el scCO ₂ . La presencia de CO ₂ conduce a una mayor ganancia de resistencia en las muestras con el aumento del nivel de salinidad en el fluido. En condiciones secas el CO ₂ no se disuelve y su única interacción con la roca será a través de procesos de interacción mineral CO ₂ -roca, lo tiene un efecto limitado a la escala de tiempo empleada para este estudio. En condiciones saturadas en agua-CO ₂ , la disminución del módulo de Young se debe a la disolución mineral y al debilitamiento de los granos de la roca. Se espera una mayor reducción del módulo de Young inducida por la saturación de CO ₂ para muestras con porcentajes más altos de NaCl. La presencia de CO ₂ mejora claramente el índice de Poisson de la roca bajo cualquier condición de saturación. Esto demuestra la mejora de la capacidad de expansión lateral de la roca con inyección de CO ₂ , lo que es favorable para la seguridad de los proyectos de secuestro. Se asocia con un aumento del porcentaje de mineral arcilloso en las muestras de roca analizadas después del período de saturación de CO ₂ . Estas precipitaciones deberían contribuir a la mejora de la capacidad de expansión y, por lo tanto, del índice de Poisson del macizo rocoso de la formación. Por otro lado, la saturación de CO ₂ también ha provocado una clara disolución del cuarzo. La reducción de tales minerales frágiles también debería contribuir a mejorar las propiedades dúctiles o la capacidad de expansión.

Continúa en página siguiente

Fuente	Ensayos con CO ₂	Tiempo de exposición	Resultados	Conclusiones
CO₂-induced mechanical behaviour of Hawkesbury sandstone in the Gosford basin: An experimental study (continuación)	Muestras de arenisca seca, saturada con agua y salmuera, con y sin inyección de scCO ₂ sometidas a ensayos de resistencia de compresión no confinada (UCS). Tª 32 °C. Sin presión de confinamiento	4 meses	Muestras saturadas de agua rica en CO ₂ evidencian iniciación de grietas y daños al 29 % y 36 % de la resistencia a la falla saturada de agua, en comparación con el 43 % y el 73 % para muestras saturadas de agua sin CO ₂ y muestras secas. En condiciones de saturación de CO ₂ rica en salmuera al 10 %, la tensión de inicio de grieta es de 7MPa, y el valor de la tensión aumenta hasta 10MPa en condiciones de saturación de CO ₂ rica en salmuera al 20 % y 30 %.	La saturación de CO ₂ muestra una influencia significativa en la iniciación y el daño causado en las muestras por las grietas. La iniciación de grietas se debe a cambios mineralógicos inducidos por la saturación de scCO ₂ (principalmente corrosión del mineral de cuarzo) y a la reorganización de los granos en las muestras de arenisca. La cristalización de NaCl en la estructura de los poros fortalece el macizo rocoso y, por tanto, retrasa la iniciación de las grietas. Este efecto aumenta al aumentar la concentración de NaCl debido a la mayor cantidad de cristales de NaCl en condiciones de mayor salinidad.
Experimental CO₂ injection: Study of physical changes in sandstone porous media using Hg porosimetry and 3D pore network models	Exposición a scCO ₂ Tª 32 °C Pconfinamiento 8MPa	2 meses	Cambios significativos en el espacio poroso. Reducción selectiva de la porosidad, que incluye la desaparición completa de la mesoporosidad y una reducción de la macroporosidad. Disminución del 39 % en la capacidad de almacenamiento. Reducción del 38 % de la porosidad de 15 % a 9 %. El área total de poros también disminuye de 1.60 x 10 ⁻³ m ² /kg a 0.35 x 10 ⁻³ m ² /kg. Disminuye la tortuosidad. Alto porcentaje de porosidad atrapada.	La desaparición de la mesoporosidad es causada por la precipitación de minerales en poros de menor tamaño. Por la reacción scCO ₂ -salmuera a través de la roca porosa puede aumentar porque los caminos son menos tortuosos, a pesar de ello en la experimentación se observa que es más difícil conducir fluido tras la inyección de CO ₂ . La disminución de la porosidad es tan alta en este caso que se minimiza este aumento de la eficiencia al reducir la tortuosidad. El secuestro de scCO ₂ por neoformación y precipitación mineral se produce en un tiempo mucho más corto de lo que se ha considerado hasta ahora (2 meses).
Integrity analysis of CO₂ storage sites concerning geochemical-geomechanical interactions in saline aquifers	Inyección de CO ₂ supercrítico en una muestra saturada en salmuera	5 días	La presencia de salmuera en el espacio poroso durante la inyección aumenta la severidad de las reacciones geoquímicas, provocando reducciones en las magnitudes de los parámetros elásticos, especialmente del módulo de corte. Los resultados se basan en la medición de la amplitud de las ondas P y S. La reducción de la velocidad de corte en la muestra saturada de scCO ₂ después de alcanzar la presión de confinamiento de 9MPa. Con la disolución de CO ₂ en salmuera en muestras de arenisca saturadas, cambia su capacidad de resistir tensiones diferenciales. Reducción de la resistencia de la arenisca saturada de CO ₂ ; se observan alteraciones, disoluciones y corrosiones minerales (corrosión del cuarzo, feldespatos potásicos y minerales arcillosos, disolución de carbonatos cálcico).	La reducción en las magnitudes de los parámetros elásticos se puede atribuir a la corrosión de las arcillas y a la disolución de calcita en la matriz de la muestra. Después de alcanzar la presión máxima de confinamiento (9MPa), la reducción de la velocidad de corte podría deberse a aumentos en la densidad de las muestras, alteración del esqueleto sólido, o incluso desequilibrio de la presión de poro. Se ha observado que la velocidad de corte es sensible a los tipos de fluidos en el espacio poroso que necesita más investigaciones. Alteraciones en los granos de cuarzo pueden desestabilizar la microestructura de la arenisca, debido a cambios de porosidad dentro del límite entre cemento y granos. Los parámetros geomecánicos de los yacimientos y los sellos pueden verse afectados, incluso en una exposición a corto plazo al scCO ₂ . La presión umbral de percolación después de la inyección es mayor como resultado de la disminución de la porosidad.
Permeability and Mineral composition. Evolution of primary seal and reservoir rocks in geologic carbon storage conditions	Exposición a salmuera saturada en CO ₂ , Tª 85 °C Inyección de CO ₂ natural y antrópico Prof. 2.591-3.124 m; Inyección en la Planta Daniel a una profundidad de 2.621m	6 meses	La permeabilidad permeabilidad efectiva posterior a la exposición es un 17 % menor. La porosidad final de 24.8 % (disminuye un 6.4 %), lo que muestra una alteración de las características de los poros. Las concentraciones de Al, Fe, Mg, Na y Si aumentan. Aumenta la compresibilidad de la arenisca.	La exposición a CO ₂ -salmuera altera las características de los poros; se produce una disminución de la permeabilidad. La disminución de la permeabilidad y porosidad son resultado de la precipitación mineral que ocurre en los poros de la muestra, con un efecto neto de restricción del flujo. También puede haber ocurrido precipitación mineral dentro de las gargantas de los poros en el medio poroso, contribuyendo así a la disminución neta de la permeabilidad. Cambios en la química de la solución sugirió que la salmuera acidificada con CO ₂ disolvió algunos de los minerales distintos del cuarzo. La precipitación de minerales secundarios es posiblemente el principal contribuyente a una disminución en la permeabilidad aparente.

Continúa en página siguiente

Fuente	Ensayos con CO ₂	Tiempo de exposición	Resultados	Conclusiones
Fines migration during supercritical CO₂ injection in sandstone	Inyección de salmuera al 1 % de NaCl; Inyección de salmuera saturada de CO ₂ y finalmente inyección de scCO ₂ en muestra saturada de salmuera T ^a 52 °C, 14MPa Prof. Confinamiento. Medición de concentración de partículas en muestras de agua tomadas en cada etapa	22 días	El bloqueo de poros es causado por arcilla, cuarzo y cemento. Química del agua obtenida tras los ensayos: aumento de iones de Ca, Mg, Si, Mn en la fase de salmuera saturada con CO₂, ausentes en la primera fase de inyección de salmuera, se mantienen en la fase de inyección de scCO₂. Las etapas de salmuera con NaCl y salmuera - CO₂ produjeron una cantidad similar de finos; la concentración de finos aumento en la etapa de salmuera-scCO₂. Los finos producidos incluyen partículas de cuarzo y arcillas, con partículas de cemento o siderita adheridas. Las partículas producidas en la fase de inyección de salmuera-scCO₂ fueron en promedio más pequeñas que en la fase de inyección salmuera-CO₂. En la cara se salida de la muestra, el 54 % de los poros no cambiaron de tamaño, el 5 % se agrandaron y el 41 % se taparon. En la cara de inyección, el 57 % no mostró cambios y el 43 % mostró agrandamiento de los poros debido a la disolución o al desprendimiento de finos. Densidad antes del experimento 2.12 g/cm³ y después del experimento 2.08 g/cm³. Después de la inyección de scCO₂ se midió una reducción de la permeabilidad de un 85 %.	La inyección de salmuera saturada de CO₂ produce un pH bajo y provoca la disolución del mineral de cemento, lo que resulta en la generación de finos, por desprendimiento de partículas de arcilla y cuarzo, algunas de las cuales bloquearon el espacio poroso cerca del extremo de producción del núcleo y, por lo tanto, redujeron la permeabilidad. La presencia de iones en el agua demuestra actividad química en el proceso. Por disolución de dolomita se produce Ca y Mg; por disolución de minerales de arcilla (ej. moscovita) se produce Si (no se asocia con la alteración de cuarzo por la corta duración del ensayo), así como Mn, Mg entre otros. La permeabilidad observada aumentó durante la inyección de salmuera saturada de CO₂, debido a la disolución y la apertura de los poros cerca del extremo de inyección del núcleo. En el extremo de salida se produce bloqueo de muchos poros, debido al atrapamiento simultáneo de finos y la precipitación de cemento. La densidad aparente inicial de la muestra decrece notablemente, lo que se asocia al proceso de migración de partículas. La permeabilidad medida después de la inyección de scCO₂ saturado con salmuera podría no representar la permeabilidad de la muestra.
Influence of CO₂ injection on the poromechanical response of Berea sandstone	Inyección de CO ₂ fluido T ^a 22 °C, Prof. Confinamiento 7MPa. UCS Triaxial con drenaje y sin drenaje (en el campo elástico)		El volumen total inyectado de CO₂ líquido superó el volumen de poros de la roca. Al finalizar el ensayo, la saturación de CO₂ se estimó entre 0.60 y 0.75. La arenisca tratada con CO₂ muestra un contenido algo mayor de cuarzo, mientras que las cantidades de feldespato potásico y albita tienden a reducirse ligeramente en relación con la muestra original. Tras la inyección del CO₂ se produce una reducción del tamaño de los granos; aumento de la porosidad y un aumento más notable de la permeabilidad intrínseca. Los resultados indican una ligera disminución en el módulo elástico en las muestras tratadas en comparación con el estado original. El tratamiento con CO₂ tiene un efecto más pronunciado sobre la reducción de E (de 13.4 a 11.8GPa) y el aumento de ν (de 0.20-0.26 a 0.23-0.30). Las constantes elásticas medidas durante la etapa de descarga fueron entre 1 y 2 % mayores que las medidas en carga. Resistencias uniaxiales de 29 y 39MPa (muestra original); 22 y 30.7MPa en la muestra tratada con CO₂. Se observó un cambio notable en el coeficiente B de Skempton; el valor de B medido es de 0.89 para arenisca original y 0.75 para la muestra tratada con CO₂. El efecto de 22 días de inyección de CO₂ líquido sólo influye moderadamente (2 %-12 %) en el comportamiento mecánico de la roca. El comportamiento poroviscoelástico de la arenisca de Berea se ve notablemente afectado por el tratamiento con CO₂.	La reducción del tamaño de grano durante la saturación de CO₂ se comprende poco. Se observan zonas de caolinita localmente desintegrada que llena los poros en las muestras tratadas con CO₂. Se interpreta el aumento de la porosidad y permeabilidad en la muestra tratada con CO₂ como consecuencia de la disolución de carbonatos. No proporciona ninguna influencia significativa sobre las propiedades constitutivas elásticas lineales de la arenisca (Módulo de Young y relación de Poisson). Respecto al efecto de la inyección de CO₂ no se puede sacar una conclusión inequívoca del efecto sobre la resistencia uniaxial. La disminución del valor B para las muestras tratadas con CO₂ puede ser explicado por la disminución del módulo volumétrico no drenado (o índice de Poisson) o el aumento del módulo volumétrico drenado. La muestra tratada con CO₂ es más propensa a deformarse en función del tiempo en comparación con la muestra original. El aumento de la acidez del fluido con la inyección de CO₂ activa procesos de agrietamiento lo que también contribuyó significativamente a procesos de deformación sólida dependientes del tiempo. La inyección de CO₂ no parece afectar negativamente la capacidad de la roca para resistir la fractura debido a las cargas aplicadas. Se necesitan más ensayos triaxiales para poder sacar conclusiones confiables.

Continúa en página siguiente

Fuente	Ensayos con CO ₂	Tiempo de exposición	Resultados	Conclusiones
CO₂ sequestration in sandstone reservoirs: How does reactive flow alter trapping mechanisms?	Exposición a scCO ₂ y CO ₂ húmedo (ácido carbónico). T° 60 °C; P confinamiento 20 MPa; Ensayo estático (sin flujo)	90 días	La permeabilidad disminuyó en las primeras etapas de las mediciones en las muestras expuestas al CO ₂ . La porosidad de las muestras aumentó ligeramente después del tratamiento con CO ₂ . Se observó un cambio en la humectabilidad de la superficie para todas las muestras. La calcita se disolvió y precipitó en la estructura de los poros (en la superficie de los granos). No se observa cierre de poros por precipitación mineral.	La disminución de permeabilidad en las primeras etapas probablemente se debió a que los finos móviles quedaron atrapados en la estructura de los poros, pero se eliminaron a medida que aumentaba el caudal. La porosidad aumentó en las muestras debido a la disolución de minerales (calcita y arcilla) y no hubo signos de cierre de conductos de poro debido a la precipitación de minerales. Se descubrió que la humectabilidad de la superficie puede desplazarse hacia un sistema húmedo de CO₂, probablemente debido a la precipitación de calcita y la disolución de la arcilla o la reducción de la hidrofiliidad del cuarzo, lo que lleva a una disminución en la presión de entrada capilar. La exposición al CO₂ reduce la presión de entrada capilar probablemente debido a la disolución de minerales (calcita y arcillas) y un aumento en la garganta/porosidad de los poros. Se sabe que la presión capilar también depende de la mojabilidad de la superficie, y este podría ser el otro mecanismo detrás de la disminución de la presión capilar observada en este estudio. Los modelos estándar de presión capilar no se pueden aplicar fácilmente a sitios geológicos que se ocupan del almacenamiento de CO₂ sin considerar la alteración de la humectabilidad a largo plazo. Aunque no hubo evidencia de un cierre importante de los poros con la precipitación de calcita, esta puede causar una alteración de la humectabilidad, dada la naturaleza hidrofóbica de los carbonatos. Parece que la alteración de la humectabilidad podría atribuirse a la disolución de las arcillas, precipitación de calcita y reducción de la hidrofiliidad del cuarzo. Se cree que el CO₂ puede causar un cambio irreversible en la humectabilidad de la superficie de las rocas, pero las razones detrás de este cambio no se comprenden completamente.

minerales de reacción más lenta como es el caso del cuarzo (Raza *et al.*, 2016). Otros autores, informan corrosión y cambios en los bordes de los granos de cuarzo en un corto período de tiempo (semanas), por interacción con CO₂ supercrítico (Marbler *et al.*, 2012).

Como análisis general de las investigaciones revisadas, se pueden obtener las siguientes ideas generales:

1. Es importante realizar un análisis de integridad del estrato de areniscas escogido como almacén de CO₂, a partir del estudio de las reacciones químicas y los efectos geomecánicos derivados de la exposición a dióxido de carbono.
2. En los análisis se busca conocer y entender en qué casos las reacciones químicas, que tienen lugar en la roca, generan un efecto sobre las propiedades geomecánicas y la magnitud de ese efecto en cada caso. Si bien las reacciones químicas son dependientes del tiempo, se aprecian cambios notables en períodos de exposición a CO₂ de días.
3. Son varias las diferencias que se observan en los procesos que se desarrollan cuando se inyecta salmuera-CO₂ o salmuera-scCO₂, por lo que, en cada caso, debe decidirse cuál es la mejor opción.
4. Gran parte de las investigaciones incluyen como parte de sus conclusiones la necesidad de realizar más ensayos de investigación para comprender los

cambios que originan los procesos geoquímicos – geomecánicos acoplados en la roca.

4. CONCLUSIONES

En este estudio, se abordó la problemática del cambio climático desde la perspectiva de presentar el almacenamiento geológico de dióxido de carbono como una alternativa viable para la reducción de la presencia de este gas a la atmósfera. De esta manera, se propiciaría el equilibrio en el balance energético del efecto invernadero, contribuyendo al control del ascenso de la temperatura a nivel global.

De los tipos de formaciones almacén en investigación, por su desarrollo más avanzado en infraestructura y conocimiento del medio geológico, los yacimientos de petróleo y gas agotados se presentan como la opción más factible, a corto - mediano plazo, para implementar en la práctica esta técnica. Existe la posibilidad de inyectar CO₂ en estado supercrítico en este tipo de yacimientos, dado que presentan las condiciones de presión y temperatura requeridas para ello. El tipo de mecanismo de atrapamiento que se desarrolle dependerá de distintos factores, entre ellos, las condiciones mineralógicas de la roca almacén.

Es de vital importancia conocer las propiedades inherentes de la formación geológica, al momento de considerar si la misma es apta como almacén de CO₂ o no. Las areniscas, por sus condiciones de porosidad, permeabilidad

y composición mineral, representan la tipología de rocas más favorable para ser utilizadas como roca almacén.

Las líneas de investigación actuales se encaminan hacia la realización de ensayos de laboratorio, para intentar obtener patrones de comportamiento o herramientas que permitan anticipar el potencial de un reservorio de CO₂, establecer límites o valores de referencia que permitan evaluar la aptitud de un reservorio. Estos datos permiten, además, alimentar a los modelos geológicos, consiguiendo un mejor ajuste de los resultados para predicciones de eficacia y estabilidad a largo plazo, y planes de monitoreo para los almacenes *in situ*. Esta información es crucial para la evaluación de posibles fugas que comprometan la seguridad del reservorio.

En este trabajo, se muestran las amplias diferencias en la forma en la que se estudia el comportamiento de las areniscas, en ambientes ricos en CO₂, que se realizan en la actualidad. El objetivo de comprender la interacción entre la arenisca y el CO₂, es poder analizar la seguridad de almacenar CO₂ en esa formación a largo plazo, así como la eficacia de su proceso de atrapamiento.

Procesos geoquímicos y geomecánicos se desarrollan de manera acoplada. Cambios en la porosidad y permeabilidad afectan a la capacidad de almacenamiento y al flujo de inyección, respectivamente. Las propiedades mecánicas y de comportamiento elástico de la roca son importantes, ya que determinan si puede fallar el material al realizar inyección de gas, por reducción excesiva en la resistencia de la roca, y producir en consecuencia el colapso del almacén.

Se ha realizado un análisis a partir de la bibliografía científica disponible, lo más representativo posible, de los cambios principales que se producen en las areniscas al inyectar CO₂. Los resultados, en general, demuestran que estas rocas son una buena alternativa para llevar a cabo el almacenamiento subterráneo de CO₂.

5. AGRADECIMIENTOS

Gracias a Cecilia Laskowski por sus aportes y apoyo, fundamentales para desarrollar este trabajo.

6. REFERENCIAS

Aarnes, J.E., Selmer-Olsen, S., Carpenter, M.E., y Flach, T.A. (2009). Towards guidelines for selection, characterization and qualification of sites and projects for geological storage of CO₂. *Energy Procedia*, 1(1): pp. 1735-1742. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2009.01.227>

Arenillas, A., Eguilior, S., Canteli, P., García, J., Hurtado, A., Mediato, J.F., Nita, R., Recreo, F., y Rovira, M.J. (2018). El almacenamiento de CO₂: mitigación del cambio climático. *Plataforma tecnológica española del CO₂ (pteco₂)* (1ª ed.). <https://www.researchgate.net/publication/337840824>

Bachu, S. (1999). Sequestration of CO₂ in geological media: criteria and approach for site selection in response to climate change. *Energy Conversion and Management*, 41(9): pp. 953-970. [https://doi.org/10.1016/S0196-8904\(99\)00149-1](https://doi.org/10.1016/S0196-8904(99)00149-1)

Bradshaw, J., Bachu, S., Bonijoly, D., Burruss, R., Holloway, S., Christensen, N.P., y Mathiassen, O.M. (2007). CO₂ storage capacity estimation: Issues and development of standards. *International Journal of Greenhouse Gas Control*, 1(1): pp. 62-68. [https://doi.org/10.1016/S1750-5836\(07\)00027-8](https://doi.org/10.1016/S1750-5836(07)00027-8)

Campos, R., Barrios, I., y Lillo, J. (2015). Experimental CO₂ injection: Study of physical changes in sandstone porous media using Hg porosimetry and 3D pore network models. *Energy Reports*, Vol. 1, pp. 71-79. <http://dx.doi.org/10.1016/j.egypro.2015.01.004>

CCP4 Policies and Incentives Working Group (2016). *Best Practice in Transitioning from CO₂ EOR to CO₂ Storage*. Report for CCP4 Policies and Incentives Working Group. http://www.co2captureproject.org/reports/CCP4_Transitioning_EOR_to_CCS_Report.pdf

Christopoulou, M.A., Koutsovitis, P., Kostoglou, N., Paraskevopoulou, C., Sideridis, A., Petrounias, P., Rogkala, A., Stock, S., y Koukoulas, N. (2022). Evaluation of the CO₂ Storage Capacity in Sandstone Formations from the Southeast Mesohellenic trough (Greece). *Energies*, 15(10), 3491. <https://doi.org/10.3390/en15103491>

CO2CRC (2021). Annual Report 2020/21. <https://co2crc.com.au/resources/reports/>

CO2CRC (2022). Annual Report 2021/2022. <https://co2crc.com.au/resources/reports/>

Consejo Europeo. Objetivo 55. <https://www.consilium.europa.eu/es/policies/green-deal/fit-for-55-the-eu-plan-for-a-green-transition/#:~:text=La%20expresi%C3%B3n%20%C2%ABObjetivo%2055%C2%BB%20remite,UE%20al%20objetivo%20de%202030>

Energy News EN. Los objetivos de neutralidad no se alcanzarán sin la captura, el uso y el almacenamiento de carbono (CCUS). <https://www.energynews.es/ccus-y-objetivos-de-neutralidad/>

Gholami, R., y Raza, A. (2022). CO₂ sequestration in sandstone reservoirs: How does reactive flow alter trapping mechanisms? *Fuel*, Vol. 324, Part C, 124781. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2022.124781>

Global CCS Institute (2022). Global status of CCS 2022. <https://status22.globalccsinstitute.com/2022-status-report/introduction/>

Hawkes, C.D., McLellan, P.J., y Bachu, S. (2005). Geomechanical factors affecting geological storage of CO₂ in depleted oil and gas reservoirs. *J Can Pet Technol*, 44 (10), Paper Number: PETSOC-05-10-05. <http://dx.doi.org/10.2118/05-10-05>

Herrera, J. (2020). Ingeniería de la perforación de pozos de petróleo y gas. Volumen 1: *Origen y características de los hidrocarburos* (2ª ed.). Universidad Politécnica de Madrid. E.T.S. de Ingenieros de Minas y Energía. Laboratorio de Innovación en Tecnologías Mineras. https://oa.upm.es/62714/1/INGENIERIA_POZOS_PETROLEO_Y_GAS_Vol-1_LM1B-5T1R0-20200323.pdf

Iglauer, S., Sarmadivaleh, M., Al-Yaseri, A., y Lebedev, M. (2014). Permeability evolution in sandstone due to injection of CO₂-saturated brine or supercritical CO₂ at reservoir conditions. *Energy Procedia*, 63, pp. 3051-3059. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2014.11.328>

IPCC (2005). *IPCC Special Report on Carbon Dioxide Capture and Storage*. Group III of the Intergovernmental Panel on Climate Change [Metz, B., Davidson, O., Coninck, H. de., Loos, M., y Meyer, L. (eds.)]. Cambridge, UK, y New York, NY: Cambridge University Press. https://archive.ipcc.ch/pdf/special-reports/srrcs/srrcs_wholereport.pdf

IPCC (2006). *2006 IPCC Guidelines for National Greenhouse Gas Inventories*. National Greenhouse Gas Inventories Programme, Eggleston, H.S., Buendia, L., Miwa K., Ngara, T., y Tanabe, K. (eds.). Vol. 2: Energía, Capítulo 5: Transporte, inyección y alma-

cenamiento geológico de dióxido de carbono. Japón: IGES. <https://www.ipcc-nggip.iges.or.jp/public/2006gl/spanish/vol2.html>

IPCC (2014). *Climate Change 2014: Mitigation of Climate Change*. Working Group III to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change [Edenhofer, O., Pichs-Madruga, R., Sokona, Y., Farahani, E., Kadner, S., Seyboth, K., Adler, A., Baum, I., Brunner, S., Eickemeier, P., Kriemann, B., Savolainen, J., Schlömer, S., von Stechow, C., Zwickel, T., y Minx, J.C. (eds.)]. Cambridge y New York: Cambridge University Press. https://www.ipcc.ch/site/assets/uploads/2018/02/ipcc_wg3_ar5_frontmatter.pdf

Lamy-Chappuis, B., Angus, D., Fisher, Q., Grattoni, C., y Yardley, B.W.D. (2013). Rapid porosity and permeability changes of calcareous sandstone due to CO₂-enriched brine injection. *Geophysical Research Letters*, 41(2): pp. 399–406. <https://doi.org/10.1002/2013GL058534>

Ley 40/2010, de 29 de diciembre, de almacenamiento geológico de dióxido de carbono. Artículo 19 (BOE núm. 317, de 30 de diciembre de 2010, Sec. I. Pág.108419) (España).

Marbler, H., Erickson, K.P., Schmidt, M., Lempp, C., Pöhlmann, H. (2012). Geomechanical and geochemical effects on sandstones caused by the reaction with supercritical CO₂: an experimental approach to in situ conditions in deep geological reservoirs. *Environmental Earth Sciences*, 69, pp. 1981–1998. <https://doi.org/10.1007/s12665-012-2033-0>

McKinsey & Company (2023). The world needs to capture, use, and store gigatons of CO₂: Where and how? *McKinsey Oil & Gas Practice*. <https://www.mckinsey.com/industries/oil-and-gas/our-insights/the-world-needs-to-capture-use-and-store-gigatons-of-co2-where-and-how>

Ministerio para la Transición Ecológica y el Reto Demográfico (2023). La Unión Europea lucha contra el cambio climático. <https://www.miteco.gob.es/es/cambio-climatico/temas/el-proceso-internacional-de-lucha-contra-el-cambio-climatico/la-union-europea.html>

Othman, F., Yu, M., Kamali, F., y Hussain, F. (2018). Fines migration during supercritical CO₂ injection in sandstone. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 56, pp. 344–357. <https://doi.org/10.1016/j.jngse.2018.06.001>

Pearce, J.M., Holloway, S., Wacker, H., Nelis, M.K., Rochelle, C., y Bateman, K. (1996). Natural occurrences as analogues for the geological disposal of carbon dioxide. *Energy Conversion and Management*, 37(6–8): pp. 1123–1128. [https://doi.org/10.1016/0196-8904\(95\)00309-6](https://doi.org/10.1016/0196-8904(95)00309-6)

Pérez-Estaún, A., Gómez, M., y Carrera, J. (2009). El almacenamiento geológico del CO₂, una de las soluciones al efecto invernadero. *Enseñanza de las Ciencias de la Tierra*, 17(2): pp. 179–189. www.researchgate.net

Pontes, T., Peyerl, D., y Moretto, E. (2021). A Framework Approach for Risk Assessment and Management of CO₂ Geological Storage. *International Journal of Advanced Engineering Research and Science*, 8(2). <https://dx.doi.org/10.22161/ijaers.82.24>

Rathnaweera, T.D., Ranjith, P.G., Perera, M.S.A., Haque, A., Lashin, A., Al Arifi, N., Chandrasekhar, D., Yang, S.Q., Xu, T., Wang, S.H., y Yasar, E. (2015). CO₂-induced mechanical behaviour of Hawkesbury sandstone in the Gosford basin: An experimental study. *Materials Science & Engineering*, Vol. 641, pp. 123–137. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2015.05.029>

Raza, A., Gholami, R., Sarma, D., Tarom, N., Rezaee, R., Bing, C.H., Nagarajan, R., Hamid, M.A., y Elochukwu, H. (2016). Integrity analysis of CO₂ storage sites concerning geochemical - geomechanical interactions in saline aquifers. *Journal*

of Natural Gas Science and Engineering, 36, pp. 224–240. <https://doi.org/10.1016/j.jngse.2016.10.016>

Ruiz, C. et al. (2008). Almacenamiento geológico de CO₂: Criterios de selección de emplazamientos. Comunicación técnica. *Congreso Nacional del Medio Ambiente CONAMA9, Cumbre del desarrollo sostenible. Diciembre de 2008*. http://www.conama9.conama.org/conama9/download/files/CTs/2721_CRuiz.pdf

Ruiz, C., Recreo, F., Prado, P., Campos, R., Pelayo, M., De la Losa, A., Hurtado, A., Lomba, L., Pérez del Villar, L., Martínez, R., Ortiz, G., y Sastre, J. (2006). *Almacenamiento geológico de CO₂. Criterios de selección de emplazamientos*. Informes geotécnicos del CIEMAT, 1085.

SCCS (2024). Centro de Investigación Cooperativa para Tecnologías de Gases de Efecto Invernadero. <http://sccs.org.uk/resources/global-ccs-map>

Soong, Y., Crandall, D., Howard, B.H., Haljasmaa, I., Dalton, L.E., Zhang, L., Ronghong Lin, R., Dilmore, R.M., Zhang, W., Shi, F., y McLendon, T.R. (2018). Permeability and Mineral Composition Evolution of Primary Seal and Reservoir Rocks in Geologic Carbon Storage Conditions. *Environmental Engineering Science*, 35(5): pp. 391–400. <https://doi.org/10.1089/ees.2017.0197>

Tarback, E.J., Lutgens, F.K., y Tasa, D. (2005). *Ciencias de la tierra. Una introducción a la geología física* (8ª ed.). Madrid: Editorial Pearson Educación.

Tarokh, A., Makhnenko, R.Y., Kim, K., Zhu, X., Popovics, S.J., Segvic, B., y Sweet, D.E. (2020). Influence of CO₂ injection on the poromechanical response of Berea sandstone. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, Vol. 95, 102959. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1750583619301641>

Tokarska, K.B., Stolpe, M.B., Sippel, S., Fischer, E.M., Smith, C.J., Lehner, F., y Knutti, R. (2020). Past warming trend constrains future warming in CMIP6 models. *Science Advances*, 6, eaaz9549. <https://doi.org/10.1126/sciadv.aaz9549>

Total Exploration & Production (2013). *Carbon Capture and Storage. The Lacq pilot - Project and injection period 2006–2013*. Gapillou, C., Pourtoy, D., Thibaud, S., Girard, J-P., Gaucher, E., Lescanne, M., Mouronval, G., y Hy-Billiot, J. Chapter 3: Geological characterization and modelling.

Universidad de Alicante UA. Clasificación de areniscas. <https://web.ua.es/es/e-pesedu/siliciclasticas/clasificacion-de-areniscas.html>

Van der Meer, B. (2005). Carbon dioxide storage in natural gas reservoirs. *Oil & Gas Science and Technology – Rev. IFP*, 60(3): pp. 527–536. https://ogst.ifpenergiesnouvelles.fr/articles/ogst/pdf/2005/03/vandenmeer_vol60n3.pdf

Zhang, L., Wang, Y., Miao, X., Gan, M., y Li, X. (2019). Geochemistry in geologic CO₂ utilization and storage: A brief review. *Advances in Geo-Energy Research*, 3(3): pp. 304–313. 10.26804/ager.2019.03.08

Sostenibilidad y Resiliencia frente al Cambio Climático

Líneas de Actividad

Formación y Transferencia
de Conocimiento

Protección del Medio
Acuático

Caracterización del Ciclo
Hidrológico con Isótopos
Ambientales

Fragmentación de
Hábitats

Mitigación y Adaptación al
Cambio Climático

Calidad del Aire

Restauración de
Ecosistemas con
Soluciones Basadas en la
Naturaleza

.....

Fields of Activity

*Training and Knowledge
Transfer*

*Protection of the Aquatic
Environment*

*Characterization of the
Hydrological Cycle with
Environmental Isotopes*

Fragmentation of Habitats

*Climate Change Mitigation
and Adaptation*

Air Quality

*Ecosystem Restoration
with Nature-Based
Solutions*

Más información en
<http://www.cedex.es>

CEDEX

Centro de Estudios y Experimentación
de Obras Públicas



Curvas momento-curvatura de secciones de hormigón confinadas por estribos rectangulares

Moment-Curvature Curves of Concrete Sections Confined by Rectangular Stirrups

Juan José Hernández Santana^{1*}

Resumen

El diseño sísmo resistente de edificaciones plantea la necesidad de lograr una alta ductilidad de las estructuras y por tanto de las secciones de sus elementos componentes. Este no es un problema en las vigas para las que las normativas modernas obligan a diseñar secciones con una ductilidad que como regla satisface estos requerimientos, sin embargo, en columnas controladas por la compresión solo se logran secciones dúctiles si se confina el hormigón con armaduras transversales densas. En este artículo se aborda el confinamiento provocado por estribos rectangulares.

Las curvas momento-curvatura en secciones a flexión compuesta son una herramienta imprescindible para evaluar el comportamiento de una sección, para medir la capacidad portante y la ductilidad de la sección bajo diversos estadios de carga. Tomando en cuenta esta importancia, el objetivo principal de este trabajo consistió en desarrollar una metodología para la obtención de curvas momento-curvatura en vigas y columnas con hormigón confinado.

Esta metodología consta de varios pasos que fue necesario implementar:

- Calcular el grado de confinamiento provocado en la sección por el refuerzo transversal por estribos rectangulares.
- La obtención de los coeficientes del diagrama rectangular equivalente para los modelos de Mander y de Kent y Park modificado.
- La aplicación de estos resultados en la construcción de curvas de comportamiento de secciones confinadas a flexión compuesta.

En cada caso estos procedimientos se acompañan con valoraciones sobre la influencia de diversos factores en el comportamiento del tipo de secciones estudiadas, conclusiones útiles en la orientación para el proyecto estructural.

Palabras clave: hormigón confinado, diagramas tensión-deformación, curvas momento-curvatura, Mander, estribos rectangulares.

Abstract

The earthquake-resistant design of buildings raises the need to achieve high ductility of the structures and, therefore, of the cross-sections of their component elements. This is not a problem in beams for which modern regulations require the design of sections with a ductility that as a rule satisfies these requirements; however, in columns controlled by compression, ductile sections are only achieved if the concrete is confined with transverse reinforcement. dense. This article addresses the confinement caused by rectangular stirrups.

Moment-curvature curves in sections in compound bending are an essential tool to evaluate the behavior of a section, to measure the bearing capacity and ductility of the section under various load stages. Taking this importance into account, the main objective of this work was to develop a methodology for obtaining moment-curvature curves in beams and columns with confined concrete.

This methodology consists of several steps to be implemented:

- *Calculate the degree of confinement caused in the section by the transverse reinforcement by rectangular stirrups.*
- *Obtaining the coefficients of the equivalent rectangular diagram for the Mander, and modified Kent and Park models.*
- *The application of these results in the construction of behavior curves of sections confined to compound bending.*

In each case these procedures are accompanied by assessments of the influence of various factors on the behavior of the type of sections studied, useful conclusions in guiding the structural project.

Keywords: Confined concrete, stress-strain relationship, moment-curvature curves, Mander, rectangular stirrups.

1. INTRODUCCIÓN

El confinamiento en el hormigón se produce esencialmente debido a la presencia del refuerzo transversal, provocando la aparición de tensiones de compresión en la dirección transversal a la aplicación de las cargas. Este

* E-mail: jjhernandez@uclv.edu.cu

¹ Ingeniero Civil. Doctor en Ciencias Técnicas y profesor titular. Departamento de Ingeniería Civil, Facultad de Construcciones, Universidad Central "Marta Abreu" de Las Villas, Santa Clara, Cuba.

confinamiento lo originan dos tipos diferentes de refuerzo transversal: los cercos o estribos y las espiras o hélices. En el presente trabajo se tratará el confinamiento producido por los primeros. Este confinamiento del núcleo de hormigón debido a pequeños espaciamientos de los cercos produce cambios importantes en las curvas tensión-deformación del hormigón al aumentar su resistencia y, sobre todo, incrementar notablemente su ductilidad. En resumen, como el confinamiento mejora la capacidad resistente, pero sobre todo incrementa la ductilidad, es un efecto muy beneficioso, especialmente en zonas sísmicas lo que justifica plenamente su estudio e implementación práctica.

La metodología para crear curvas momento-curvatura en secciones de vigas y columnas como instrumento para evaluar el comportamiento de estas secciones, objetivo de este trabajo, contiene los siguientes procedimientos que constituyen el contenido de sus epígrafes.

1. Calcular las tensiones de confinamiento provocadas en la sección por estribos rectangulares.
2. Analizar los modelos de Kent y Park modificado y de Mander, para evaluar las curvas esfuerzo deformación del hormigón confinado.
3. Obtención de los coeficientes del diagrama rectangular equivalente para dichos modelos.
4. Desarrollar las ecuaciones generales para secciones confinadas en vigas y columnas para la construcción de curvas de comportamiento, momento-curvatura, a flexión compuesta.

2. TENSIONES DE CONFINAMIENTO POR ESTRIBO RECTANGULARES

Aunque el confinamiento más efectivo lo suministra el refuerzo transversal en forma de espirales son los estribos rectangulares los más empleados en la construcción. La menor efectividad de estos se debe a que sólo pueden aplicar reacciones de confinamiento suficientemente efectivas en las esquinas y en sus cercanías debido a que

la presión del hormigón contra los lados de los estribos tiende a flexionar a éstos hacia fuera, tal cual se muestra por las líneas discontinuas en la figura 1. El confinamiento suministrado por este tipo de estribos puede mejorarse en forma significativa a través del uso de otros estribos que se solapan y con otras formas poligonales o bien con estribos suplementarios abiertos, los que resultan en varias ramas de estribos que cruzan la sección transversal. El efecto del pandeo de los estribos debe controlarse y esta es una de las causas por la cual es recomendable que las barras longitudinales verticales tengan una separación máxima o exista un mínimo de barras por cara de la columna. Cuando estas barras están bien distribuidas en la periferia de la columna y sus movimientos laterales son restringidos en forma efectiva por la armadura transversal, se materializa el confinamiento en altura (Park y Paulay, 1979; Mander *et al.*, 1988).

Entonces, el área de hormigón confinado se reduce, como se muestra en la figura 1, ya que al área comprendida entre las barras longitudinales se le resta el área de hormigón no confinado entre los estribos, dada por las parábolas indicadas en líneas punteadas en la figura 1 y que responden a la expresión (Mander *et al.*, 1988; Filaj *et al.*, 2016):

$$A_i = \sum_{i=1}^n \frac{w_i'^2}{6} \quad [1]$$

Si se le incorpora la ineffectividad añadida en el plano vertical, el área efectiva será:

$$A_e = \left(b_c d_c - \sum_{i=1}^n \frac{w_i'^2}{6} \right) \left(1 - \frac{s'}{2b_c} \right) \left(1 - \frac{s'}{2d_c} \right) \quad [2]$$

Las distancias d_c y b_c se miden entre los centros de los estribos, como se indica en la figura 1. Siempre $b_c > d_c$. Y w' es la separación de las barras longitudinales.

Entonces, el coeficiente de efectividad se calcula por:

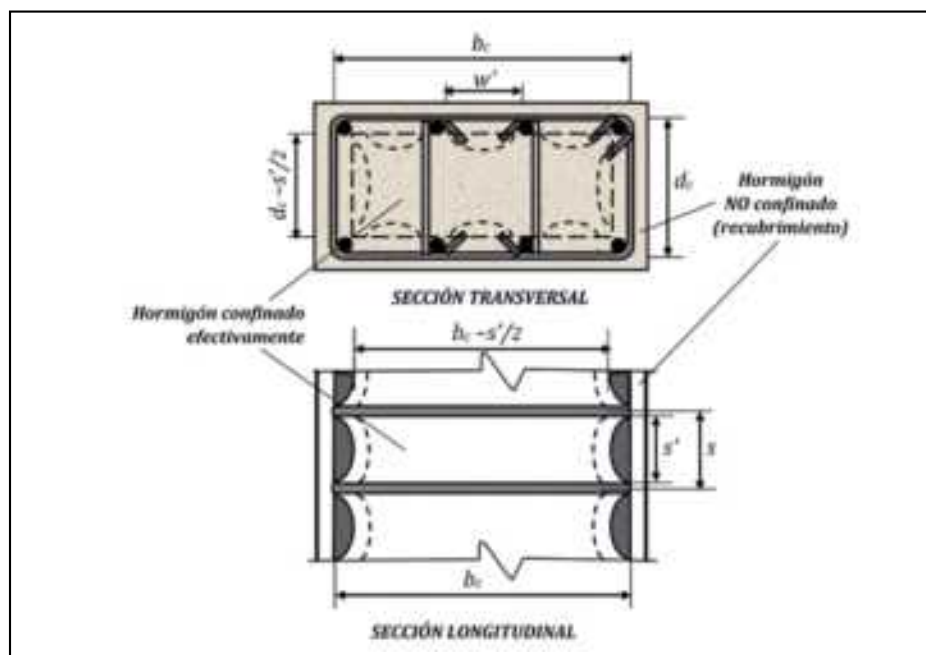


Figura 1. Confinamiento efectivo del hormigón por estribos rectangulares (Mander *et al.*, 1988).

$$k_e = \frac{\left(1 - \sum_{i=1}^n \frac{w_i'^2}{6b_c d_c}\right) \left(1 - \frac{s'}{2b_c}\right) \left(1 - \frac{s'}{2d_c}\right)}{1 - \rho_{cc}} \quad [3]$$

Como para secciones rectangulares la cuantía es diferente en los dos ejes, la tensión del refuerzo en cada dirección es diferente y dada por:

$$f_{lx} = \frac{A_{sx}}{s d_c} f_{yt} = \rho_x f_{yt} \quad [4]$$

$$f_{ly} = \frac{A_{sy}}{s b_c} f_{yt} = \rho_y f_{yt} \quad [5]$$

Y, entonces, las tensiones efectivas en cada dirección serán:

$$f'_{ix} = k_e \rho_x f_{yt} \quad \text{tensión mayor} \quad [6]$$

$$f'_{iy} = k_e \rho_y f_{yt} \quad \text{tensión menor} \quad [7]$$

3. LEYES CONSTITUTIVAS PARA EL HORMIGÓN CONFINADO

Desde mediados del pasado siglo varios investigadores comenzaron a estudiar el comportamiento de probetas de hormigón sometidas a diferentes grados de confinamiento. Park y Paulay (1979), al evaluar este fenómeno, reseñan los modelos creados por varios autores, para interpretar las relaciones tensión-deformación para el hormigón confinado, haciendo una valoración crítica de los mismos. Más recientemente, se han continuado los estudios en la búsqueda de modelos que respondan de mejor manera al comportamiento del hormigón confinado bajo diferentes condiciones de carga. Bouafia *et al.* (2014) y Liang *et al.* (2015) analizan los desarrollados en las últimas décadas por diferentes autores, y los primeros proponen un nuevo modelo. Para hormigones de alta resistencia Sharma *et al.* (2005) estudian otros modelos.

Entre todos estos modelos se escogen para el desarrollo de este trabajo los modelos de Mander y de Kent y Park modificado.

Uno de los modelos más difundidos es la modificación desarrollada por Park *et al.* (1982), reseñada por Scott (1980), sobre el original propuesto por Kent y Park en 1971. Este último se representa en la figura 2 si se asume que $K = 1$. El modelo modificado posee una marcada afinidad con la propuesta de Hognestad (1951), si se considera $\varepsilon_0 = 0,002$, e incorporando un coeficiente K que toma en consideración la contribución al confinamiento del hormigón por el refuerzo transversal, y que provoca un incremento de la resistencia máxima del hormigón, además de la deformabilidad de este. En el diagrama se pueden diferenciar tres ramas:

$$K f'_c \left[\frac{2\varepsilon'_c}{K\varepsilon_0} - \left(\frac{\varepsilon'_c}{K\varepsilon_0} \right)^2 \right] \quad \text{para } \varepsilon'_0 \leq K\varepsilon_0 = K \cdot 0,002$$

$$K f'_c [1 - Z(\varepsilon'_c - K\varepsilon_0)] \quad \text{para } K\varepsilon_0 < \varepsilon'_c \leq \varepsilon_{20,c}$$

$$0,2 K f'_c \quad \text{para } \varepsilon'_c > \varepsilon_{20,c}$$

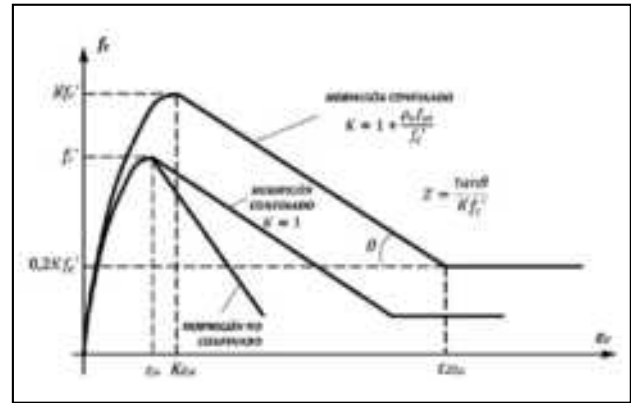


Figura 2. Curva tensión deformación para hormigón confinado (Park *et al.*, 1982; Scott, 1980).

El coeficiente K se calcula por:

$$K = 1 + \frac{\rho_s f_{yt}}{f'_c} \quad [8]$$

Donde ρ_s es la relación entre el volumen del acero de confinamiento y el volumen del núcleo de hormigón confinado. $\rho_s = A_{be} l_{st} / A_{cc} s$. Siendo l_{st} la longitud de los estribos que confinan la sección.

El coeficiente Z , que caracteriza la pendiente de la recta descendente del hormigón confinado, donde h'' es el ancho del núcleo confinado del hormigón, se obtiene por:

$$Z = \frac{0,5}{\frac{3 + 0,29 f'_c}{145 f'_c - 1000} + \frac{3}{4} \rho_v \sqrt{\frac{h''}{s}} - k \varepsilon_0} \quad [9]$$

La figura 3 ilustra el modelo de comportamiento para el hormigón confinado propuesto por Mander, (Mander *et al.*, 1988; Liang *et al.*, 2015; Filaj *et al.*, 2016) aplicable a secciones rectangulares y circulares. La ley contiene una primera rama parabólica que representa el efecto del confinamiento y que es reflejado en el incremento de la resistencia a compresión y la deformación del hormigón. La falla se inicia cuando colapsa el refuerzo transversal y ya no es capaz de confinar al núcleo de hormigón, originándose deformaciones mayores que las admitidas por otros modelos. Esta curva responde a la siguiente ecuación:

$$f_c = \frac{f'_{cc} x \cdot r E}{r - 1 + x^{rE}} \quad [10]$$

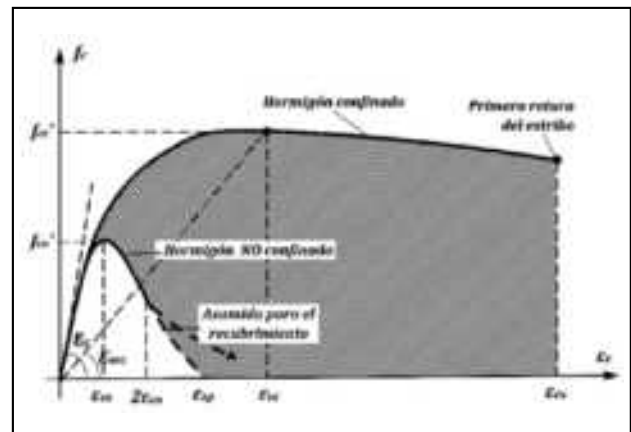


Figura 3. Curva tensión-deformación para hormigón confinado (Mander *et al.*, 1988).

Donde, con el apoyo de la figura 3:

f'_{cc} = máxima tensión a compresión del hormigón confinado

ε_{cc} = deformación unitaria del hormigón asociada a la tensión máxima f'_{cc}

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left[1 + 5 \left(\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} - 1 \right) \right] \quad [11]$$

Donde f'_{co} es la resistencia máxima del hormigón NO confinada y ε_{co} la deformación asociada con ella, como regla 0,002.

$$x = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}} \quad rE = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}} \quad E_c = 5000 \sqrt{f'_{co}} \\ E_{sec} = f'_{co} / \varepsilon_{cc}$$

La resistencia máxima a compresión del hormigón confinado está directamente relacionada con las tensiones efectivas de confinamiento f'_l que se puedan desarrollar al alcanzar la fluencia las barras transversales. Para estribos circulares y espirales se calcula por medio de la expresión:

$$f'_{cc} = f'_{co} \left(-1,254 + 2,254 \sqrt{1 + \frac{7,94 f'_l}{f'_{co}}} - 2 \frac{f'_l}{f'_{co}} \right) \quad [12]$$

En el caso de confinamiento por estribos rectangulares donde las tensiones son diferentes en los dos ejes, Mander *et al.* (1988) proponen el empleo del nomograma de la figura 4 para obtener la relación f'_{cc} / f'_{co} , en función de las tensiones de confinamiento de cada eje.

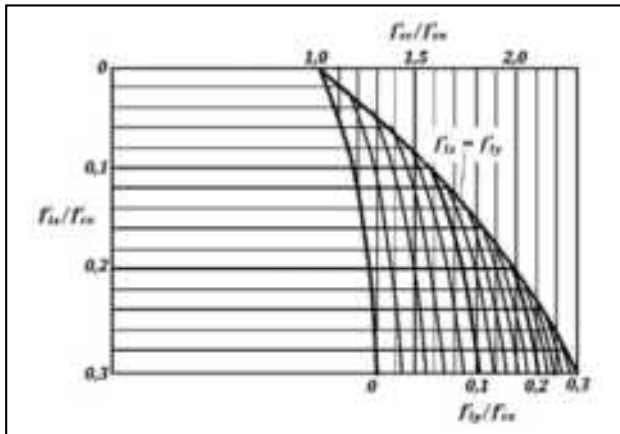


Figura 4. Nomograma para determinar de f'_{cc} para hormigón confinado por estribos rectangulares (Mander *et al.*, 1988).

Mander *et al.* (1988) han comprobado que el agotamiento de la pieza de hormigón confinado se alcanza al fracturarse las barras transversales de confinamiento, cuando estas alcanzan su límite elástico, etapa que puede estimarse al igualar las capacidades de energía de deformación del acero transversal al momento de fractura con el incremento de energía absorbido por el hormigón. El área bajo la curva de la figura 3 representa la energía de deformación en el fallo del hormigón, mostrado con rayado en el gráfico. Mander *et al.* (1988) plantean que la energía de deformación del acero transversal al momento de fractura se iguala a la diferencia entre las áreas bajo las curvas de hormigón confinado y no confinado, más la energía

proporcionada para mantener en fluencia el acero longitudinal comprimido (Mander *et al.*, 1988).

Paulay y Priestley (1992) admiten utilizar la siguiente expresión para hacer una estimación conservadora de la deformación última de compresión del hormigón confinado:

$$\varepsilon_{cu} = 0,004 + \frac{1,4 \rho_s f_{yt} \varepsilon_{sm}}{f'_{cc}} \quad [13]$$

Donde:

ε_{sm} = deformación para la máxima tensión de tracción

ρ_s = relación volumétrica del acero de confinamiento.

Para secciones rectangulares $\rho_s = \rho_x + \rho_y$.

Valores típicos ε_{cu} de están en el rango 0,012 a 0,05, es decir entre 4 a 16 veces los valores tradicionalmente supuestos para el hormigón sin confinar (Filaj *et al.*, 2016).

Como resumen se evalúa la influencia de diferentes factores en el confinamiento de la sección, los que ya fueron enunciados al inicio del epígrafe. Con tal propósito se desarrolla un caso de estudio para una sección base de 40 cm x 60 cm de hormigón de 25 MPa, armada con 10 barras N.º 25, se colocan estribos N.º 13 de 300 MPa espaciados a 10 cm. Las resistencias del hormigón y del acero, así como la denominación de las barras empleadas se corresponden con las normas cubanas, que se detallan en la tabla 1.

Tabla 1. Características de las barras de refuerzo producidas en Cuba (NC 7: 2016)

Nº Designación de las barras	Nº (ACI)	Diámetro (mm)	Área (cm²)
10	3	9.5	0.71
13	4	12.7	1.29
16	5	15.9	1.99
19	6	19.1	2.85
22	7	22.2	3.88
25	8	25.4	5.1
32	10	32.3	8.17
36	11	35.8	10.07

La colocación de las barras y distribución de los cercos se muestra en la figura 10.

En la figura 5 se muestran las curvas tensión deformación confeccionada por el modelo de Mander, donde se valoran los diferentes factores.

- La influencia de la resistencia del hormigón se analiza en la figura 5a. Se confirma que los hormigones de menos resistencia son los más dúctiles, mientras que los más resistentes son más sensibles a incrementar esta con el confinamiento. Sin embargo, este aspecto no se refleja de la misma manera en el aumento de la capacidad portante de la sección.
- Un factor clave en el confinamiento es el espaciamiento de los estribos. En la figura 5b se puede apreciar como la reducción de la separación de los cercos provoca un incremento de la resistencia del hormigón, pero sobre todo de la deformación de rotura, es decir de la ductilidad de las secciones, que es el propósito fundamental del confinamiento.

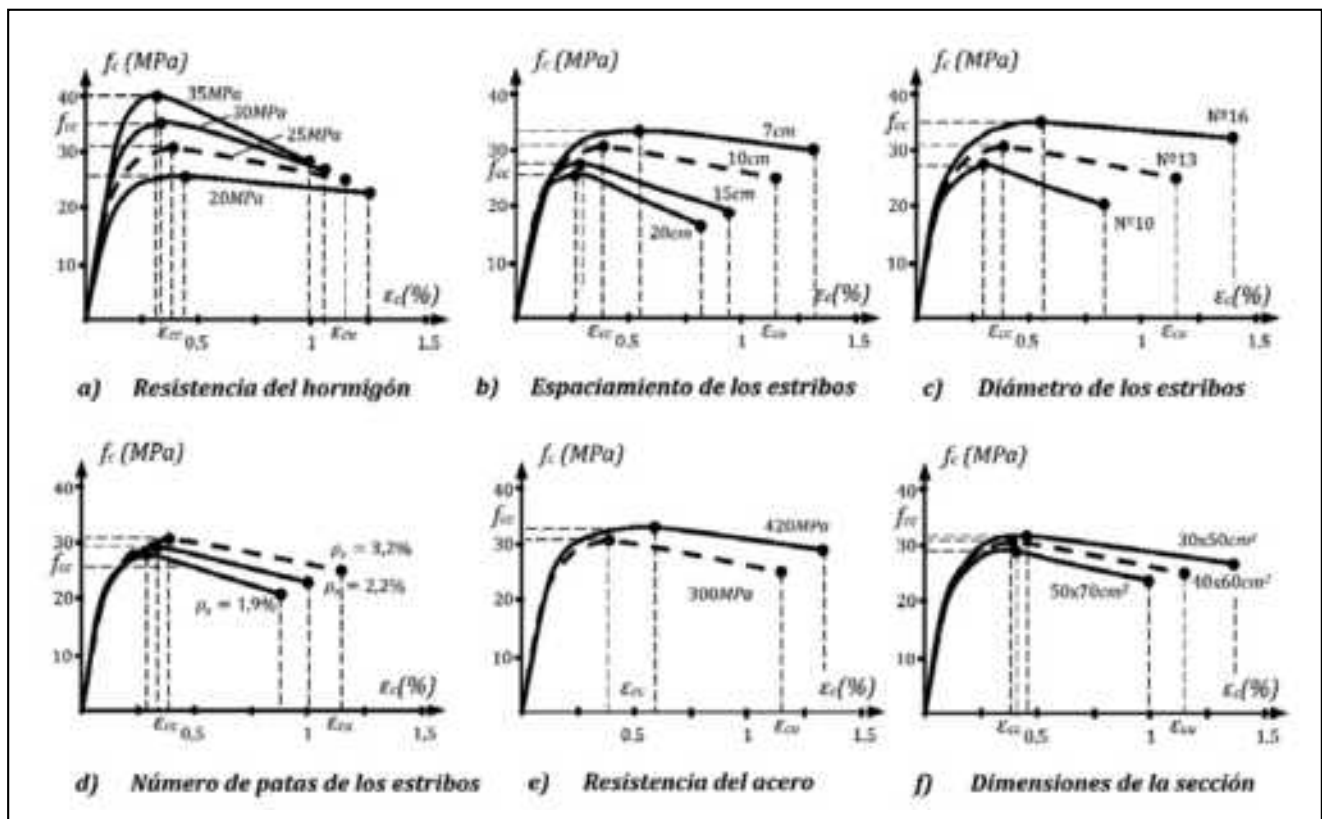


Figura 5. Hormigón confinado por estribos rectangulares. Influencia de factores.

- En la figura 5c se expone cómo el incremento del diámetro de los estribos es fundamental en el aumento del confinamiento del hormigón y en las positivas consecuencias que provoca éste en el comportamiento de la sección.
- Tres variantes de colocación de los cercos se comparan en la figura 5d: la primera curva es la que sirve de patrón en el resto de las comparaciones y se colocan doble estribos en la dimensión mayor y un gancho que una las barras situadas en el ancho menor (figura 10), esto provoca que en el lado mayor los cercos tengan 4 patas y 3 en la menor ($\rho_s = 3,2\%$); en la variante 2 se elimina el gancho en el lado menor y se coloca uno en el mayor, por lo que la sección tendrá 3 patas en el lado mayor y 2 en el menor ($\rho_s = 2,2\%$) y finalmente en la variante 3 se coloca un solo estribo y por tanto tendrá solo 2 patas en cada lado ($\rho_s = 1,9\%$). La forma de colocación de los estribos, medida en el número de patas en cada dirección, es una herramienta efectiva para incrementar el confinamiento y por tanto la ductilidad del hormigón, como se demuestra en la figura.
- Con el incremento de la tensión de fluencia del acero transversal crecen las tensiones de confinamiento y mejora el comportamiento dúctil del hormigón, como se aprecia en la figura 5e.
- Finalmente, en la figura 5f se analiza la influencia de las dimensiones de la sección. Como era de esperar la sección menor favorece un confinamiento más efectivo del acero transversal, manifestándose un mejor comportamiento del hormigón.

Este caso de estudio confirma las conclusiones generales obtenidas por otros autores al evaluar resultados

experimentales y teóricos (Sharma *et al.*, 2005; Liang *et al.*, 2015; Filaj *et al.*, 2016). Además, Guadagnuolo *et al.* (2020) dan su aportación sobre la influencia del detallado del refuerzo transversal.

4. DIAGRAMA RECTANGULAR EQUIVALENTE EN EL HORMIGÓN CONFINADO

La transformación de diferentes modelos tensión - deformación para el hormigón por otro rectangular equivalente con vistas a simplificar la solución de las ecuaciones de equilibrio en secciones sometidas a tensiones normales es una práctica común (Collins, 1978; Park y Paulay, 1979; Hernández y Hernández, 2020; Míles y Hernández, 2015; Fakhruddin *et al.*, 2017). Esta transformación se garantiza si se cumple que la resultante del bloque comprimido y su posición sean iguales entre el modelo escogido tensión-deformación y el rectangular equivalente. El procedimiento de obtención de dicho diagrama para secciones rectangulares se expone a continuación (Collins, 1978; Hernández y Hernández, 2020; Míles y Hernández, 2015):

$$\int_{\varepsilon'_{ci}}^{\varepsilon'_{ci}} f_c d\varepsilon'_{cy} = \alpha_1 f_c \beta_1 \varepsilon'_{ci} \quad [14]$$

Y para la posición del centroide:

$$\bar{\varepsilon}_c = \frac{\int_0^{\varepsilon'_{ci}} f_c \varepsilon'_c d\varepsilon'_{cy}}{\int_0^{\varepsilon'_{ci}} f_c d\varepsilon'_{cy}} = \varepsilon'_{ci} \left(1 - \frac{\beta_1}{2}\right) \quad [15]$$

Entonces:

$$\beta_1 = 2 \left(1 - \frac{\int_0^{\varepsilon_{ci}'} f_c \varepsilon_c' d\varepsilon_{cy}'}{\varepsilon_{ci}' \int_0^{\varepsilon_{ci}'} f_c d\varepsilon_{cy}'} \right) \quad [16]$$

$$\alpha_1 = \frac{\int_0^{\varepsilon_{ci}'} f_c d\varepsilon_{cy}'}{f_c \beta_1 \varepsilon_{ci}'} \quad [17]$$

Anteriormente se detalló la forma de obtener la curva tensión deformación propuesta por Mander, que responde a una sola ecuación, como se presentó en la figura 3. Entonces, los coeficientes del diagrama rectangular equivalente (DRE) pueden plantearse como:

$$\beta_1 = 2 \left(1 - \frac{\int_0^{\varepsilon_c'} \frac{x \cdot rE}{r-1+x^{rE}} \varepsilon_c' d\varepsilon_c'}{\int_0^{\varepsilon_c'} \frac{x \cdot rE}{r-1+x^{rE}} d\varepsilon_c'} \right) \quad [18]$$

$$\alpha_1 = \frac{\int_0^{\varepsilon_c'} \frac{x \cdot rE}{r-1+x^{rE}} d\varepsilon_c'}{\beta_1 \varepsilon_c'} \quad [19]$$

La solución analítica de estas expresiones es compleja, por lo que no se brindan expresiones analíticas. Para contrarrestar esta dificultad, se han tabulado los coeficientes para un grupo de alternativas de diseño y se muestran en la tabla 2.

Un procedimiento semejante se desarrolla para obtener los coeficientes para el modelo de Kent y Park modificado donde se logran expresiones para los dos primeros tramos de la curva tensión deformación:

Para la primera rama $\varepsilon_c' \leq K\varepsilon_o$:

$$\beta_1 = 2 \left(1 - \frac{\frac{2}{3} - \frac{\varepsilon_c'}{4K\varepsilon_o}}{1 - \frac{\varepsilon_c'}{3K\varepsilon_o}} \right) \quad [20]$$

$$\alpha_1 = \frac{\varepsilon_c'}{\beta_1 K\varepsilon_o} \left(1 - \frac{\varepsilon_c'}{3K\varepsilon_o} \right) \quad [21]$$

Para la segunda rama $K\varepsilon_o < \varepsilon_c' \leq \varepsilon_{20,c}$:

$$\beta_1 = 2 \left(1 - \frac{\varepsilon_c'^2 \left[\frac{1}{2} - Z \left(\frac{\varepsilon_c'}{3} - \frac{K\varepsilon_o}{2} \right) \right] - \frac{(K\varepsilon_o)^2}{12} - \frac{Z(K\varepsilon_o)^3}{6}}{\varepsilon_c' \left[\varepsilon_c' \left[1 - Z \left(\frac{\varepsilon_c'}{2} - K\varepsilon_o \right) \right] - \frac{K\varepsilon_o}{3} + \frac{Z(K\varepsilon_o)^2}{2} \right]} \right) \quad [22]$$

$$\alpha_1 = \frac{\varepsilon_c' \left[1 - Z \left(\frac{\varepsilon_c'}{2} - K\varepsilon_o \right) \right] - \frac{K\varepsilon_o}{3} - \frac{Z(K\varepsilon_o)^2}{2}}{\beta_1 \varepsilon_c'} \quad [23]$$

Tabla 2. Coeficientes de diagrama rectangular equivalente para el modelo de Mander ()

K _o	20MPa										25MPa									
	1.2		1.4		1.6		1.8		2		1.2		1.4		1.6		1.8		2	
ε' _c	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁
0.2	0.771	0.75	0.682	0.741	0.618	0.735	0.568	0.73	0.527	0.724	0.75	0.739	0.657	0.732	0.591	0.726	0.541	0.72	0.499	0.717
0.3	0.89	0.789	0.812	0.774	0.751	0.764	0.702	0.76	0.659	0.749	0.879	0.778	0.795	0.763	0.73	0.754	0.678	0.75	0.634	0.74
0.4	0.944	0.821	0.886	0.801	0.834	0.788	0.788	0.78	0.749	0.77	0.939	0.811	0.875	0.79	0.818	0.778	0.77	0.77	0.728	0.761
0.5	0.97	0.849	0.929	0.824	0.886	0.809	0.847	0.80	0.811	0.788	0.96	0.84	0.922	0.814	0.875	0.798	0.833	0.79	0.794	0.778
0.6	0.971	0.872	0.95	0.843	0.921	0.826	0.887	0.81	0.856	0.804	0.968	0.864	0.95	0.834	0.913	0.817	0.877	0.80	0.842	0.794
0.7	0.967	0.892	0.967	0.86	0.943	0.842	0.916	0.83	0.888	0.818	0.963	0.886	0.964	0.851	0.938	0.832	0.908	0.82	0.878	0.808
0.8	0.958	0.909	0.974	0.875	0.959	0.855	0.936	0.84	0.913	0.83	0.952	0.905	0.972	0.867	0.955	0.847	0.931	0.83	0.905	0.821
0.9	0.947	0.924	0.976	0.888	0.968	0.867	0.951	0.85	0.931	0.841	0.939	0.922	0.974	0.881	0.966	0.859	0.947	0.84	0.925	0.832
1	0.935	0.938	0.976	0.899	0.974	0.878	0.962	0.86	0.945	0.851	0.924	0.936	0.973	0.893	0.972	0.87	0.958	0.86	0.94	0.842
1.2	0.908	0.961	0.969	0.919	0.979	0.896	0.974	0.881	0.964	0.868	0.893	0.962	0.965	0.915	0.977	0.89	0.972	0.873	0.961	0.86
1.4	0.882	0.98	0.959	0.935	0.978	0.912	0.98	0.895	0.974	0.883	0.862	0.983	0.953	0.932	0.976	0.906	0.978	0.889	0.972	0.876
1.6	0.857	1	0.947	0.949	0.974	0.924	0.981	0.908	0.98	0.895	0.833	1.001	0.938	0.947	0.971	0.92	0.979	0.902	0.978	0.889
1.8	0.834	1.019	0.934	0.961	0.968	0.936	0.98	0.919	0.982	0.906	0.807	1.016	0.924	0.96	0.963	0.932	0.977	0.914	0.98	0.9

K _o	30MPa										35MPa									
	1.2		1.4		1.6		1.8		2		1.2		1.4		1.6		1.8		2	
ε' _c	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁	α ₁	β ₁
0.2	0.731	0.73	0.635	0.724	0.569	0.719	0.518	0.72	0.476	0.711	0.714	0.723	0.616	0.718	0.549	0.714	0.498	0.71	0.457	0.706
0.3	0.869	0.768	0.78	0.755	0.712	0.746	0.658	0.74	0.613	0.733	0.86	0.76	0.766	0.747	0.696	0.739	0.64	0.73	0.595	0.727
0.4	0.934	0.802	0.865	0.782	0.805	0.769	0.754	0.76	0.71	0.753	0.93	0.794	0.857	0.774	0.793	0.762	0.739	0.75	0.694	0.746
0.5	0.96	0.832	0.916	0.805	0.866	0.79	0.82	0.78	0.78	0.77	0.957	0.825	0.911	0.798	0.857	0.783	0.809	0.77	0.767	0.763
0.6	0.965	0.858	0.95	0.826	0.907	0.808	0.867	0.80	0.831	0.786	0.962	0.852	0.94	0.819	0.901	0.801	0.859	0.79	0.82	0.779
0.7	0.958	0.881	0.962	0.844	0.934	0.825	0.901	0.81	0.869	0.8	0.954	0.877	0.96	0.838	0.93	0.818	0.895	0.80	0.861	0.793
0.8	0.946	0.901	0.97	0.86	0.952	0.839	0.925	0.82	0.898	0.813	0.939	0.898	0.968	0.855	0.949	0.833	0.921	0.82	0.891	0.806
0.9	0.93	0.919	0.972	0.875	0.963	0.852	0.943	0.84	0.919	0.825	0.922	0.918	0.97	0.87	0.961	0.846	0.939	0.83	0.914	0.818
1	0.913	0.936	0.97	0.888	0.97	0.864	0.955	0.85	0.936	0.835	0.902	0.936	0.968	0.884	0.969	0.858	0.953	0.84	0.932	0.829
1.2	0.877	0.964	0.961	0.911	0.975	0.885	0.97	0.867	0.958	0.854	0.862	0.966	0.957	0.908	0.974	0.88	0.969	0.862	0.955	0.848
1.4	0.843	0.987	0.947	0.93	0.973	0.902	0.977	0.883	0.97	0.869	0.824	0.992	0.941	0.928	0.971	0.898	0.975	0.879	0.969	0.864
1.6	0.811	1.007	0.931	0.946	0.967	0.917	0.977	0.898	0.977	0.883	0.788	1.013	0.923	0.946	0.964	0.914	0.976	0.893	0.975	0.878
1.8	0.781	1.024	0.914	0.961	0.959	0.93	0.975	0.91	0.979	0.895	0.756	1.032	0.904	0.961	0.955	0.928	0.973	0.907	0.978	0.891

5. CURVAS MOMENTO-CURVATURA EN EL HORMIGÓN CONFINADO

Las curvas momento-curvatura de una sección es un procedimiento muy utilizado para interpretar el comportamiento de una sección a flexión compuesta (Collins, 1978; Park y Paulay, 1979; Hernández y Hernández, 2020; Mielles y Hernández, 2015; Fakhruddin *et al.*, 2017). Para tomar en cuenta el efecto del confinamiento del hormigón se recomienda utilizar el DRE y los coeficientes calculados en el epígrafe anterior. Para este tipo de secciones debe diferenciarse al trabajo del hormigón confinado dentro de los estribos del que se coloca fuera, es decir del recubrimiento que no está confinado. Park y Paulay (1979) señalan que, aunque la zona comprimida del hormigón confinado es menor que la distancia entre los estribos, puede considerarse como tal, por el efecto que produce el hormigón traccionado situado por debajo de la línea neutra. Estos autores estiman que el recubrimiento falla para deformaciones mayores de 0,004, produciéndose su agrietamiento y caída, llamado “descascaramiento” o “desconchado”. La importancia de este efecto es resaltada por Sharma *et al.* (2005) al estudiar columnas con hormigones de alta resistencia, demostrando como pueden ocurrir caídas de la capacidad resistente de la sección.

Entonces, para tomar en cuenta el aporte del hormigón comprimido se diferencian dos etapas:

- Para deformaciones bajas, $\varepsilon'_c < 0,004$, admiten simplificarmente que todo la zona comprimida aporta como si estuviera confinada (Park y Paulay, 1979). Este caso se presenta en la figura 6 y

las ecuaciones de equilibrio para una viga pueden plantearse como:

$$\begin{aligned} \sum F &= 0 \\ C_c + C_s &= T \\ \alpha_1 f'_{cc} \beta_1 c b + A_s' f'_s &= A_s f_s \end{aligned} \quad [24]$$

$\sum M = 0$ (respecto al acero traccionado)

$$\begin{aligned} M_n &= C_c \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + C_s (d - d') \\ M_n &= \alpha_1 f'_{cc} \beta_1 c b \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + A_s' f'_s (d - d') \end{aligned} \quad [25]$$

Los coeficientes α_1 y β_1 son los correspondientes al hormigón confinado para la deformación del hormigón estudiada. Y las ecuaciones de compatibilidad son:

$$\varphi = \frac{\varepsilon'_c}{c} = \frac{\varepsilon'_s}{c - d'} = \frac{\varepsilon_s}{d - c} \quad [26]$$

- Como se indicó para deformaciones del hormigón mayores de 0,004 se admite que el recubrimiento deja de aportar y, por tanto, la capacidad portante está basada principalmente en el hormigón contenido dentro de los estribos, cuyo ancho se calcula restando al ancho los valores del recubrimiento, como se muestra en la figura 7. Las ecuaciones de equilibrio serán entonces:

$$\begin{aligned} \sum F &= 0 \\ C_{c1} + C_{c2} + C_s &= T \\ \alpha_1 f'_{cc} (b - 2r) \beta_1 (c - r) + \alpha_2 f'_{cc} \cdot 2r \cdot \beta_2 c' + A_s' f'_s &= A_s f_s \end{aligned} \quad [27]$$

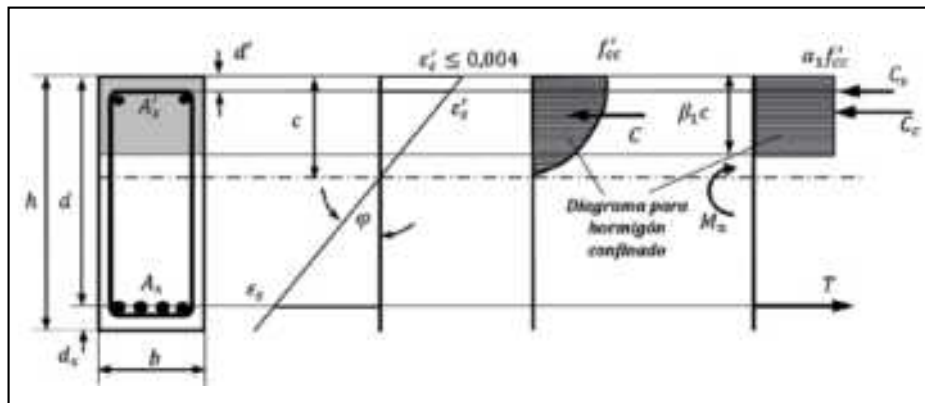


Figura 6. Diagrama de tensiones y fuerzas. Para $\varepsilon'_c \leq 0,004$.

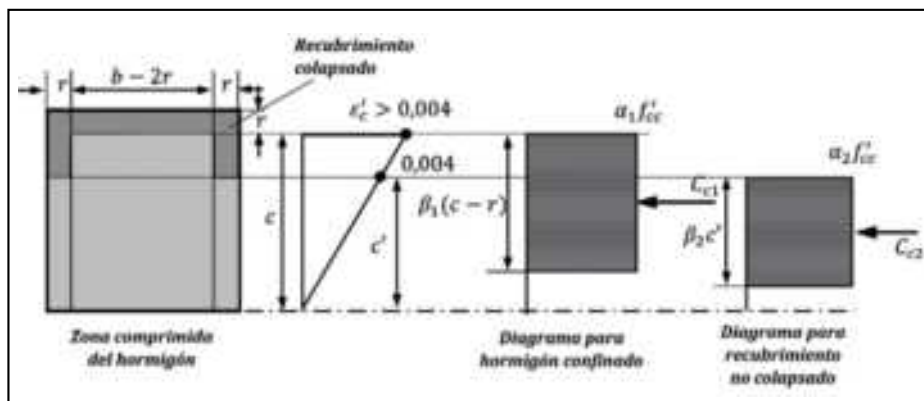


Figura 7. Bloque comprimido del hormigón. Para $\varepsilon'_c \geq 0,004$.

Resaltando que la deformación máxima del hormigón se refiere al borde superior del área confinada, la ecuación de compatibilidad es:

$$\varphi = \frac{\varepsilon_c'}{c-r} = \frac{\varepsilon_s'}{c-d'} = \frac{\varepsilon_s}{d-c} = \frac{0,004}{c'} \quad [28]$$

$$c' = \frac{0,004}{\varepsilon_c'}(c-r)$$

$\sum M = 0$ (respecto al acero traccionado)

$$M_n = C_{c1} \left(d - r - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + C_{c1} \left(d - c + c' + \frac{\beta_2 c'}{2} \right) + C_s (d - d')$$

$$M_n = \alpha_1 f'_{cc} (b - 2r) \beta_1 (c - r) \left[d - r - \frac{\beta_1 (c - r)}{2} \right]$$

$$+ \alpha_2 f'_{cc} \cdot 2r \cdot \beta_2 c' \left[d - c + c' - \frac{\beta_2 c'}{2} \right] + A_s f'_s (d - d') \quad [29]$$

Los coeficientes α_1 y β_1 son los correspondientes al hormigón confinado para la deformación del hormigón estudiada, al nivel superior de la zona confinada, α_2 y β_2 y son los calculados para una deformación de 0,004 considerando las expresiones del hormigón no confinado, como puede apreciarse en la figura 7.

En el caso de una columna, la curva momento-curvatura se calcula para la combinación de cargas más desfavorable, para la carga correspondiente a esta. Entonces, las ecuaciones de equilibrio, considerando que el refuerzo se distribuirá perimetralmente, serán para el 1er caso:

$$\sum F = 0$$

$$P_n = C_c + \sum_{i=0}^n A_{si} f_{si}$$

$$P_n = \alpha_1 f'_{cc} \beta_1 c b + \sum_{i=0}^n A_{si} f_{si} \quad [30]$$

$\sum F = 0$ (respecto al centroide de la sección de hormigón)

$$M_n = C_c \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + \sum_{i=0}^n A_{si} f_{si} z_i$$

$$M_n = \alpha_1 f'_{cc} \beta_1 c b \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + \sum_{i=0}^n A_{si} f_{si} z_i \quad [31]$$

Donde:

A_{si} = área del refuerzo situado en el nivel i

f_{si} = tensión del refuerzo situado en el nivel i

z_i = distancia al centroide de la sección de hormigón del refuerzo en el nivel i

Y para cuando $\varepsilon'_c \geq 0,004$:

$$\sum F = 0$$

$$P_n = C_{c1} + C_{c2} + \sum_{i=0}^n A_{si} f_{si}$$

$$P_n = \alpha_1 f'_{cc} (b - 2r) \beta_1 (c - r) + \alpha_2 f'_{cc} \cdot 2r \cdot \beta_2 c' + \sum_{i=0}^n A_{si} f_{si} \quad [32]$$

$\sum M = 0$ (respecto al centroide de la sección de hormigón)

$$M_n = C_{c1} \left(\frac{h}{2} - r - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + C_{c2}$$

$$\left(\frac{h}{2} - c + c' + \frac{\beta_2 c'}{2} \right) + \sum_{i=0}^n A_{si} f_{si} z_i$$

$$M_n = \alpha_1 f'_{cc} (b - 2r) \beta_1 (c - r) \left[\frac{h}{2} - \frac{\beta_1 (c - r)}{2} \right] +$$

$$+ \alpha_2 f'_{cc} \cdot 2r \cdot \beta_2 c' \left[\frac{h}{2} - c + c' + \frac{\beta_2 c'}{2} \right] +$$

$$+ \sum_{i=0}^n A_{si} f_{si} z_i \quad [33]$$

A continuación, se desarrollarán estos procedimientos para vigas y columnas utilizando los modelos de Mander y de Kent y Park modificado.

5.1. Curvas de momento-curvatura para vigas por los modelos de Mander y de Kent y Park modificado

Para la obtención de curvas de comportamiento de secciones confinadas de vigas se crearon hojas de cálculo en MathCAD para los modelos de Mander y de Kent y Park modificado. A continuación, se demuestra el empleo de la herramienta con el caso siguiente:

Una viga prefabricada de sección de 30 cm x 50 cm y fabricada con hormigón de 25 MPa está armada en la zona de tracción con 6 barras N.º 25 y G 40, cuya área es de 30,6 cm², situada en dos camadas o capas con recubrimiento mecánico de 8,56 cm; el refuerzo comprimido son 2 barras N.º 16, con área de 3,98 cm², y recubrimiento mecánico de 5,57 cm, como se muestra en la figura 8. El refuerzo transversal son estribos simples N.º 13, de $f_{yt} = 300$ MPa, espaciados de 10 cm y con recubrimientos de 3,5 cm a todos los bordes.

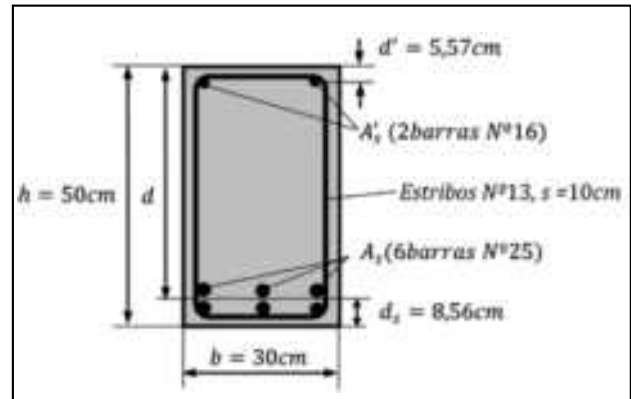


Figura 8. Sección transversal de la viga.

Como resumen de este caso de estudio para el comportamiento de vigas considerando el efecto del confinamiento del hormigón se construyeron las curvas de la figura 9 y de su estudio se pueden plantear las siguientes conclusiones:

- En vigas donde resulta obligado diseñar secciones controladas por la tracción y que por tanto poseen una elevada ductilidad, que como regla satisface los requerimientos de las edificaciones más comunes, no se hace imprescindible tomar en cuenta el efecto del confinamiento de los estribos. Sin embargo, puede apreciarse en la figura 9 cómo la curvatura en la rotura crece significativamente, hasta 4 veces.
- El confinamiento del hormigón no produce un aumento del momento resistente de la sección. Para deformaciones altas, cuando el recubrimiento falla y se desconcha, se produce una ligera caída de este. Por tanto, se ratifica que la colocación de refuerzo

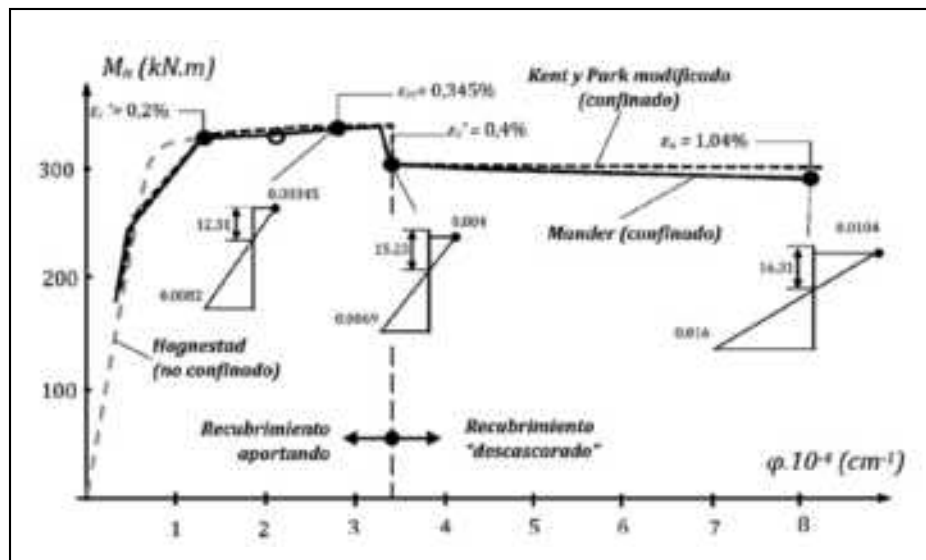


Figura 9. Curva momento-curvatura en viga.

transversal para confinar el hormigón tiene como propósito aumentar la ductilidad de la sección.

- La diferencia entre las curvas de los modelos analizados es poco significativa, aportan valores similares de curvatura y momento flector en la rotura y en la transición cuando el recubrimiento deja de aportar. La diferencia más notable ocurre alrededor de la definición del punto de máxima resistencia en la curva tensión deformación, que para Kent y Park modificado se presenta a deformaciones menores.

5.2. Curvas momento-curvatura para columnas por los modelos de Mander y de Kent y Park modificado

De la misma forma que para vigas, para la obtención de curvas de comportamiento de secciones confinadas en columnas se crearon hojas de cálculo en MathCAD para los modelos de Mander y de Kent y Park modificado, cuyo empleo se ejemplifica con el caso siguiente:

Una columna prefabricada de sección de 40 cm x 60 cm y fabricada con hormigón de 25 MPa está armada con 10 barras N.º 25 y G 40, distribuida perimetralmente, como se muestra en la figura 10, con recubrimiento mecánico de 6,04 cm. El refuerzo transversal son estribos N.º 13, de $f_{yt} = 300$ MPa, espaciados 10 cm y con recubrimientos de 3,5 cm a todos los bordes. Se colocan dobles estribos en el lado mayor y en el menor se coloca uno de una sola pata uniendo las barras intermedias, como se muestra en la figura 10. Se conoce que la

combinación de cargas más desfavorable tiene un carga axial de cálculo $P_u = 1950$ kN que provoca una sección controlada por la compresión y la carga nominal sería $P_n = 3000$ kN, utilizando el procedimiento recomendado por el ACI 318 para determinar la seguridad (ACI- 318 2019) (NC 207-2019).

El procedimiento que seguir, para cada valor de deformación, es el siguiente. En la figura 11 se indican las tensiones y fuerzas que se involucran en el caso, donde parte del recubrimiento no aporta.

- Fijar un valor de c .
 - Calcular las deformaciones de cada refuerzo.
 - Calcular las tensiones de cada acero.
 - Obtener el aporte a compresión del hormigón.
 - Comprobar que $P_n = C_c + \sum_{i=1}^n A_{si} f_{si}$. Si no cumple, incrementar el valor de c hasta que se alcance el equilibrio.
 - Para el valor de c definitivo obtener las deformaciones y tensiones de cada acero.
 - Calcular el momento flector por
- $$M_n = C_c \left(\frac{h}{2} - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + \sum_{i=1}^n A_{si} f_{si} z_i$$
- Calcular la curvatura.

Los resultados para las deformaciones evaluadas se indican en la curva momento-curvatura que se muestran en la figura 12.

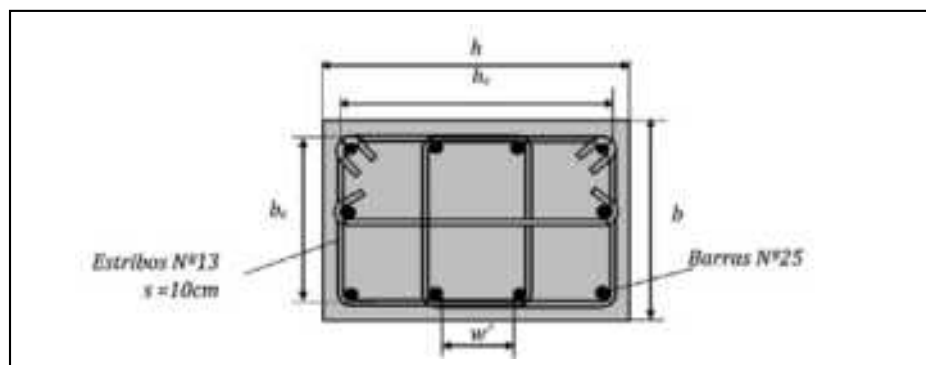


Figura 10. Sección transversal de la columna.

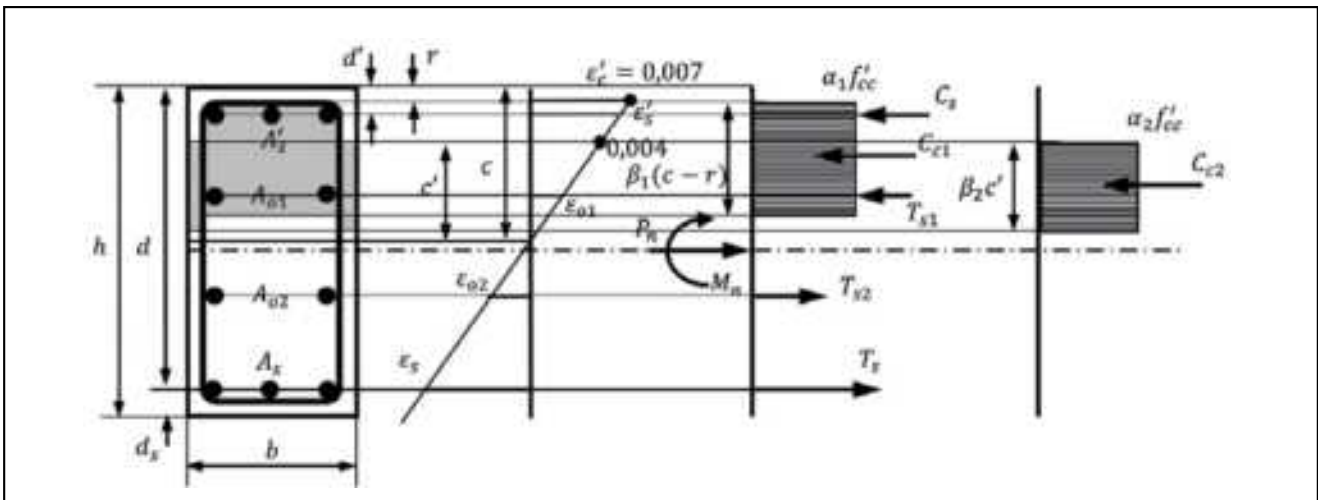


Figura 11. Diagrama de deformaciones, tensiones y fuerzas en columnas confinadas.

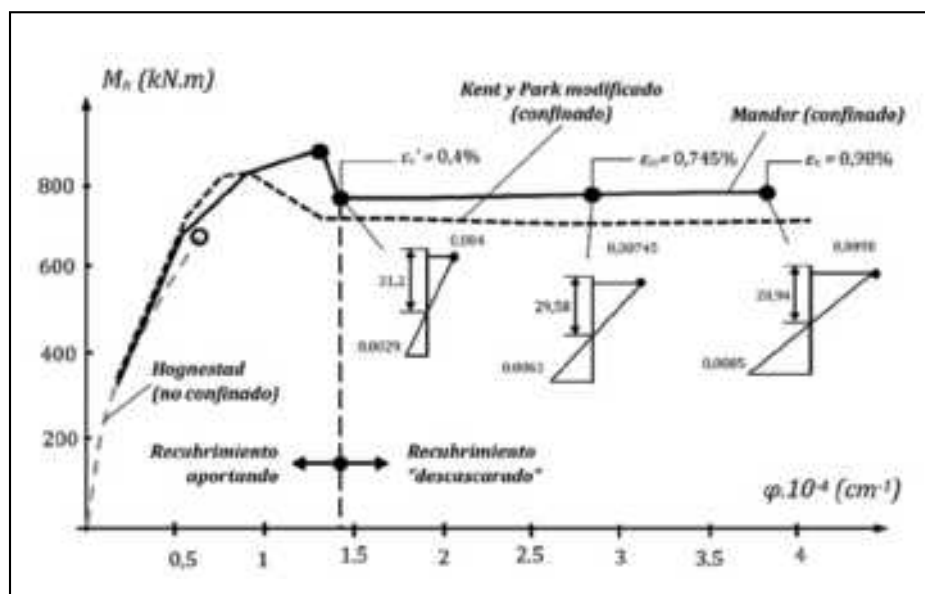


Figura 12. Curva momento-curvatura en columnas ($P_n = 3000\text{kN}$).

Como resumen del caso de estudio se pueden plantear algunas conclusiones sobre el comportamiento de columnas considerando el efecto del confinamiento del hormigón:

- En columnas controladas por la compresión se hace obligado diseñar secciones con un importante grado de confinamiento por los estribos. En la figura 12 puede apreciarse cómo la sección no confinada tiene un fallo frágil, pues éste ocurre sin que el refuerzo más traccionado haya alcanzado la fluencia. Obsérvese cómo se produce un incremento significativo de la curvatura en la rotura cuando se aplica un alto grado de confinamiento de la sección.
- El confinamiento del hormigón produce un aumento del momento resistente en las secciones controladas por la compresión, ya que hay un mejor aprovechamiento del aporte del hormigón y este incrementa su resistencia con el constreñimiento producido por los estribos. Al igual que en vigas, para deformaciones altas, cuando el recubrimiento falla y se desconcha, se produce una caída de la capacidad

portante. Por tanto, la colocación de refuerzo transversal para confinar el hormigón en columnas provoca doble beneficio: aumentar la ductilidad de la sección, principal resultado, y además se crece en el momento resistente.

- En la figura 12 se añade la curva de comportamiento de la sección utilizando el modelo de Kent y Park modificado, para el que $\rho_s = 2,52\%$, $K = 1,3$, $f'_{cc} = 32,56\text{MPa}$, $\epsilon_{cc} = 0,0026$, $\epsilon_{cu} = 0,0118$. La diferencia entre las curvas de los modelos analizados es más significativa que en vigas, aunque aportan similares valores de curvatura en la rotura y en la transición cuando el recubrimiento deja de aportar, los momentos resistentes son menores en el modelo de Park a partir de deformaciones del hormigón de 0,3 %. La causa probable de esta diferencia radica en la estimación del confinamiento para calcular la máxima resistencia del hormigón en la curva tensión deformación.

Comparando secciones sometidas a cargas axiales diferentes, se construye un gráfico adicional (figura 13), para significar la importancia del confinamiento en secciones

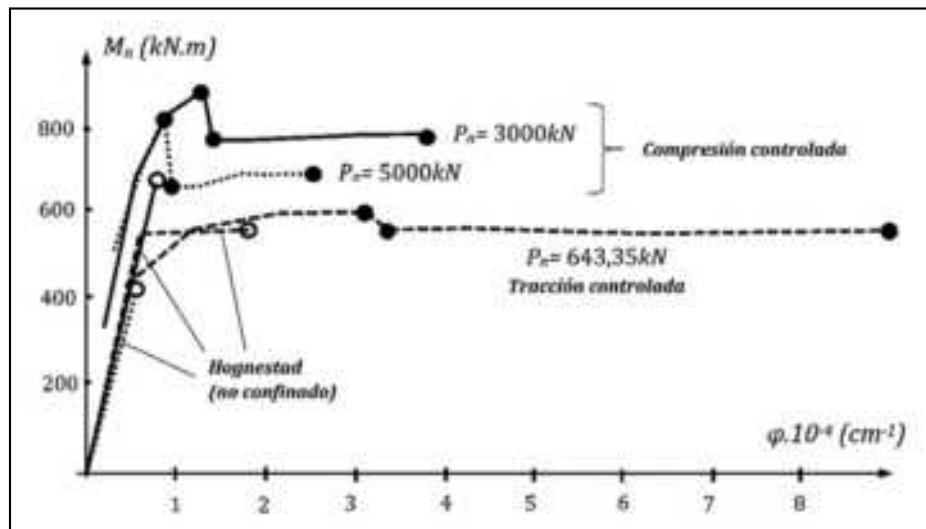


Figura 13. Curva momento-curvatura en columnas para diferentes P_n .

controladas por la compresión. A la sección con $P_n = 3000 \text{ kN}$, ya estudiada se añaden otras dos.

- Sección controlada por la tracción

$$P_u = 579 \text{ kN} \quad P_n = \frac{P_u}{\phi} = \frac{579}{0,9} = 643,35 \text{ kN}$$

- Sección controlada por la compresión

$$P_u = 3250 \text{ kN} \quad P_n = \frac{P_u}{\phi} = \frac{3250}{0,65} = 5000 \text{ kN}$$

De dicha comparación pueden extraerse las siguientes conclusiones:

- La ductilidad de las secciones confinadas va disminuyendo en la medida que la carga axial actuante se incrementa. Es muy superior para la carga menor, donde la sección está controlada por la tracción y tiene un comportamiento muy semejante a una viga, note como la sección no confinada tiene un fallo dúctil, por lo que en este caso el confinamiento no resulta tan imprescindible. Se ratifica la importancia del confinamiento en secciones en compresión controlada ya que se transforman de secciones con fallos frágiles en secciones dúctiles.
- La capacidad portante de la sección se incrementa más en las secciones confinadas en la medida que la carga es mayor. Para la sección controlada por la tracción no hay prácticamente crecimiento, pues se comporta como una viga. Sin embargo, para $P_n = 5000 \text{ kN}$ la diferencia entre las cargas en la rotura entre la sección no confinada y la confinada es cercana al doble.
- De la misma manera, al producirse el fallo del recubrimiento para deformaciones del hormigón mayores de 0,004, la caída del momento resistente se hace más notable en la medida que la sección esté sometida a cargas axiales mayores.

6. CONCLUSIONES

En este trabajo se han desarrollado herramientas útiles y novedosas para obtener curvas de comportamiento para secciones a flexión compuesta confinadas por refuerzo

transversal formado por estribos rectangulares. Estas nuevas herramientas pueden resumirse en:

- Cálculo de coeficientes para diagramas rectangulares equivalente para los modelos de Mander y de Kent y Park modificado.
- Procedimiento para obtener curvas momento-curvatura en secciones de vigas y columnas tomando en cuenta el desdoblado del recubrimiento para deformaciones altas del hormigón.

Ambos procedimientos han sido montados en hojas de cálculo en MathCAD de muy fácil empleo.

Finalmente se desarrollan casos de estudio en vigas y columnas que permiten realizar un grupo de recomendaciones sobre la utilización de los estribos rectangulares de confinamiento y sobre el comportamiento de secciones a flexión combinada constreñidas por refuerzo transversal.

7. REFERENCIAS

- American Concrete Institute (2019). *Building Code Requirements for Reinforced Concrete*, ACI 318-19. Detroit: ACI.
- Bouafia, Y., Iddir, A., Kachi, M.S., y Dumontet, H. (2014). Stress-strain relationship for the confined concrete. *11th World Congress on Computational Mechanics (WCCM XI)*. 5th European Conference on Computational Mechanics (ECCM V). 6th European Conference on Computational Fluid Dynamics (ECFD VI). E. Oñate, J. Oliver y A. Huerta (eds.). Barcelona, 20-25 julio 2014. Vols. II-IV., pp. 1593-1603.
- Collins, M. (1978). *Comportamiento del Hormigón*. La Habana: Impresiones Ligeras, ISPJAE.
- Fakhruddin, M., Barbude, P., Bhagat, K., y Muley, P.V. (2017). Moment curvature relationship for structural elements of RC building using Matlab. *International Journal of Recent Advances in Engineering & Technology (IJRAET)*, 5(2).
- Filaj, E., Seranaj, A., y Leka, E. (2016). Confined concrete behavior influencing factors. *International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET)*, 3(7).
- Guadagnuolo, M., Donadio, A., Tafuro, A., y Faella, G. (2020). Experimental behavior of concrete columns confined by transverse reinforcement with different details. *The Open Construction & Building Technology Journal*, 14(1): pp. 250-265.

Hernández, J.J., y Hernández, J.A. (2020). *Hormigón Estructural. Diseño por Estados Límites*. Tomo I. La Habana: Editorial Félix Varela.

Hognestad, E. (1951). Study of combined bending and axial load in reinforced concrete members. University of Illinois Engineering Experiment Station, *Bulletin Series*, N.º 399.

Liang, X., Beck, R., y Sritharan, S. (2015). *Understanding the Confined Concrete Behavior on the Response of Hollow Bridge Columns*. A Final Report to the California Department of Transportation. Ames (IA): Department of Civil, Construction and Environmental Engineering. Iowa State University.

Mander, J.B., Priestley, M.J.N., y Park, R. (1988). Theoretical stress-strain model for confined concrete. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 114(8): pp. 1804-1826.

Mieles, Y., y Hernández, J.A. (2015). Comportamiento de secciones de hormigón sometidas a flexión reforzadas con barras de acero o PRF. *Primer Taller Nacional de Seguridad de las Estructuras*, Guardalavaca, Holguín, 2015.

Nilson, A.H., Darwin, D., y Dolan, C.W. (2004). *Design of Concrete Structures* (13th ed.) New York: McGraw Hill.

Oficina Nacional de Normalización (2016). NC 7: 2016. Barras de acero para refuerzo de hormigón. Requisitos. La Habana: NC.

Oficina Nacional de Normalización (2019). NC 207: 2019. Requisitos generales para el diseño y construcción de edificaciones y obras civiles de hormigón estructural. La Habana: NC.

Park, R., y Paulay, T. (1979). *Estructuras de concreto reforzado*. Ciudad de México: Editorial Limusa.

Park, R., Priestley, M.J.N., y Gill, W.D. (1982). Ductility of square-confined concrete columns. *Journal of the Structural Division*, ASCE, 108(4): pp. 929-950.

Paulay, T., y Priestley, M.J.N. (1992). *Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings*. New York: John Wiley & Sons.

Scott, B.D. (1980). *Stress-Strain Relationships for Confined Concrete: Rectangular Sections*. Christchurch (New Zealand): University of Canterbury.

Sharma, U.K., Bhargava, P., y Kaushik, S.K. (2005). Behavior of confined high strength concrete columns under axial compression. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 3(2): pp. 267-281.

Agustín de Betancourt, en clave de admiración

Jaime Quevedo Soubriet^{1*}

¹ Periodista y editor.

* E-mail: dc39bambalinas@gmail.com

El Centro de Estudios Históricos de Obras Públicas y Urbanismo (CEHOPU-CEDEX) y el Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos (CICCP) han establecido una línea de colaboración para ampliar las actividades de divulgación de la figura del ingeniero Agustín de Betancourt (1758-1824) que el año pasado conmemoraron el bicentenario de su fallecimiento. Y lo han hecho, desde una admiración profunda al genio español nacido en Puerto de la Cruz (Tenerife), con una exposición itinerante que rinde homenaje, a su vez, al también ingeniero Ignacio González Tascón, quien en 1996 fue comisario de la muestra original que ahora ha actualizado el equipo de investigación y coordinación técnica del CEHOPU-CEDEX. Bajo el título *Betancourt (1758-1824) y los inicios de la ingeniería moderna en Europa*, prácticamente idéntico al empleado hace casi tres décadas, la nueva versión de la exposición se vertebra como su predecesora de forma cronológica en tres grandes áreas temáticas: *Betancourt y la ingeniería civil española en la Europa de la Ilustración*, *El Real Gabinete de Máquinas* y *Un hombre de acción en Rusia*. Con un diseño minimalista y funcional, los contenidos se presentan al espectador a través de una veintena de paneles informativos y una interesantísima

selección de maquetas de la colección histórica que atesora el CEHOPU-CEDEX. El visitante encuentra también una muy cuidada muestra de libros y documentos sobre Betancourt, pudiendo disfrutar al mismo tiempo de animaciones audiovisuales de gran calidad –aportadas por la Fundación Juanelo Turriano– de algunos de sus proyectos y descubrimientos.

Todo ello para ahondar en el reconocimiento y la imprescindible divulgación de la fecunda carrera del gran y polifacético ingeniero español, impulsor de la innovación y de la introducción de las más modernas técnicas, además de testigo privilegiado de la transformación radical que supuso en Europa la Revolución Industrial, primero, y la Revolución francesa, después.

La exposición, de carácter itinerante, ha recibido una excelente acogida. Hasta ahora ha podido visitarse de forma sucesiva en Granada, Barcelona, Zaragoza y A Coruña, las cuatro ciudades españolas que han tenido la suerte de albergarla desde que se mostrara al público por primera vez en octubre del pasado año.

Agustín de Betancourt, “un ilustrado a caballo entre dos mundos”, como atinadamente se le define en el atractivo y práctico catálogo editado con motivo de la exposición, unía a su extraordinaria carrera, como insigne ingeniero e inventor, una trayectoria humana e intelectual marcada por su condición de gran viajero, talento artístico, inagotable curiosidad y buen gusto. Ingredientes todos de un espíritu creativo que nos refuerza en la idea de que el mundo puede ser diferente y depende de cada uno de nosotros que lo sea.



Maqueta de un martinete para la hincada de pilotes (Colección de Maquetas de Historia de las Obras Públicas de CEHOPU-CEDEX). La imagen es de la exposición a su paso por la ETS de Ingenieros de Caminos de la Universidad de Granada (© 2024 Rufino Pardo).



Maqueta de la Sala de Ejercicios Ecuestres de Moscú (Colección de Maquetas de Historia de las Obras Públicas de CEHOPU-CEDEX). Se muestra un detalle de las grandes cerchas de la cubierta diseñada por Betancourt (© 2024 Rufino Pardo).



Durabilidad de las geomembranas poliméricas para impermeabilización utilizadas en embalses cubiertos. M-148

Durability of Polymeric Geomembranes for Waterproofing Used in Covered Reservoirs. M-148

Edición en papel

Autoría: Rosario Solera Martínez

ISBN: 978-84-7790-667-4

Año: 2023

PVP: 25 €

Edición gratuita en línea disponible en: <https://ceh.cedex.es/tienda/?product=durabilidad-de-las-geomembranas-polimericas-para-impermeabilizacion-utilizadas-en-embalses-cubiertos-m-148-digital>

El uso de los materiales geosintéticos en ingeniería civil se remonta a los años 1940, teniendo una mayor expansión entre los años 1960 y 1970 como sistemas impermeabilizantes de canales, presas y embalses (Duquennoi, 2002). En la bibliografía hay numerosas referencias en las que se menciona el uso de recubrimientos de caucho en los años 1930 y de poli (cloruro de vinilo) (PVC) en los años 1940 (Koerner, 2005). En esas mismas fechas, en EE. UU., se empiezan a emplear materiales bituminosos de aplicación in situ en el recubrimiento de canales.

The use of geosynthetic materials in civil engineering dates back to the 1940s, with a greater expansion between the 1960s and 1970s as waterproofing systems for canals, dams, and reservoirs (Duquennoi, 2002). There are numerous references in the literature mentioning the use of rubber linings in the 1930s and polyvinyl chloride (PVC) in the 1940s (Koerner, 2005). During the same period, in the United States, bituminous materials applied in situ began to be used for canal lining.



Comportamiento de geomembranas de reimpermeabilización: el caso del embalse de Buen Paso. M-149

Behavior of Re-Waterproofing Geomembranes: The Case of the Buen Paso Reservoir. M-149

Edición en papel

Autoría: Beatriz Mateo Sanz

ISBN: 978-84-7790-669-8

Año: 2023

PVP: 25 €

Edición gratuita en línea disponible en: <https://ceh.cedex.es/tienda/?product=comportamiento-de-geomembranas-de-reimpermeabilizacion-el-caso-del-embalse-de-buen-paso-m-149-digital>

En este trabajo de investigación se ha estudiado el comportamiento a lo largo del tiempo de las geomembranas sintéticas poliméricas de PVC-P y PEAD utilizadas en la impermeabilización y reimpermeabilización, respectivamente, del embalse de Buen Paso, situado en la isla de Tenerife. Para ello se ha realizado el seguimiento de sus características mediante la realización de ensayos en muestras extraídas de distintas zonas del embalse, desde su instalación hasta el momento actual. En el caso de la geomembrana de PVC-P se ha estudiado el comportamiento a lo largo de los 66 meses de su vida útil y en el caso de la geomembrana de PEAD, el periodo estudiado corresponde a 246 meses desde su puesta en obra en el embalse.

This research study investigated the long-term performance of synthetic polymeric geomembranes (PVC-P), and HDPE (High Density Polyurethane) used for waterproofing and re-waterproofing, respectively, of the Buen Paso Reservoir on the island of Tenerife. Their characteristics were monitored by conducting tests on samples taken from different areas of the reservoir, from its installation to the present. In the case of the PVC-P geomembrane, its performance was studied over its 66-month lifespan, while in the case of the HDPE geomembrane, the period studied corresponds to 246 months from its implementation in the reservoir.



Herramienta de cálculo de consumo energético y de emisiones contaminantes y de gases de efecto invernadero (GEI) en planes, programas y proyectos de carretera. M-150

Tool for Calculating Energy Consumption and Greenhouse Gas (GHG) and Pollutant Emissions in Road Plans, Programs, and Projects. M-150

Edición en papel

Autoría: Laura Crespo García, Fernando Jiménez Arroyo y Alberto Gil Tomás

ISBN: 978-84-7790-671-1

Año: 2024

PVP: 25 €

Edición gratuita en línea disponible en: <https://ceh.cedex.es/tienda/?product=herramienta-de-calculo-de-consumo-energetico-y-de-emisiones-contaminantes-y-de-gases-de-efecto-invernadero-gei-en-planes-programas-y-proyectos-de-carretera-m-150-digital>

Los efectos de los eventos meteorológicos extremos sobre nuestras infraestructuras son cada vez más evidentes, muchos de ellos vienen intensificados por el cambio climático. La **Asociación Técnica de la Carretera (ATC)**, en 2020, decide crear, en el seno del Comité Técnico de Medio Ambiente, un **grupo de trabajo transversal sobre cambio climático y resiliencia en carreteras**. En este grupo se aborda un planteamiento metodológico para identificar los activos y servicios de transporte que podrían ser vulnerables a los impactos del cambio climático, evaluar el nivel de riesgo y orientar a las diferentes administraciones y agentes afectados en la toma de decisiones, sobre cuándo, cómo y para qué se debe realizar una respuesta adaptativa.

The effects of extreme weather events on our infrastructure are increasingly evident, many of them intensified by climate change. In 2020, the Technical Road Association (ATC) decided to create, within the Technical Committee on the Environment, a cross-sector working group on climate change and road resilience. This group addresses a methodological approach to identifying transportation assets and services that could be vulnerable to the impacts of climate change, assessing the level of risk, and guiding the various affected administrations and stakeholders in their decision-making process, including when, how, and why an adaptive response should be implemented.



CEDEX: ACTIVIDADES TÉCNICAS Y CIENTÍFICAS 2023

CEDEX ANNUAL REPORT 2023

Edición en papel

Autoría: CEDEX

NIPO: 197-24-031-5

Año: 2024

ISSN: 1697-3755

PVP: Gratuita

Edición en línea en español

NIPO: 197-24-033-6

ISSN: 3020-5921

Edición gratuita en línea disponible en: <https://ceh.cedex.es/tienda/?product=cedex-actividades-tecnicas-y-cientificas-2023-digital>

La *Memoria Anual de Actividades del CEDEX 2023* destaca la aprobación de dos documentos estratégicos: la Agenda Estratégica 2023-2025 y el Plan Estratégico 2023-2025, que marcarán el rumbo del CEDEX para los próximos años. La transferencia de conocimiento, las actividades principales y los proyectos más relevantes de los centros y laboratorios del CEDEX se dan a conocer en este informe anual.

CEDEX Annual Report 2023 highlights the approval of two strategic documents: The 2023-2025 Strategic Agenda and the 2023-2025 Strategic Plan, which will set CEDEX's course for the coming years. This review provides a summary of the knowledge transfer, main activities, and the most relevant projects undertaken by CEDEX's centers and laboratories.

Venta online en <https://ceh.cedex.es/tienda/>



Guía técnica para la aplicación del método común Europeo de evaluación del ruido ambiental (CNOSSOS-EU) en los estudios de ruido en España. R-25

Technical Guide for the Application of the Common European Method for the Assessment of Environmental Noise (CNOSSOS-EU) in Noise Studies in Spain. R-25

Edición en papel

Autoría: VV. AA.

ISBN: 978-84-7790-675-9

Año: 2024

PVP: 20 €

Edición gratuita en línea disponible en: <https://ceh.cedex.es/tienda/?product=guia-tecnica-para-la-aplicacion-del-metodo-comun-europeo-de-evaluacion-del-ruido-ambiental-cnosos-eu-en-los-estudios-de-ruido-en-espana-r-25-digital>

La *Guía Básica de Recomendaciones para la Aplicación del Método CNOSSOS-EU* proporciona directrices esenciales para la evaluación del ruido ambiental en España. Elaborada por el Ministerio para la Transición Ecológica y el CEDEX, abarca fuentes de ruido viario, ferroviario, aéreo e industrial, así como el ruido en aglomeraciones, facilitando la aplicación estandarizada del método CNOSSOS-EU. Identifica los aspectos clave que influyen en la evaluación del ruido ambiental y promueve la coherencia en su aplicación. Si bien no impone valores específicos, establece criterios que facilitan la correcta aplicación de los métodos de evaluación y cálculo para la elaboración de mapas de ruido y el cartografiado estratégico del ruido.

The Basic Guide of Recommendations for the Application of the CNOSSOS-EU Method provides essential guidelines for the assessment of environmental noise in Spain. Prepared by the Ministry for the Ecological Transition and CEDEX, it covers road, rail, air, and industrial noise sources, as well as noise in agglomeration, facilitating the standardized application of the CNOSSOS-EU method. It identifies the key aspects that influence the assessment of environmental noise and promotes consistency in its application. While it does not impose specific values, it establishes criteria that facilitate the correct application of the assessment and calculation methods for the preparation of noise maps and strategic noise mapping.



Betancourt (1758-1824) y los inicios de la ingeniería moderna en Europa. Catálogo de la exposición itinerante

Edición en papel

Autoría: VV. AA. Coedición con el Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos (CICCP)

ISBN: 978-84-7790-668-1

Año: 2024

PVP: 6 €

Edición gratuita en línea disponible en: <https://ceh.cedex.es/tienda/?product=betancourt-1758-1824-y-los-inicios-de-la-ingenieria-moderna-en-europa-digital>

En el 'Año Betancourt 2024', coincidiendo con el bicentenario del fallecimiento del ingeniero Agustín de Betancourt (1758-1824), presentamos, a propuesta del Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos (CICCP), un compendio de la exposición *Betancourt. Los inicios de la ingeniería moderna en Europa*, que organizó el Centro de Estudios Históricos de Obras Públicas y Urbanismo

(CEHOPU-CEDEX) en 1996 con el comisariado de Ignacio González Tascón.

Esta propuesta da así a conocer la importancia de Betancourt y sus realizaciones materiales, además de su tiempo. Insigne ingeniero e inventor, gran viajero y artista de talento, la trayectoria humana e intelectual de Betancourt está recorrida, de principio a fin, por una inagotable curiosidad, base de sus sustantivas aportaciones al mundo de la ciencia y la técnica de su tiempo.

Esta exposición se acompaña de los correspondientes catálogos (español/inglés) y folletos (español/inglés) en papel y formato electrónico.



Betancourt (1758-1824) and the Beginnings of Modern Engineering in Europe. Catalogue of the traveling exhibition

Edición en papel

Autoría: VV. AA. Coedición con el Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos (CICCP)

ISBN: 978-84-7790-670-4

Año: 2024

PVP: 6 €

Edición gratuita en línea disponible en: <https://ceh.cedex.es/tienda/?product=betancourt-1758-1824-and-the-beginnings-of-modern-engineering-in-europa-digital>

As part of the activities related to the 'Betancourt Year 2024', which commemorates the bicentenary of the death of the Spanish engineer Agustín de Betancourt y Molina (1758-1824), the Centro de Estudios Históricos de Obras Públicas y Urbanismo (CEHOPU-CEDEX), upon the proposal from the Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos (CICCP), provides an adaptation of its exhibition *Betancourt. The*

Beginnings of Modern Engineering in Europe, curated in 1996 by Ignacio González Tascón.

This project, which is intended to travel around some of the different territorial districts of the aforementioned CICCP, aims to recover the work and legacy of one of the most accomplished European engineers of recent centuries, and founding father of civil engineering in Spain. A tireless traveler, artist and talented inventor, Betancourt's human and intellectual career is marked, from beginning to end, by an inexhaustible curiosity, the basis of his substantial contributions to the world of science and technology of his time.

This exhibition is accompanied by the corresponding catalogues (Spanish/English) and brochures (Spanish/English) both in paper and electronic format.



XLI Curso sobre tratamiento de aguas residuales y explotación de estaciones depuradoras (3 Volúmenes)

XLI Course on Wastewater Treatment and Operation of Treatment Plants (3 Volumes)

Edición en papel

Autoría: CEDEX

ISBN: 978-84-7790-672-8

Año: 2024

PVP: 80 €

Edición gratuita en línea disponible en: <https://ceh.cedex.es/tienda/?product=xli-curso-sobre-tratamiento-de-aguas-residuales-y-explotacion-de-estaciones-depuradoras-digital>

La recogida y tratamiento de las aguas residuales es una necesidad ineludible para la conservación y uso racional de los recursos hídricos. En España, a partir de la aprobación de la Directiva 91/271, se produjo el gran desarrollo de la depuración a través de sucesivos planes de saneamiento estatales y autonómicos.

Sin embargo, a pesar de la gran evolución de estos años, quedan todavía actuaciones por abordar, sobre todo en el rango de las menores poblaciones y existen aspectos por mejorar, como la optimización energética de las instalaciones, la fiabilidad de los rendimientos, la gestión de pluviales o la estabilización de fangos.

The collection and treatment of wastewater is an unavoidable necessity for the conservation and rational use of water resources. In Spain, following the approval of Directive 91/271, wastewater treatment saw a significant development through successive state and regional sanitation plans. However, despite the significant progress made in recent years, there are still actions to be addressed, especially in smaller towns, and there are areas that require improvement, such as energy optimization of facilities, performance reliability, stormwater management, and sludge stabilization.



Norma NLT-383/25: Evaluación de la resistencia, tenacidad, ductilidad y energía de rotura de las mezclas bituminosas mediante el ensayo FÉNIX

NLT-383/25 Standard: Evaluation of the Strength, Toughness, Ductility and Breaking Energy of Bituminous Mixtures Using the PHOENIX Test

Edición en papel

Autoría: VV. AA.

ISBN: 978-84-7790-674-2

Año: 2024

PVP: 15 €

Edición gratuita en línea disponible en: <https://ceh.cedex.es/tienda/?product=nlt-383-25-evaluacion-de-la-resistencia-tenacidad-ductilidad-y-energia-de-rotura-de-las-mezclas-bituminosas-mediante-el-ensayo-fenix-digital>

Revisión de la norma editada en 2020, que describe el método de ensayo Fénix desarrollado en la Universidad Politécnica de Cataluña. Permite determinar propiedades en tracción de las mezclas bituminosas, como resistencia, ductilidad y tenacidad, y aplicar

los resultados para comparar la resistencia a la fisuración de distintos materiales, como método de apoyo para su dosificación y control de calidad o como indicadores del estado de envejecimiento de una mezcla durante su vida de servicio. La revisión incluye el Diagrama Fénix para representar gráficamente los resultados y obtener una evaluación de estos de forma rápida y sencilla.

Revision of the standard published in 2020, which describes the Phoenix test method developed at the Polytechnic University of Catalonia. It allows the determination of tensile properties of bituminous mixtures, such as strength, ductility, and toughness, and the application of the results to compare the crack resistance of different materials, as a supporting method for dosing and quality control, or as indicators of the aging state of a mixture during its service life. The revision includes the Phoenix Diagram to graphically represent the results and obtain a quick and easy evaluation of them.

Venta online en <https://ceh.cedex.es/tienda/>

INTRODUCCIÓN

Ingeniería Civil (IC) se define como una publicación científico-técnica especializada en ingeniería civil y medioambiental. Es editada con periodicidad cuatrimestral por el Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas (CEDEX), organismo público de referencia en los campos de la ingeniería civil, la edificación y el medioambiente, al que han estado ligados eminentes ingenieros españoles como Eduardo Torroja o José A. Jiménez Salas. IC cuenta con un sistema de revisión por pares que permite la evaluación externa de todos los artículos científico-técnicos recibidos, y acepta para su publicación artículos sobre trabajos relacionados con las siguientes áreas temáticas y tecnológicas de actividad: Aguas, Estructuras y Materiales, Puertos y Costas, Transporte y Movilidad, Carreteras, Sostenibilidad, Transición Ecológica, Geotecnia, Interoperabilidad Ferroviaria, Patrimonio Histórico de Obras Públicas, Economía Circular y Transferencia de Conocimiento. En este sentido, la revista realiza una labor fundamental como vehículo de difusión y transferencia tecnológica dentro de las áreas de conocimiento mencionadas.

PRESENTACIÓN Y ESTRUCTURA DE LOS ARTÍCULOS

Los originales, que deberán ser inéditos, se harán llegar por correo electrónico a la dirección ingcivil@cedex.es, haciendo constar en el asunto del mensaje que se trata de un artículo presentado para su publicación en la revista IC. Ésta, por su parte, se compromete a adoptar una decisión sobre la publicación de originales en el plazo de seis meses, reservándose el derecho de publicación por un plazo de dos años de acuerdo con las necesidades de la misma.

Los originales seguirán la siguiente estructura: (1) página de título; (2) introducción que defina la finalidad del estudio; (3) objetivos perseguidos; (4) metodología utilizada; (5) resultados obtenidos y su significación; (6) conclusiones principales; (7) agradecimientos; y (8), referencias.

La página de título, a su vez, ha de incluir los siguientes componentes: (a) título en español e inglés; (b) nombre completo del autor/es así como su filiación académica y lugar de trabajo; (c) dirección de correo electrónico y postal del correspondiente autor/a de contacto o corresponding author; (d) resumen (español)/abstract (inglés), con una extensión entre 150-250 palabras; y (e), palabras clave (español) y keywords (inglés), con 5 términos como mínimo y 10 como máximo.

Los originales habrán de ir en español y su extensión, incluyendo las correspondientes imágenes, será entre 15 y 40 páginas, tamaño A4, en formato Word, a doble espacio y usando Times New Roman con un tamaño de fuente de 12 puntos. En casos excepcionales podrán publicarse artículos de mayor extensión, cuya aceptación quedará sujeta al criterio del Comité de Redacción de la revista.

Las figuras, cuyo objeto es simplificar y/o complementar el texto, se ordenarán según el orden de aparición en el texto, siendo identificadas con la expresión “figura 1”, “figura 2”, etc. Todas las figuras deberán llevar un pie de imagen o descriptor que ha de ser simple y claro. Más importante de todo, las figuras habrán de enviarse en los formatos propios de imagen (tiff, jpg, png, gif, etc.) para conformar los estándares de calidad plástica y gráfica establecidos por la revista. La resolución de las imágenes, para posterior impresión en papel, ha de ser 300 ppp (píxeles por pulgada), aunque 240 también se puede considerar un valor aceptable.

En el caso de las tablas, se seguirá el mismo criterio de numeración que en las figuras, utilizando la expresión “tabla 1”, “tabla 2”, etc. Todas las tablas llevarán un título en cursiva que ha de ser breve y explicativo.

Los títulos de los ejes de coordenadas y cualquier elemento de texto que se incorpore a las figuras y gráficos deben estar realizados en la misma fuente y tamaño (preferentemente en Minion Pro).

Por su parte, es conveniente que las fórmulas y ecuaciones incluidas en el artículo sean realizadas en Cambria Math con un tamaño de fuente de 9 puntos. En todo caso, y al igual que las figuras y tablas, dichas fórmulas/ecuaciones habrán de ir numeradas correlativamente, poniendo el número de orden entre corchetes [1], [2], etc.

Las citas de libros y artículos aparecerán preferentemente en el cuerpo del texto y no a pie de página. Las referencias que se inserten dentro del texto incluirán, entre paréntesis, el autor/res y el año que corresponda.

En lo que se refiere a la citación de fuentes bibliográficas o de cualquier otro tipo, se recomienda la utilización de un programa de gestión bibliográfica para insertar las referencias (EndNote, Mendeley, etc.), utilizando el estilo Harvard-APA (American Psychological Association: <https://www.apa.org/>). Sirvan a este respecto los ejemplos que siguen a continuación:

Libros

Dean, E.T.R. (2010). *Offshore Geotechnical Engineering*. London: Thomas Telford Publishing.

Fernández Casado, C. (2013). *Historia del puente en España. Puentes romanos*. Madrid: Consejo Superior de Investigaciones Científicas (CSIC).

Jiménez Salas, J.A., de Justo, J.L., y Serrano, A. (1981). *Geotecnia y Cimientos II. Mecánica del Suelo y de las Rocas*. Madrid: Editorial Rueda.

Capítulos de libros

Richardson, W.J. (1995). Documented Disturbance Reactions. En W.J. Richardson, C.R. Greene, C.I. Malme y D.H. Thomson (eds.), *Marine Mammals and Noise* (pp. 241-324). San Diego, CA (EE UU): Academic Press.

Artículos de revistas

Casagrande, A. (1965). Role of the Calculated Risk in Earthwork and Foundation Engineering. Terzaghi Lecture. *Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division*, 91(4): pp. 1-40.

Dapena, E., Alaejos, P., Lobet, A., y Pérez, D. (2011). Effect of Recycled Sand Content on Characteristics of Mortars and Concretes. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 23(4): pp. 414-422.

Tamarit, J., e Iglesias, J.I. (2016). Los sistemas de señalización en España: el ERTMS y el ASFA Digital. *Ingeniería Civil*, nº 182, pp. 27-39.

Ponencias, congresos, conferencias y seminarios

Stive, M.J.F., De Schipper, M.A., Luijendijk, A.P., Ranasinghe, R.W.M.R.J.B., Van Thiel de Vries, J.S.M., Aarninkhof, S., Van Gelder-Maas, C., De Vries, S., Henríquez, M., y Marx, S. (2013). The Sand Engine: A Solution for Vulnerable Deltas in the 21st Century? En *Coastal Dynamics: 7th International Conference on Coastal Dynamics, Arcachon, France, 24-28 June, 2013* (pp. 1537-1546). Bordeaux (France): Bordeaux University.

Tesis no publicadas

Toledo, M.A. (1997). *Presas de escollera sometidas a sobrevertido: estudio del movimiento del agua a través de la escollera y de la estabilidad frente al deslizamiento en masa* [tesis doctoral inédita]. Madrid: Universidad Politécnica de Madrid (UPM).

Recursos electrónicos

A la referencia correspondiente según el tipo de documento (libro, artículo, etc.), se añadirá a continuación, si se estima oportuno, el número de identificación digital (DOI, por sus siglas en inglés), que es un identificador único y permanente para las publicaciones electrónicas, y si no lo tuviese se consignará la URL que corresponda poniendo a continuación “Disponible en: <http://xxxxx>”

García de Arquer, F.P. et al (2021). Semiconductor quantum dots: Technological progress and future challenges. *Science*, 373, eaaz8541. DOI: 10.1126/science.aaz8541

United States Environmental Protection Agency (EPA) (2018). *Guide to Purchasing Green Power*. Washington, DC (EE UU): EPA. Disponible en: <https://www.epa.gov/greenpower/guide-purchasing-green-power>



PLAN ESTRATÉGICO CEDEX 2023 - 2025

- | AFRONTANDO LOS NUEVOS RETOS | -



Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas

DIRECCIÓN

Directora: **Áurea Perucho Martínez**
C/ Alfonso XII, 3 y 5 - 28014 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 75 14/15

SECRETARÍA DEL CEDEX

Secretaria: **Sonia Fernández-Pacheco Rodríguez**
C/ Alfonso XII, 3 y 5 - 28014 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 75 01

GABINETE DE RELACIONES EXTERNAS Y
ACTIVIDADES COMERCIALES

Jefe: **Miguel González Portal**
C/ Alfonso XII, 3 y 5 - 28014 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 74 90

CENTRO DE ESTUDIOS HIDROGRÁFICOS

Director: **Federico Estrada Lorenzo**
Pº Bajo de la Virgen del Puerto, 3 - 28005 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 79 00

CENTRO DE ESTUDIOS DE PUERTOS Y COSTAS

Directora: **Ana M.ª Lloret Capote**
C/ Antonio López, 81 - 28026 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 77 00

CENTRO DE ESTUDIOS DEL TRANSPORTE

Directora: **Laura Parra Ruiz**
Autovía de Colmenar Viejo, PK. 18,2 - 28760 El Goloso, Madrid
Tel.: (+34) 91 335 78 00

CENTRO DE ESTUDIOS DE TÉCNICAS APLICADAS

Director: **Francisco Javier Cachón de Mesa**
C/ Alfonso XII, 3 y 5 - 28014 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 72 00

LABORATORIO CENTRAL DE ESTRUCTURAS Y MATERIALES

Directora: **Pilar Alaejos Gutiérrez**
C/ Alfonso XII, 3 y 5 - 28014 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 74 11/13

LABORATORIO DE GEOTECNIA

Director: **Fernando Pardo de Santayana Carrillo**
C/ Alfonso XII, 3 y 5 - 28014 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 73 43/46

LABORATORIO DE INTEROPERABILIDAD FERROVIARIA

Director: **Miguel López Hernández**
C/ Julián Camarillo, 30 - 28037 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 71 57

CENTRO DE ESTUDIOS HISTÓRICOS DE OBRAS PÚBLICAS Y
URBANISMO (CEHOPU)

Miguel González Portal
C/ Alfonso XII, 3 y 5 - 28014 Madrid
Tel.: (+34) 91 335 74 90