SIOP 2026 | COQUIMBO
XI Seminario Internacional de Ingeniería y Operación Portuaria

XI SEMINARIO INTERNACIONAL DE INGENIERÍA Y OPERACIÓN PORTUARIA

Limitaciones del método FORM en el diseño basado en fiabilidad de diques en talud. Influencia de la rotura del oleaje

DIEGO MORENO VALERO

RESUMEN

Este trabajo evalúa el método FORM (First Order Reliability Method) para el diseño basado en fiabilidad de diques en talud, comparando distintos niveles de análisis probabilístico sobre un caso de estudio inspirado en un puerto deportivo cantábrico. Se consideran tres modos de fallo - estabilidad del manto principal, estabilidad de la berma y rebase- caracterizados mediante variables aleatorias de clima marítimo, resistencia y daño admisible, y combinados mediante la aproximación de Ditlevsen. El dimensionamiento se realiza con FORM, calibrando coeficientes parciales de Nivel I y contrastando los resultados con simulación Monte Carlo de Nivel III. Se analizan dos escenarios: uno sin limitación por rotura del oleaje y otro en que la altura de ola queda limitada por el criterio de Goda. Los resultados muestran que FORM reproduce adecuadamente la probabilidad de fallo cuando no hay rotura, pero la sobrestima sustancialmente al introducirse la discontinuidad asociada a ella, lo que obliga a modificar el algoritmo de convergencia, a reinterpretar los coeficientes de importancia y a investigar otros caminos de mejora en la aplicación de los métodos probabilísticos.

Palabras clave: diques en talud, ingeniería portuaria, métodos probabilísticos, fiabilidad, estabilidad, FORM, gradiente, coeficientes de importancia, índice de fiabilidad, Monte Carlo.

---

[1]Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Responsable de Consultoría en Puerto Banús

1 INTRODUCCIÓN

Los diques en talud se diseñan habitualmente mediante metodologías deterministas o semiprobabilísticas basadas en coeficientes parciales de seguridad (Negro & Varela, 2008). Estos procedimientos incorporan las incertidumbres de forma implícita, sin definir explícitamente el nivel de fiabilidad alcanzado.

Las ROM 0.0-01 y 1.0-09, en función del tipo de estructura, prescriben el uso de los métodos de diseño basados en fiabilidad, los cuales permiten evaluar directamente la probabilidad de fallo de la estructura (Puertos del Estado, 2001).

Entre ellos, el método de fiabilidad de primer orden (FORM) ofrece un adecuado equilibrio entre precisión y eficiencia computacional y, además de estimar la probabilidad de fallo, proporciona el punto de diseño y la importancia relativa de las variables aleatorias, información esencial para la calibración de coeficientes parciales de seguridad (Gómez, Molina, Castillo, Rodríguez, & López, 2018).

La aplicación del Nivel II a diques en talud puede enfrentar dificultades como la presencia de múltiples fronteras de verificación, discontinuidad en las restricciones y no diferenciabilidad de estas. Como la limitación de la altura de ola por rotura, fenómeno que modifica las acciones actuantes y plantea nuevos retos en el análisis de fiabilidad.

Este trabajo parte de la comparación de distintas metodologías de fiabilidad aplicadas al diseño de un dique en talud, considerando tres modos de fallo principales: estabilidad del manto, estabilidad de la berma y rebase. A continuación, muestra el comportamiento de FORM cuando el modelo hidráulico incorpora la rotura del oleaje, analizando sus ventajas y limitaciones como herramienta de diseño basado en fiabilidad.

2 METODOLOGÍA

2.1 Métodos probabilísticos de diseño

El diseño de diques en talud se ha basado tradicionalmente en procedimientos deterministas o semiprobabilísticos (Nivel I), donde las incertidumbres se incorporan mediante coeficientes parciales de seguridad, y el nivel de fiabilidad alcanzado permanece implícito, dependiendo de la calibración de dichos coeficientes.

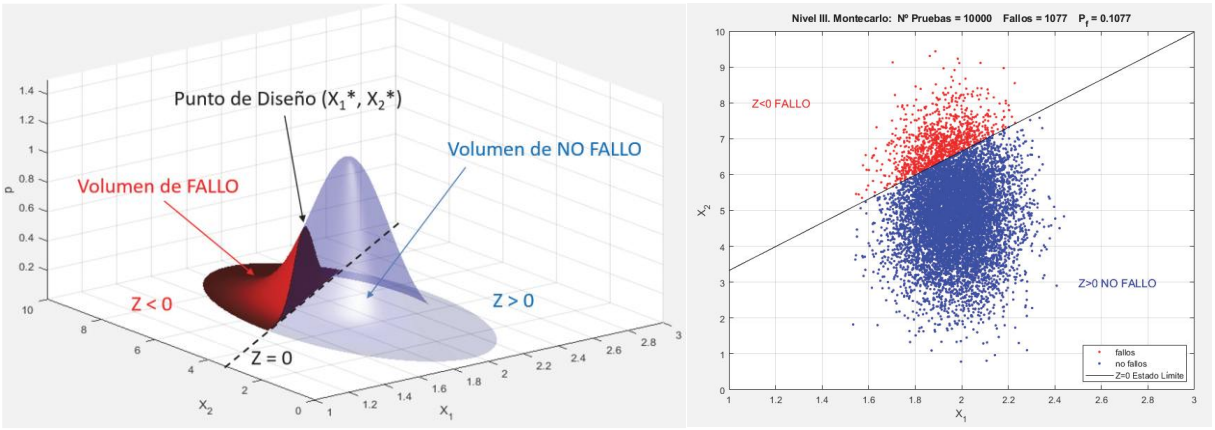
Los métodos probabilísticos representan estas incertidumbres mediante variables aleatorias y una función de estado límite que separa los estados seguros de los de fallo (A-Goulet). La probabilidad de fallo se obtiene como la probabilidad de que dicha función sea menor o igual que cero.

$$g(X) = R(X) - S(X) \quad (1)$$

donde **R** representa la resistencia del sistema, **S** la solicitación y **X** el conjunto de variables aleatorias que intervienen en el problema.

Los métodos de Nivel II estiman esta probabilidad a partir del punto de diseño o Most Probable Point (MPP). El método FORM aproxima localmente la superficie de estado límite mediante linealización en el entorno del MPP, obteniendo de forma eficiente la probabilidad de fallo, el punto de diseño y los índices de sensibilidad, información útil para interpretar el mecanismo de fallo y calibrar coeficientes parciales aplicables en Nivel I.

Figura 1 Representación gráfica del espacio probabilístico *(Chamorro, Muñoz, Negro, Contreras, & Gómez-Pina, 2019)*



Los métodos de Nivel III, como referencia, estiman la probabilidad de fallo por integración directa de la distribución conjunta de variables, resuelta numéricamente mediante Monte Carlo, sin aproximar la superficie de estado límite.
En este trabajo se emplea FORM como herramienta principal de Nivel II para determinar el punto de diseño y calibrar coeficientes parciales equivalentes de Nivel I, comparando las probabilidades obtenidas con simulaciones Monte Carlo de Nivel III como referencia.

2.2 Caracterización del caso de estudio

Geometría del dique

El caso de estudio es un dique en talud con manto principal bicapa de bloques de hormigón y berma de apoyo, con geometría inspirada en un puerto deportivo cantábrico (tramo de abrigo N) (Fernández, 2016). Las variables de diseño son la profundidad del pie, el tamaño de piezas de manto y berma, y la altura de coronación del espaldón. El espesor de la berma se estima a partir del diámetro equivalente de una pieza.

Vida útil y probabilidad de fallo conjunta

Según la ROM 1.0-09, al tratarse de un puerto deportivo se adopta IRE medio (r2), vida útil de 25 años, e ISA (s)1 no significativo (sin zonas de almacenamiento u operación adosadas), resultando en una probabilidad de fallo admisible en ELU de 0,20.

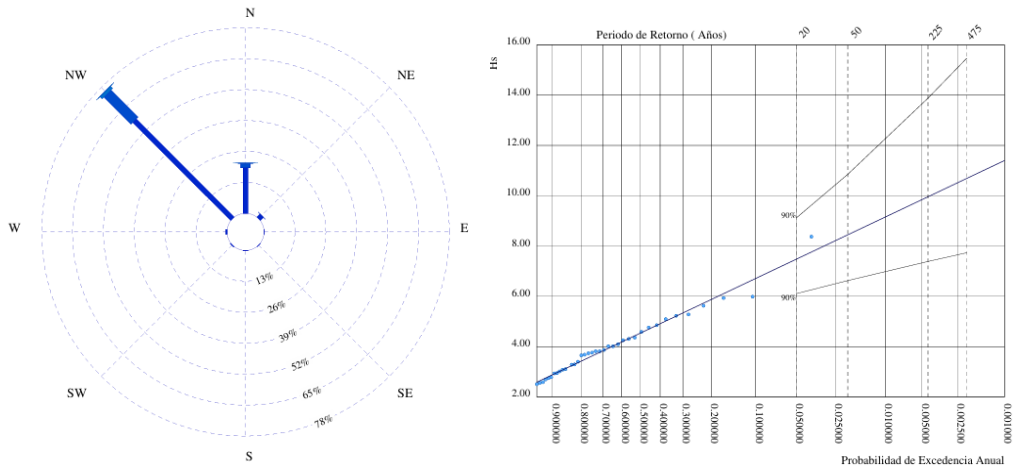
Clima marítimo

Se caracterizó mediante el régimen extremal direccional de la boya de Bilbao (Puertos del Estado), ajustando Weibull por el método POT para los sectores N y NW. La propagación al pie del dique se realizó con teoría lineal (asomeramiento y refracción sobre batimetría recta y paralela), obteniendo un coeficiente de propagación por dirección.

El período de pico se modeló mediante una relación empírica con la altura significante de la boya, incorporando la dispersión mediante un factor lognormal aleatorio.

$$T_p = aH_s^c T_{fac} \qquad (2)$$

Figura 2 Clima marítimo en Boya de Bilbao (Banco de datos oceanográficos de Puertos del Estado)



2.3 Nivel II. Aplicación de FORM

2.3.1 Modelo probabilístico

El análisis de fiabilidad se basa en un conjunto de variables aleatorias que representan la incertidumbre asociada al clima marítimo, los parámetros hidráulicos, las propiedades resistentes y las variables de diseño. Cada variable se caracteriza mediante su distribución de probabilidad y los parámetros correspondientes.

En el análisis FORM, las variables se transforman desde el espacio físico de variables aleatorias (espacio X) a un espacio normal estándar equivalente (espacio U), donde son independientes y

siguen una distribución normal estándar (Haukaas, 2024). En este espacio, el problema se reduce a la determinación del punto de diseño (Most Probable Point, MPP) y del correspondiente índice de fiabilidad β, definido como la distancia mínima desde el origen hasta la superficie de estado límite.
La probabilidad de fallo de cada modo se estima mediante la aproximación de primer orden como

$$P_f = \Phi(-\beta) \quad (3)$$

Siendo Φ la función de distribución acumulada de la normal estándar.
Las variables consideradas en el modelo se resumen en la siguiente tabla:

Tabla 1 Caracterización de las variables aleatorias

Variable	Descripción	Distribución	Valor medio o parámetros	COV
$H_{s,b}$	Altura significante del oleaje en la boya	Weibull direccional	Parámetros específicos para N y NW	—
η	Nivel total del mar respecto al cero del puerto	GEV	k = 0; σ = 0,0911 m; μ = 4,818 m	—
Tfac	Factor multiplicativo del período de pico	Lognormal	μ = 1,00	0,10
a_m	Incertidumbre del modelo de estabilidad del manto	Lognormal	μ = 1,00	0,12
a_b	Incertidumbre del modelo de estabilidad de la berma	Lognormal	μ = 1,00	0,12
a_r	Incertidumbre del modelo de rebase	Lognormal	μ = 1,00	0,12
Δ	Densidad relativa sumergida de la escollera	Normal	μ = 1,33	0,03
$N_od_{,m}$	Nivel de daño admisible del manto	Lognormal	μ = 0,30	0,33
$N_od_{,b}$	Nivel de daño admisible de la berma	Lognormal	μ = 1,50 – 2,00	0,30
N	Número de olas del temporal	Lognormal	μ = 1.750	0,14
R_c	Francobordo de la estructura	Normal	μ = 11,00 m	0,005
q_{adm}	Caudal medio admisible de rebase	Determinista	0,05 m³/s por m	0

La probabilidad de fallo del sistema no puede obtenerse mediante la suma directa de las probabilidades de fallo de cada modo, ya que estos comparten las mismas variables aleatorias y, por tanto, no son estadísticamente independientes. Para tener en cuenta esta dependencia, se propone la aproximación de Ditlevsen, en la que la correlación entre dos modos de fallo se estima a partir del producto escalar de los vectores de sensibilidad obtenidos mediante FORM:

$$\rho_{ij} = \alpha_i^T \alpha_j \quad (4)$$

donde α_i y α_j son los vectores de sensibilidad asociados a los modos de fallo i y j. Esto permite estimar la probabilidad de fallo global considerando la dependencia entre mecanismos.

2.3.2 Funciones de estado límite

Estabilidad del manto principal
La estabilidad del manto principal se evalúa mediante la formulación de Van der Meer (Meer, 1995). La función de estado límite se expresa como la diferencia entre la altura significante resistente del manto y la altura significante actuante:

$$g_m(X) = H_{s,res,m} - H_s \quad (5)$$

La altura resistente se obtiene a partir del número de estabilidad:

$$H_{s,res,m} = a_m \, \Delta \, D_{n,m} \, N_{s,res,m} \quad (6)$$

Siendo la función completa:

$$g_m(X) = \Delta D_{n,m} a_m \left(6.70 \frac{N_{od,m}^{0.40}}{N^{0.30}} + 1.00\right) \left(\frac{2\pi H_s}{g T_z^2}\right)^{-0.10} - H_s \quad (7)$$

donde $a_m$representa la incertidumbre del modelo, Δ la densidad relativa sumergida, $D_{n,m}$el diámetro nominal del manto, $N_{od,m}$el nivel de daño admisible, Nel número de olas del temporal y $T_z$el período medio de paso por cero. Esta es la expresión implementada en el modelo.

Estabilidad de la berma
La función de estado límite de la berma se expresa como:

$$g_b(X) = H_{s,adm,b} - H_s \quad (8)$$

La altura admisible se obtiene mediante:
$$H_{s,adm,b} = a_b \Delta D_{n,b} N_{s,b} \quad (9)$$

Siendo la función completa:

$$g_b(X) = a_b \Delta D_{n,b} \left(1.6 + 0.24 \frac{\eta - z_b}{D_{n,b}}\right) N_{od,b}^{0.15} - H_s \quad (10)$$

donde $a_b$representa la incertidumbre del modelo, $D_{n,b}$el diámetro nominal de los elementos de la berma, $N_{od,b}$el nivel de daño admisible, η el nivel total del mar y $z_b$la cota de la berma respecto al cero de referencia.

Rebase

El modo de fallo por rebase se produce cuando el caudal medio calculado supera el caudal admisible. La expresión empleada es:

$$q = a_r\, 0.023\sqrt{gH_s^3}\, exp\left[-\left(2.7\frac{R_{c,ef}}{\gamma_f H_s}\right)^{1.3}\right] \quad (11)$$

donde el francobordo efectivo es:

$$R_{c,ef} = R_c - \eta \quad (12)$$

La función de estado límite se formula en forma logarítmica:

$$g_r(X) = ln(q_{adm}) - ln(q) \quad (13)$$

Sustituyendo la expresión del caudal:

$$g_r(X) = ln(q_{adm}) - ln(a_r) - ln(0.023) - \frac{1}{2}ln(gH_s^3) + \left[2.7\frac{R_c-\eta}{\gamma_f H_s}\right]^{1.3} \quad (14)$$

La formulación logarítmica conserva exactamente la misma frontera de fallo que $q_{\mathrm{adm}} - q = 0$, pero mejora la estabilidad numérica del cálculo.

3 RESULTADOS

El dimensionamiento se realiza de forma iterativa, ajustando las variables resistentes hasta alcanzar la probabilidad de fallo objetivo durante la vida útil. Para cada dirección, FORM proporciona la probabilidad de fallo del sistema condicionada a la ocurrencia de un temporal, $P_{f|T,d}$. Suponiendo que la llegada de temporales en cada sector sigue un proceso de Poisson de intensidad anual λ_d, la probabilidad anual de fallo por dirección se obtiene como:

$$P_{f,a,d} = 1 - exp\left(-\lambda_d\, P_{f|T,d}\right) \quad (15)$$

Las contribuciones de las distintas direcciones se combinan mediante la suma de intensidades:

$$\Lambda = \sum_d \lambda_d\ P_{f|T,d} \quad (16)$$

de modo que la probabilidad anual global resulta:

$$P_{f,a} = 1 - exp(-\Lambda) \quad (17)$$

Finalmente, la probabilidad de fallo acumulada durante una vida útil de "L" años se obtiene mediante:

$$P_{f,L} = 1 - \left(1 - P_{f,a}\right)^{L} \quad (18)$$

El proceso iterativo de dimensionamiento finaliza cuando la probabilidad de fallo global en la vida útil alcanza el valor objetivo establecido, $P_{f,L} = 20\%$

Con objeto de disponer de un caso de referencia sin limitación por rotura de ola, el pie del dique se situó a -20 m, evitando la activación del criterio de rotura para los estados de mar analizados.

Con objeto de analizar la influencia de la rotura del oleaje sobre la estimación de la fiabilidad, se repitió el análisis anterior reduciendo la profundidad en el pie del dique desde -20m hasta -10m, de forma que la altura de ola incidente quedase limitada. En este caso, la altura de ola utilizada en las funciones de estado límite se obtiene como:

$$H_s = \min\left(H_{s,\mathrm{raw}},\, H_b\right) \quad (19)$$

Donde $H_{s,\mathrm{raw}}$es la altura de ola propagada hasta el pie del dique sin considerar la rotura y $H_b$es la altura límite de rotura, calculada mediante la formulación de Goda. Esta limitación introduce una discontinuidad en la función de estado límite cuando $H_{s,\mathrm{raw}} = H_b$, circunstancia que condiciona el comportamiento del algoritmo FORM.
Debido a la más fácil reparabilidad de la berma por la menor profundidad, se relaja su daño admisible Nod = 2. (Cabe mencionar que la aplicabilidad de la fórmula de Gerding en el caso de rotura queda fuera de rango, por lo que los resultados no serían válidos para un caso real).

El tiempo de cálculo ha sido, en todos los casos, despreciable, por lo que el número de iteraciones no ha sido relevante. En el caso sin rotura, la convergencia es suave, mientras que en presencia de rotura la convergencia es más inestable porque en lugar de una única restricción se tienen que cumplir dos simultáneamente.

El dimensionamiento FORM es el siguiente:

Sin rotura
Dn manto = 3,90m →157 t
Dn berma = 1,90m → 18 t
Cota espaldón = +11

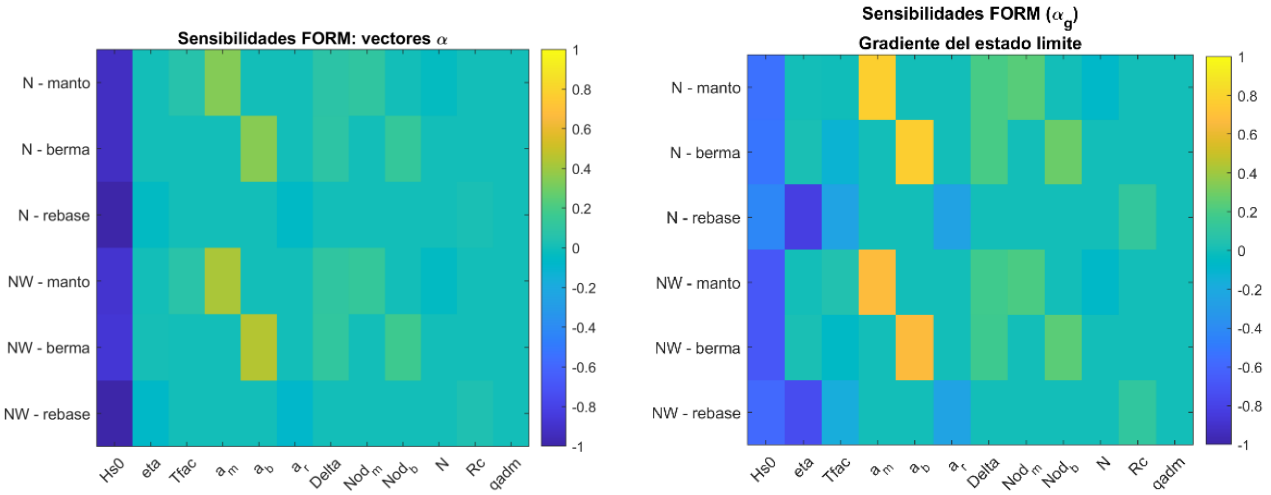
Con rotura
Dn manto = 3,90m →157 t
Dn berma = 3,40m → 104 t
Cota espaldón = +9,40

Tabla 2 Punto de diseño no rotura(arriba) y rotura (abajo)

Direccion	Modo	Hs0	eta	Tfac	a_m	a_b	a_r	Delta	Nod_m	Nod_b	N	Rc	qadm	Hs_pie	Tp	Tm	Tz	Rc_eff	q
N	manto	8,94	4,85	0,98	0,89	0,99	0,99	1,32	0,26	1,44	1756,69	11,00	0,05	8,72	14,03	10,63	10,63		
N	berma	10,34	4,85	1,00	0,99	0,86	0,99	1,32	0,28	1,27	1733,10	11,00	0,05	10,09	15,32	11,61	11,61		
N	rebase	10,80	4,87	1,00	0,99	0,99	1,02	1,33	0,28	1,44	1733,10	11,00	0,05	10,53	15,66	11,87	11,87	6,13	0,05
NW	manto	9,43	4,85	0,97	0,83	0,99	0,99	1,31	0,24	1,44	1770,91	11,00	0,05	8,08	13,88	10,52	10,52		
NW	berma	10,57	4,85	1,00	0,99	0,79	0,99	1,31	0,28	1,17	1733,10	11,00	0,05	9,05	14,74	11,16	11,16		
NW	rebase	12,23	4,88	1,00	0,99	0,99	1,04	1,33	0,28	1,44	1733,10	10,99	0,05	10,47	15,40	11,66	11,66	6,11	0,05

Direccion	Modo	Hs0	eta	Tfac	a_m	a_b	a_r	Delta	Nod_m	Nod_b	N	Rc	qadm	Hs_raw	Hb	Tp	Ts	Tm	Tz	Rc_eff	q
N	manto	6,46	4,85	1,00	0,75	0,99	0,99	1,31	0,23	1,92	1790,27	9,40	0,05	7,09	7,09	12,13	11,03	9,19	9,19		
N	berma	6,52	4,84	1,03	0,99	0,74	0,99	1,30	0,28	1,46	1733,10	9,40	0,05	7,16	7,16	12,66	11,51	9,59	9,59		
N	rebase	6,61	5,54	1,10	0,99	0,99	1,12	1,33	0,28	1,92	1733,10	9,38	0,05	7,26	7,26	13,55	12,32	10,27	10,27	3,84	0,05
NW	manto	7,74	4,85	0,98	0,75	0,99	0,99	1,31	0,23	1,92	1789,68	9,40	0,05	7,23	7,23	13,21	12,01	10,01	10,01		
NW	berma	7,80	4,84	1,02	0,99	0,75	0,99	1,31	0,28	1,48	1733,10	9,40	0,05	7,28	7,28	13,73	12,48	10,40	10,40		
NW	rebase	7,88	5,47	1,07	0,99	0,99	1,12	1,33	0,28	1,92	1733,10	9,38	0,05	7,36	7,36	14,55	13,22	11,02	11,02	3,91	0,05

Figura 3 Coeficientes de importancia no rotura (izda. y arriba) y rotura (dcha. y abajo) (Elaboración propia)



Direccion	Modo	Hs0	eta	Tfac	a_m	a_b	a_r	Delta	Nod_m	Nod_b	N	Rc	qadm
N	manto	-0,93	0,00	0,06	0,34	0,00	0,00	0,09	0,11	0,00	-0,03	0,00	0,00
N	berma	-0,92	0,01	0,00	0,00	0,35	0,00	0,09	0,00	0,13	0,00	0,00	0,00
N	rebase	-1,00	-0,04	0,00	0,00	0,00	-0,06	0,00	0,00	0,00	0,00	0,02	0,00
NW	manto	-0,88	0,00	0,07	0,43	0,00	0,00	0,11	0,13	0,00	-0,04	0,00	0,00
NW	berma	-0,87	0,01	0,00	0,00	0,45	0,00	0,12	0,00	0,17	0,00	0,00	0,00
NW	rebase	-0,99	-0,07	0,00	0,00	0,00	-0,08	0,00	0,00	0,00	0,00	0,03	0,00

Direccion	Modo	Hs0	eta	Tfac	a_m	a_b	a_r	Delta	Nod_m	Nod_b	N	Rc	qadm
N	manto	-0,54	0,00	0,00	0,78	0,00	0,00	0,20	0,23	0,00	-0,08	0,00	0,00
N	berma	-0,52	0,02	-0,12	0,00	0,77	0,00	0,20	0,00	0,28	0,00	0,00	0,00
N	rebase	-0,42	-0,83	-0,25	0,00	0,00	-0,26	0,00	0,00	0,00	0,00	0,12	0,00
NW	manto	-0,69	0,00	0,05	0,67	0,00	0,00	0,17	0,20	0,00	-0,07	0,00	0,00
NW	berma	-0,68	0,02	-0,06	0,00	0,67	0,00	0,17	0,00	0,25	0,00	0,00	0,00
NW	rebase	-0,58	-0,75	-0,18	0,00	0,00	-0,25	0,00	0,00	0,00	0,00	0,11	0,00

Figura 4 Trayectorias de convergencia para cada modo no rotura (arriba) y rotura (abajo) (Elaboración propia)

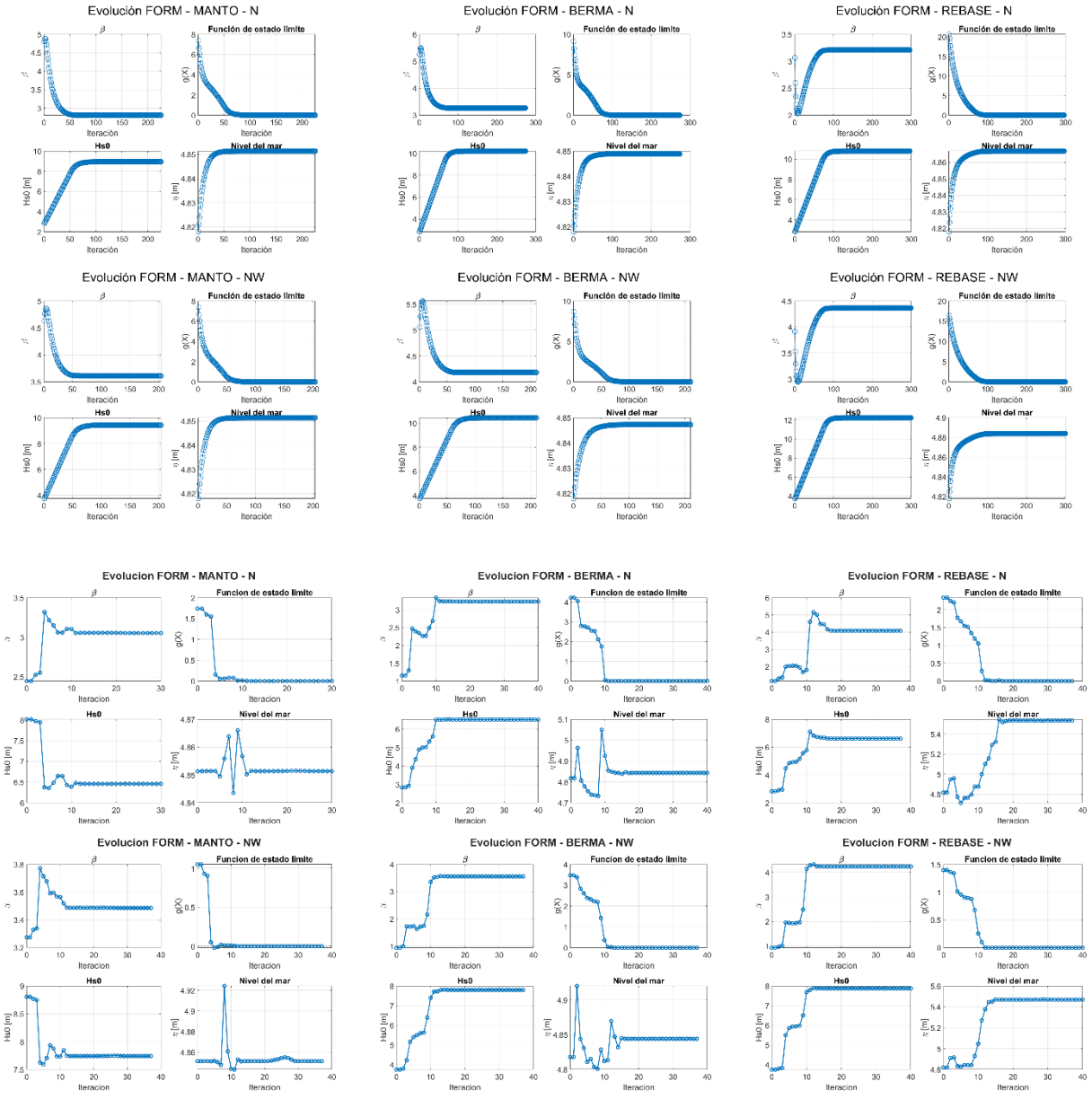
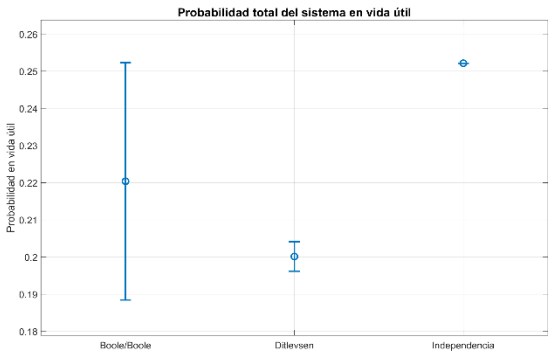
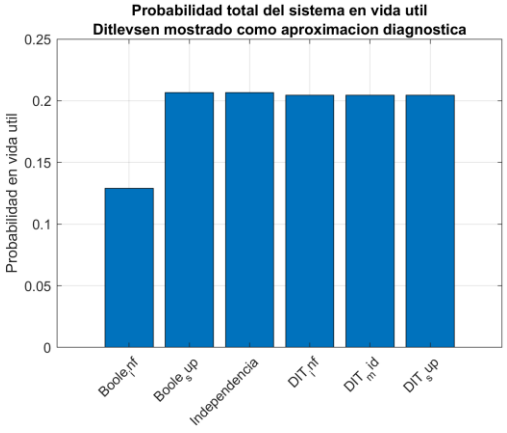


Figura 5 Pf y rangos de Boole y Ditlevsen no rotura (arriba) y rotura (abajo) (Elaboración propia)

Metodo	Pf_anual_total	PL_total
Boole_inf	0,83%	18,85%
Boole_sup	1,16%	25,23%
Independencia	1,16%	25,21%
DIT_inf	0,87%	19,62%
DIT_mid	0,89%	20,01%
DIT_sup	0,91%	20,41%



Metodo	Pf_anual_total	PL_total
Boole_inf	0,55%	12,91%
Boole_sup	0,92%	20,66%
Independencia	0,92%	20,65%
DIT_inf	0,91%	20,45%
DIT_mid	0,91%	20,45%
DIT_sup	0,91%	20,45%



Calibración de coeficientes parciales de Nivel I

El punto de diseño obtenido mediante FORM representa la combinación de variables más probable que conduce al estado límite para un nivel de fiabilidad dado. A partir de este punto se obtienen coeficientes parciales equivalentes, definidos como la relación entre los valores característicos y los valores de diseño de las variables:

$$\gamma_R = \frac{X_{rk}}{X_{rd}} \qquad \gamma_S = \frac{X_{sd}}{X_{sk}} \tag{20}$$

para las variables resistentes y para las variables de acción respectivamente.

Estos coeficientes permiten formular un procedimiento de diseño de Nivel I consistente con el nivel de fiabilidad objetivo.

Tabla 3 Coeficientes parciales Nivel I no rotura (arriba) y rotura (abajo)

Direccion	Hs0	Hs_pie	Tz	eta	γH,m	γz,m	γfav,b	γdesf,b	γfav,r	γdesf,r	Dn_m_NI	Dn_b_NI	Rc_NI	Dn_m_NII	Dn_b_NII	Rc_NII	Ratio_Dn_m	Ratio_Dn_b	Ratio_Rc
N	9,28	9,05	11,06	5,34	1,30	1,00	1,17	1,02	1,04	1,10	4,53	1,27	10,49	3,90	1,90	11,00	1,16	0,67	0,95
NW	9,26	7,93	10,78	5,46	1,30	1,00	1,30	1,06	1,07	1,22	3,94	1,29	9,91	3,90	1,90	11,00	1,01	0,68	0,90

Oleaje				Manto		Berma		Rebase		Nivel I			Nivel II			Ratios I/II		
Dir	Hs0	Hsraw	Hb=Hs	γH	γz	γfav	γdesf	γfav	γdesf	Dn,M	Dn,B	Rc	Dn,M	Dn,B	Rc	Dn,M	Dn,B	Rc
N	9,28	10,19	7,36	1,40	1,06	1,45	1,00	1,00	1,30	4,12	3,45	9,38	3,90	3,40	9,40	1,06	1,01	1,00
NW	9,26	8,65	7,33	1,40	1,06	1,42	1,00	1,00	1,17	4,12	3,34	9,38	3,90	3,40	9,40	1,06	0,98	1,00

Validación mediante simulación Monte Carlo (Nivel III)

Con objeto de validar los resultados obtenidos mediante FORM, se realizó un análisis de Nivel III mediante simulación Monte Carlo, empleando 10^6 simulaciones independientes para cada dirección de oleaje. La Tabla 4 resume las probabilidades de fallo obtenidas para cada modo y la probabilidad global del sistema, alcanzándose una probabilidad de fallo durante la vida útil de 0,190, muy próxima al valor objetivo de diseño (0,20) en el caso sin rotura y una diferencia muy sustancial en el caso de rotura (0,06).

Tabla 4 Pf obtenidas con Nivel III no rotura (arriba) y rotura (abajo)

Dirección	Modo	Pf tempor	βeq	Pf anual	Pf vida útil (25 a)
N	Manto	0,235%	2,83	0,64%	14,94%
N	Berma	0,044%	3,33	0,12%	2,95%
N	Rebase	0,069%	3,20	0,19%	4,63%
N	Sistema	0,261%	2,79	0,71%	16,41%
NW	Manto	0,015%	3,62	0,14%	3,52%
NW	Berma	0,001%	4,42	0,00%	0,12%
NW	Rebase	0,001%	4,38	0,01%	0,15%
NW	Sistema	0,015%	3,62	0,15%	3,57%
TOTAL SISTEMA				**8,5897E-03**	**19%**

Dirección	Modo	Pf temporal	βeq	Pf anual	Pf vida útil (25 a)
N	**Manto**	0.031%	3.43	0.08%	2.08%
N	**Berma**	0.022%	3.51	0.06%	1.53%
N	**Rebase**	0.001%	4.21	0.00%	0.09%
N	**Sistema**	0.054%	3.27	0.15%	3.64%
NW	**Manto**	0.008%	3.78	0.08%	1.95%
NW	**Berma**	0.005%	3.91	0.05%	1.12%
NW	**Rebase**	0.000%	4.75	0.00%	0.02%
NW	**Sistema**	0.013%	3.66	0.12%	3.07%
TOTAL SISTEMA				2.7269E-	6.60%

4 CONCLUSIONES Y DISCUSIÓN

1. En el caso sin rotura (dique en aguas profundas), la Pf global que da FORM, coincide sensiblemente con la del Nivel III, por lo que, en presencia de una única restricción, FORM supone un método adecuado de dimensionamiento del dique y calibración de coeficientes de Nivel I.

2. El caso con rotura introduce una segunda restricción $c(u) = H_{s,raw} - H_b = 0$ que implica una discontinuidad en la derivada de la ecuación de verificación.

3. El algoritmo HL-RF que busca $min \parallel \boldsymbol{u} \parallel s.a.\ g(u) = 0$ deja de converger al introducir la nueva restricción $H_s = \min(H_{s,raw}, H_b)$. Por lo que se pasó a un algoritmo SQP, que permite la convergencia del método. Se aprecian los efectos de la discontinuidad de las condiciones de verificación en las diferencias en las trayectorias de convergencia.

4. Los cosenos directores (coeficientes de importancia) dejan de ser unívocos teniendo que distinguir los que direccionan el origen con el MPP y los que direccionan el gradiente de las dos restricciones, no siendo necesariamente coincidentes.

5. La aproximación de Ditlevsen para la correlación de modos, basada en la similitud direccional, sobrestima dicha correlación pues, aun cuando las superficies de fallo tengan normales parecidas, los MPP de cada uno pueden estar alejados y tener intersecciones reales pequeñas. Sin perjuicio de ello, en el caso sin rotura, reduce el intervalo de incertidumbre en más del 80%.

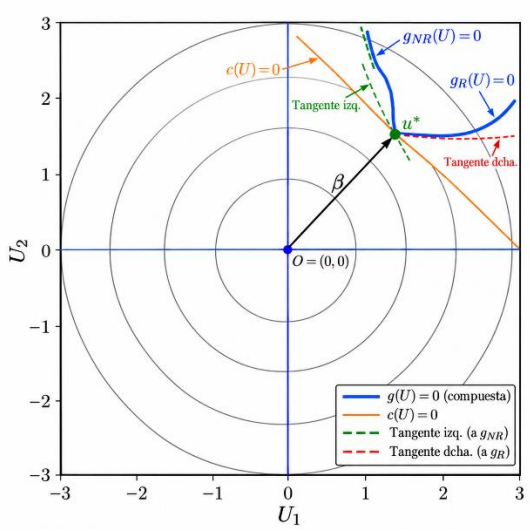
6. Los coeficientes de importancia muestran como al limitarse la Hs por la rotura, se redistribuye la influencia hacia el resto de las variables.

7. FORM permite caracterizar correctamente el MPP en el caso con rotura, pero sobrestima sustancialmente la Pf, por lo que resulta en el sobredimensionamiento de la estructura. La existencia de la discontinuidad en el gradiente de $g(u) = 0$ invalida la premisa Pf=Φ(−β) y genera una cuña en el espacio probabilístico no aproximable por FORM ni SORM.

El mayor poder de computación actual no debería desmerecer el Nivel II, dado que este aporta valiosa información sobre el mecanismo de fallo. Por el contrario, los métodos deberían complementarse para superar problemas como la presencia de discontinuidades en el gradiente, planteado en este caso.

Agradecimientos a los profesores Gabriel Chamorro y Rafael Molina por su amable disposición y desinteresada e inestimable ayuda.

Figura 6 Problema con rotura de oleaje (Elaboración propia)



5 Bibliografía y referencias

A-Goulet, J. (s.f.). CIV8530 – Fiabilité des structures et systèmes. Module 1: Lois de probabilité. Département des génies civil, géologique et des mines, Polytechnique Montréa: Polytechnique Montréal.

Burcharth, H. F. (2003). Reliability based Design of Coastal Structures. Aalborg University.

Chamorro, G., Muñoz, J., Negro, V., Contreras, A., & Gómez-Pina, G. (2019). Métodos probabilísticos nivel II y III en Ingeniería Marítima. Una aproximación didáctica basada en la interpretación gráfica del problema. *XV Jornadas Españolas de Ingeniería de Costas y Puertos*.

Fernández, D. L. (2016). Diseño probabilístico de obras marítimas. Aplicación al dique exterior de Laredo. Universidad de Cantabria.

García, C. L. (2023). Diseño de un Dique portuario de tipología rompeolas mediante los métodos probabilísticos de la ROM 0.0. Sevilla.

Gómez, R., Molina, R., Castillo, C., Rodríguez, I., & López, J. D. (2018). *Conceptos y herramientas probabilísticas para el cálculo del riesgo en el ámbito portuario.* Puertos del Estado.

Haukaas, T. (2024). FOSM, FORM, SORM. Vancouver: The University of British Columbia.

Limón, C. (2023). Diseño de un Dique portuario de tipología rompeolas mediante los métodos probabilísticos de la ROM 0.0. Sevilla: Dpto. de Ingeniería de la Construcción y Proyectos de Ingeniería. Escuela Técnica Superior de Ingeniería.

Medina, R., & Vidal, C. (2014). Diseño y construcción de diques rompeolas. Ingeniería del agua.

Meer, J. W. (1995). Conceptual Desing of Rubble Mound Breakwaters. *Advances in Coastal and Ocean Engineering*.

Negro, V., & Varela, O. (2008). Diseño de diques rompeolas. Seinor.

Puertos del Estado. (2001). Procedimiento general y bases de cálculo en el diseño de obras marítimas y portuarias ROM 0.0-01.

Stromberg, N. (s.f.). Reliability-based design optimization using SORM and SQP. Orebro University.

Zhao, Y.-G., & Ono, T. (1999). A general procedure for first/second-order reliability method (FORM/SORM). Elsevier