



Seguridad estructural de plataformas autoelevables petroleras en operación

Structural Safety of Oil Jack-Up Rigs in Operation

Campos Dante

Instituto Mexicano del Petróleo (IMP)
Dirección de Servicios de Ingeniería
Correo: dcampos@imp.mx

Cabrera-Miranda José Manuel

Pemex Exploración y Producción (PEP)
Ciudad del Carmen
Correo: pexjmcabreram01@pemex.com

Martínez-Mayorga Joan Manuel

Instituto Mexicano del Petróleo
Dirección de Servicios de Ingeniería
Correo: joanm@imp.mx

López-Cornejo Marcelino

Instituto Mexicano del Petróleo
Dirección de Servicios de Ingeniería
Correo: mrclopez@imp.mx

Espinosa-Zamudio Esteban Ernesto

PEMEX, Ciudad del Carmen
Gerencia de Mantenimiento Integral Marino
Subdirección de Mantenimiento y Logística
Correo: esteban.ernesto.espinosa@pemex.com

Resumen

Se presentan un modelo de riesgo y otro de confiabilidad que definen la seguridad a exigir y la disponible, respectivamente, de una plataforma marina autoelevable de piernas independientes ante el peligro meteorológico y oceanográfico (metoceanico). Las exigencias se definen en términos del índice de confiabilidad óptimo anual, del factor de reserva de resistencia (RSR) y de solicitaciones metoceanicas. La seguridad disponible se define en términos del índice de confiabilidad calculado a partir de tres estados límite de falla: el vuelco de la plataforma, el hundimiento vertical y deslizamiento lateral de alguna de sus zapatas (spud-can). Si la seguridad disponible es mayor que la que se exige, entonces, el empleo de la autoelevable será adecuado; de lo contrario, la autoelevable y su entorno estarían en una situación muy vulnerable. Además estos modelos serán una herramienta para decidir rentar o no una autoelevable. Al final se realiza una aplicación numérica para dos lugares en el Golfo de México que mostraron un buen comportamiento del sistema empleado.

Descriptores: seguridad requerida, seguridad disponible, elevación del casco, volteo de la autoelevable, costos de las autoelevables.

Abstract

Algorithms and calculations are derived to define the target safety level and real safety level for an independent legs offshore jack-up platform before meteorological and oceanographic hazards in a specific location. The risk model helps to define the required safety level which is defined by the annual optimal reliability index, the reserve strength ratio (RSR) and the maximum environmental loads which must survive. Furthermore, the reliability analysis allows to know the installed (real) safety level of the jack-up in terms of reliability index, for which three failure limit states are considered as follows: overturning of the platform, vertical penetration of spud-cans and horizontal sliding of the foundation. If real safety level is higher than the target safety level, then the performance of the jack-up platform is adequate; on the contrary, the jack-up platform would be under a very vulnerable situation. This work is a tool for decision making on the rent of a jack-up rig. A numerical application for two locations in the Gulf of Mexico, which considers different water depths, shows a good safety behavior of this kind of offshore units for the studied conditions.

Keywords: safety required, safety available, elevation the hull, Jack-up overturning, Jack-up costs.

INTRODUCCIÓN

En diferentes zonas marinas de explotación petrolera del mundo, prestan servicio centenares de plataformas autoelevables de diferente tipo y dimensiones. Éstas, móviles e híbridos de plataformas fijas y flotantes, se utilizan en distintas épocas del año y afrontan condiciones meteoceánicas, suelos y profundidades muy diversas. Prestan servicio, principalmente de perforación, a plataformas marinas fijas con diferentes dimensiones, u operan individualmente, por un tiempo dependiente de las actividades a realizar (Campos *et al.*, 2012). La figura 1a muestra una autoelevable perforando para una plataforma fija y la figura 1b muestra el modelo analítico aproximado empleado, en SACS (Bentley, 2012), de la Noble Eddie Paul (Noble Asset Mexico LLC, 2007; Offshore Magazine, 2011).

Para ejecutar un servicio, por ejemplo perforar pozos para una plataforma fija, la autoelevable pasará por:

- a) Traslado hacia la plataforma fija en aguas libres de obstáculos
- b) Traslado en presencia de otras instalaciones
- c) Aproximación y acercamiento a la plataforma fija
- d) Fijación inicial de piernas y posicionamiento final en el sitio
- e) Elevación del casco a la altura de las operaciones
- f) Ajuste y alineación de la torre de perforación con los pozos
- g) Operación, perforación de pozos
- h) Finalización de las operaciones, retiro de los voladizos

- i) Desconexión de las zapatas del fondo marino y preparaciones en el casco para navegación
- j) Alejamiento y traslado. Se reinicia el ciclo con el paso a) o b)

En cada paso, la autoelevable se debe desempeñar con la seguridad estructural suficiente y necesaria ante cualquier tipo de carga o peligro natural. El presente trabajo se ocupa de la seguridad estructural en operación, paso g).

Mediante un modelo de confiabilidad estructural meteoceánico se muestra el cálculo del índice de confiabilidad disponible de la autoelevable, asociado a tres estados límite. A partir de estos cálculos, dadas las condiciones del suelo y de fijación de las zapatas, se podrán estimar las condiciones meteoceánicas máximas para comportamientos seguros de la plataforma.

Para el mismo lugar, con un modelo de riesgo, se definen las exigencias mínimas de seguridad y meteoceánicas que debe cumplir la autoelevable para garantizar desempeños seguros y económicos. Así, el índice de confiabilidad óptimo anual obtenido tendrá un valor balanceado entre seguridad y consecuencias de falla definidas en términos económicos; se toman en cuenta la posibilidad de la pérdida de la autoelevable junto con el retiro y abandono de sus escombros, las consecuencias debido a pérdidas de vidas humanas, la remediación del medio ambiente, la pérdida de pozos y la reposición de la infraestructura dañada, a la cual la autoelevable presta servicio. Se considera la diversidad de situaciones en las que trabajan y la

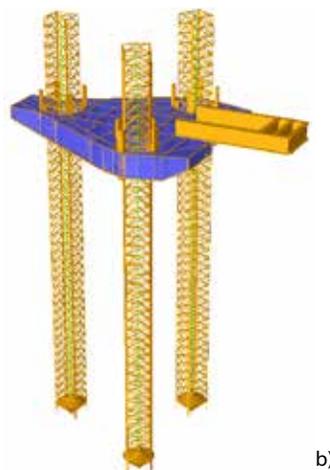


Figura 1. Plataforma autoelevable, a) La autoelevable GSF Adriatic VII prestando servicio a una plataforma fija (Sharples, 2008), b) Isométrico del modelo empleado de la autoelevable

temporalidad en sus distintas ubicaciones. Debido a los tiempos, del orden de varios meses, en que una autoelevable permanece en una posición fija durante su operación, los niveles de seguridad deben asociarse a la caracterización del peligro meteoceánico de largo plazo.

Ambos modelos, de confiabilidad y riesgo, toman en cuenta el peligro meteoceánico histórico del lugar y el comportamiento estructural de las autoelevables ante las sollicitaciones derivadas de dicho peligro. El modelo de confiabilidad estructural permitirá informar si la plataforma que se desea utilizar es adecuada o no respecto a los resultados del modelo de riesgo. Si es adecuada, se indicarán las condiciones en que estará trabajando y las exigencias a cumplir para operar sin la ocurrencia del colapso.

Aunque en el modelo analítico de la plataforma autoelevable mostrado en la figura 1b no se observan los módulos, equipos, helipuerto y la torre de perforación, sus pesos y las fuerzas laterales por efectos del viento sí se tomaron en cuenta para los análisis estructurales.

MODELO DE RIESGO ESTRUCTURAL METEOCEÁNICO

RIESGO GLOBAL

Se aplica un formato modificado del empleado para plataformas marinas fijas por Lind y Davenport (1972), Stahl (1986) y Bea (1997) en el desarrollo de la norma NRF-003-PEMEX-2000 (PEMEX, 2000), asimismo por Campos *et al.* (2010) en la NRF-003-PEMEX-2007 (PEMEX, 2008). Se consideró que para el tiempo de vida de servicio estructural nominal de diseño (L), el valor esperado del costo total de la plataforma autoelevable $E[C_T]$ (Ec. 1), que incluye estructura y sistemas, compuesto por su costo inicial, C_I , y el valor esperado del costo futuro por colapso, $E[C_F]$, debe ser mínimo.

$$E[C_T] = C_I + E[C_F] \quad (1)$$

Ambos términos dependen de la probabilidad de falla anual de la autoelevable (P_f) (Lind y Davenport, 1972; Stahl, 1986; Bea, 1997), con $C_I = C - \Delta C_i \log P_f$ y $E[C_F] = P_f C_F \text{PVF}$ (ver Fig. 2) en donde C es una constante, ΔC_i es la inversión a aplicar en la estructura de la autoelevable para reducir su probabilidad de falla anual diez veces, C_F es el costo futuro de la autoelevable, que toma en cuenta las consecuencias de falla del sistema y PVF una función de valor presente que permite traer a un instante de referencia los costos devengados en el futuro. La PVF depende de una tasa neta de

descuento (r) y L , tal que $\text{PVF}(r, L) = [1 - \exp(-rL)] / r$. Entonces la Ec. 1 se convierte en

$$E[C_T] = C - \Delta C_i \log P_f + C_F \text{PVF}(r, L) P_f \quad (2)$$

donde la derivada respecto a P_f permite obtener la probabilidad de falla total óptima anual

$$P_{fo} = \frac{\log e}{\frac{C_F}{\Delta C_i} \text{PVF}(r, L)} \quad (3)$$

y su correspondiente índice de confiabilidad óptimo es

$$\beta_{ot} = -\Phi^{-1}[P_{fo}] \quad (4)$$

donde $\Phi(\cdot)$ es la función de distribución normal estándar.

La figura 2, que representa a la Ec. 2, muestra que para probabilidades de falla bajas, el costo inicial controla el costo total; mientras que para probabilidades de falla altas, domina el costo futuro. El punto de costo total esperado mínimo define la P_{fo} .

Una fracción (η) de la P_{fo} es la probabilidad de falla ambiental óptima anual (P_{fo}), asociada a los eventos meteoceánicos extremos, así $P_{fo} = \eta P_{fo}$ y el índice de confiabilidad ambiental óptimo a exigir es

$$\beta_o = -\Phi^{-1}[P_{fo}] \quad (5)$$

FORMULACIÓN DEL COSTO FUTURO

El $E[C_F]$, de la Ec. 1, se desglosa en los costos de consecuencias por perder vidas humanas, $E[C_H]$, o sufrir lesiones, $E[C_L]$, por reposición de la autoelevable $E[C_R]$, por su retiro y abandono, $E[C_A]$, por pérdidas de utilidad al posponer la renta de la autoelevable, $E[C_U]$, y un porcentaje de pérdida de la plataforma fija a la cual está dando servicio en el momento del colapso, $E[C_P]$. Entonces

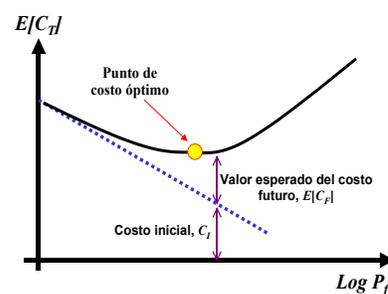


Figura 2. Evaluación costo-beneficio

$$E[C_F] = E[C_H] + E[C_L] + E[C_R] + E[C_A] + E[C_U] + E[C_P] \quad (6)$$

PÉRDIDAS DEBIDAS A FATALIDAD Y LESIONES

Se considera que la fatalidad o lesión se origina por un evento accidental de fuego y explosión igualmente probable durante el tiempo L , como una fracción constante (ζ) de la probabilidad de falla de la estructura, es decir, igual a ζP_f . Sean P_p la probabilidad asociada con la presencia de personal en alguna hora, al menos, de una catorcena dada dentro de un año, C_1^H y C_1^L los costos asociados a una fatalidad y a una lesión, respectivamente. Dado que las lesiones y fatalidades son consecuencia del mismo evento, se tiene que

$$E[C_H + C_L] = \int_0^L N(C_1^H + C_1^L)(\zeta P_f) P_p e^{-rt} dt$$

donde N es el número de personas en la autoelevable. Considerando que la probabilidad de falla anual es constante, se llega a

$$E[C_H + C_L] = N(C_1^H + C_1^L)(\zeta P_f) P_p \text{PVF}(r, L) \quad (7)$$

PÉRDIDAS POR REPOSICIÓN DE LA ESTRUCTURA, POR PERDIDA DEL POZO Y PORCENTAJE DE LA PLATAFORMA FIJA

La pérdida total de la autoelevable se considera mediante el costo de reposición (C_R). Se manejan valores constantes para el retiro y abandono de escombros (C_A), la pérdida del pozo en ejecución (C_{PZ}) y la fracción del costo por perder la plataforma fija a la que se presta servicio (γC_p), donde γ es un factor de reducción entre cero y uno. Como hipótesis de análisis se considera que: a) la falla y el remplazo de la estructura ocurren una sola vez en el tiempo L , y b) la falla es igualmente probable en cualquier tiempo. Así, el valor esperado de los costos mencionados es

$$E[C_R] + E[C_A] + E[C_{PZ}] + E[C_P] = P_f(C_R + C_A + C_{PZ} + \gamma C_p) \text{PVF}(r, L) \quad (8)$$

PÉRDIDA DE UTILIDAD POR POSPONER LA RENTA DE LA AUTOELEVABLE

Es el valor esperado de la pérdida de utilidad ($E[C_U]$) de la empresa arrendadora por dejar de rentar la autoelevable debido al colapso ocurrido en cualquier instante t y por un periodo de interrupción d hasta el reinicio de actividades. d considera el tiempo de retiro y abandono de escombros, de los trabajos de recuperación de pozos y reposición de la autoelevable. Entonces

$$E[C_U] = \int_0^L P_f C_U(\tau) e^{-r\tau} d\tau,$$

$$\text{en donde } C_U(t) = \int_t^L U(\tau) e^{-r(\tau-t)} d\tau - \int_{t+d}^{L+d} U(\tau-d) e^{-r(\tau-t)} d\tau$$

(Stahl, 1986), donde $U(t)$ es la utilidad por la renta de la autoelevable. Como, por año, $P_f = \text{cte}$ y $U(t) = U$, se tendrá

$$E[C_U] = P_f U \int_0^L \psi(\tau) e^{-r\tau} d\tau,$$

$$\text{con } \psi(t) = \int_t^L e^{-r(\tau-t)} d\tau - \int_{t+d}^{L+d} e^{-r(\tau-t)} d\tau.$$

Para mantener las formas de las Ecs. 7 y 8, se introduce

$\lambda = (\int_0^L \psi(\tau) e^{-r(\tau-t)} d\tau) / [d \text{PVF}(r, L)]$, tal que $E[C_U]$ se escribe como

$$E[C_U] = \lambda P_f U d \text{PVF}(r, L) \quad (9)$$

VALOR ESPERADO DEL COSTO FUTURO

Con las Ecs. 7, 8 y 9 se forma la Ec. 6 expandida:

$$E[C_F] = \zeta P_f N$$

Entonces

$$E[C_F] = \zeta P_f N \quad (10)$$

que se emplea en la Ec. 3.

FACTOR DE RESERVA DE RESISTENCIA

Se introduce el RSR a exigir, que se relaciona con el índice de confiabilidad óptimo anual ambiental e incertidumbres de la carga y la capacidad estructural, con valores adoptados de plataformas marinas fijas tipo jacket (Stahl, 1986; Bea, 1997; Campos *et al.*, 2010):

$$\text{con:} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} B_R &= 1.32 && \text{Mediana del sesgo de la capacidad} \\ B_S &= 0.89 && \text{Mediana del sesgo de la carga lateral} \\ \sigma_{\ln R/S} &= 0.77 && \text{Desviación estándar de la carga más la resistencia} \end{aligned}$$

$\sigma_{\ln S} = 0.80$ Desviación estándar de la carga de oleaje

En la práctica, el RSR se obtiene de manera determinista como el cociente entre la fuerza cortante basal lateral con la que falla la estructura y una fuerza cortante de referencia. La falla la produce el perfil de cargas de la altura de ola última (H_U) aplicado en forma incremental. El cortante de referencia corresponde a la aplicación de la ola con periodo de retorno de 100 años (H_{100}) y parámetros correspondientes. La deducción de la Ec. 11 toma en cuenta este criterio (Campos *et al.*, 2010).

ALTURA DE OLA ÚLTIMA Y ELEVACIÓN DEL CASCO DE LA AUTOELEVABLE

A partir de la H_{100} y del RSR (Ec. 11), se calcula H_U (Campos *et al.*, 2010), tal que

$$RSR = \left[\frac{\left(\frac{B_s}{B_R} \right)^{\alpha} \exp(\beta_o \sigma_{\ln R/S} - 2.33 \sigma_{\ln S})}{\left(\frac{B_s}{B_R} \right)^{\alpha} \exp(\beta_{ot} \sigma_{\ln R/S} - 2.33 \sigma_{\ln S})} \right]^{\frac{1}{\alpha}} H_{100} \quad (12)$$

donde $\alpha \approx 2$ para plataformas controladas por la fuerza de arrastre. A su vez, H_U se emplea para calcular la elevación mínima de la cara inferior del casco de la autoelevable (EC_{MIN}). Se estima que $EC_{MIN} = k H_U$, con $k = 0.726$ aproximadamente, que considera la elevación de la cresta y las mareas astronómica y de tormenta, tal que, la ola última no impacte el casco.

APLICACIÓN NUMÉRICA DEL MODELO DE RIESGO ANTE HURACANES

Se realiza para las localizaciones L-1 y L-2 en la Sonda de Campeche, México. La tabla 2 muestra la profundidad y la H_{100} u ola de referencia de cada lugar según Oceanweather, Inc. (OWI, 2006). Se calculan los índices de RSR confiabilidad total y ambiental óptimos anuales y valores de β_{ot} a exigir (tabla 1), también la H_U y la EC_{MIN} (tablas 2 y 3).

ASIGNACIÓN DE VALORES EN EL ALGORITMO DE RIESGO

Algunos términos ya se conocen y se manejan como constantes, otros se emplean como variables para el análisis paramétrico.

VALORES CONSTANTES

Se asignaron valores constantes a: $r = 0.075$ (Campos *et al.*, 2010), $d = 200$ días, $L = 30$ años, $C_{PZ} = 20$ millones de

dólares de Estados Unidos (MMUSD), $C_A = 10$ MMUSD, $C_P = 500$ MMUSD. Se obtienen $\lambda = 0.72$ y PVF (r, L) = 11.93. No se consideran tripulación en las plataformas y afectación al medio ambiente por cierre de pozos por mandato del plan de emergencias de PEMEX (1997) ante la presencia de huracanes.

ASIGNACIÓN DE LOS VALORES VARIABLES

Se cubre un grupo amplio de autoelevables al emplear valores de costo inicial o reposición, C_{Ri} de 100 a 350 MMUSD (Kaiser y Snyder, 2012). Y, para tomar en cuenta diferentes niveles de seguridad global se emplean valores válidos para el ΔC_i de 2 a 12 MMUSD.

La utilidad de la autoelevable (U), proviene de su renta diaria que es un porcentaje v de su costo, tal que $U = 365 v C_{Ri}$; incluso, se considera variable para un mismo costo de la autoelevable, así a v se le asignan los valores de 0.05% y 0.30%.

Finalmente, se considera la pérdida de la plataforma fija a la cual la autoelevable proporciona servicio mediante dos escenarios: no hay pérdida o la autoelevable está brindando un servicio individual ($\gamma = 0$) y la pérdida es total ($\gamma = 1$).

ESTIMACIÓN DE LOS ÍNDICES DE CONFIABILIDAD ANUAL POR RIESGO

Las figuras 3 y 4 muestran resultados para la Ec. 3. Se observa que al aumentar el costo o la utilidad por la renta de la autoelevable, el índice de confiabilidad total crece; pero, si el ΔC_i aumenta, dicho índice se reduce. Se encuentra que el índice de confiabilidad total óptimo anual tiene un valor mínimo $\beta_{ot} MIN = 2.72$ (figura 3a) y un máximo $\beta_{ot} MAX = 3.83$ (figura 4b).

Para estimar la probabilidad de falla ambiental se emplean factores de reducción (η) de 0.25, 0.50 y 0.75 (Bea, 1997), con la Ec. 5 se calculan sus correspondientes índices de confiabilidad y con la Ec. 11 el RSR a exigir (tabla 1).

La tabla 2 muestra la profundidad, la H_{100} y la EC_{MIN} para el caso de los índices de confiabilidad mínimos asociados a las dos localizaciones. La tabla 3 hace lo propio para los índices de confiabilidad máximos.

Los resultados indican que en L-2 (tabla 3), la autoelevable debe tener, al menos, un índice de confiabilidad ambiental anual de 4.16 y un RSR de 2.57, con una elevación mínima del casco de 17.46 m.

MODELO DE CONFIABILIDAD ESTRUCTURAL

Tabla 1. Índices de confiabilidad ambiental anual

$\beta_{ot} MIN$	$P_{fo} MAX$	η	$P_{fo} MAX$	$\beta_o MIN$	RSR
		0.75	2.4481×10^{-3}	2.81	0.91
2.72	3.2641×10^{-3}	0.50	1.6320×10^{-3}	2.94	1.01
		0.25	8.1602×10^{-4}	3.15	1.18
$\beta_{ot} MAX$	$P_{fo} MIN$	η	$P_{fo} MIN$	$\beta_o MAX$	RSR
		0.75	4.8054×10^{-5}	3.90	2.11
3.83	6.4072×10^{-5}	0.50	3.2036×10^{-5}	4.00	2.27
		0.25	1.6018×10^{-5}	4.16	2.57

Tabla 2. Altura de ola última y elevación del casco asociados a los índices de confiabilidad mínimos

Localización	Profundidad (m)	H_{100} (m)	$\beta_o MIN = 3.15$		$\beta_o MIN = 2.94$		$\beta_o MIN = 2.81$	
			RSR = 1.18		RSR = 1.01		RSR = 0.91	
			H_U (m)	EC_{MIN} (m)	H_U (m)	EC_{MIN} (m)	H_U (m)	EC_{MIN} (m)
L-1	50.8	13.51	14.69	10.66	13.56	9.84	12.91	9.37
L-2	90.0	15.00	16.31	11.84	15.05	10.93	14.33	10.40

Tabla 3. Altura de ola última y elevación del casco asociados a los índices de confiabilidad máximos

Localización	$\beta_o MAX = 4.16$		$\beta_o MAX = 4.00$		$\beta_o MAX = 3.9$	
	RSR = 2.57		RSR = 2.27		RSR = 2.11	
	H_U (m)	EC_{MIN} (m)	H_U (m)	EC_{MIN} (m)	H_U (m)	EC_{MIN} (m)
L-1	21.66	15.72	20.35	14.78	19.61	14.24
L-2	24.05	17.46	22.60	16.41	21.77	15.81

Se emplea el índice de confiabilidad de Cornell para obtener el índice de confiabilidad estructural, como capacidad disponible, de las autoelevables ante huracanes. Se consideran tres estados límite: el volteo de la autoelevable, el hundimiento o deslizamiento horizontal de algunas de sus zapatas.

Así, si Z es la función de estado límite que relaciona la resistencia R y la sollicitación S , tal que

$$z = r - s \quad (13)$$

el índice de confiabilidad (β) se calcula como

$$\beta = \frac{\mu_r - \mu_s}{\sqrt{\sigma_r^2 + \sigma_s^2}} \quad (14)$$

donde μ_s es la media de la sollicitación, μ_r es la media de resistencia, σ_s y σ_r son las desviaciones estándar de la so-

licitación y resistencia, respectivamente. Y la probabilidad de falla (P_f) de la plataforma es

$$P_f = \Phi(-\beta) \quad (15)$$

Como la ocurrencia de huracanes sigue un proceso de Poisson con una tasa media de ocurrencia v , entonces la probabilidad de falla anual (P_f) de la plataforma se estima como

$$P_f = v P_f \quad (16)$$

y su índice de confiabilidad anual ambiental disponible $\beta_a = -\Phi^{-1}(P_f)$ (17)

el cual, además, podrá compararse con los resultados del modelo de riesgo para decidir si la autoelevable es adecuada o no.

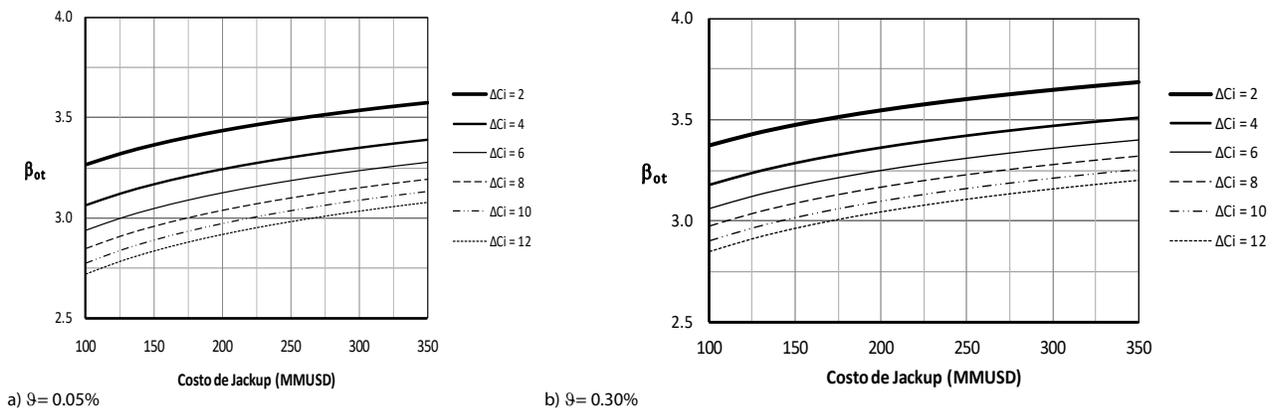


Figura 3. β_{ot} sin pérdida de la plataforma fija ($\gamma = 0$)

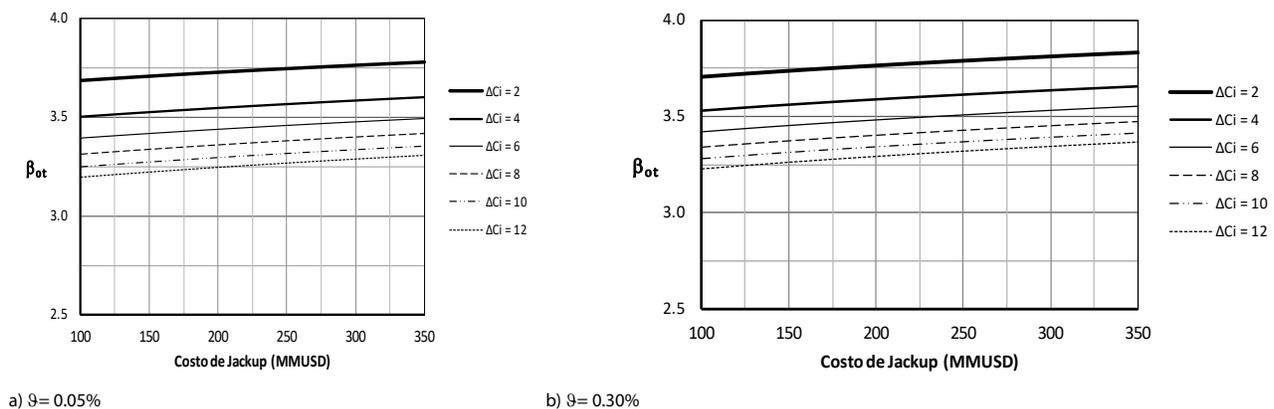


Figura 4. β_{ot} con pérdida total de la plataforma fija ($\gamma = 1$)

FALLA POR VOLTEO

Este colapso ocurre cuando una de las zapatas empieza a trabajar a tensión, lo que se interpreta como un levantamiento y separación de la zapata del suelo. La figura 5 ilustra esta falla con la gráfica que muestra inicialmente a las tres piernas con una reacción de compresión similar, pero luego, al incrementarse las cargas laterales de oleaje, dos piernas, las designadas como A y B, incrementan su reacción a compresión, mientras que en la otra, la C, la reacción vertical se reduce hasta llegar a cero.

Una alternativa para el cálculo del momento de volteo resistente la proporciona Det Norske Veritas (DNV) (2012), con la que resultan valores conservadores, los cuales no se emplearon aquí.

La función de estado límite por volteo se aplica por

$$z_M = M_r - M_s \tag{18}$$

en donde M_r es el momento de volteo resistente, calculado mediante un análisis estático no-lineal con carga incremental, con la estructura sometida a fuerzas gravitacionales constantes y fuerzas de oleaje y corrientes que se incrementan paso a paso. M_s es el momento actuante que trata de volcar a la autoelevable.

La sollicitación, considerada como una variable estocástica, es la respuesta de momento de volteo ante cargas ambientales. La media del momento actuante (μ_s) es un promedio pesado de la media ($\mu_{s,j}$) de cada estado de mar j , afectada por su probabilidad de ocurrencia (O_j), de los n estados de mar

$$\mu_s = \sum_{j=1}^n O_j \mu_{s,j} \tag{19}$$

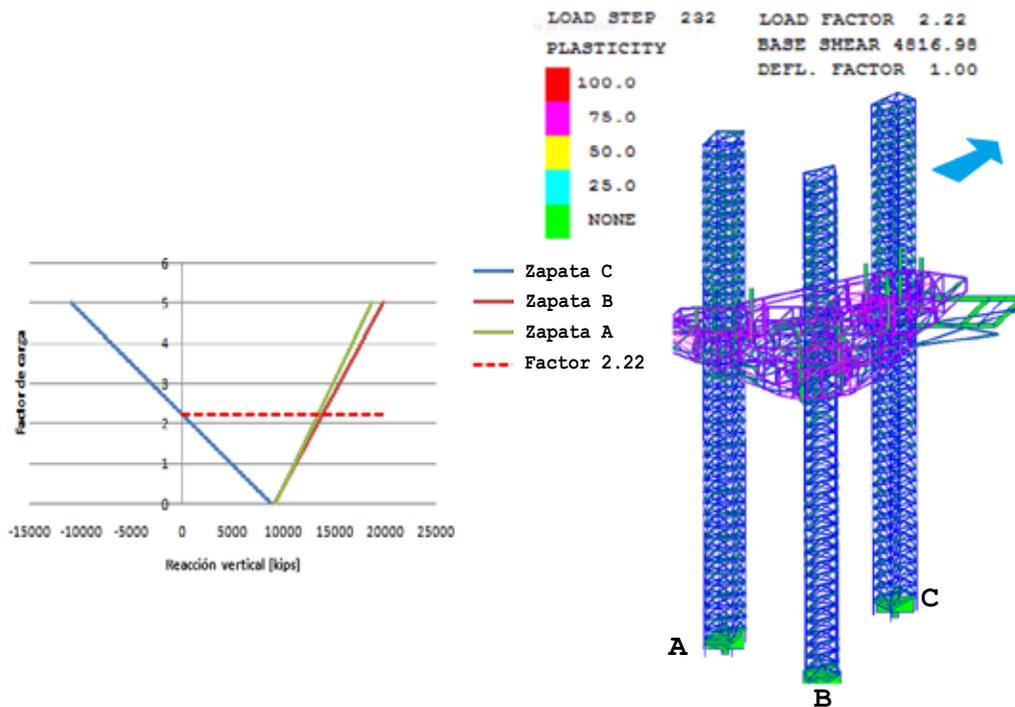


Figura 5. Falla por volteo de plataforma autoelevable

Asimismo, la suma de las varianzas del momento de volteo () multiplicadas por la ocurrencia de cada estado de mar (O_j) es igual a la varianza del momento de volteo ()

(20)

Relaciones similares a las Ecs. 19 y 20 se utilizan para calcular la media y la desviación estándar de la carga en los otros estados límite.

FALLA POR HUNDIMIENTO DE UNA DE LAS ZAPATAS

La falla por hundimiento de una de las zapatas considera el siguiente margen de seguridad

$$Z_{QZ,i} = Q_Z - R_{v,i} \quad (21)$$

en donde Q_Z es la capacidad vertical de la zapata y $R_{v,i}$ es la reacción vertical de la zapata i , para $i = A, B, C$. La reacción vertical en una zapata, solicitación, es una variable aleatoria con media y desviación estándar que se calculan con las Ecs. 19 y 20, respectivamente. La probabilidad de falla de cada una de las zapatas se obtiene de acuerdo con las Ecs. 14 y 15.

Asumiendo que la falla de una zapata implica la falla del sistema, la siguiente relación aplica

$$P_f = \max\{P_{f,A}, P_{f,B}, P_{f,C}\} \quad (22)$$

$$\sigma_s^2 = \sum_{j=1}^n (\bar{O}_j^2 \sigma_{s,j}^2)$$

$$\beta = \min\{\beta_A, \beta_B, \beta_C\} \quad (23)$$

FALLA POR DESLIZAMIENTO DE UNA DE LAS ZAPATAS

El margen de seguridad por deslizamiento de una zapata está dada por

$$z_{QY,i} = Q_Y - R_{h,i} \quad (24)$$

donde Z_{QY} es la capacidad horizontal de la zapata y $R_{h,i}$ es la reacción horizontal de la zapata i (solicitación). La media y desviación estándar de la solicitación $R_{h,i}$, se obtienen empleando las Ecs. 19 y 20. El índice de confiabilidad y probabilidad de falla de cada zapata se obtienen mediante las Ecs. 14 y 15. La probabilidad de falla e índice de confiabilidad por deslizamiento horizontal de cimentación se obtienen con las Ecs. 22 y 23, respectivamente.

RESPUESTAS A OLEAJE

Un estado de mar se puede describir a través de su espectro de varianza de oleaje tal como $S_{\zeta}(f)df = \zeta_a^2(f)/2$, en donde f es la frecuencia del oleaje, S_{ζ} es la función de densidad espectral de oleaje y ζ_a es la amplitud de la ola. Asimismo, la función de densidad espectral de la respuesta (S_R) tiene idéntica forma $S_R(f)df = R_a^2(f)/2$, en donde R_a es la amplitud de la respuesta. Combinando ambas ecuaciones, se obtiene

(25)

donde se muestra que el espectro de respuesta se puede obtener empleando la función de transferencia de cierta respuesta y el espectro de oleaje.

El espectro de varianza de oleaje contiene la información estadística de la ocurrencia de varios trenes de olas armónicas (teoría de Airy) las cuales al superponerse resultan en un tren de olas irregulares. Por otro lado, si la estructura se excita por una carga armónica, entonces, la respuesta es armónica. Tanto la elevación de la superficie del mar como la respuesta (dinámica) a oleaje tienen distribución de Gauss. Así, el espectro de respuesta contiene la información estadística de varios trenes de respuestas armónicas que al superponerse, resulta en una respuesta irregular.

Actualmente se emplea el espectro de Pierson-Moskowitz de dos parámetros para describir un estado de mar

$$S_p(f) = 0.3125 \frac{H_s^2}{T_p^4} \frac{1}{f^5} \exp\left(-\frac{1.25}{T_p^4 f^4}\right) \quad (26)$$

en donde H_s es la altura de ola significativa y T_p el periodo pico.

Respecto a la evaluación de la media y desviación estándar de la carga se presentan los dos enfoques que se explican a continuación.

$$S_R(f) = \left| \frac{R_a}{\sigma_a} (f) \right|^2 S_{\zeta}(f)$$

CARGAS AMBIENTALES EN CADA INSTANTE DE UNA TORMENTA

En este caso, la media de la respuesta provocada por oleaje es nula. Esto se observa en la figura 6, donde la media de la reacción vertical por oleaje para un apoyo, tiende a cero.

Entonces, la media se puede calcular de la respuesta estática determinada de la estructura ante cargas de viento (R_V) y corriente (R_C)

$$R = R_V + R_C \quad (27)$$

La mayor incertidumbre en la carga la provoca el oleaje, por ello se incluye únicamente la desviación estándar de la respuesta por oleaje. Para un estado de mar la desviación estándar de la respuesta es

(28)

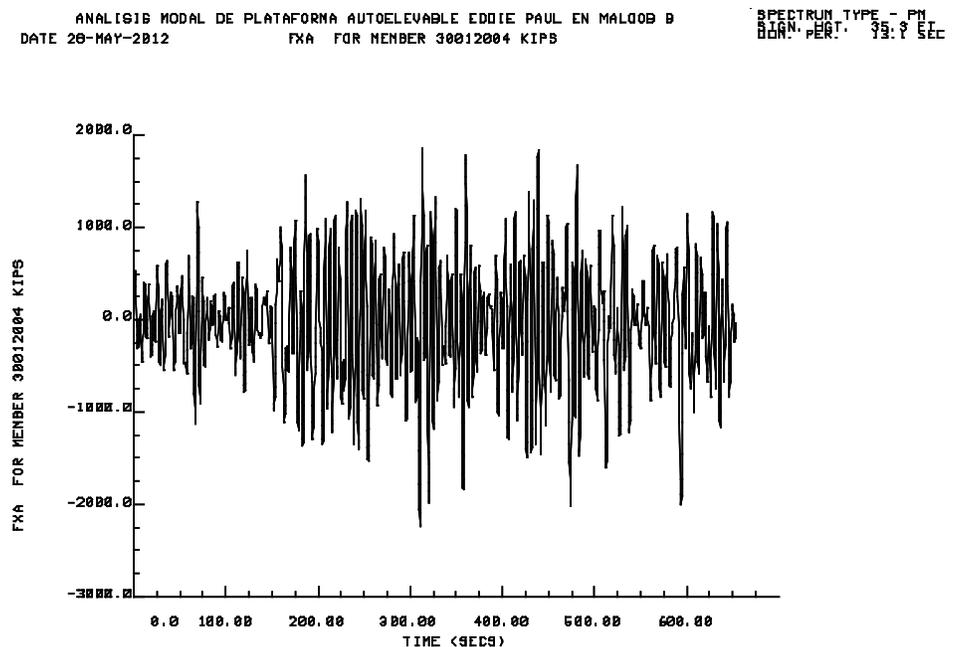


Figura 6. Reacción vertical por oleaje en una zapata para un estado de mar en L-2

Donde m_{0R} es el momento de orden cero del espectro de respuesta

$$m_{0R} = \int_0^{\infty} S_R(f) df \quad (29)$$

CARGAS AMBIENTALES EN LAS CRESTAS DE LA RESPUESTA DE UNA TORMENTA

La respuesta ante oleaje tiene la misma distribución que el oleaje: la amplitud de las olas y respuestas tienen la distribución Rayleigh, válida para espectros con bajo rango de frecuencias. Entonces, la media y la desviación estándar de la amplitud de la respuesta R_a son funciones de m_{0R} (Ec. 29) (Holthuijsen, 2007) tal que

$$\mu_{Ra} = \left(\frac{\pi}{2} m_{0R} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (30)$$

$$\sigma_{Ra} = \left[\left(2 - \frac{\pi}{2} \right) m_{0R} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (31)$$

DISTRIBUCIÓN DE TORMENTAS

Para describir los huracanes, se recurre al enfoque de pico sobre el umbral, que consiste en establecer un umbral mínimo que defina la existencia de una tormenta e identificar un número suficiente de tormentas en una base de datos de largo plazo. Para cada tormenta, el mayor valor de altura de ola significativa (H_s) es el valor pico sobre el umbral, útil para describir su distribución probabilista. La figura 7 muestra un registro de huracanes correspondiente a 29 tormentas en 101 años (OWI, 2006), que señala el umbral inferior, valores de picos locales y valores extremos seleccionados.

La teoría extremos indica que la distribución de un máximo en una secuencia de valores arriba de un umbral se generaliza mediante una distribución de Pareto (Holthuijsen, 2007). DNV (2010) sugiere emplear una distribución Weibull de dos parámetros o una exponencial. Sin embargo, en el presente modelo se emplea la distribución de Weibull de tres parámetros, cuya acumulada se muestra por

$$F_{H_s}(h_s) = \frac{C}{B} \left(\frac{h_s - A}{B} \right)^{C-1} \exp \left[- \left(\frac{h_s - A}{B} \right)^C \right] \quad (32)$$

en donde A es el parámetro de localización (límite inferior de altura de ola significativa), B es el parámetro de

escala y C es el parámetro de forma; y la función de densidad de probabilidad (fdp) es

$$f_{H_s}(h_s) = \frac{C}{B} \left(\frac{h_s - A}{B} \right)^{C-1} \exp \left[- \left(\frac{h_s - A}{B} \right)^C \right] \quad (33)$$

Con la fdp dividida en intervalos suficientes, se obtiene un histograma de los estados de mar extremos caracterizados por la H_s . Se calculan los demás parámetros meteoceánicos asociados a ella. Con la ocurrencia de estos estados de mar por dirección se obtienen los diagramas de dispersión de ola de cada sitio. También es posible asumir que la orientación de la estructura se desconoce y que la ocurrencia en todas las direcciones es la misma.

APLICACIÓN NUMÉRICA DEL MODELO DE CONFIABILIDAD

Se realizaron análisis estáticos-lineales-elásticos para determinar las reacciones verticales y horizontales en las zapatas; estáticos no lineales con carga incremental del oleaje, paso a paso, considerando piernas elásticas, hasta producir el colapso por volteo; asimismo, el modal y lineales dinámicos. La tabla 4 muestra información en cada ubicación.

A cada estado límite le corresponde una dirección de análisis, o dirección crítica, que se definió a partir de la aplicación de los parámetros meteoceánicos, extraídos de la NRF-003-PEMEX-2007, en las 12 direcciones mostradas en la figura 8. Se considera que las capacidades a hundimiento y deslizamiento horizontal de zapata son constantes e iguales al valor menor de ambas localizaciones, y las direcciones de análisis serán aquellas en las que se exige más a una zapata. Asimismo, para el momento de volteo se selecciona aquella con menor resistencia a dicha acción.

En la figura 9 se muestran la función de distribución y de densidad de probabilidades de la ocurrencia de huracanes de cada ubicación. Con parámetros, para L-1, $A = 2.318$, $B = 2.506$ y $C = 1.059$, y para L-2, $A = 1.521$, $B = 3.304$ y $C = 1.212$.

Como capacidad vertical de las zapatas se emplea el valor de 12,399 kips (55,153 kN) igual a la precarga, de acuerdo con su geometría y características del suelo. Para la capacidad lateral se emplea 213.34 kips (949 kN). Ambas ocurren en L-2.

MOMENTOS DE VOLTEO RESISTENTE Y REACCIONES VERTICALES Y HORIZONTALES MÁXIMAS EN ZAPATAS

La figura 10b muestra valores de momento de volteo resistente, ocurriendo el menor hacia 240° para dicha dirección, la figura 10a muestra la reacción vertical en

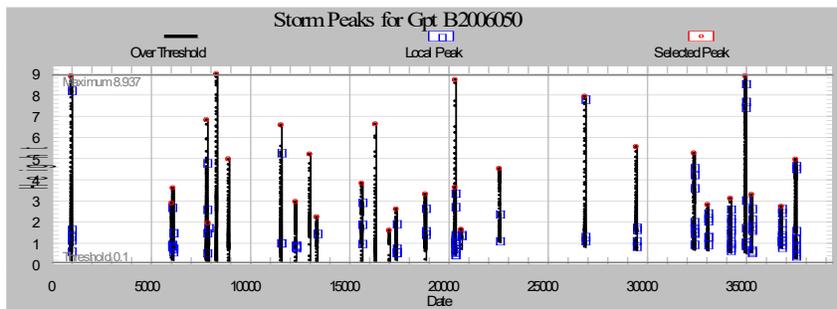


Figura 7. Valores pico de altura de ola significativa (m) para huracanes en L-2 (OWI, 2006)

cada zapata e, incluso, cuando ocurre el desprendimiento de la C, instante en que las A y B presentan una reacción de 13,400 kips (59,600 kN).

La figura 11 muestra que, para el estado límite al hundimiento, la máxima reacción vertical en una de las zapatas, de 13,045 kips (58,027 kN) ocurrió para la dirección 300°. La Fig. 12 muestra que la mayor reacción horizontal, de 828 kips (3,683 kN), ocurre para la dirección 180°. Los mismos análisis se realizaron para la L-2. La tabla 5 muestra los resultados principales para ambas ubicaciones.

CÁLCULO DE LOS ÍNDICES DE CONFIABILIDAD ESTRUCTURAL

La confiabilidad para cada estado límite se calcula para la dirección indicada en la tabla 5. Para cada estado de mar se calcula el valor medio de la carga con análisis estático y la desviación estándar mediante análisis dinámico.

Luego, se obtuvieron los índices de confiabilidad con la Ec. 14, cuyos resultados para la L-2 se muestran en las tablas 6 y 7; el índice más bajo fue de 5.6, correspondiente a la falla por deslizamiento horizontal de una zapata. El mismo proceso se realiza para la L-1. La figura 13 muestra los índices de confiabilidad de las autoelevables para ambas localizaciones.

Para estas aplicaciones el modo de falla dominante es el deslizamiento de una zapata. Además, se aprecia que a mayor profundidad menor será el índice de confiabilidad para cada estado límite, apreciación que se manifiesta en la localización L-2, con mayor profundidad, donde la confiabilidad de la plataforma autoelevable es menor para todos los casos analizados.

El índice de confiabilidad estructural debe ser anual para compararse con las exigencias del modelo de riesgo. Mediante las Ecs. 16 y 17 se calculan la probabilidad

Tabla 4. Características en las localizaciones

Localización	Profundidad (m)	Penetración de la zapata (m)	Elevación del casco (m)	Periodo fundamental (s)
L-1	50.8	14.02	19.81 (65 pies)	3.41
L-2	90.0	4.27	23.47 (77 pies)	4.27

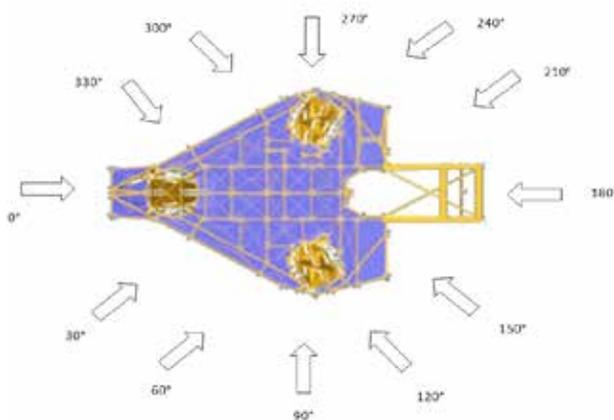


Figura 8. Esquema de las 12 direcciones de análisis

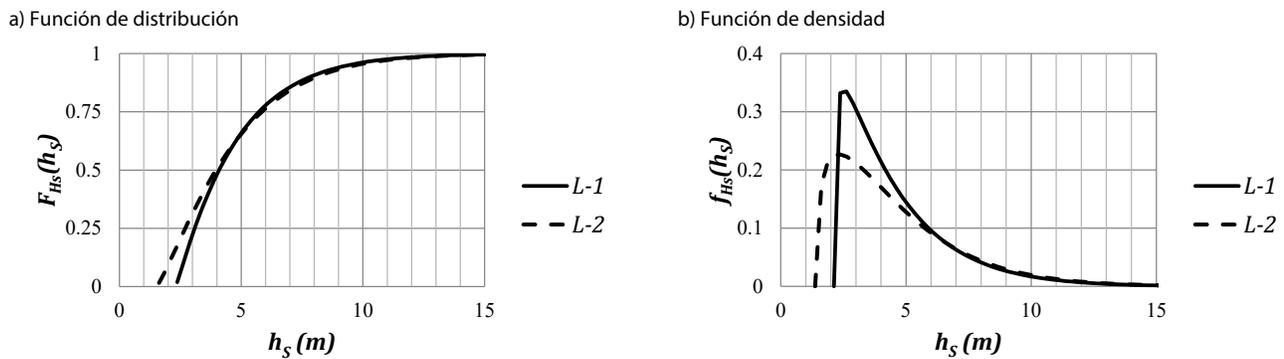


Figura 9. Distribución de probabilidades de los huracanes en ambos lugares

a) Reacción vertical en zapatas para la dirección 240°

b) Momento de volteo resistente (ft-kips)

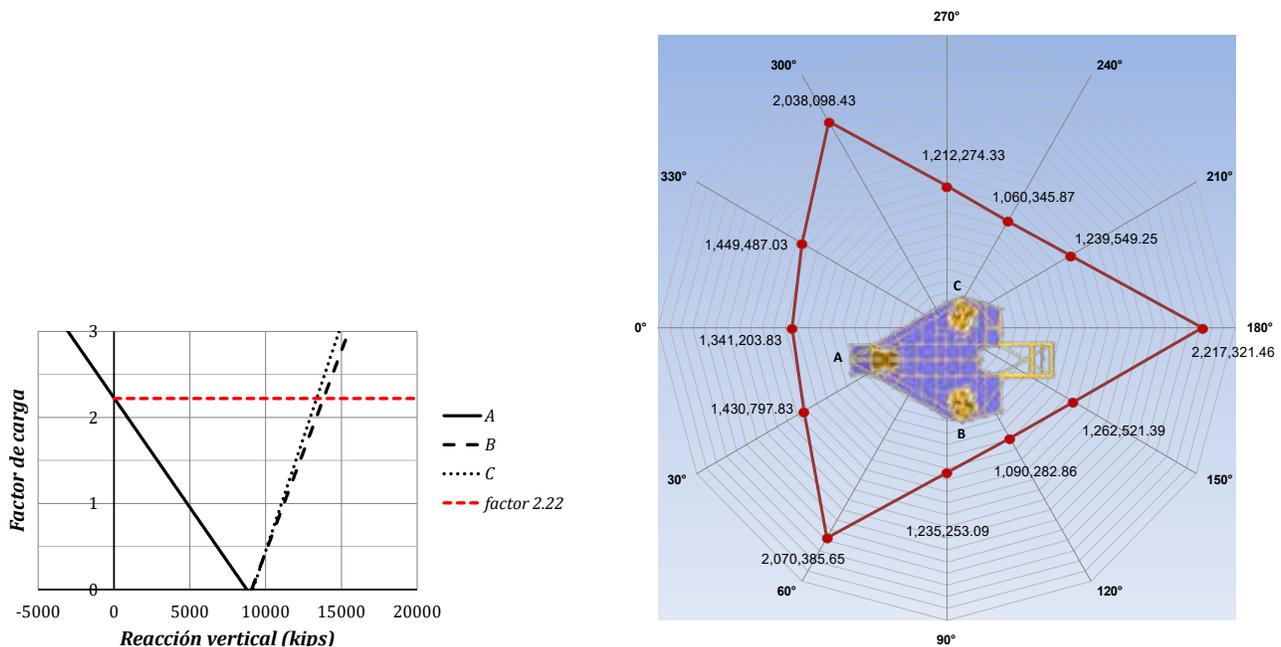


Figura 10. Resultados de momento de volteo resistente en L-1

de falla anual e índice de confiabilidad anual respectivamente, para los índices de confiabilidad más bajos presentados en la figura 13, asociados al deslizamiento horizontal. Para la ocurrencia de huracanes se empleó la tasa de excedencia $v = 0.1$ asociada al periodo de retorno mínimo de 10 años. La figura 14 muestra la confiabilidad anual, en capacidad de las autoelevables en ambas localizaciones con valores mayores respecto a las exigidas por el modelo de riesgo, por ello es adecuado el empleo de la autoelevable.

CONCLUSIONES

MODELO DE RIESGO ESTRUCTURAL METEOCEÁNICO

Se mostró un modelo de riesgo que permite obtener los índices de confiabilidad anuales y RSR's mínimos a exigir a una plataforma autoelevable, los parámetros meteoceánicos máximos que deben soportar y la elevación mínima de la cara inferior del casco de la autoelevable, para cualquier localización.

Se mostró el cálculo de índices de confiabilidad con un análisis paramétrico con valores posibles de las variables que influyen en él. Por ejemplo, como variables se empleó el costo de las autoelevables de 100 a 350 MMUSD, el ΔC_i de 2 a 12 MMUSD, la afectación a cons-

trucciones adyacentes ($\gamma = 0,1$) y la utilidad por renta diaria ($v = 0.05\%$, 0.30%).

Los índices de confiabilidad óptimos totales anuales, se asociaron con los índices de confiabilidad óptimo

ambientales, que a su vez, permitieron obtener los factores de reserva de resistencia a exigir y las condiciones meteoceánicas útiles para su cálculo.

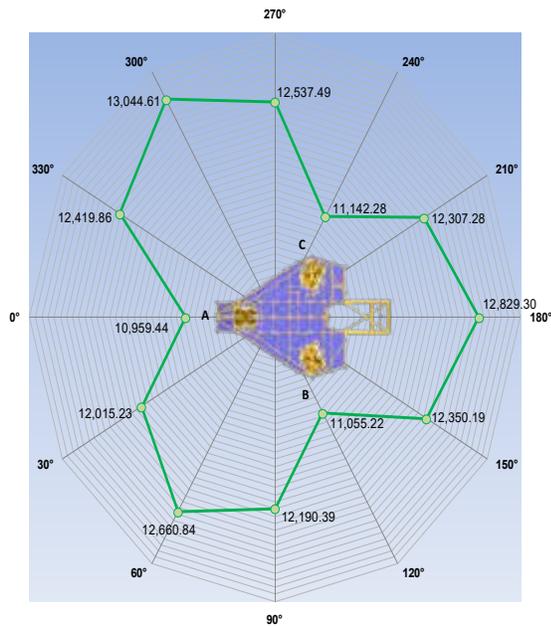


Figura 11. Reacción vertical (kips) de zapatas en L-1

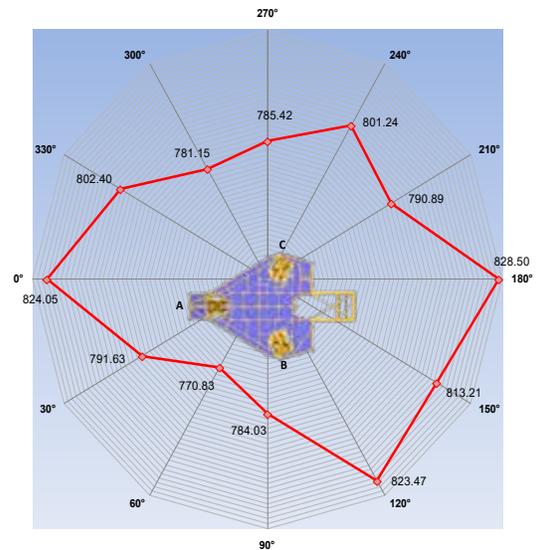


Figura 12. Reacción horizontal (kips) de zapatas en L-1

Tabla 5. Momento de volteo resistente y reacciones máximas en ambas ubicaciones

Descripción	Dirección crítica	L-1	L-2
Momento de volteo, kips-ft (kN-m)	240°	1'060,346 (1'437,636)	928,134 (1'258,381)
Reacción vertical, kips (kN)	300°	13,045 (50,827)	14,809 (65,873)
Reacción horizontal, kips (kN)	180°	828 (3,683)	1,055 (4,693)

Tabla 6. Confiabilidad en L-2 para las cargas ambientales en todo instante de las tormentas

Modo de falla	Variable	Distribución	μ	σ	β
Momento de volteo, kN-m (ft-kips)	Momento Resistente	Determinista	1'479,688 (1,091,362)	--	46.49
	Momento Actuante	Normal	84,232 (62,126)	30,018 (22,140)	
Hundimiento de zapata, kN (kips)	Capacidad al hundimiento	Determinista	55,154 (12,399)	--	17.41
	Reacción vertical de zapata	Normal	39,834 (8,955)	881 (198)	
Deslizamiento de zapata, kN (kips)	Capacidad horizontal de zapata	Determinista	947 (213)	--	5.60
	Reacción horizontal de zapata	Normal	280 (63)	120 (27)	

Tabla 7. Confiabilidad en L-2 para las cargas ambientales asociadas a las crestas de las tormentas

Modo de falla	Variable	Distribución	μ	σ	β
Momento de volteo, kN-m (ft-kips)	Momento Resistente	Determinista	1'479,688 (1,091,362)	--	66.22
	Momento Actuante	Normal	123,796 (91,307)	20,477 (15,103)	
Hundimiento de zapata, kN (kips)	Capacidad al hundimiento	Determinista	55,154 (12,399)	--	23.86
	Reacción vertical de zapata	Normal	40,864 (9,187)	601 (135)	
Deslizamiento de zapata, kN (kips)	Capacidad horizontal de zapata	Determinista	947 (213)	--	6.53
	Reacción horizontal de zapata	Normal	418 (94)	80 (18)	

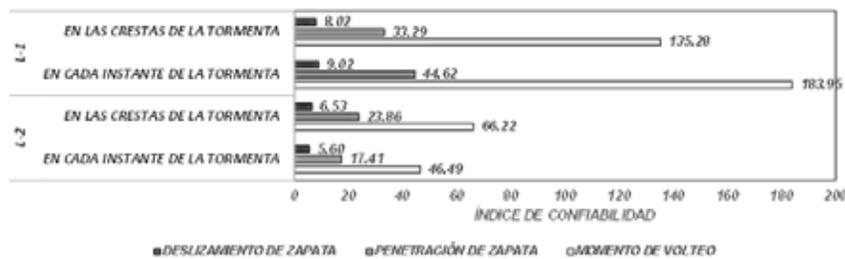


Figura 13. Índices de confiabilidad en las dos localizaciones

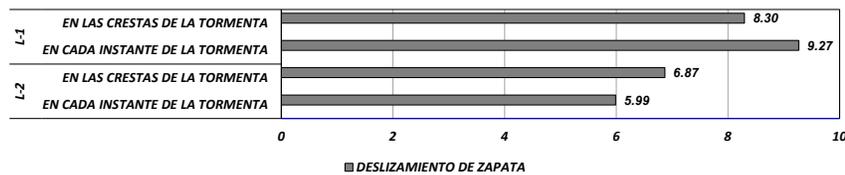


Figura 14. Índices de confiabilidad anual de las autoelevables en ambas ubicaciones

Los ejemplos aplicados, indican que los valores de índice de confiabilidad ambiental anual pueden estar entre 2.94 y 4.16, que se asocian a RSR's de entre 1.01 y 2.57. Asimismo, si empleamos los tres valores mayores de índice de confiabilidad (3.90, 4.00, 4.16) y RSR's (2.11, 2.27, 2.57), y calculamos la correspondiente elevación mínima del fondo del casco para cada localización de estudio, se obtienen valores de entre 14.24 a 16.15 m, 14.78 a 16.77 m, y de 15.72 a 17.84 m, respectivamente, que se asocian a alturas de ola última de 19.61 a 24.58 m.

Se ha mostrado un panorama de posibles valores para los intervalos de niveles de seguridad, condiciones metoceanicas y elevación mínima del casco. Para casos particulares, se definen de manera específica el modelo estructural de la autoelevable a emplear en cada ubicación, la información de sus costos reales, de sus rentas diarias, de su durabilidad, etcétera. En el modelo de riesgo, dichos valores son necesarios para la obtención objetiva de resultados.

MODELO DE CONFIABILIDAD ESTRUCTURAL METOCEÁNICO

Se mostró un modelo de confiabilidad que permite el cálculo del índice de confiabilidad estructural de la autoelevable, como capacidad, dada su selección. Se requiere tomar en cuenta todas las características estructurales de la autoelevable y sollicitaciones metoceanicas.

Se consideraron tres estados límite: el hundimiento de una zapata, el deslizamiento lateral de un apoyo y el volteo de la autoelevable. La carga actuante fue la metoceanica y la capacidad de la autoelevable se aplica por la cimentación. Los análisis estructurales proporcionaron la información necesaria para la aplicación del modelo de confiabilidad.

Se realizó una aplicación con un tipo de plataforma autoelevable en dos localizaciones, lo que permitió observar que a mayor profundidad el índice de confiabilidad disminuye y que el modo de falla dominante es el deslizamiento lateral de la cimentación, con un índice de confiabilidad anual de 5.99.

DE AMBOS

Al aplicar ambos modelos se puede definir si una plataforma autoelevable se puede emplear satisfactoriamente en determinado lugar con condiciones meteoceánicas intensas.

En los casos de aplicación numérica, el máximo valor de la confiabilidad anual del estudio de riesgo es 4.16 (tabla 1), que es menor al índice de confiabilidad anual más bajo, obtenido por capacidad, que es 5.99. Esto significa que la plataforma autoelevable elegida tendrá un buen desempeño en ambas ubicaciones.

Esto mismo significa que las capacidades en términos del factor de reserva de resistencia a obtener a partir de los análisis de confiabilidad también estarán por arriba de los mínimos exigidos por el estudio de riesgo. Es importante mencionar que también la altura de ola que podrá soportar la plataforma será mayor que la mínima exigida.

REFERENCIAS

- Bea R.G. *Risk based oceanographic criteria for design and requalification of platforms in the bay of Campeche*. Report to PEMEX and IMP by Marine Technology & Management Group, Department of Civil and Environmental Engineering, University of California at Berkeley, March, 1997, pp. 96.
- Bentley. *SACS: Structural Analysis Computer System*, Bentley Institute, 2012.
- Campos D., Martínez-Mayorga J.M., Cabrera-Miranda J.M., López-Cornejo M., Tenorio-Jaramillo C.A., Espinosa-Zamudio E. Seguridad estructural de jackups durante su operación con base en estudios de riesgo y confiabilidad, XVIII Congreso Nacional de Ingeniería Estructural, SMIE, Acapulco, 01-03 noviembre, 2012.
- Campos D., Soriano A., Alamilla J.L., Ortega C. Aplicaciones del riesgo y confiabilidad estructural en la norma mexicana de diseño y evaluación de plataformas marinas fijas, 1er Simposio Análisis, diseño, evaluación, inspección y mantenimiento de plataformas marinas, Aspectos relevantes, IMP y PEP, México, 18-19 octubre, 2010.
- DNV. *Self-Elevating Units*, DNV-RP-C104. Norway, 2012.
- DNV. *Environmental Conditions and Environmental Loads*, DNV-RP-C105. Norway, 2010.
- Holthuijsen L.H. *Waves in oceanic and coastal waters*, Cambridge University Press, 2007.
- Kaiser M J, Snyder B F. Reviewing rig construction cost factors. *Offshore*, Vol. 72, Issue 7, 2012.
- Lind N.C., Davenport A.G. Towards practical applications of structural reliability theory, en: *Probabilistic design of reinforced concrete buildings*. *ACI Publication*, SP-31, 1972: 63-110.
- Noble Asset México LLC. Noble Eddie Paul – Operations Manual. Revision 3. January 19, 2007, pp. 373.
- Offshore Magazine. Worldwide survey of deepwater jack-up rigs. *Drilling Rigs Capable of Operating in $\geq 350'$ WD*, 2011.
- OWI. Update of metocean design data for zona norte and sonda de Campeche, final Report for IMP (Revised), Julio 18, 2006.
- PEMEX. Diseño y evaluación de plataformas marinas fijas en el Golfo de México, NRF-003-PEMEX-2007, México, 2008, 82 p.
- PEMEX. Diseño y Evaluación de Plataformas Marinas Fijas en el Bahía de Campeche, NRF-003-PEMEX-2000, México, 2000, 58 p.
- PEMEX. Plan de respuesta a emergencias en la sonda de Campeche (PRESC), México, 1997.
- Sharples M. Post Mortem Failure Assessment of jack-up MODUs During Hurricanes Katrina & Rita. Minerals Management Service Report, 2008.
- Stahl B. Reliability engineering and risk analysis, en: McClelland B., Reifel M.D. (Eds.), *Planning and design of fixed offshore platforms*, Van Nostrand Reinhold, Nueva York, 1986, pp. 59-98 (Chapter 5).

Este artículo se cita:

Citación estilo Chicago

Campos Dante, José Manuel Cabrera-Miranda, Joan Manuel Martínez-Mayorga, Marcelino López-Cornejo, Esteban Ernesto Espinosa-Zamudio. Seguridad estructural de plataformas autoelevables petroleras en operación. *Ingeniería Investigación y Tecnología*, XVIII, 01 (2017): 1-16.

Citación estilo ISO 690

Campos D., Cabrera-Miranda J.M., Martínez-Mayorga J.M., López-Cornejo M., Espinosa-Zamudio E.E. Seguridad estructural de plataformas autoelevables petroleras en operación. *Ingeniería Investigación y Tecnología*, volumen XVIII (número 1), enero-marzo 2017: 1-16.

SEMBLANZAS DE LOS AUTORES

Dante Campos. Es ingeniero civil por la Universidad Nacional de Ingeniería (UNI), Perú (1978-1983) y doctor en ingeniería (2005) por la Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM). Estudió la maestría en estructuras en la UNAM (1992-1993) y la de ingeniería de sistemas en la UNI (1987-1989). Desde 1998 labora en el IMP, donde actualmente es investigador y experto en riesgo y confiabilidad estructural y mecánica estructural principalmente aplicadas a plataformas marinas: evaluaciones, vibraciones, inspección basada en riesgo, extensión de vida útil, ingeniería sísmica y normatividad. Obtuvo el Premio IMP en aplicación industrial los años 2004, 2007, 2012, 2013 y 2016, y el Premio IMP 2011 en innovación. En posgrado impartió las materias de ingeniería sísmica y dinámica estructural estocástica en el Instituto Politécnico Nacional (2007-2009), y análisis estructural, vibraciones aleatorias, seguridad estructural, ingeniería sísmica y dinámica estructural en la UAEMex (1993-2002). Desde 1985, realiza diseños de edificios y puentes, por ejemplo en LABCI, Jack López Ingenieros SA y MINERO PERÚ, en Perú.

José Manuel Cabrera-Miranda. Ingeniero civil por la Universidad La Salle, México (2004-2008), y maestro en ciencias en ingeniería costa afuera por la Universidad Tecnológica de Delft, Países Bajos. Se ha desempeñado como residente de obra civil en CSKM Construcciones (2007-2008) y especialista en ingeniería civil en el IMP (2011-2012). Desde el 2012 presta servicios de consultoría en desarrollo de campos a PEP a través del Instituto Tecnológico Superior de Comalcalco, y las compañías Halliburton y Asispet. Ha trabajado como docente de medio tiempo en la Universidad Autónoma del Carmen, México, impartiendo las materias de análisis estructural e ingeniería básica costa afuera.

Joan Manuel Martínez-Mayorga. Es ingeniero civil por la Universidad Autónoma de Chiapas, México (1998-2003), y maestrante en ciencias con especialidad en diseño estructural por el IPN. Labora en el IMP desde el 2010 como especialista en plataformas marinas con aplicaciones en diseño, evaluación, riesgo y confiabilidad estructural, extensión de vida útil y normatividad. En la Universidad Valle del Grijalva, Chiapas (2009-2010) impartió las materias de mecánica del medio continuo, cimentaciones, mecánica de suelos i, resistencia de materiales, análisis y diseño estructural. Desde 2003, ha diseñado edificios, por ejemplo, en el comité de construcción de escuelas del Gobierno del Estado de Chiapas, en Tuxtla Gutiérrez.

Marcelino López-Cornejo. Es ingeniero civil por el IPN, México (1991-1996). Desde 1996 labora en el IMP como especialista en plataformas marinas, dedicado al diseño y evaluación estructural, a la inspección, mantenimiento y extensión de vida útil basados en riesgo, al diseño y evaluación de cimentaciones, normatividad de plataformas; asimismo, al diseño de cimentaciones con pilotes de succión para FPSO's y a la supervisión de sondeos geotécnicos en aguas profundas. Obtuvo el Premio IMP 2007 en aplicación industrial.

Esteban Ernesto Espinosa-Zamudio. Es ingeniero mecánico electricista por la Universidad Veracruzana (1985-1989). Se desempeñó en el área de ingeniería de proyectos y obras en Comisión Federal de Electricidad de 1991 a 1993 y en empresas prestadoras de servicios a PEMEX durante el periodo 1993-1996. Desde 1997 labora en PEMEX, en las subsidiarias de gas y petroquímica y exploración y producción regiones marinas, teniendo a su cargo diversos proyectos multidisciplinarios de instalaciones petroleras costa fuera, actualmente es coordinador de ingeniería y servicios técnicos en la subdirección de mantenimiento y logística.