

Criterios para el diseño del pretensado de un depósito cilíndrico con unión continua pared-solera

Joan Miquel Vilardell Vallès

Alfa Tecnologies, S.L.

Antonio Aguado de Cea

Enrique Mirambell Arrizabalaga

Departamento de Ingeniería de la Construcción (U.P.C.)

E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Barcelona

1. INTRODUCCION

La misión principal del pretensado circunferencial de la pared de un depósito cilíndrico de hormigón es la de compensar, parcial o totalmente, las tracciones anulares originadas por la carga de agua y, en menor medida, contrarrestar las debidas a otras solicitaciones (gradiente térmico, retracción, carga sin simetría de revolución, etc.).

En el caso de un depósito con borde superior libre y apoyado en la base (ya sea una unión con un apoyo de neopreno entre la pared y la solera, centrado o desdoblado, o incluso una unión directa de la pared sobre la losa) suele definirse el pretensado según una función de perfil trapecial, que compensa sin dificultad el empuje hidrostático, siendo los esfuerzos resultantes de flexión de escasa importancia. Una ley de este tipo se denomina "Load Balancing Prestressing" (L.B.P.), y se basa, pues, en la filosofía de distribuir el pretensado de forma opuesta a la acción que debe compensar.

Cuando la unión entre la pared y la solera es continua (solución ampliamente acep-

tada en depósitos de pequeña y mediana capacidad, por motivos constructivos, de estabilidad, estanquidad y mantenimiento), el movimiento radial del borde inferior de la pared está impedido, y el pretensado próximo a la base, no sólo no comprime apenas la pared, sino que introduce esfuerzos de flexión general importantes.

Con la intención de reducir en lo posible este comportamiento de flexión, potenciando el efecto de compresión anular del pretensado y, por consiguiente, el uso de la unión continua, varios autores (Buyer, 1957; Hampe, 1961; Van Breugel, 1984; Brondum-Nielsen, 1985 y 1986; Close, 1986; Ghali, 1986; Van Breugel y Boer, 1988; Ghali y Elliot, 1991) han recurrido a formular leyes óptimas de pretensado (figura 1). Dichas leyes se basan en la redistribución de los tendones de pretensado en la parte inferior del depósito, buscando su máxima eficacia en la compresión radial de la pared. Estas funciones son del tipo "Ring-force Balancing Prestressing" (R.B.P.), y su misión es, pues, compensar las tracciones anulares hidrostáticas, según un perfil parecido a la ley de axiles anulares hidrostáticos.

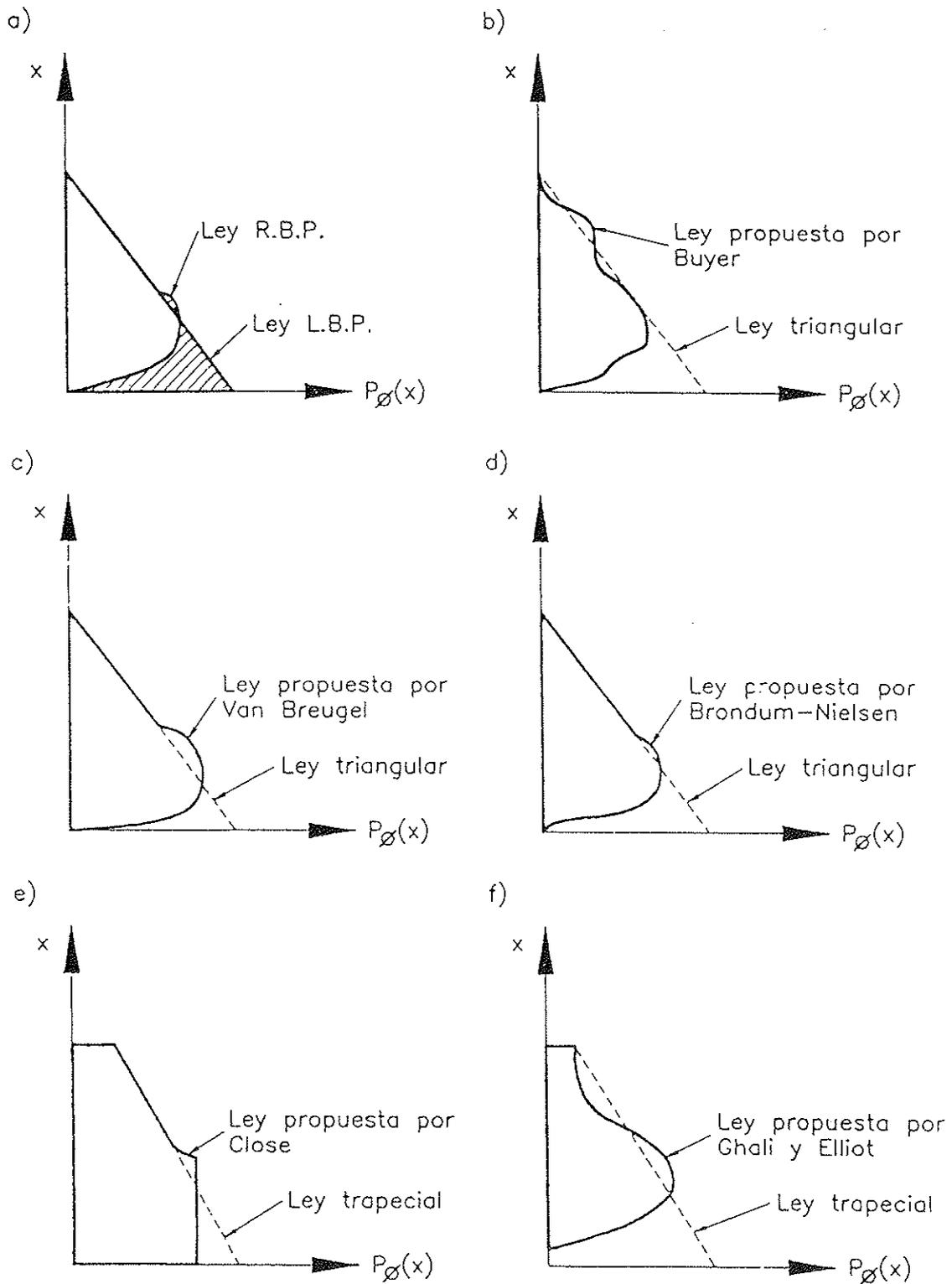


Figura 1. Leyes de pretensado tipo R.B.P. (a: comparación entre una ley L.B.P. y una ley R.B.P.; leyes propuestas por: b) Buyer, c) Van Breugel, d) Brondum-Nielsen, e) Close, f) Ghali y Elliot).

Las ventajas de las leyes R.B.P. sobre las leyes L.B.P. se resumen en una menor concentración de armadura activa en el arranque de la pared, en una minimización del número de tendones, y en reducir los esfuerzos de flexión; hecho que a su vez repercute en un ahorro en materiales y en una menor concentración de acero en la base. Su aplicación en el proyecto de depósitos de agua es, pues, muy interesante.

Sin embargo, la mayoría de las funciones presentadas en la literatura técnica se caracterizan por una definición de la distribución del pretensado generalmente complicada a nivel de proyecto, y por no definir la fuerza mínima de pretensado necesaria para mantener comprimida la pared cuando el depósito está lleno.

En este trabajo se presenta un estudio comparativo entre cinco funciones de pretensado (algunas de ellas propuestas en la literatura técnica y otras propuestas por los autores), con el objeto de definir una función óptima de pretensado que compense las tracciones anulares hidrostáticas. Esta función se plantea de tal manera que sea de fácil aplicación para un proyectista de depósitos, tanto en lo que concierne a la definición de la distribución del pretensado como a la obtención de la fuerza necesaria de pretensado.

2. FUNCIONES ESTUDIADAS

De las cinco funciones de pretensado estudiadas, se han contemplado dos del tipo L.B.P. (al ser funciones de uso muy generalizado entre los proyectistas) y tres del tipo R.B.P. Los cinco patrones de función estudiados se caracterizan por estar definidos paramétricamente, tal y como se ilustra en la figura 2. De acuerdo con la notación empleada, H_w representa la altura de la lámina de agua, P_0 la fuerza de pretensado anular, γ_w la densidad del agua, R el radio del depósito y B es una constante arbitraria.

De entre las **funciones tipo L.B.P.**, se han visto dos opciones: una ley **triangular**, de forma estrictamente igual pero opuesta a la hidrostática (**opción h1**); y una ley **trapezoidal**, parecida a la anterior, pero a la que

se superpone una distribución uniforme de pretensado, regulada por el parámetro $c1$ (**opción h2**). La razón de esta franja adicional se ha justificado tradicionalmente para intentar alcanzar un estado uniforme de compresión en servicio.

En lo que se refiere a las **leyes R.B.P.**, se han elegido tres funciones, dos poligonales y una con derivada continua (continuidad C1). De entre las primeras, se analiza una ley **trapezoidal truncada (opción h3)**, definida con dos parámetros $c1$ y $e1$. El parámetro $c1$ describe el trapecio, mientras que el parámetro $e1$ define un truncamiento vertical en la base. Esta función es semejante a la propuesta por Close (1986).

La segunda de las funciones poligonales estudiadas es una variante de la anterior, denominada en este trabajo función **doble trapezoidal**. Se distingue de la anterior por presentar un truncamiento no vertical en la base, y, por ello, se define con tres parámetros, $c1$, $e1$ y $g1$ (**opción h4**).

La mayoría de las funciones existentes en la literatura técnica (Buyer, 1957; Hampe, 1961; Van Breugel, 1984; Brondum-Nielsen, 1985; Ghali y Elliot, 1991) se caracterizan por presentar una continuidad C1. En este trabajo se ha considerado oportuno estudiar únicamente una de ellas, por la escasa diferencia formal que presentan entre sí. Por facilidades de formulación y adaptación al método seguido en este trabajo, la función analizada, de perfil **trapezoidal-exponencial**, ha sido una muy parecida a la descrita por Brondum-Nielsen (1985), diferenciándose de ésta última por la presencia de una franja uniforme de ancho variable $c1\gamma_w R$ (**opción h5**). Este perfil también se determina con dos parámetros, $c1$ y $e1$, y se distingue de las otras funciones propuestas en la literatura técnica por imponer una pendiente vertical en el pie de la lámina. Su formulación matemática tiene la siguiente expresión:

$$P_0(x) = \gamma_w R \{ c1 + H_w - x + e^{-e1x} [(1/e1 - H_w) \cdot \sin e1x - H_w \cos e1x] \} \quad (1)$$

OPCIÓN h_i	PERFIL PROPUESTO	PARÁMETROS DIRECTORES
h1		-
h2		c1
h3		c1 e1
h4		c1 e1 g1
h5		c1 e1

Figura 2. Definición paramétrica de las funciones de pretensado estudiadas.

3. CRITERIOS QUE DEBE CUMPLIR LA FUNCION OPTIMA DE PRETENSADO

Se entiende por función óptima aquella ley de pretensado que se ciñe mejor a unos requisitos prefijados por el proyectista, que tienen su base generalmente en motivos constructivos, económicos y estructurales. Para una correcta comparación, todas las funciones analizadas en el estudio de optimización deben cumplir los mismos criterios (en este sentido, cabe reseñar que las diferentes leyes de pretensado del tipo R.B.P. existentes en la literatura técnica son de difícil comparación, dado que cada una de ellas se basa en distintos requisitos básicos de diseño). En el presente estudio se han fijado los siguientes requisitos:

1. La función de pretensado será, en lo posible, de fácil aplicación por el proyectista, y tanto la fuerza necesaria de pretensado como los parámetros que definen el perfil de la ley estarán bien acotados.
2. Se deberá evitar la concentración masiva de armadura activa y pasiva en la base del depósito, para asegurar la correcta puesta en obra de los distintos materiales.
3. Se acepta que la pared fisure por flexión meridional, evitando que, en ningún caso, se supere un ancho de fisura de 0,1 mm.
4. La tensión máxima de compresión, en ningún momento sobrepasará el valor crítico de microfisuración del hormigón, que en este trabajo se adopta igual al 60% de la resistencia característica, $0,60 f_{ck}$.
5. En dirección tangencial (según paralelos), la lámina deberá permanecer, durante la vida útil del depósito, comprimida bajo la carga hidrostática.
6. La función óptima de pretensado será tal que minimice la fuerza de pretensado necesaria para mantener comprimida la pared en servicio.
7. La función de pretensado deberá mini-

mizar el esfuerzo cortante instantáneo de pretensado en la base de la pared.

En lo que sigue, se hace una breve justificación de estos criterios generales exigidos para obtener la función objetivo.

Los dos primeros requisitos recogen normas de buena práctica en el proyecto y construcción de depósitos: con el primero de ellos, se intenta evitar leyes de pretensado complicadas (en la literatura técnica, únicamente Close (1986) propone un perfil de aplicación bastante sencilla; asimismo, y salvo Brondum-Nielsen (1985), la mayoría de autores no definen pautas claras para obtener la fuerza de pretensado); con el segundo requisito, se pretende huir de conexiones continuas lámina-solera muy tupidas de acero, de difícil hormigonado y excesiva rigidez, que perjudican la durabilidad y el comportamiento estructural del depósito.

Los dos siguientes criterios asumen que la lámina pueda fisurarse horizontalmente. En depósitos con unión monolítica en la base, y para los espesores de pared habituales, los picos de la ley de flexión meridional debida al pretensado suelen superar el momento de fisuración por flexocompresión. Evitar dicha fisuración en vacío supone aumentar el canto de la lámina y pretensarla verticalmente. Mientras que algunas propuestas no admiten que exista fisuración meridional, varios estudios (Bruggeling, 1984 y 1985; Van Breugel, 1986; Van Breugel et al, 1990; Vilardell, 1990) han mostrado que el comportamiento de depósitos de contención de agua, con el pretensado dimensionado con criterios de fisuración meridional controlada (esto es, considerando el ancho y profundidad de fisura, tanto en la situación de vacío como de servicio) ha sido correcto; los esfuerzos se relajan y se consigue un ahorro en materiales. En los mencionados trabajos se recomiendan anchos máximos de fisura de 0,1 mm.

Al permitir fisuración controlada, especial atención deberá prestarse a la tensión de compresión en los puntos críticos, que nunca podrá llegar al límite de microfisuración.

El quinto criterio concuerda con la mayoría de las opiniones citadas en el estado del arte. Sin embargo, algunos autores, como Brondum-Nielsen (1985) o Ghali y Elliot (1991), permiten un cierto nivel de tracciones circunferenciales en el primer quinto de la altura de la lámina, aduciendo que pueden ser contrarrestadas, parcialmente, con pretensado vertical o pretensado de la solera. En este trabajo se ha considerado conveniente suprimir cualquier tensión de tracción hidrostática tangencial en la pared, para reducir el riesgo de fisuración vertical. Con ello se evita la combinación de fisuraciones horizontal y vertical que llevaría a un incremento brusco de los esfuerzos de flexión en la base, debido a la pérdida de rigidez a tracción anular de la lámina (Van Breugel, 1986); se tiene en cuenta el aumento de las tracciones circunferenciales debido a la fisuración horizontal de la pared del depósito (Van Breugel, 1986; Ghali y Elliot, 1992); y se protege la armadura, tanto activa como pasiva, de la corrosión, mejorando la durabilidad de la estructura.

Los requisitos sexto y séptimo son principalmente criterios de optimización. Así, el primero de ellos atiende a motivos fundamentalmente económicos, ya que cuanto menor es la fuerza de pretensado, menor es el coste de armadura activa y menores son los esfuerzos debidos a la flexión vertical en vacío, lo que repercute a su vez en menores cuantías de acero y en una mejor puesta en obra del hormigón. De los diferentes trabajos existentes en la literatura técnica, se desprende que la fuerza total de pretensado requerida para compensar las tracciones anulares hidrostáticas puede variar entre la integral de dichos axiles y el propio empuje del agua. La diferencia entre estas dos cotas es apreciable, y está directamente relacionada con los requisitos de diseño de la función de pretensado y el modelo de cálculo utilizado.

Otro criterio de optimización usual, aplicable a aquellas funciones que presenten igual volumen de pretensado, se centra en minimizar uno o varios esfuerzos principales de flexión. La mayoría de autores proponen diseñar el pretensado de tal manera que éste minimice el momento flector en la

base. Por el contrario, Van Breugel (1984) sugiere minimizar el esfuerzo cortante en la base.

En este trabajo se ha adoptado el criterio de minimizar el esfuerzo cortante instantáneo de pretensado en la base de la pared, apoyándose en los resultados de un estudio previo de optimización (Vilardell, 1994), llevado a cabo con un modelo de análisis conjunto pared-solera-cimentación. En dicho estudio se aprecia una importante diferencia entre los esfuerzos correspondientes a un cálculo basado en la hipótesis usual de suponer un empotramiento ideal, y los relativos a un análisis que considere la flexibilidad real de la unión pared-solera; mientras en el primer caso podría ser preferible optimizar el momento flector, en el segundo caso se concluye que el esfuerzo que hay que optimizar es el esfuerzo cortante en la base.

La minimización del esfuerzo cortante instantáneo de pretensado atiende también a criterios de dimensionamiento de la pared (en este trabajo se permite fisuración horizontal, mientras que en otros trabajos, la limitación del valor del momento flector es importante, al no permitirse fisuración); a condicionantes constructivos (minimizando el esfuerzo cortante se consigue aumentar la separación entre tendones consecutivos en la zona próxima a la base, tramo crítico en el que la densidad de armadura es mayor); y a condicionantes de servicio (cuando el depósito está lleno, el esfuerzo cortante de cálculo en la base es inferior al esfuerzo cortante instantáneo de pretensado; mientras que el momento flector de cálculo sí puede ser superior al momento flector instantáneo de pretensado).

4. ESTUDIO DE OPTIMIZACION

4.1. Método seguido

El proceso numérico de optimización de la función de pretensado se ha llevado a cabo con un modelo analítico lineal, específico para esta tipología, que permite el estudio conjunto de interacción pared-solera-terreno de cimentación, considerando éste último como un medio elástico tipo

Winkler (Vilardell, 1994). Dicho modelo se ha insertado en un programa informático, en lenguaje Fortran, compatible con un ordenador personal (programa TANK).

Para la realización del estudio, se ha considerado una amplia muestra de depósitos que recoge capacidades entre 2.000 y 15.000 m³, rango para el que esta tipología de depósitos es muy competitiva. Los parámetros principales considerados en este trabajo como variables, y su rango de variación, han sido:

- Tipo de acción: empuje hidrostático y pretensado circunferencial.
- Volumen: $V = 2.000, 5.000, 8.000$ y 15.000 m³.
- Relación diámetro/altura de agua: $D/H_w = 3; 3,5; 4; 4,5; 5; 5,5; 6; 6,5$ y 7 .
- Módulo de balasto del suelo: $K_s = 5, 10, 15, 25, 50$ y ∞ kp/cm³.

Los espesores de la pared, h_p , y de la solera, h_s , son fijos, de acuerdo con la capacidad de la estructura y los requisitos de carácter tensional presentados en el apartado anterior ($V=2.000$ m³: $h_p=0,15$ m y $h_s=0,10$ m; $V=5.000$ y 8.000 m³: $h_p=0,20$ m y $h_s=0,15$ m; $V=15.000$ m³: $h_p=0,30$ m y $h_s=0,20$ m). El hormigón de la pared se ha supuesto análogo al de la solera, lo cual, aparte de ser razonable constructivamente, no interfiere en el desarrollo del análisis.

Para cada uno de los 216 depósitos estudiados, se ha procedido a aplicar las cinco leyes de pretensado propuestas. El método seguido ha consistido en:

- a) Obtención del número mínimo de tendones de pretensado necesarios para mantener comprimida circunferencialmente la pared, cuando actúa el empuje hidrostático. Este valor se ha determinado de manera iterativa en cada caso, imponiendo un amplio rango de variación de los parámetros directores de cada uno de los perfiles estudiados. El criterio de mantener la pared permanentemente comprimida se ha impuesto en toda ella salvo en el punto de unión con la solera, en el que

se han permitido tracciones anulares inferiores a 1 kp/cm². El valor máximo de estas tracciones es muy bajo, y no influye en el comportamiento de la pared, al ser justamente éste un punto singular. Dado que durante el proceso de cálculo se ha dividido el depósito en 51 secciones de referencia, se desprende que la condición de tracción circunferencial nula se ha garantizado en toda la lámina, salvo en el primer 2% de la altura del depósito.

- b) Con el volumen de pretensado mínimo, se ha determinado, en cada caso, la combinación de los parámetros directores que define un esfuerzo cortante mínimo de pretensado en la unión de la pared con la solera. De nuevo se impone que, con la combinación resultante, la pared permanezca permanentemente comprimida.
- c) Una vez obtenida la función de pretensado que satisface los dos criterios anteriores, se han registrado los datos más relevantes: volumen de pretensado, valor de los parámetros directores, esfuerzo cortante en la base Q_b , momentos máximos negativo M_b , y positivo M_{im} concomitantes con Q_b , y valores máximo y medio de la tensión circunferencial de compresión residual cuando el depósito está lleno.
- d) Los datos resultantes correspondientes a cada una de las cinco opciones de pretensado se han comparado entre ellos, de manera individualizada para cada uno de los depósitos estudiados.

4.2. Resultados obtenidos

A continuación, se resumen los resultados obtenidos en el estudio de optimización, que, por su extensión, se ha considerado oportuno no presentar de manera detallada. El lector puede consultar los mismos en la tesis doctoral del primer autor (Vilardell, 1994).

De las dos funciones L.B.P. estudiadas, la opción triangular ha sido la que ha requerido un volumen superior de preten-

sado, repercutiendo en mayores esfuerzos de flexión en la unión, especialmente en el esfuerzo cortante Q_b . El considerable aumento de estos esfuerzos supone, a su vez, un incremento de armadura pasiva, coincidiendo en la base la máxima densidad de armaduras activa y pasiva. La distribución de tensiones circunferenciales es, asimismo, muy poco uniforme. Por todo ello, se aconseja no distribuir, para la condición de borde aquí planteada, el pretensado circunferencial según la función triangular de pretensado h1.

La función trapecial se distingue de la anterior por una franja uniforme de pretensado, superpuesta al perfil triangular, de ancho variable, que supone una mayor flexibilidad para la correcta disposición de los tendones. En particular, esta franja ha permitido subir el centro de gravedad de la distribución, reflejándose ello tanto en los tendones más cercanos a la base (que se han alejado ligeramente de ésta, si bien la concentración sigue siendo importante) como en la de los situados en las cotas superiores (que se han aproximado al borde superior de la pared). Con ello, se ha conseguido compensar con mayor eficacia las tracciones anulares en el tramo superior de la lámina. Este hecho se ha traducido en una reducción del volumen de pretensado, obteniéndose diferencias inferiores a un 3% respecto al valor óptimo cuando la relación D/H_w del depósito es menor a 5 (depósitos altos) y diferencias nulas cuando la relación D/H_w es superior a 5 (depósitos bajos). Los esfuerzos de flexión son, a su vez, claramente inferiores a los de la función triangular (en particular, de entre las cinco funciones estudiadas, es la que define la ley de momentos flectores óptima) y la ley de compresiones circunferenciales es más uniforme. Se concluye, pues, que la función trapecial h2, es ostensiblemente mejor que la triangular.

Las funciones tipo R.B.P. son las que aunan las ventajas de un volumen mínimo de pretensado con una mejor redistribución de los tendones, lo cual ha supuesto:

- Separar ligeramente los tendones en la zona baja de la lámina y alejarlos de la base. La opción trapecial-exponencial

h5 es la que distancia más los tendones más bajos de la solera.

- Reducir el valor del cortante en la base Q_b , observándose diferencias medias de un 10% (opción trapecial-exponencial h5), de un 9% (opción doble trapecial h4) y de un 6% (opción trapecial truncada h3) con respecto a la función trapecial h2.
- Modificar la ley de momentos flectores, aumentando ligeramente el momento en la base M_b , y más sensiblemente el momento interior máximo M_{int} . Este aumento del flector interior se ha mostrado constructivamente admisible, dado que, con los espesores definidos en los depósitos de la muestra estudiada y el valor de los esfuerzos registrados, se ha visto que es posible controlar la fisuración con mallas de armadura pasiva poco tupidas (cuantías cercanas a la mínima), y no se solapan éstas con una densidad elevada de armadura activa. De nuevo las opciones más afectadas son la doble trapecial y la trapecial-exponencial. Las diferencias en el momento M_b correspondientes a estas funciones con respecto a la función trapecial truncada son del 2% y del 4%, mientras que en el momento interior M_{int} son del 2% y del 5%, respectivamente.
- Uniformizar la ley de compresiones circunferenciales en servicio. La ley más uniforme es la correspondiente a la función trapecial truncada, siendo las opciones h4 y h5 las que presentan tensiones máximas superiores.

Comparando las tres funciones, se observa que las funciones doble trapecial h4 y trapecial-exponencial h5 son de definición paramétrica más compleja que la trapecial truncada. La primera depende de tres parámetros: dos de ellos están bien acotados, pero la variable g_1 tiene un rango amplio de variación. La segunda es muy sensible al parámetro e_1 , y la determinación de la cota de los tendones es más complicada, al requerirse necesariamente una integración numérica.

La definición del perfil de la función tra-

pecial truncada h3 es simple, estando sus parámetros directores bastante bien acotados. La verticalidad del truncamiento de la función permite una mayor racionalización de la puesta en obra de la armadura activa: los tendones se separan uniformemente, sin observarse una diferencia significativa entre su separación –distancia entre ellos y con respecto a la base– y la correspondiente a las funciones h4 y h5.

Acercas de las diferencias de comportamiento estructural de un depósito según la función de pretensado adoptada, se aprecia que si bien las funciones h4 y h5 minimizan el cortante en la base, las diferencias con respecto a la función trapecial truncada h3 no son excesivas. En este sentido, destaca asimismo que la ley de esfuerzos cortantes correspondiente a esta última función disminuye más rápidamente que las relativas a los otros dos perfiles, que presentan valores aún importantes a una altura cercana al primer quinto de la lámina, zona con la mayor densidad de armadura activa y menor espesor de pared si ésta es de sección variable. Sin embargo, los momentos flectores máximos positivo y negativo de la función h3 son ambos inferiores a los de las funciones doble trapecial h4, y trapecial-exponencial h5.

Los resultados obtenidos indican que ninguna de las tres distribuciones de pretensado R.B.P. estudiadas destaca claramente por encima de las otras dos, en lo que concierne a su comportamiento estructural. A nivel de definición durante el proyecto y la posterior construcción del depósito, la función trapecial truncada h3 es de aplicación más sencilla, por lo que, en este trabajo, se ha considerado oportuno adoptar, como ley de pretensado R.B.P. más indicada, a la función trapecial truncada h3.

En la tabla 1 se resumen las principales características de las funciones L.B.P. (opción trapecial h2) y R.B.P. (opción trapecial truncada h3) cuyo comportamiento se ha considerado más idóneo. En concreto, se muestra el perfil de ambas, indicando el rango de variación, R_c , más habitual de los parámetros que las definen; la relación media entre el volumen de pretensado, P_i , correspondiente a cada una de ellas y el

volumen mínimo, P_{opt} , necesario para mantener comprimida la pared cuando el depósito está lleno (P_i/P_{opt}); la relación media entre el esfuerzo cortante correspondiente a cada una de las dos funciones, $Q_{b,i}$, y el mínimo registrado en el estudio de optimización, $Q_{b,opt}$ ($Q_{b,i}/Q_{b,opt}$), así como las relaciones entre los momentos concomitantes con la minimización del esfuerzo cortante, $M_{b,i}/M_{b,opt}$, y, $M_{m,i}/M_{m,opt}$; y las tensiones de compresión máxima, $\sigma_{máx}$, y media, $\bar{\sigma}$, en la pared, registradas en la hipótesis de depósito lleno. Comparando ambas funciones, y como conclusión de este estudio, se desprende que:

- El perfil de ambas funciones es fácil de definir. Los parámetros directores de éstas presentan poca dispersión. Si bien la definición de la función trapecial requiere un único parámetro, $c1$, la presencia de un segundo parámetro, $e1$, en la formulación de la función trapecial truncada ha permitido distanciar los tendones de la base, y aumentar la separación entre éstos.
- El volumen de pretensado de la función trapecial truncada h3 se ha mostrado inferior al de la función trapecial h2, cuando la relación D/H_w del depósito es menor a 5.
- El cortante en la base definido por la función trapecial supera en un 6% al correspondiente a la función trapecial truncada.
- La función trapecial es la que minimiza la ley de flectores.
- La función trapecial truncada es, entre todas las opciones estudiadas, la que da lugar a una ley de compresiones anulares más uniforme.

Las funciones L.B.P. se han definido pues como aquéllas que minimizan la ley de momentos flectores, mientras que las funciones R.B.P. son las que permiten optimizar el esfuerzo cortante en la unión pared-solera. En base a los requisitos formulados en este trabajo, se aconseja adoptar, para el pretensado circunferencial de un depósito cilíndrico con unión monolítica

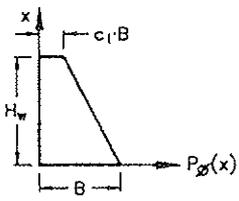
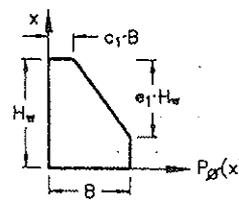
PARÁMETRO CONSIDERADO	FUNCIÓN TRAPEZIAL h2	FUNCIÓN TRAPEZIAL TRUNCADA h3
Perfil		
R_c	$c1: [0.02, 0.09]$	$c1: \cong 0.01$ $e1: [0.78, 0.92]$
$\frac{P_i}{P_{opt.}}$	$1.03 \left(\frac{D}{H_w} < 5 \right)$ $1.00 \left(\frac{D}{H_w} > 5 \right)$	1.00
$\frac{Q_{b,i}}{Q_{b,opt.}}$	1.10	1.04
$\frac{M_{b,i}}{M_{b,opt.}}$	1.00	1.02
$\frac{M_{int,i}}{M_{int,opt.}}$	1.00	1.05
$\sigma_{max} \left(\frac{kp}{cm^2} \right)$	1.93	1.89
$\sigma^- \left(\frac{kp}{cm^2} \right)$	0.86	1.11

TABLA I
Características principales de las funciones trapezoidal, h2, y trapezoidal truncada, h3

lámina-solera, una ley de pretensado tipo R.B.P., con un perfil de forma trapecial truncado verticalmente en la base. En depósitos bajos, una ley estrictamente trapecial tiene un comportamiento aceptable.

5. DEFINICION DE LA FUNCION OPTIMA DE PRETENSADO

Una vez elegida la función óptima de pretensado, se procede a determinar los dos datos que la definen, como son el volumen de pretensado (fuerza mínima requerida para anular las tracciones circunferenciales debidas a la presión del agua) y la forma del perfil de la función (que determina la disposición de las unidades de tensión, sin más que subdividir el perfil en tantas partes de igual área como número de unidades, y colocar el tendón en la altura del centro de gravedad de cada una de las áreas).

5.1. Volumen de pretensado

La importancia de minimizar el volumen de pretensado atiende a motivos funcionales y económicos. La determinación de este parámetro puede resultar compleja y de difícil definición analítica, debido a tres razones principales: la sensibilidad del comportamiento estructural de la lámina a la rigidez real de la unión, rigidez que depende del signo de la carga actuante; los perfiles del empuje hidrostático (triangular) y de la función de pretensado (trapecial truncado) son diferentes; y, por último, la discontinuidad del pretensado materializado con tendones, que contrasta con el carácter continuo de la presión del agua.

Un procedimiento bastante utilizado para la obtención de la fuerza de pretensado, especialmente en los países anglosajones, es el propugnado por la normativa británica BS 8007 (1987), y consiste en suponer totalmente libre el borde inferior de la pared del depósito. En estas condiciones, la integral de las axiles anulares hidrostáticos se define con la siguiente expresión:

$$P_{\phi} = \gamma_w R H_w^2 / 2 \quad (2)$$

siendo γ_w el peso específico del fluido, R el radio del depósito, y H_w la altura libre de agua. Cuando el borde inferior de la pared tiene algún movimiento coaccionado, la integral de axiles hidrostáticos es inferior al valor obtenido con la expresión (2).

En base a los estudios paramétricos realizados en el presente trabajo, adoptando como variables el volumen del depósito, su esbeltez D/H_w , la rigidez del terreno de base, y la sección de los tendones (para valorar el efecto de la discontinuidad de la función), se ha observado que la estimación de la fuerza de pretensado de la función trapecial truncada con la expresión (2) da valores ligeramente superiores a la fuerza mínima necesaria, sin apreciarse, en ningún caso estudiado, diferencias superiores al 5%. Está, pues, del lado de la seguridad, apartándose mínimamente del valor estricto necesario, por lo que es un buen criterio para obtener, de manera sencilla y ajustada, el volumen de pretensado de la función óptima. Las máximas diferencias se han obtenido en depósitos sobre terreno muy rígido (coeficientes de balasto altos) y pretensados con un número bajo de tendones (funciones muy discontinuas).

Una práctica habitual de diseño del pretensado consiste en calcular la fuerza de pretensado como la integral de los axiles anulares hidrostáticos, considerando las condiciones de contorno en el borde inferior de la pared (valor que, en lo que sigue, se denomina P_{ϕ}'). Este valor es inferior al obtenido con la expresión (2) propuesta. Los estudios realizados en este trabajo han permitido correlacionar los dos criterios de diseño de la fuerza, mediante la expresión

$$P_{\phi} = \alpha P_{\phi}' \quad (3)$$

donde α es un coeficiente que es función de la relación D/H_w del depósito. En la figura 3 se ilustra la relación entre el parámetro α y la esbeltez del depósito, advirtiéndose que el diseño de la fuerza de pretensado según el valor P_{ϕ}' , puede estar muy del lado de la inseguridad, especialmente para relaciones D/H_w altas. Así, para relaciones

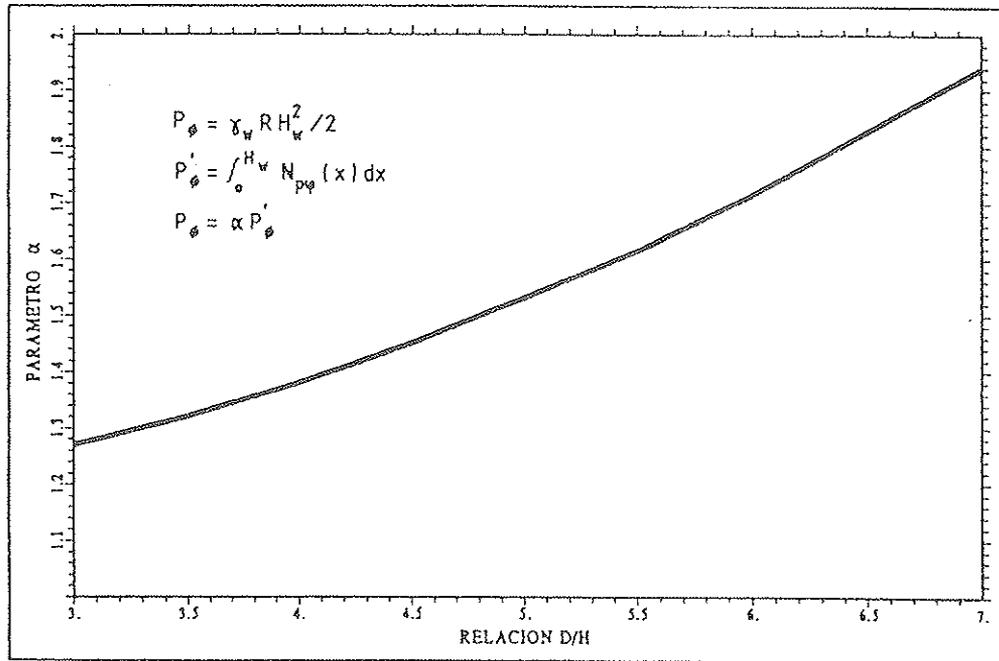


Figura 3. Coeficiente α de comparación entre la fuerza de pretensado P_{ϕ} propuesta en este trabajo y la fuerza P_{ϕ}' .

$D/H_w = 3$, el volumen de pretensado P_{ϕ} propuesto para la función óptima es un 30% superior a la fuerza P_{ϕ}' , porcentaje que aumenta hasta un 95% para relaciones $D/H_w = 7$.

5.2. Parámetros directores del perfil de la función

El perfil de la función trapezoidal truncada está definido por dos parámetros directores: un parámetro e_1 , que describe el trapecio, y un parámetro e_2 , que define el truncamiento vertical en la base (figura 2). El parámetro B , que describe el ancho de la base, es arbitrario.

Los resultados obtenidos en el estudio numérico señalan que el parámetro e_1 oscila entre los valores 0,00 y 0,03, tendiendo, en la mayoría de los casos analizados, al valor 0,01. Únicamente en el caso de la familia de depósitos de 2.000 m³, el valor obtenido ha sido superior a 0,01. Ello puede ser debido a que, en depósitos pequeños, el número total de tendones necesario es bajo, y por lo tanto la distribución de pretensado es más discontinua.

Se recomienda, pues, adoptar como valor de proyecto $e_1 = 0,01$. Este valor es prácticamente nulo, por lo que podría parecer razonable simplificar la función definiendo un perfil triangular truncado, dependiente únicamente del parámetro e_1 . Sin embargo, en el presente trabajo se ha comprobado que, en los depósitos de menor capacidad, funciones de pretensado con el parámetro e_1 nulo pueden dar lugar a ligeras tracciones en el borde superior de la pared.

El parámetro e_2 se ha observado que crece de manera marcadamente lineal con el aumento de la capacidad del depósito, variando los valores medios desde 0,78 (depósitos de 2.000 m³) hasta 0,89 (depósitos de 15.000 m³). La repercusión de una variación de las demás variables consideradas en el estudio paramétrico (rigidez del terreno y esbeltez del depósito) es muy inferior: en el primer caso, cuanto mayor es la rigidez del terreno, mayor es el valor de e_2 , especialmente en el rango de terrenos caracterizados con módulos de balasto bajos; mientras que la esbeltez del depósito apenas presenta influencia en el valor de e_2 .

Como resultado de un estudio de sensibilidad de las leyes de esfuerzos ante una variación de e_1 , adoptando como volumen de pretensado el definido con la expresión (2) y fijando el valor de e_1 en 0,01, se ha observado, asimismo, que en el rango de valores comprendidos entre 0,78 y 0,92, la pared se mantiene totalmente comprimida cuando el depósito está lleno, aumentando la efectividad del pretensado fuera de la zona de influencia de la unión al aumentar el truncamiento de la función. La variación del parámetro e_1 no tiene apenas influencia en la ley de momentos flectores; mientras que el esfuerzo cortante en la base es tanto menor cuanto mayor es el truncamiento (valores de e_1 más bajos).

A partir de un ajuste por mínimos cuadrados de los resultados obtenidos en el estudio numérico de optimización y adoptando como terreno de referencia un suelo con módulo de balasto de 10 kp/cm^3 , con la expresión (4) se propone una ley sencilla para la obtención del valor de e_1 en función del volumen, V , del depósito (expresado en m^3):

$$e_1 = 8,46 \cdot 10^{-6} V + 0,733 \quad (4)$$

6. CONCLUSIONES

En el presente trabajo se ha llevado a cabo un estudio comparativo entre varias funciones de pretensado, definiendo inicialmente unos criterios básicos de diseño de la función y determinando posteriormente aquella función que se adapta mejor a los mismos. El estudio se ha realizado con un modelo de análisis de interacción pared-solera-terreno de base, basado en una solución analítica.

De entre los principales requisitos que debe cumplir la función de pretensado, destacan los siguientes: mantener comprimida anularmente toda la pared, cuando el depósito está lleno, permitiéndose fisuración controlada por flexión meridional; minimizar la fuerza de pretensado; y minimizar el esfuerzo cortante instantáneo de pretensado en la base. La optimización del esfuerzo

cortante instantáneo de pretensado se ha mostrado mejor que la minimización del momento flector (criterio éste último propuesto por la mayoría de autores en la literatura técnica), debido a criterios de cálculo, a criterios de dimensionamiento de la pared, a condicionantes constructivos y a condicionantes de servicio.

La función óptima de pretensado ha resultado ser una del tipo R.B.P., con un perfil de forma trapecial truncada, definido con dos parámetros directores. En este trabajo se proponen expresiones sencillas para la obtención de la fuerza necesaria de pretensado y de los parámetros directores del perfil, en función de la geometría del depósito. Se ha advertido que la fuerza mínima de pretensado necesaria es considerablemente superior a la calculada como la integral de los axiles anulares hidrostáticos, considerando las condiciones de contorno en el borde inferior de la pared (práctica de diseño bastante extendida en proyecto), especialmente cuando la relación D/H_w es alta (depósitos bajos).

Por último, se ha observado que, con los criterios de diseño fijados, las funciones que minimizan la ley de momentos flectores son las del tipo L.B.P. Este tipo de funciones, para depósitos con relaciones D/H_w superiores a 5, tiene un buen comportamiento, definiendo el mismo volumen de pretensado que la función trapecial truncada, con esfuerzos cortantes instantáneos de pretensado en la base ligeramente superiores.

7. AGRADECIMIENTOS

Este artículo forma parte de los trabajos realizados durante la tesis doctoral de D. Joan Miquel Vilardell, dirigida por D. Enrique Mirambell y D. Antonio Aguado de Cea. El autor de la misma agradece las ayudas recibidas del Ministerio de Educación y Ciencia (beca F.P.I.) y de la Universidad Politécnica de Catalunya, U.P.C., durante la realización de su tesis doctoral.

8. BIBLIOGRAFIA

Brondum-Nielsen, T. "Prestressed

Tanks", ACI Journal, vol. 82, n° 4, July-August 1985, pp. 500-509.

Brondum-Nielsen, T. "Prestressed Tanks", Respuestas del autor a comentarios de Close, S. R. y Ghali, A. al artículo con mismo título, de Brondum-Nielsen, T. (1985), ACI Journal, vol. 83, n° 3, May-June, 1986, pp. 481-483.

Bruggeling, A.S.G. "Why Partial Prestressing?", Concrete Society Conference on Design, Construction and Maintenance of Concrete Storage Structures, Newcastle Upon Tyne, December, 1984, pp. 11-23.

Bruggeling, A.S.G. "Partially Prestressed Concrete Structures-A Design Challenge", PCI Journal, vol. 30, n° 2, March-April, 1985, pp. 140-171.

BS 8007 "Design of Concrete Structures for Retaining Aqueous Liquids", British Standards Institution, 1987.

Buyer, K. "Zur Berechnung der Vorspannung Geschlossener Kreis Zylinderschalen im Stahlbeton-Behälterbau", Beton und Stahlbetonbau, May, 1957.

Close, S. R. "Prestressed Tanks", Comentarios referentes al artículo con mismo título, de Brondum-Nielsen, T. (1985), ACI Journal, vol. 83, n° 3, May-June, 1986, pp. 481-483.

Ghali, A. "Prestressed Tanks", Comentarios referentes al artículo con mismo título, de Brondum-Nielsen, T. (1985), ACI Journal, vol. 83, n° 3, May-June, 1986, pp. 481-483.

Ghali, A. y Elliott, E. "Prestressing of Circular Tanks", ACI Structural Journal, vol. 88, n° 6, November-December, 1991, pp. 721-729.

Ghali, A. y Elliott, E. "Serviceability of Circular Prestressed Concrete Tanks", ACI Structural Journal, vol. 89, n° 3, May-June, 1992, pp. 345-355.

Hampe, E. "Berechnung von Behältern mit Ring Krafttreuer Vorspannung", Wiss. Zeitschrift der Hochschule für Bauwesen, Cottbus 4, vol. 1, 1961.

Van Breugel, K. "Problems Associated with Wall-to-Base Connections", Concrete Society Conference on Design, Construction and Maintenance of Concrete Storage Structures, Newcastle Upon Tyne, December, 1984, pp. 51-65.

Van Breugel, K. "Partial Prestressing for Cylindrical Liquid Retaining Structures", Tenth International Congress of the FIP, India, February 1986, pp. 44-57.

Van Breugel, K. y De Boer, R. "Optimization Procedure for Horizontal Tank Prestress", IABSE 13th Congress, Helsinki, June, 1988.

Van Breugel, K., Braam, C.R. y Harder, E.M. "Cad of the Effect of Thermal Loads on Structural Safety", Computer Aided Analysis and Design of Concrete Structures, Proceedings of SCI-C 1990, Second International Conference held in Zell and See, Austria, April, 1990, pp. 797-808.

Vilardell, J. M. "Anàlisi Estructural i Criteris de Disseny de Dipòsits Cilíndrics de Formigó Pretensat", Tesina de Especialidad, E.T.S. Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, U.P.C., Barcelona, Junio, 1990.

Vilardell, J. M. "Análisis Estructural y Criterios de Diseño de Depósitos Cilíndricos de Hormigón Pretensado", Tesis Doctoral, Departamento de Ingeniería de la Construcción, U.P.C., Julio, 1994, 577 pág.

Vilardell, J. M. "Análisis Estructural y Criterios de Diseño de Depósitos Cilíndricos de Hormigón Pretensado", GEHO/CEB, Serie Doctorales; Madrid, Noviembre, 1995, 258 pág.

RESUMEN

La misión principal del pretensado circunferencial de la pared de un depósito cilíndrico de hormigón es la de compensar las tracciones anulares originadas por la carga de agua y, en menor medida, contrarrestar las debidas a otras sollicitaciones (gradiente térmico, retracción, carga sin simetría de revolución, etc.).

Cuando la unión entre la pared y la solera es continua, el movimiento radial del borde inferior de la pared está impedido, y el pretensado próximo a la base, no sólo no comprime apenas la pared, sino que introduce esfuerzos de flexión general importantes. Con la intención de reducir en lo posible este comportamiento de flexión, varios autores han recurrido a formular leyes óptimas de pretensado que redistribuyen los tendones de pretensado en la parte inferior del depósito para conseguir su máxima eficacia en la compresión radial de la pared.

En este trabajo se presenta un estudio comparativo entre cinco funciones de pretensado, algunas de ellas propuestas en la literatura técnica y otras propuestas por los autores del presente artículo. Dicho estudio se ha llevado a cabo con un modelo de análisis analítico lineal, que considera el comportamiento conjunto pared-solera-cimentación, y se ha basado en unos requisitos comunes de diseño del pretensado, previamente establecidos.

Los resultados obtenidos en el estudio han permitido determinar una función óptima de pretensado, tanto en lo que concierne a su ley de distribución como en lo que se refiere a la fuerza necesaria de pretensado. También han mostrado algunas diferencias significativas entre los resultados obtenidos en este estudio y los presentados por otros autores en la literatura técnica, debidas, principalmente, al hecho de haber estudiado el depósito con unión continua en la base con un modelo que contempla la capacidad real de movimiento de la unión.

SUMMARY

The main aim of the circumferential prestressing of the wall of a circular cylindrical concrete tank is to counterbalance the hoop tension due to liquid pressure, but also to counteract secondary hoop tensions due to other causes such as temperature, shrinkage and unsymmetrical loading.

For a wall with a monolithic wall-to-base connection, the displacement at the bottom edge is restrained, and the prestressing near the base does not produce hoop compressive forces. In fact, it produces high vertical bending forces. In order to reduce those fixed-end forces, many authors have proposed several improved prestress distributions that redistribute the circumferential prestressing in the lower part of the wall, placing the tendons where they are most effective in producing hoop compression.

This paper presents a comparative study among five prestressing functions, proposed either by the authors or in previous research works. The study is carried out with an analytical linear elastic model that considers the soil-tank interaction under axisymmetric loads, and is based on several basic design requirements previously defined.

An optimization procedure for the determination of the horizontal tank prestress is suggested, thus defining both the shape of the function and the minimum prestress force needed to ensure fully compressive membrane forces under the hydrostatic load. Furthermore, some significant differences are pointed out between some of the results got in this study and those presented by other authors in the literature, basically due to the fact of taking into account the real movement capacity of the monolithic wall-to-base connection in the analysis model.

HORMIGON Y ACERO - 1º Trimestre 1997