



ANÁLISIS DE TUBERÍAS ENTERRADAS - DEPÓSITO DE GRAN ALTURA.

Roberto León Di Giammarino

ARCADIS Chile

roberto.leon@arcadis.cl

Edgar Bard Ortúzar

ARCADIS Chile

edgar.bard@arcadis.cl

José Campaña Zepeda

ARCADIS Chile

Jose.campana@arcadis.cl

Marcelo Lagos Ortiz

ARCADIS Chile

marcelo.lagos@arcadis.cl

RESUMEN

Este artículo analiza el comportamiento tensión-deformación de tuberías flexibles de HDPE bajo depósitos de gran altura. Para ello, se emplearon métodos analíticos, se extrapolaron datos experimentales, se utilizaron modelos con elementos finitos y se incluyó la evaluación del efecto de arco en tuberías en zanjas. Un análisis comparativo concluye respecto a las ventajas, las desventajas y la confiabilidad de los resultados de cada uno de los métodos.

1. INTRODUCCIÓN.

En las últimas décadas, la industria minera del cobre ha requerido cada vez con mayor frecuencia la construcción de pilas de lixiviación permanentes o depósitos de ripios lixiviados de gran altura, para una operación de lixiviación primaria o secundaria. Estas estructuras, que pueden superar 80 m de altura, cuentan habitualmente con un sistema de impermeabilización basal que comprende una geomembrana y un sistema de drenaje compuesto por tubos flexibles de HDPE dispuestos sobre esta lámina. Las tuberías de drenaje se cubren, mayoritariamente, con materiales granulares permeables con baja compactación. En consecuencia, las tuberías quedan sometidas a niveles de carga y de deformación muy superiores a las que usualmente se presentan en las obras civiles. Es interesante hacer notar que uno de las primeras referencias sobre el efecto de las cargas sobre tuberías enterradas lo desarrolló el Ingeniero Fernando Martínez (1946), en su tesis de grado de Magister de la Universidad de Harvard (Rutledge & Gould, 1971).

2. DESCRIPCIÓN SISTEMA DE DRENAJE.

El sistema de drenaje y de evacuación de una pila o de un depósito de lixiviación comprende tuberías corrugadas de HDPE (polietileno de alta densidad), típicamente de 7.5 cm a 10 cm de diámetro, dispuestas en forma equiespaciada de 2 m a 6 m sobre una geomembrana

basal impermeable, insertas en un “cover” o material granular drenante. Las tuberías y sus accesorios (uniones, codos, etc.) deben ser elaborados a partir de compuestos de resina virgen (ASTM 3350), la sección transversal debe ser completamente circular, interior liso y corrugaciones anulares exteriores (AASHTO 252). Las tuberías corrugadas deben contar orificios que permitan el ingreso de la solución, para las tuberías de 10 cm de diámetro cuentan con ranuras que se localizan en los valles exteriores de las corrugaciones y su área drenante no puede ser inferior a deberá 20 cm²/m.

El “cover” cumple la función de proteger mecánicamente las tuberías, proporcionando confinamiento y protección contra el impacto de la descarga del mineral o del tráfico de vehículos de carguío. El cover también cumple la función de captar las soluciones facilitando el escurrimiento de las mismas hacia las tuberías, evitando el incremento del nivel freático en la base de la pila. Las tuberías dispuestas sobre la geomembrana conducen las soluciones hacia tuberías de mayor diámetro, que captan y conducen en forma controlada las soluciones fuera del área de lixiviación, ya sea para su recirculación o proceso. Estas tuberías, con diámetros que varían por lo general de 600 mm a 1000 mm, están insertas en zanjas profundas rellenas con material granular seleccionado y compactado. El relleno compactado mejora el comportamiento estructural de las tuberías, puesto que otorga un mayor nivel de confinamiento. Por otra parte, las tuberías se instalan en zanjas para lograr una reducción de la presión vertical que actúa sobre éstas, debido al “efecto de arco”.

3. LIMITES DE SERVICIABILIDAD PARA TUBERIAS FLEXIBLES.

Los criterios para establecer los límites de serviciabilidad están dados por la excesiva deflexión vertical, fluencia de las paredes del tubo por compresión y pandeo de las paredes, consecuencia de los fenómenos anteriores se produce la pérdida de capacidad de porteo. En la Figura 1 se presenta en forma esquemática estas condiciones.

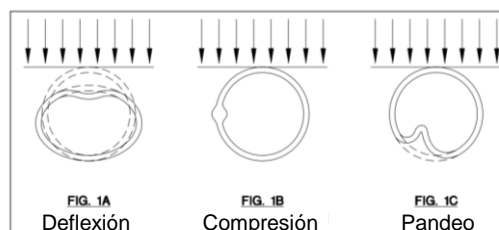


Figura 1: Mecanismos de fallas tuberías flexibles (Handbook Pipe of PE, 2007).

- *Deflexión excesiva:* En la práctica, es usual limitar la deformación de la fibra por flexión a $\epsilon_b = 5\%$. Sin embargo, estudios han reportado que no existe un límite para la deformación de la fibra por flexión, sino que el límite lo establece la deflexión que ocasiona la curvatura reversa (Handbook of PE Pipe, 2007). La estabilidad geométrica de la tubería se pierde cuando la clave se aplana y pierde la capacidad de soportar la presión transmitida por el suelo. Para deflexiones del orden de 25% a 30% del diámetro, la clave puede revertir su curvatura completamente hacia el interior y colapsar. Normalmente, se establece como límite una deflexión de 7.5% (ASTM D3034, 2008), que proporciona un factor de seguridad de FS = 4 frente a la curvatura reversa.

- *Fluencia de las paredes del tubo por compresión:* la tensión de fluencia por compresión reportada para las paredes de las tuberías de HDPE (Handbook Pipe of PE, 2007), en el corto plazo, es de 20.68 MPa.

- *Pandeo de las paredes de la tubería por compresión:* al alcanzar la compresión de las paredes de la tubería un valor crítico, éstas pueden presentar inestabilidad local o grandes deformaciones y colapso. La carga vertical crítica de pandeo para una tubería flexible enterrada con gran cobertura puede estimarse con la fórmula de Moore-Selig (1988):

$$P_{CR} = \frac{2.4 \varphi R_H}{D} (EI)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{E_s}{1-\nu_s} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (1)$$

P_{CR} :	Carga vertical crítica de pandeo sobre la tubería.	R_H :	Factor de geometría. Para elevadas alturas de sobrecarga, $R_H = 1$.
D :	Diámetro de la tubería.	E :	Módulo de elasticidad de la tubería.
φ :	Factor de calibración (0.55 en suelo granular).	E_s :	Módulo de deformación del suelo.
I :	Inercia de la tubería.	ν_s :	Coefficiente de Poisson del suelo.

- *Disminución de la capacidad de flujo por deformación de la tubería:* para analizar la capacidad de porteo gravitacional de las tuberías, intactas y deformadas, se utiliza la conocida fórmula de Manning.

4. ANALISIS DE CARGA SOBRE TUBERIAS. METODOS ANALITICOS.

Para el diseño estructural de tuberías flexibles se puede asumir que la carga vertical efectiva corresponde al prisma de material sobre ésta. Sin embargo, esta hipótesis resulta muy conservadora para tuberías flexibles bajo elevadas alturas de sobrecarga.

- *Alivio de tensiones por compresión de las paredes de la tubería:* La presión del material actuando sobre la tubería enterrada crea una compresión radial en su circunferencia. En consecuencia, se desarrolla un esfuerzo compresivo en las paredes y la circunferencia se contrae. Esta contracción permite que se genere el "efecto de arco", dado que la tubería resulta menos rígida que el material circundante y, en la medida que la tubería se deforma, recibe menos carga. Existen métodos analíticos para estimar esta reducción de carga, como las ecuaciones de Burns y Richard (Poulos & Davis, 1974) o bien la simplificación de esta solución, dada por la expresión del Factor de Efecto de Arco Vertical propuesta por McGrath (1999):

$$P_V = VAF \cdot W_c \quad (2) \quad VAF = 0.76 - 0.71 \cdot \left(\frac{S_h - 1.17}{S_h + 2.92} \right) \quad (3) \quad S_h = \frac{M_s \cdot R}{EA} \quad (4)$$

P_V :	Carga vertical sobre la tubería.	M_s :	Módulo edométrica del suelo.
W_c :	Peso efectivo del prisma de suelo sobre la tubería.	R :	Radio de la tubería.
VAF :	Factor de efecto de arco vertical	E :	Módulo elástico material tubería.
S_h :	Factor de rigidez del anillo.	A :	Área de la pared de la tubería.

Para tuberías sometidas a altas cargas, cuando las paredes de la tubería se deforman en el rango plástico, el método recién señalado tiende a subestimar el alivio de tensiones.

- *Atenuación de tensiones sobre zanjas:* se genera un alivio de tensiones verticales en tuberías instaladas en zanjas, excavadas en el terreno natural de mayor rigidez que el relleno sobre la zanja, debido al efecto de arco (Figura 2). Para evaluar la reducción de tensiones se puede utilizar la ecuación de Marston (1913), ecuaciones (5) y (6). Asumiendo un valor $K\mu = 0.13$, el coeficiente C_c puede calcularse en función de $(r_{sd} \times p)$ y de H/B , a partir de la Figura 2.

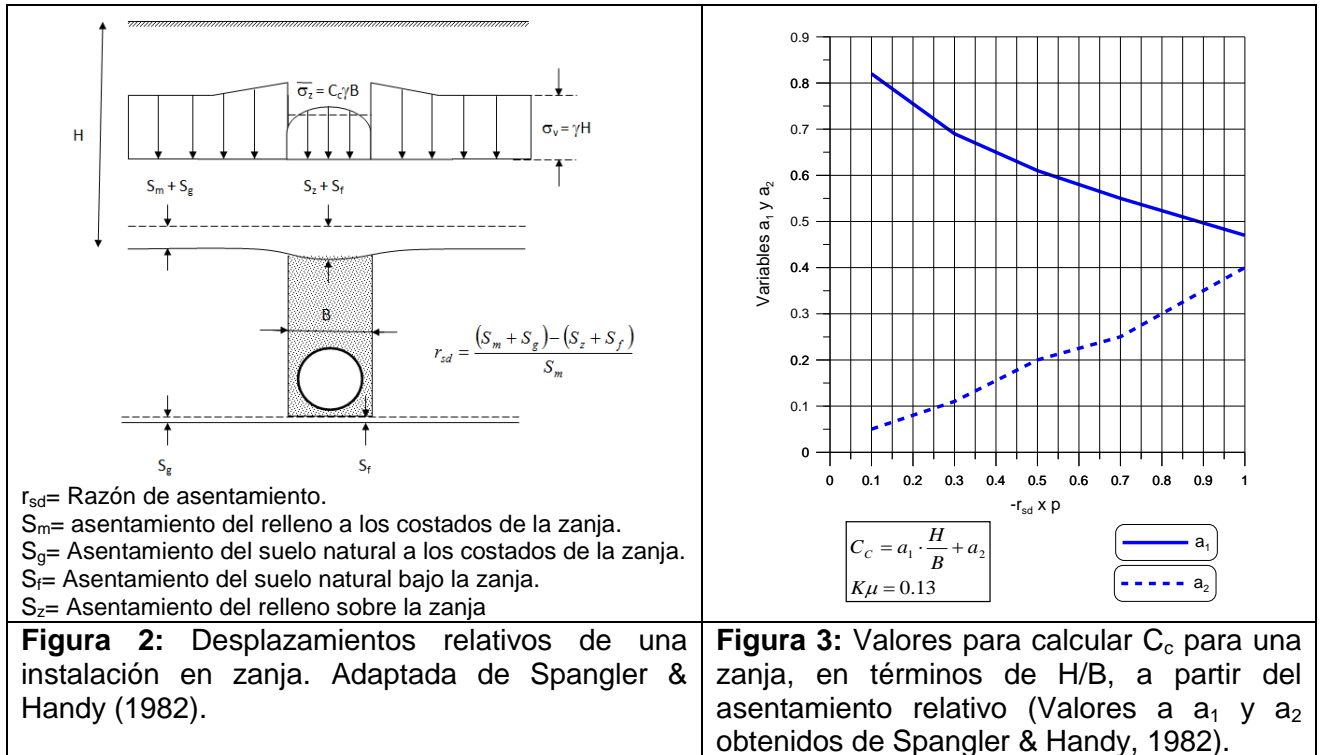
$$\bar{\sigma}_z = C_c \cdot \gamma \cdot B \quad (5) \quad C_c = \frac{1 - \exp[-2K\mu(H_e/B)]}{2K\mu} + \left(\frac{H}{B} - \frac{H_e}{B} \right) \cdot \exp[-2K\mu(H_e/B)] \quad (6)$$

$\bar{\sigma}_z$:	Presión vertical promedio que actúa sobre la zanja.	H_e :	Altura sobre la zanja donde se ubica un plano con asentamiento homogéneo.
γ :	Peso unitario del relleno.	H :	Altura de relleno sobre la zanja.
B :	Ancho de la zanja.	K :	Coefficiente de empuje horizontal.
C_c :	Coefficiente de efecto de arco vertical.	μ :	Coefficiente de fricción.

La altura H_e es una función de los siguientes parámetros:

$$H_e = f(H, B, K, \mu, p, r_{sd}) \quad (7)$$

- p : Cociente entre profundidad de zanja hasta clave de tubería y B .
 r_{sd} : Razón de asentamiento (ver Figura 2)



r_{sd} = Razón de asentamiento.
 S_m = asentamiento del relleno a los costados de la zanja.
 S_g = Asentamiento del suelo natural a los costados de la zanja.
 S_f = Asentamiento del suelo natural bajo la zanja.
 S_z = Asentamiento del relleno sobre la zanja

Figura 2: Desplazamientos relativos de una instalación en zanja. Adaptada de Spangler & Handy (1982).

Figura 3: Valores para calcular C_c para una zanja, en términos de H/B , a partir del asentamiento relativo (Valores a_1 y a_2 obtenidos de Spangler & Handy, 1982).

Asumiendo que el asentamiento en la base de la zanja (S_z) es equivalente al que ocurre en el mismo nivel bajo el suelo de fundación (S_f) y despreciando, conservadoramente, el aporte del asentamiento en la zona de la tubería que habitualmente va en relleno compactado, se puede deducir la siguiente expresión:

$$r_{sd} = 1 - \frac{E_s}{E_R} \cdot \frac{h-D}{h} \cdot \frac{\overline{\sigma}_z}{\gamma H} = 1 - \frac{E_s}{E_R} \cdot \frac{h-D}{h} \cdot \frac{C_c \cdot \gamma \cdot B}{\gamma H} \quad (8)$$

- h : Profundidad de la zanja.
 D : Diámetro de la tubería.
 E_s : Módulo de deformación del suelo en donde se excava la zanja.
 E_R : Módulo de deformación del relleno sobre la tubería, en la zanja.

- H : Altura de sobrecarga sobre la zanja.
 γ : Peso unitario promedio del relleno sobre la zanja.
 $\overline{\sigma}_z$: Presión vertical promedio sobre la zanja.

Luego, los valores de C_c y pueden determinarse con la ecuación anterior y el gráfico de la Figura 3 en forma iterativa.

5. ANALISIS DE DEFLEXIONES DE TUBERIAS. METODOS ANALITICOS:

- Fórmula de Iowa modificada: La deflexión de tuberías flexibles enterradas tradicionalmente se ha estimado mediante la Fórmula de Iowa Modificada, propuesta inicialmente por Spangler (1941) y modificada posteriormente por Watkins (1954). La expresión para calcular las deflexiones se indica a continuación:

$$\Delta X = \frac{D_L \cdot K \cdot W_c \cdot R^3}{EI + 0.061E'R^3} \quad (9)$$

ΔX :	Variación diámetro horizontal tubería.	E' :	Módulo de reacción del suelo.
E :	Módulo de elasticidad material tubería.	D_L :	Factor de retraso de la deflexión.
I :	Momento de inercia de la pared de la tubería, por unidad de longitud.	W_c :	Carga prismática que actúa sobre la tubería, por unidad de longitud.
R :	Radio de la tubería.	K :	Factor de cama de apoyo (Moser, 2008).

Es una práctica habitual emplear la fórmula anterior para estimar también la deflexión vertical, dado que este parámetro resulta un mejor indicador del comportamiento de la tubería y es aproximadamente igual a la deflexión horizontal para pequeñas deformaciones. Sin embargo, debe tenerse presente que para grandes deformaciones, la deflexión vertical resulta claramente superior a la horizontal. Si la carga vertical se calcula como la carga prismática sobre la tubería, puede adoptarse $D_L=1$. Si se utiliza una carga inferior a la prismática, considerando el efecto de arco, debe utilizarse $D_L = 1.5$.

Una desventaja que presenta la Fórmula de Iowa Modificada es que se basa en el parámetro empírico E' , "Módulo de Reacción", el cual no es una propiedad del suelo. Howard (1976) determinó los valores de este parámetro mediante retroanálisis de deflexiones medidas en tuberías flexibles enterradas en varias instalaciones y resultan conservadores (Moser, 2008). Algunos autores han propuesto un incremento del Módulo de Reacción con la profundidad, pero Howard no detectó correlación entre E' y la profundidad de relleno. Sus datos están limitados a sobrecargas de 15 m, por lo cual no pueden extrapolarse para alturas significativamente mayores. Para las comparaciones que se desarrollan en este artículo se empleará la corrección del Módulo de Reacción propuesta por Moser (2008), que ha permitido obtener un buen ajuste con resultados experimentales y con análisis de elementos finitos, para casos con elevada sobrecarga. Moser (2008) propone la siguiente expresión para corregir el Módulo de Reacción, en función de la altura de sobrecarga:

$$\text{Si } H \leq b \quad E'_{eff} = 2.5E' \quad (10.a); \quad \text{Si } H > b \quad E'_{eff} = \frac{2.5E'}{b + 2.5(H - b)} \quad (10.b)$$

E'_{eff} : Módulo de reacción efectivo

H : Altura de sobrecarga

E' : Módulo de reacción tradicional

b : Altura de quiebre (cambio de pendiente)

- Método de Watkins y Gaube: Este método establece una proporcionalidad entre la compresión de una tubería flexible y la compresión edométrica del relleno en el cual está inserta, en función de la razón entre la rigidez del relleno y la rigidez de la tubería. En Handbook of Polyethylene Pipe (2007) se recomienda el empleo de este método para estimar las deflexiones en tuberías enterradas con elevadas sobrecargas. La razón de rigidez se define con la expresión (11) y la deformación por compresión edométrica del material, que embebe la tubería, se puede estimar con las ecuaciones (12.a) y (12.b).

$$R_F = \frac{E_s D^3}{EI} \quad (11) \quad \varepsilon_c = \frac{M_s}{\gamma H} \quad (12.a) \quad M_s = E_s \frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (12.b)$$

R_F : Factor de rigidez.

ε_c : Deformación por compresión edométrica del suelo que embebe el tubo.

D : Diámetro de la tubería.

γ : Peso unitario promedio del relleno de sobrecarga.

E_s : Módulo de deformación del relleno.

H : Altura de sobrecarga.

E : Módulo de elasticidad del material tubería.

M_s : Módulo de compresión edométrica del relleno que embebe la tubería.

I : Momento de inercia de la pared de la tubería, por unidad de longitud.

La deflexión vertical de la tubería se estima en base a la compresión estimada del suelo con la siguiente ecuación:

$$\frac{\Delta y}{D} = D_F \cdot \varepsilon_c \quad (13)$$

Δy : Deflexión vertical de la tubería
 D_F : Factor de deformación, obtenido del gráfico de Watkins-Gaube (**Error! No se encuentra el origen de la referencia.**)

A partir de la revisión de la literatura técnica, se concluye que los valores del Módulo de Deformación del suelo empleado en este método son similares a los valores del Módulo de Reacción utilizados en la Fórmula de Iowa Modificada. En consecuencia, en este artículo se considera que estos valores son equivalentes al aplicar el Método de Watkins & Gaube (Watkins, 2000).

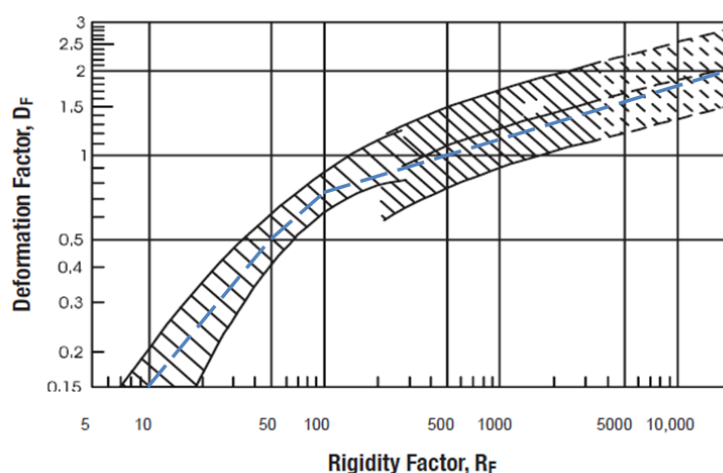


Figura 4: Gráfico de Watkins-Gaube. (Handbook of Polyethylene Pipe). Para los cálculos desarrollados en este artículo se considera la línea segmentada que se ubica en el centro de la banda.

- *Método de Burns & Richard:* basada en la teoría de la elasticidad, permite determinar las deformaciones de una tubería flexible enterrada. Este método, si bien se basa en propiedades reales del material granular y de la tubería, presenta las desventajas que no considera deformaciones plásticas y que la sección de la tubería a grandes deformaciones difiere significativamente de una sección circular. Moser (2008) reporta que al hacer una equivalencia entre el módulo de reacción empleado en la Fórmula de Iowa Modificada y el Módulo de Deformación del suelo utilizado en la solución de Burns & Richard (1964), ambos procedimientos producen resultados casi idénticos. Por lo tanto, para mantener la consistencia y confiabilidad de los resultados, se considerará la equivalencia recién mencionada para la aplicación de la Solución de Burns & Richard (1964).

6. ANALISIS DE DEFLEXIONES DE TUBERIAS. ENSAYOS DE COMPRESION

Arcadis (1999) efectuó una serie de ensayos de compresión a altas cargas en laboratorio para estimar las deflexiones de tuberías enterradas de HDPE, corrugadas y de distintos diámetros. Esta base de datos se ha complementado con una recopilación de resultados experimentales publicados en la literatura técnica. El análisis de esta base de datos ha permitido obtener un rango de deflexión para tuberías flexibles enterradas, tanto en suelos sueltos como compactados, los que se presentan en la Figura 5 y 6, respectivamente. Cabe señalar que los ensayos reportados son para tuberías de diámetro entre 63.5 mm (2.5") y 1524 mm (60").

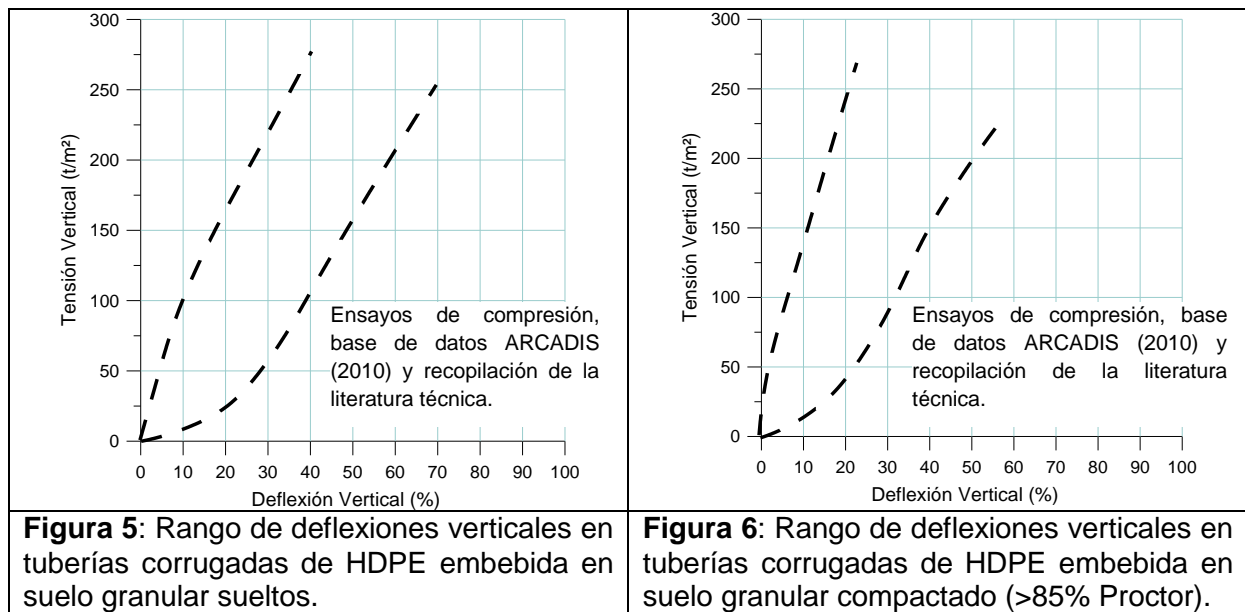


Figura 5: Rango de deflexiones verticales en tuberías corrugadas de HDPE embebida en suelo granular sueltos.

Figura 6: Rango de deflexiones verticales en tuberías corrugadas de HDPE embebida en suelo granular compactado (>85% Proctor).

7. TENSION-DEFORMACION DE TUBERIAS EN MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS

El comportamiento estructural de tuberías bajo sobrecarga se evaluó mediante una serie de modelaciones bidimensionales con elementos finitos, utilizando el programa Plaxis 2D. Los modelos analizados consideraron los parámetros de las tuberías reportadas por los fabricantes y las propiedades geotécnicas de los suelos de fundación, rellenos y sobrecarga, deducidas de ensayos de laboratorio. También se incorporaron las secuencias constructivas para representar lo más fiel las condiciones de terreno. A diferencia de los métodos analíticos, estos análisis presentan las ventajas de basarse sólo en propiedades mecánicas reales de los materiales granulares en vez de parámetros de carácter empírico.

8. RESULTADOS

Los análisis por los distintos métodos descritos consideran una sobrecarga con alturas máximas de $H = 90$ m y de $H = 140$ m.

- *Cargas sobre las tuberías:* Para las tuberías de 10 cm de diámetro (4"), insertas en un "cover" con compacidad relativamente baja, se determina analíticamente que el efecto de arco por compresión de las paredes (VAF) es marginal. Las cargas efectivas sobre estas tuberías superan holgadamente los límites de pandeo y de esfuerzo de compresión en las paredes. Las cargas que actúan sobre tuberías en zanjas se atenúan significativamente, resultando mayor el efecto de arco para aquellas zanjas más profundas y menos anchas. La razón de efecto de arco, equivalente al cociente entre la presión promedio sobre la zanja y la presión por altura por sobrecarga ($\sigma_v/\gamma H$), varía entre 0.69 y 0.47. Los valores mínimos calculados están acotados por el límite de $r_{sd}xp = -1$ para los valores de C_c reportados por Marston (1913). El factor de reducción de carga vertical por efecto de arco debido a la compresión de las paredes (VAF) varía entre 0.9 y 0.8, aproximadamente, el que se estima subestimado cuando las paredes del tubo se deforman en el rango plástico.

Las cargas efectivas sobre las tuberías en zanjas son, en general, levemente inferiores a la carga crítica de pandeo, determinada con la fórmula de Moore-Selig (1988), aunque en todos los casos analizados resultan mayores a la carga de fluencia por compresión de las paredes de las tuberías. Las cargas críticas de pandeo se superan sólo en los casos en que la altura de relleno es de $H=140$ m. La carga efectiva soportada por las tuberías es proporcional a la altura de sobrecarga, dado que las razones de efecto de arco en la zanja y por compresión de las paredes de las tuberías casi no dependen de la cobertura.

- *Deflexiones:* Las deflexiones verticales calculadas con todos los métodos analíticos y con modelos de elementos finitos, se presentan en la Tabla 1 y resultan ser aproximadamente proporcionales a la altura de sobrecarga. La proporcionalidad no es exacta, dado que el conjunto expresiones de cálculo no son lineales. El incremento de altura desde 90 m a 140 m conduce a un aumento de 50% a 63% en el nivel de deflexión.

Tabla 1. Comparación de deflexiones de tuberías flexibles con distintos métodos de cálculo.

Situación de la tubería flexible	Método de Cálculo	Deflexión: $\Delta y/D$	
		$H_{m\acute{a}x} = 90m$	$H_{m\acute{a}x} = 140m$
Tubería de 10 cm insertas en cover	Fórmula de Iowa Modificada	0.45 – 0.56	0.71 – 0.88
	Método de Watkins-Gaube	0.22 – 0.34	0.35 – 0.52
	Solución de Burns & Richards	0.52 – 0.65	0.82 – >0,90
	Extrapolación de Ensayos de Compresión	0.21 – 0.54	0.39 – 0.73
	Elementos Finitos	0.17	0.27
Tuberías insertas en zanjas	Fórmula de Iowa Modificada	0.12 – 0.28	0.19 – 0.40
	Método de Watkins-Gaube	0.06 – 0.17	0.09 – 0.25
	Solución de Burns & Richards	0.14 – 0.33	0.22 – 0.46
	Extrapolación de Ensayos de Compresión	0.05 – 0.35	0.10 – 0.45
	Elementos Finitos	0.04 – 0.05	0.06 – 0.08

Las deflexiones mínimas estimadas en base a la extrapolación de resultados de ensayos de compresión aumentan entre 78% y 100% al ascender de 90 m a 140 m de sobrecarga. En el caso de las deflexiones máximas, el aumento de sobrecarga provoca que la deflexión ascienda entre 23% y 35%. Los menores valores de las deflexiones de tuberías en zanja se obtienen en base al Método de Watkins & Gaube (2000). Los mayores valores se obtienen con la Fórmula de Iowa Modificada y la Solución de Burns & Richard (1964). La extrapolación de ensayos de compresión de tuberías en relleno compactado genera un rango de deflexiones más amplio, cuyos límites inferior y superior son similares a los valores mínimos y máximos del rango deducido con todos los demás métodos, respectivamente.

- Reducción de la capacidad de porteo: En base al análisis de la capacidad de flujo de las secciones de las tuberías deformadas, obtenidas de ensayos de compresión y de los modelos de elementos finitos desarrollados en este estudio, se concluye que la disminución de la capacidad de porteo de las tuberías, en forma aproximada, es equivalente a la deflexión vertical hasta deflexiones del orden de un 55%. Para deflexiones mayores, la disminución en la capacidad de porteo de la tubería debería incrementarse.

9. DISCUSION DE LOS RESULTADOS

La carga crítica para el pandeo de las tuberías, calculada con la fórmula de Moore-Selig (1988), resulta siempre superior a la carga que causa la fluencia por compresión de las paredes. Por lo tanto, debe esperarse la ocurrencia de fluencia por compresión antes que el pandeo de las paredes, en la medida que la tubería no presente curvatura reversa hacia su interior. Sin embargo, en caso que el elevado nivel de deformaciones induzca la curvatura reversa de la clave del tubo, la resistencia a compresión de la tubería puede disminuir drásticamente y fallar por pandeo.

- En los casos analizados, es decir para alturas del depósito 80 m y de 140 m, las cargas calculadas con todos los métodos superan largamente las cargas que inducen la fluencia por compresión y, en consecuencia, las paredes de las tuberías se encuentran parcialmente plastificadas. De acuerdo a los resultados obtenidos con los modelos de elementos finitos, la zona que desarrolla fluencia se ubica en los costados de las tuberías, mientras que la base y la clave de la misma se mantiene en el rango elástico. Al incrementar la altura del depósito, el modelo indica que se extiende el segmento plastificado de las paredes.

- Normalmente, para el diseño de tuberías se considera el límite de deflexión de 7.5%, establecido por ASTM D3034, que proporciona un factor de seguridad de 4 para la ocurrencia de curvatura reversa. Para el caso de las tuberías de 10 cm insertas en el "cover", la deflexión supera ampliamente el 7.5% para una altura de 80 m y, con mayor holgura, al considerar una altura de 140 m. Para el caso de las tuberías insertas en zanjas, las deflexiones calculadas con todos los métodos, en general, superan 7.5% para una altura de 80 m, la que se incrementa para mayores alturas del depósito.

- En la literatura técnica se señala que con una deflexión del orden de 30%, la clave puede revertir su curvatura hacia el interior y colapsar. No obstante, cabe señalar que aun en ensayos de compresión hasta cargas de 2.6 MPa, que inducen curvatura reversa y pandeo local, no se observó colapso de las tuberías. En una condición de 80 m de altura, para el caso de las tuberías de 10 cm insertas en el "cover", los valores máximos de deflexión estimados con todos los métodos (con excepción del modelo de elementos finitos) superan el 30%. Los valores mínimos estimados con el modelo de elementos finitos, con el método de Watkins-Gaube y en base a la extrapolación de resultados experimentales resultan cercanos al 20%. En esta misma condición, para el caso de las tuberías instaladas en zanja, los rangos de deflexión estimados con todos los métodos no sobrepasan o exceden raramente 30%. Para una proyección a una altura de depósito de 140 m, para el caso de las tuberías de 10 cm insertas en el "cover", los rangos de deflexiones calculados con todos los métodos superan el 30%. En este caso particular, el modelo de elementos finitos predice una deflexión de 27%, muy cercana al 30%

- Para un depósito de hasta 140 m de altura, para el caso de las tuberías instalados en zanjas, las deflexiones máximas calculadas mediante la Fórmula de Iowa Modificada, la solución de Burns & Richard (1964) y en base a la extrapolación de resultados experimentales superan el 30%. Las deflexiones mínimas calculadas con todos los métodos resultan inferiores a 30%. El alivio de tensiones sobre las zanjas determinado analíticamente resulta razonablemente consistente con los resultados de los modelos de elementos finitos. El efecto de arco vertical por contracción de las paredes de las tuberías, determinado analíticamente, subestima la reducción de carga, dado que las tuberías se deforman en el rango plástico. Los modelos de elementos finitos permiten reproducir de mejor manera el alivio de tensiones por contracción de la tubería, dado que modela estos elementos como elastoplásticos.

- La Fórmula de Iowa Modificada y la solución de Burns & Richard (1964) son métodos utilizados habitualmente para calcular la deflexión de tuberías flexibles, cuyos parámetros de entrada se han calibrado experimentalmente para tuberías sometidas a niveles de carga muy inferiores a los que pueden alcanzar depósito de ripios. A partir de estos métodos se deducen los valores más altos de deflexión. En Handbook of Polyethylene Pipe (2007) se recomienda el método empírico de Watkins-Gaube para estimar las deflexiones en tuberías sometidas a sobrecargas elevadas. Con este procedimiento se deducen deflexiones significativamente menores que con los métodos anteriores.

- Los resultados experimentales, aproximadamente, cubren todo el rango de las deflexiones calculadas con los procedimientos anteriores.

- Los modelos de elementos finitos desarrollados para este artículo estiman las menores deformaciones, y se concluye que estos métodos tienden a subdimensionar las deflexiones, dado que no permite reproducir fenómenos de pandeo local de las tuberías que son sometidas a elevadas sobrecargas.

10. CONCLUSIONES

Se concluye que para alturas de sobrecarga de 80 m, la condición de estabilidad de tuberías de 10 cm insertas en el cover es precaria, con una probabilidad media-alta de presentar pandeo y con el consecuente riesgo de colapso. La pérdida de capacidad de porteo por deformación de estas tuberías se estima entre 25% y 35%. Para el caso de tuberías en

zanja, se estima que la probabilidad de sufrir pandeo es baja y la pérdida de capacidad de porteo por deformación sería entre un 8% a 10%. Al considerar una sobrecarga equivalente a una altura 140 m, la condición de estabilidad de las tuberías de 10 cm insertas en el cover empeora, estimándose una probabilidad muy alta de presentar pandeo, con el consecuente riesgo de colapso. La pérdida de capacidad de porteo por deformación se estima entre 45% y 55%. Para el caso de tuberías en zanja, se estima que la probabilidad de sufrir pandeo aún es baja y la pérdida de capacidad de porteo sería del orden de 12% a 15%.

El éxito del comportamiento a largo plazo de las tuberías de HDPE enterradas para transporte de soluciones está fuertemente asociado a que durante el proceso de instalación se cumplan las hipótesis y consideraciones de diseño, siendo las más relevantes: granulometría del material que embebe la tubería, de modo de lograr la adecuada captación de las soluciones y evitar la obstrucción de las perforaciones; un adecuado confinamiento de la tubería a objeto de disminuir las deflexiones, mantener la simetría de los rellenos que confinan las tuberías y evitar puntos duros que pudieran generar concentración de tensiones (superficie de terreno, sobretamaños, etc.).

11. REFERENCIAS

- ARCADIS (1999, 2010). Análisis de Deformaciones de tuberías enterradas bajo depósitos de gran altura. Informe interno.
- Brinkgreve, B.J.; Broeere, W. & Waterman, D. (Ed.) (2008). Plaxis 2D - Version 9.0.
- Burns, J. Q. and Richard, R. M. (1964). Attenuation of stresses for buried cylinders. Proc. Symposium on Soil-Structure Interaction, Engineering Research Laboratory, University of Arizona, Tucson, AZ, 378-392.
- Handbook of Polyethylene Pipe (2007). The Plastic Pipe Institute Inc.
- Hsien-Jen, T. (1996). A Literature Study of the Arching Effect. Submitted to the Department of Civil and Environmental Engineering in Partial Fulfillment of the Requirements for the Degree of Master of Science at de Massachusetts Institute of Technology.
- Howard, A.K., (1976): "Modulus of Soil Reaction (E') Values for Buried Flexible Pipe" Engineering and Research Center, Bureau of Reclamation, Denver, CO.
- Marston, Anson and A. O. Anderson (1913). "The Theory of Loads on Pipes in Ditches and Tests of Cement and Clay Drain Tile and Sewer Pipe," Bul. 31, Iowa Engineering Experiment Station, Ames, IA.
- McGrath, T., Mruk, Stanley. (1999). Thermoplastic Piping. Piping Handbook, Chapter D1.
- Moore, I., Selig, E., Haggag, A. (1988). Elastic Buckling Strength of Buried Flexible Culverts. Transportation Research Record 1191.
- Moser, A.P. (2001). Test Report. Structural Performance of 48 inch (1200 mm) Corrugated Smooth Interior HDPE Pipe"
- Moser, A.P., Folkman, S. (2008). Buried Pipe Design. Mc Graw-Hill, 3rd Edition.
- Poulos, H., Davis, E. (1974). Elastic Solutions for Soil and Rock Mechanics. John Wiley & Sons, New York.
- Rutledge, P.C. and Gould, J. P.(1973). Movements of articulated conduits under earth dams on compressible foundations. Embankment dam engineering; Casagrande volume New York, Wiley, xi, pp 209-238.
- Smith, M. E., Beck, A. Thiel, R. & Metzler, P. (2005). Designing for vertical pipe deflection under high loads. Proc. GRI meeting, Las Vegas, NV, USA.
- Spangler, M. G. (1941): The Structural Design of Flexible Pipe Culverts, Bulletin 153, Iowa Engineering Experimental Station. Ames, Iowa.
- Spangler, M.G. & Handy, R.L.(1982):Soil Engineering. The Harper & Row Series in Civil Eng.
- Tigre-ADS Chile. (2009). Especificación para tubos corrugados de polietileno de interior liso.
- Watkins, R.; Anderson, L. (2000). Structural Mechanics of Buried Pipes. Published by CRC Press USA.