

ANÁLISIS COMPARATIVO DE LA TEORÍA DE MARSTON PARA TUBERÍAS ENTERRADAS Y LA MODELACIÓN NUMÉRICA CON ELEMENTOS FINITOS

H. Díaz González¹, G. Ángel Reyes²
Universidad Nacional de Colombia

Resumen

Se realizó un análisis comparativo entre la teoría de Marston para el cálculo de la carga muerta vertical sobre tuberías enterradas en condición zanja y la modelación numérica llevada a cabo por medio del programa de elementos finitos PLAXIS Ver 7.2. Con los resultados obtenidos se pudo cuantificar de manera aproximada el grado de conservatismo con que se viene trabajando actualmente, y los puntos o hipótesis donde la teoría de Marston se hace conservadora.

Palabras Claves: Tuberías Enterradas, Teoría de Marston, PLAXIS.

Abstract

It was carried out a comparative analysis between the theory of Marston for calculation of vertical dead load on buried pipes in trench condition, and the numeric modelation carried out with the finite elements code PLAXIS version 7.2. With the obtained results was possible to quantify in an approximate way the level of conservatism with which one comes working actually, and the points or hypothesis where the theory of Marston becomes conservative.

Keywords: Buried Pipes, Theory of Marston, PLAXIS.

1. INTRODUCCIÓN

El cálculo de la carga muerta vertical que actúa sobre tuberías enterradas viene siendo realizado desde 1913 por medio de la teoría de Marston, siendo a nivel Colombia prácticamente el único método de diseño utilizado. El éxito y la popularidad de esta teoría radican principalmente en su simplicidad de aplicación y en su grado de conservatismo, lo cual ha permitido la instalación exitosa de miles de kilómetros de tuberías alrededor del mundo en 90 años desde el planteamiento de su formulación. No obstante las características de la teoría mencionadas encima como ventajas, muy frecuentemente se presentan a manera de desventajas en ciertas situaciones, estas se refieren generalmente a los sobre-costos en que se puede incurrir por la elaboración de diseños demasiado conservadores y en la falta de criterio y herramientas de decisión que permitan tener alguna flexibilidad durante la etapa de construcción.

Con el propósito de esclarecer y proporcionar un mejor entendimiento de la teoría de Marston, se llevó a cabo un plan de modelación con elementos finitos, solucionando el problema paralelamente con la ayuda de una herramienta más robusta y haciendo comparaciones muy sencillas entre los dos métodos en sus aspectos más significativos.

2. TEORÍA DE MARSTON

La Figura No. 1 muestra el esquema general a partir del cual Marston deduce su teoría. En esencia dicha teoría está compuesta por tres partes principales (Díaz 2002): (1) carga vertical, (2) deflexiones verticales, (3) modelo de instalación.

La carga vertical en condición zanja es básicamente el peso del prisma de relleno ubicado sobre el tubo disminuido por las fuerzas de fricción que se desarrollan a lo largo de las paredes de la zanja, efecto arco. Ecuación No 1.

$$W_R = \gamma B_d^2 \frac{1 - e^{-2K\mu'(H/Bd)}}{2K\mu'} \quad \text{Ecu. 1}$$

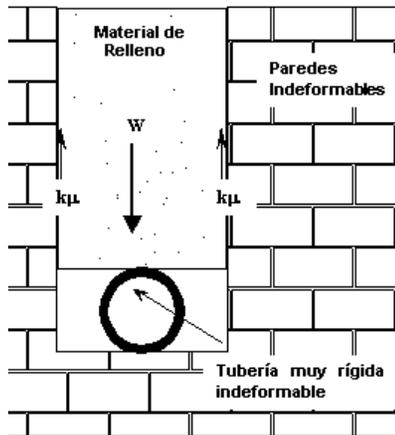


Figura No. 1 – Esquema general del Modelo de Marston

Donde:

- W_R Carga total transmitida a la corona de un tubo rígido (Ton).
- γ Peso unitario del relleno (ton/m^3)
- B_d Ancho de la zanja (m)
- H Altura del relleno (m)
- K Coeficiente de presión lateral de tierras.
- μ' Fricción en la pared = $\tan \phi$
- B_{dc} Ancho de zanja crítico (m)

Es de observar que la formulación de Marston es discontinua. Para valores de $B_d < B_{dc}$ aplica la Ecuación No 1, para valores de $B_d > B_{dc}$ debe emplearse la formulación indicada para condición terraplén (Marston 1913, Matyas 1983, Kellogg 1993).

Discípulos de Marston ampliaron posteriormente la teoría abarcando el tema de las deformaciones del anillo o deflexiones (Spangler 1941, Watkins 1958). Para el cálculo de estas deflexiones se utiliza la Ecuación No 2 conocida como la "Fórmula de Iowa" (Moser 1990).

$$\Delta X = \frac{D_L K W r^3}{EI + 0.061 E' r^3} \quad \text{Ecu. 2}$$

Donde:

- ΔX Deflexión horizontal de la tubería. (pul).
- D_L Factor de influencia que expresa el aumento de la deflexión con el tiempo a causa de la consolidación del material de relleno.
- K Constante que depende del ángulo de apoyo del tubo.
- W Carga vertical total deducida de la teoría de Marston o carga del prisma. (lb/pul)
- EI Producto del módulo de elasticidad del tubo por la inercia del mismo. (lb – pul/pul).
- E' Módulo de reacción del terreno. (psi)
- t Espesor de la pared del tubo (pul).
- r Radio medio del tubo (pul).

Un error muy común en la aplicación de la Ecuación No 2 es la utilización de unidades métricas las cuales no son compatibles con los coeficientes empíricos que están introducidos en la expresión de Iowa. Básicamente La Ecuación 2 muestra cómo las deformaciones horizontales que se ocasionan en el tubo ante la solicitud de

carga vertical, son controladas por medio del aporte de rigideces del tubo y el terreno lateral respectivamente. Obsérvese que se habla de deflexiones horizontales (hacia los lados) y no de deflexiones verticales. Quiere decir esto que la ecuación No 2 solamente será válida en el rango de combinaciones de esfuerzos y rigideces tal que $\Delta x/\Delta y \approx 1.0$.

La tercera y última parte de la teoría de Marston se refiere al modelo de instalación. Común e inadecuadamente denominado modelo de "Cimentación", ya que el objetivo que se persigue no es el de transmitir los esfuerzos actuantes al terreno a través de una cimentación, sino el de aumentar la capacidad estructural del tubo como consecuencia de la interacción con materiales de relleno de buenas propiedades mecánicas. El aumento de esta capacidad estructural fue valorado por Marston a través del denominado "Factor de Carga", definido según Ecuación No 3.

$$F_C = \frac{W_T}{W_E \cdot F.S} \quad \text{Ecu. 3}$$

Donde:

F_C Factor de Carga

W_T Carga vertical de rotura o fisuración en el terreno (ton/ m).

W_E Carga en el ensayo de los tres apoyos (ton/m). (Normas INV -601, ICONTEC 212, AASHTO T 280).

FS Factor de Seguridad. (F.S=1,0 para tuberías de concreto reforzado, F.S=1,50 para tuberías de concreto simple o gres)

El Factor de Carga es entonces la manera de efectuar un diseño estructural de manera indirecta, está asociado al colapso estructural del tubo o a su fisuración y es función de la calidad, distribución y geometría de los materiales que interactúan directamente con el tubo. Su valor numérico se mueve en un intervalo aproximado entre 1.1 y 5.0.

3. MODELACIÓN CON ELEMENTOS FINITOS

El programa PLAXIS Versión 7.2 (2D) simula el suelo con elementos triangulares de 6 nodos para cálculo de deformación y tres puntos de cálculo de esfuerzos. La estructura, que en este caso es la tubería, se simula con un elemento tipo viga compuesto por tres puntos de cálculo. El programa trae por defecto para el análisis de túneles el elemento viga como segmento de círculo (PLAXIS B.V, Netherlands 1998). La Figura No. 2 muestra un esquema típico de la geometría introducida en el problema, obsérvese la mayor densidad de elementos en las vecindades del tubo.

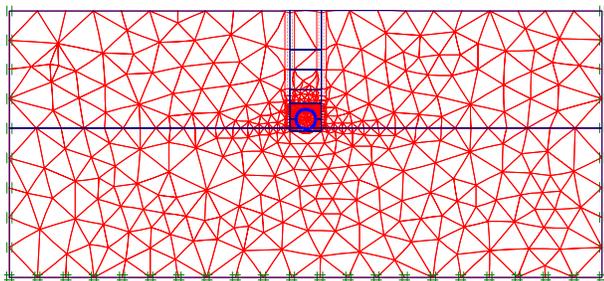


Figura No. 2 – Geometría típica utilizada.

Para la modelación del comportamiento del suelo, se reconoce el carácter no lineal de la curva esfuerzo deformación, el considerar este aspecto hace diferencia en la calidad de datos finalmente obtenidos (Krizek 1978, Roschke 1986, Souza 1987, Moser 1990). Dentro de los modelos disponibles en el PLAXIS fue escogido el "Hardening soil", "endurecimiento del suelo" (Schanz 1998), de características hiperbólicas y cuya expresión general para deformaciones por corte en el caso de pruebas de compresión triaxial consolidadas drenadas,

es representada por la Ecuación No 4.

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{2} \frac{q}{E_{50}} \frac{1}{1 - \frac{q}{q_a}} \quad \text{Ecu. 4}$$

Donde :

ε_1 = Deformación unitaria vertical

q = $(\sigma_1 - \sigma_3)$, para valores menores al $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ de falla.

q_a = $(\sigma_1 - \sigma_3)$ último.

E_{50} = Módulo de deformación secante al 50% de la resistencia pico del material.

El módulo de deformación del material en este tipo de modelos (E_{50}) varía en función de la presión de confinamiento (σ_3) y de una ley de endurecimiento del suelo (m) determinada a partir de ensayos triaxiales (CD).

A la tubería se le asignó un modelo de comportamiento lineal elástico, que si bien no refleja de la manera más adecuada el comportamiento real (Krizek 1978), se estima que en el rango de deformaciones que se maneja en el problema, su utilización no induce errores considerables en los resultados.

Los parámetros de entrada para la modelación se obtuvieron a partir del análisis de más de 124 grupos de parámetros hiperbólicos provenientes de ensayos triaxiales consolidados drenados y consolidados no drenados para el caso del suelo. Para la tubería se obtuvieron directamente con los fabricantes de tubos, o en su defecto se obtuvieron los datos para el cálculo de estos, especialmente en lo que a rigidez estructural se refiere.

4. PROBLEMA ANALIZADO

Para poder hacer una evaluación comparativa y verificar las bondades del análisis propuesto, se tomó como referencia el caso Marston en condición zanja, el cual se analizó de manera convencional utilizando la teoría tradicional del mismo autor con los siguientes parámetros de entrada: diámetro externo del tubo $B_c=1.00\text{m}$, relación $B_d/B_c=1.60$, valor este que puede considerarse el punto medio entre valores recomendados para tuberías flexibles y rígidas. Se supuso además paredes indeformables y un modelo de instalación con un factor de carga asociado de 1.1, equivalente a un solo material de relleno, fundación rígida y la tubería atracada sobre la misma con un pequeño ángulo de incidencia.

Paralelamente se modeló el mismo caso en el programa PLAXIS, para ello se utilizó un ángulo $\phi=30^\circ$ en el contacto entre las paredes y el relleno de la zanja. Se utilizó fricción completa en la interfaz de la tubería con el relleno circundante.

5. ANÁLISIS DE RESULTADOS

a.) Cargas verticales y K_u

La primera parte de los resultados corresponde a la comparación realizada entre las cargas verticales. Se contemplaron tres diferentes maneras de calcular esta carga vertical las cuales se ilustran en la Figura No 3. Marston define un plano horizontal que llamó "plano crítico" el cual es tangente a la corona del tubo. Sobre

dicho plano cuantifica la carga vertical para tubos rígidos a todo lo ancho de la zanja, (plano crítico rígido, PCR) mientras que para tubos flexibles se considera sólo en el ancho correspondiente al diámetro externo del tubo B_c , (plano crítico flexible, PCF). La denominada carga perimetral mostrada en la Figura No 3 corresponde a la carga obtenida en PLAXIS directamente sobre el hemisferio superior del anillo, teniendo en cuenta las componentes verticales de los esfuerzos normales y cortantes que actúan sobre la superficie del tubo. Una de las hipótesis principales con que se trabajó es suponer que la carga perimetral es probablemente el valor de carga vertical que más se aproxima al que se presentaría en una situación real.

Las figuras Nos. 4 y 5 muestran las cargas verticales medidas sobre los planos críticos rígidos y flexibles respectivamente, obtenidas para diferentes alturas de relleno. Las diversas curvas obtenidas con PLAXIS corresponden a diferentes valores de β , siendo este el factor que valora la disminución de propiedades en la interfaz entre el relleno y las paredes de la zanja, este parámetro está definido como: $\beta = \tan \delta' / \tan \phi$, siendo δ' una fracción del ángulo ϕ .

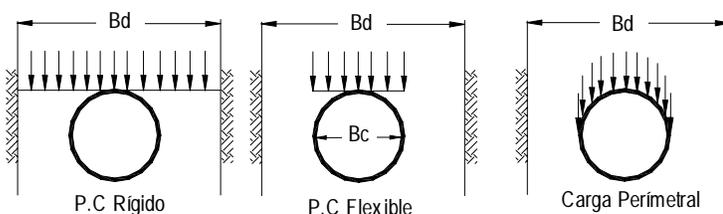


Figura No. 3 – Estimativo de Carga Vertical

A lo largo de estos años de utilización de la formulación de Marston, ha recaído sobre el factor $K\mu'$ gran parte de la "culpa" por el conservatismo que presentan los resultados (Handy 1985), y aunque esta afirmación es cierta y los valores realmente son conservadores, esta variable comparte de lejos con otras la responsabilidad de sobreestimar los resultados obtenidos.

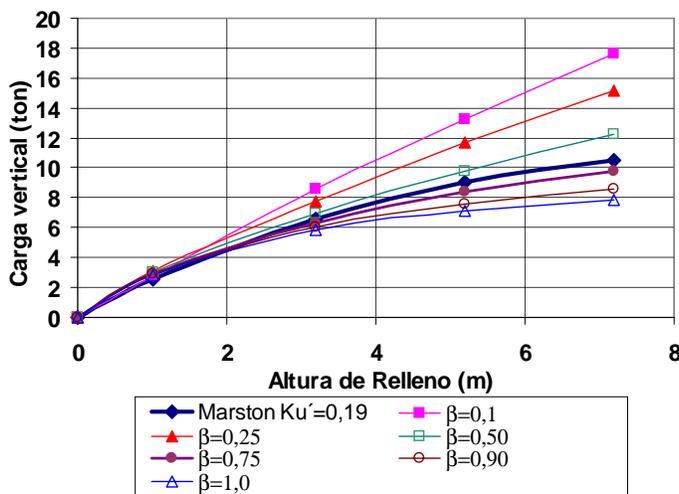


Figura No. 4 – Carga Vertical evaluada sobre o PCR

Obsérvese en la Figura No. 4 cómo la curva calculada con teoría de Marston $K\mu'=0,19$ ($k=k_a$, $\mu'=\tan 30$) se ubica adecuadamente en un valor de β aproximado de 0.70, curvas con valores de $K\mu'$ menores de 0.165, 0.148 y 0.11 coinciden con curvas de β de 0.60, 0.50 y 0.30 respectivamente, obedeciendo a disminuciones de la fricción en la pared poco reales. No obstante, la diferencia porcentual de carga que se presenta entre valores extremos de $K\mu'$ (0.19 y 0.11) para alturas de relleno de 1.0, 3.0, 5.0 y 7.0m es de "sólo" 4, 12, 15 y 20% respectivamente.

Cuando se evalúa la carga sobre el plano crítico flexible (Figura No. 5), la curva de Marston

$K\mu'=0,19$ coincide con la de PLAXIS $\beta=1.0$, presentando valores de carga muy bajos y poco conservadores. En la misma figura se muestra la denominada carga del prisma ($\gamma h B_c$), recomendada para cálculo de tuberías flexibles, esta coincide con la curva de $\beta=0,25$, siendo entonces en exceso conservadora.

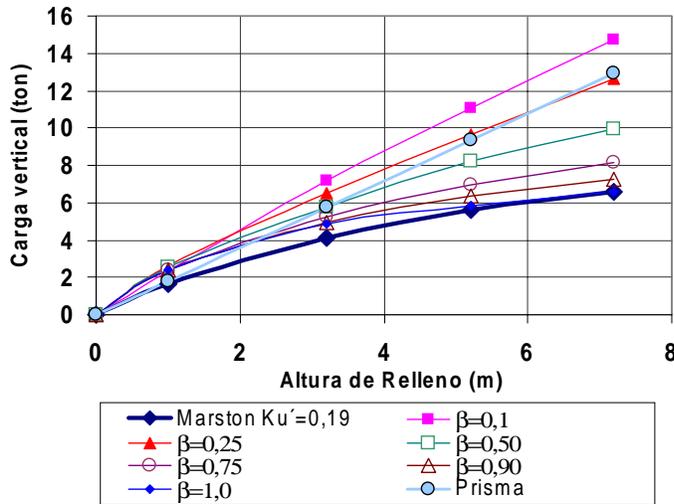


Figura No. 5 – Carga Vertical evaluada sobre o PCF

función del ángulo de fricción es pequeña comparada con la que se presenta en función del cambio en las condiciones de la interfaz. Adicionalmente para cada curva de β hay un rango de valores de ϕ para los cuales la variación de $K_{\mu'}$ es muy pequeña. Todo indica entonces que la variación que se obtiene entre valores de $K_{\mu'}$ obedece más al cambio en las condiciones de la interfaz que al cambio en el ángulo de fricción como normalmente se asume.

Aplicando lo observado, la modelación en PLAXIS se continuó con un valor fijo de $\beta=0.80$ y $\phi=30$ grados, esta situación equivale, de acuerdo con la Figura No. 6, a trabajar con un intervalo de $K_{\mu'}$ entre 0.17 y 0.19, el cual se cumple para un rango de valores de ϕ entre 20 y 38 grados.

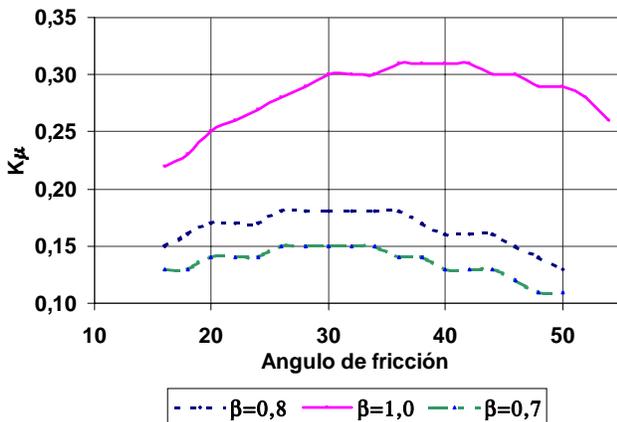


Figura No. 6 – Variación de $K_{\mu'}$ en función de β

Marston determinó los valores de $K_{\mu'}$ experimentalmente, obedeciendo estos a diferentes tipos de materiales de relleno los cuales iban desde arena seca a arcilla saturada. Al cambio del material de relleno, cambió el ángulo de fricción y por consiguiente el parámetro $K_{\mu'}$. PLAXIS resulta en ese sentido bastante fiel al momento de analizar el k en la pared. En efecto, los límites obtenidos para un ϕ de 30 grados fueron de 0.33 y 0.51 para condiciones de β de 0.0 ($\delta=0$) y 1.0 ($\delta=\phi$), coincidiendo casi completamente con los teóricos de 0.33 y 0.53 (Handy 1985, Kelloggs 1990).

El $K_{\mu'}$ se comportó de acuerdo a la Figura No. 6, la variación de este parámetro en

b.) Cargas verticales y distribución de esfuerzos

El factor (EI) conocido como (D) y denominado "rigidez a la flexión" de una placa delgada (Timoshenko 1959), se expresa según la ecuación No. 5. Se asume condición de deformación plana y no influencia de la relación de Poisson:

$$D = EI = \frac{E t^3}{12} \quad \text{Ecu. 5}$$

Donde:

D= Rigidez a la flexión

E= Módulo de elasticidad de la pared del tubo (ton/m²)

t = Espesor de la pared (m)

Este factor (EI) controla el comportamiento y la rigidez de la tubería, siendo prácticamente la "huella digital" que permite diferenciar cuantitativamente un tubo de otro. Una vez la tubería es instalada en terreno, el

parámetro (EI) entra a interactuar con las propiedades del relleno circundante, esta interacción puede ser tenida en cuenta por medio del numero adimensional denominado V_{rp} (Allgood 1972, Moore 1988) definido como:

$$V_{rp} = \frac{EI}{Bc^3 E_2} = \frac{E t^3}{12 Bc^3 E_2} \quad \text{Ecu. 6}$$

Donde:

E_2 = Módulo de deformación del relleno circundante (ton/m²)

E = Módulo de elasticidad de la pared del tubo (ton/m²)

t = Espesor de la pared (m)

Bc = Diámetro externo del tubo (m)

Este parámetro que básicamente relaciona la rigidez del tubo con la rigidez del relleno, es la base de la interacción suelo-estructura en el tema de las tuberías enterradas. Si el comportamiento de las tuberías depende de la rigidez del sistema tubo-suelo, este parámetro V_{rp} u otro similar deben ser incorporados en el cálculo.

La Figura No. 7 muestra la distribución de esfuerzos obtenida en el plano crítico rígido de 20 curvas elaboradas a partir de la combinación de cuatro valores de (EI) con 5 valores de módulo de deformación del suelo, para una relación constante $H/Bc=5.0$. El intervalo de (EI) cubre desde tubos muy flexibles ($EI=0,07$ ton-m/m) hasta tubos muy rígidos ($EI=304$ ton-m/m), de igual manera el intervalo de E_2 va desde materiales sueltos ($E_2=176$ ton/m²) hasta rellenos muy bien compactados ($E_2=7000$ ton/m²).

La Figura No. 7 puede parecer confusa, sin embargo los valores y las convenciones son irrelevantes en este caso, lo importante es notar que cada una de las 20 curvas representa la distribución de esfuerzos que se produce sobre el plano crítico rígido para 20 valores de V_{rp} diferentes. Importante es observar dos tendencias: la distribución de esfuerzos para cualquier condición de V_{rp} es completamente irregular y difiere de la uniforme supuesta por Marston. La forma de las curvas esboza los desplazamientos relativos que se presentaron en el sistema y cómo estos desplazamientos ocasionan una redistribución de esfuerzos. La concentración de esfuerzos en el eje de la tubería disminuyó gradualmente en más del 220%, al cambiar de la condición de sistema de bajo valor de V_{rp} (sistema "flexible") a la condición de sistema de alto V_{rp} (sistema "rígido"). Todo lo anterior verifica lo ya mencionado, en el sentido que el parámetro adimensional V_{rp} es un excelente indicador del comportamiento tubo-suelo y que por consiguiente se podría obtener una ecuación de

la forma $\chi(\sigma, x) = f(V_{rp})$ que ayudara a predecir el esfuerzo en algún punto del tubo y asociativamente las deflexiones.

Una vez obtenida la distribución de esfuerzos y siguiendo los criterios de Marston, el área bajo cada una de las curvas mostradas en la Figura No. 7, debe corresponder al valor de carga vertical que llega a la corona del tubo. Si se cuantifica sobre todo el PCR, obedece a una tubería rígida y si se cuantifica sobre el PCF obedece a una tubería flexible no considerando condiciones intermedias.

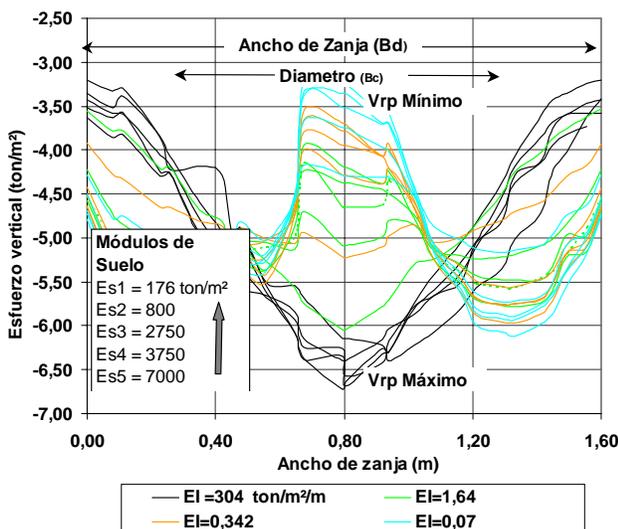


Figura No. 7 – Distribución de esfuerzos Vs V_{rp}

Operando de esa manera se obtuvo la Figura No. 8, en la que se muestra la variación de la carga vertical en función del número V_{rp} para cada una de las 20 curvas de la Figura No. 7. Los resultados siendo predecibles no dejan de ser interesantes y ameritan su análisis, el valor de carga asociado al PCR permanece constante para las 20 curvas analizadas, la carga en un plano bien acotado de idéntica longitud no se pierde, solamente se redistribuye. La carga medida sobre el PCF mostró alguna sensibilidad ante la variación del V_{rp} , presenta una disminución de 11% al pasar de un valor alto a un valor bajo de V_{rp} y obviamente la carga del prisma no varía para ningún caso.

Queda claro entonces que la evaluación de las cargas a través de los planos críticos, es sólo una aproximación muy ingeniosa que se hace, tratando de incorporar en el modelo el hecho real que la carga varía en función de la rigidez del sistema tubo-suelo. Una herramienta como el PLAXIS permite evaluar con menos simplificaciones la variación de la carga vertical. Los puntos con convención "Carga Perimetral" de la Figura No 8 son un ejemplo de esto. Para el mismo caso analizado se observa cómo la carga perimetral es considerablemente más baja que las obtenidas bajo los demás supuestos, y que además disminuye a medida que el valor de V_{rp} también disminuye, presentando una diferencia porcentual máxima de 42% entre valores extremos de V_{rp} . En comparación con las cargas de los planos críticos rígido y flexible, las diferencias porcentuales varían entre el 37 y el 100% y el 14 y 42%, respectivamente. Con respecto a la carga del prisma las diferencias van del 60 al 225% en este caso.

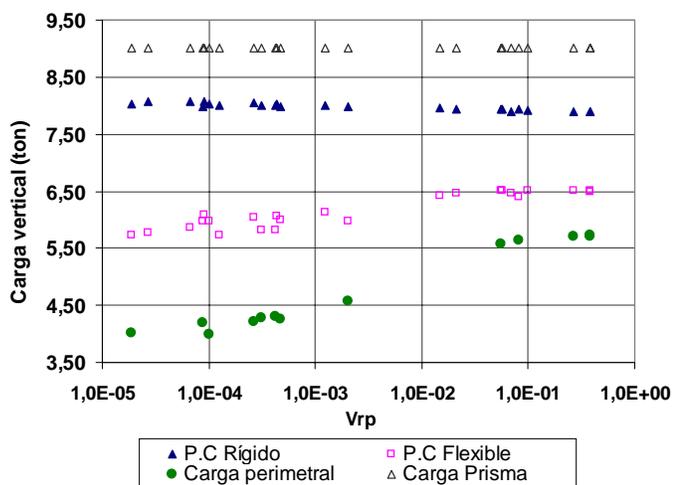


Figura No. 8 – Carga vertical Vs V_{rp}

c.) Ancho de zanja y Condición Terraplén.

La Ecuación No 2 refleja la influencia importante que tiene el ancho de la zanja (B_d) en el valor de la carga vertical de Marston, la cual aumenta a medida que se amplía el ancho de zanja, hasta que B_d alcanza el valor de B_{dc} , en este punto se habrá alcanzado la condición terraplén, la carga pasa a ser independiente de B_d y la Ecuación No 2 no tiene más validez.

La Figura No. 9 muestra como ejemplo del comportamiento observado, 4 curvas con relaciones H/B_c de 3 y 5 calculadas por la teoría de Marston y por PLAXIS para un amplio rango de valores B_d/B_c .

Obsérvese el aumento de carga debido a la pérdida del "efecto arco" a medida que aumenta el ancho de la zanja.

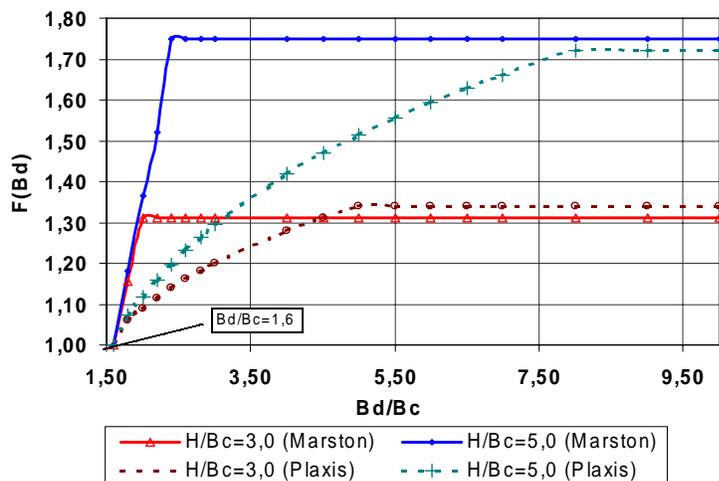


Figura No. 9 – Ancho de zanja y Condición Terraplén

El cambio de condición zanja para condición terraplén con PLAXIS se produce gradualmente en valores aproximados de B_d/B_c de 4.8 y 7.8. Por teoría de Marston el cambio se produce bruscamente sin transición para valores

significativamente menores de $B_d/B_c = 1.8$ y 2.50 .

Las implicaciones de estas diferencias en términos de conservatismo en los diseños son claras, en la medida que se aumenten las alturas de los rellenos y la necesidad de hacer zanjas más anchas sea prioritaria, en esa misma medida se estarán sobreestimando los resultados (por efecto de B_d) en más del 40% como es el caso del ejemplo estudiado.

d.) Inclinación de las paredes y Condición Terraplén.

De la misma manera que partiendo de la condición zanja se llega a la condición terraplén a través del aumento del valor de B_d , así mismo se puede acceder a esta condición inclinando progresivamente las paredes de la zanja, (excavación con talud) formando un ángulo α con la horizontal (Figura No 10).

Kellogg (Complementación de la teoría de Marston, 1993) alcanza la condición terraplén en un valor de $\alpha = 45 + \phi/2$. La modelación muestra que esta condición se puede alcanzar para valores de α aún mayores en función de la altura de los rellenos. Ambos métodos coinciden en el hecho que la condición terraplén se alcanza mucho antes de que las paredes se tornen horizontales, como es el caso de Marston.

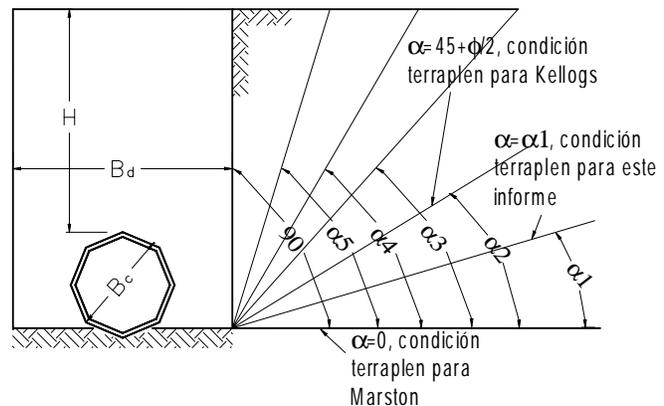


Figura No. 10 – Esquema de Inclinación de la pared

Un aspecto bien importante que se observó tanto en este como en el anterior numeral, es la buena correspondencia que se presenta entre la carga perimetral de PLAXIS cuando se alcanza la condición terraplén y la carga de Marston para la misma condición. La carga obtenida obedece a la de la condición terraplén de "Proyección Incompleta" (Marston 1913, Matyas 1983, Kellogg 1993), calculada según lo recomendado por Marston para determinación del ancho de zanja crítico (B_{dc}), es decir con una relación de asentamientos de 0.50 y un factor de proyección de 1.0.

La Figura No. 11 compara dos curvas calculadas con PLAXIS y Kellogg para diferentes valores del ángulo α . Se observa que los valores obtenidos por medio de la formulación de Kellogg son considerablemente más altos que los obtenidos con PLAXIS, esto se debe a que la condición de terraplén a la que llega Kellogg es la condición de proyección completa, los resultados de la modelación mostraron que realmente se llega a la condición de proyección incompleta. La diferencia entre suponer una condición u otra es del orden del doble del valor de la carga en casi todos los casos.

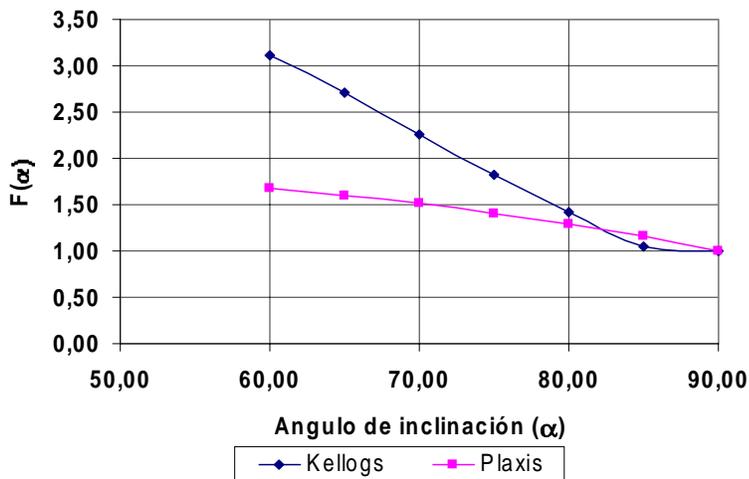


Figura No. 11 – Inclinación de la pared y Condición Terraplén

e.) Modelo de Instalación y Factor de Carga.

El análisis del modelo de instalación y el factor de carga, vienen asociados a condiciones de rotura o fisura en el tubo, situaciones que son casi imposibles de modelar correctamente en el PLAXIS con el modelo lineal elástico que le fue asignado a la tubería.

Para determinar el Factor de Carga (FC), por medio del programa, se recurrió a un método indirecto y por ende aproximado de análisis. Los parámetros por reemplazar en la Ecuación No 3 se obtuvieron así. W_E , directamente con los fabricantes de tuberías de concreto y gres,

$F.S$, definido en el numeral 2, W_T se determinó a partir del análisis de los momentos flectores en la pared de la estructura. Se aumentó la altura del relleno sobre el tubo hasta generar un momento lateral igual al que se produce en el ensayo de los tres apoyos al momento de la falla o de la fisuración en tuberías simples y reforzadas respectivamente. Este momento está dado por la ecuación

$$M_{2E} = 0,159 [B_c] Q \quad \text{Ecu. 7}$$

Donde:

M_{2E} : Momento flector en la fibra externa del costado del tubo, producido durante el ensayo (ton – m).

B_c : Diámetro externo del tubo (m).

Q : Carga vertical de rotura o fisuración (ton).

Procediendo de esta manera se encontraron Factores de Carga teóricos para los seis (6) modelos de instalación que se muestran en la Figura No 12. Los modelos 1,2,3 y 4 utilizan concreto como atraque del tubo, se consideró modelo tipo 5 a todo aquel compuesto por un solo material de relleno y en el cual la tubería descansa sobre una camada de material de relleno generando una condición de fundación no rígida.

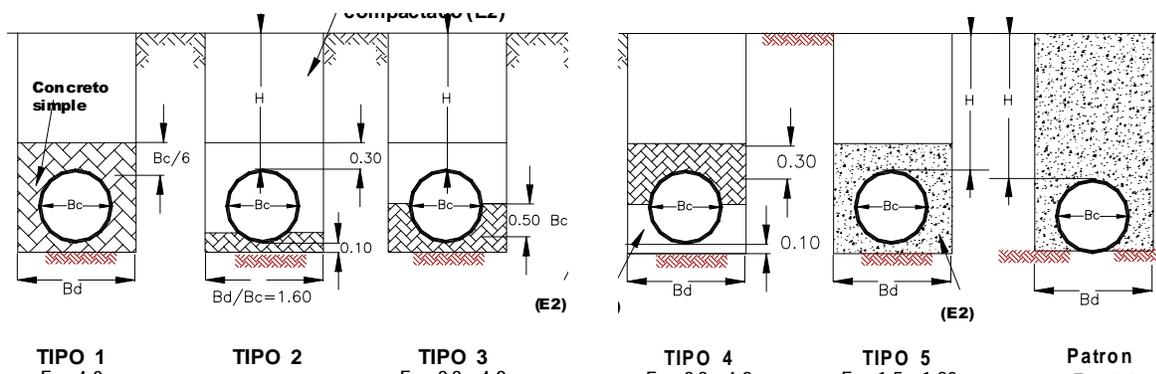


Figura No. 12 – Modelos de instalación

Se denominó modelo “patrón” al que utiliza Marston para el cálculo de la carga vertical, el cual fue descrito anteriormente.

Los resultados obtenidos resumidos en la Tabla No. 1 parecen lógicos, para el modelo patrón las solicitaciones de esfuerzos sobre el tubo en condiciones de confinamiento, aun con la presencia de materiales y compactaciones de baja especificación, son mucho menos drásticas que las que se presentan en el ensayo. El factor de carga propuesto por Marston de 1,1 (casi la misma resistencia en el terreno que en el ensayo) no refleja esta realidad.

Se encontró buena correspondencia numérica con los modelos de cimentación Tipo 2, 3 y 4, sin embargo conceptualmente el resultado es bien diferente. El factor de carga en los modelos mencionados aumenta en la medida que se adiciona acero en el concreto de atraque, mientras que la modelación mostró que aumenta a medida que las solicitudes de carga sobre el tubo van siendo menores.

En lo referente a esta cuantía de acero, no se observaron esfuerzos de tracción importantes que lleven a pensar que el acero va a entrar a trabajar en algún momento, sin embargo es importante aclarar que en presencia de cargas vivas cabe la posibilidad de que este tipo de esfuerzos se genere y justifique la colocación de acero en el atraque del tubo.

Tabla No 1 – Comparación entre Factores de Carga

Modelo	EAAB¹	PLAXIS
Patrón	1.1	2.10 – 2.20
Tipo 1	4,00	6,00 – 10,00
Tipo 2	2,20 – 2,80	2,40 – 3,00
Tipo 3	2,80 – 4,90	2,70 – 4,30
Tipo 4	2,80 – 4,90	3,50 – 5,20

¹ Empresa de Acueducto y Alcantarillado de Bogotá

6. CONCLUSIONES

La teoría de Marston es conservadora para diseño. Ese grado de conservatismo es el resultado de un proceso acumulativo que tiene lugar a lo largo de las distintas etapas del cálculo, como son: la selección del parámetro K_{μ} , la hipótesis de los planos rígidos, la forma de introducir el ancho de la zanja, la inclinación de la pared y finalmente el valor del Factor de Carga.

El objetivo último del diseño de tuberías enterradas es lograr recomendar una determinada clase de tubo, que instalado de cierta manera soporte adecuadamente las cargas actuantes sin deformarse excesivamente ni presentar falla estructural.

De acuerdo con lo observado en la modelación, una tubería rígida enterrada con relación H/Bd = 3.00 , valor de Bd = Bd_c de Marston, Factor de Carga 1.1, y paredes verticales presentaría una sobrestimación de resultados o un Factor de Seguridad intrínseco teórico sobre este objetivo, dado por la Ecuación No. 8.

$$F.S_i = 1.12_{K\mu} \times 1.37_{PCR} \times 1.40_{Bd} \times 2.00_{FC}$$

$$F.S_i = 4.29$$

Ecu. 8

El valor de FS_i teórico encontrado es alto, estando por encima de los factores de seguridad normalmente utilizados en la ingeniería, pudiendo ser mayor para relaciones H/Bd superiores al valor de este ejemplo y a otras consideraciones de diseño. Esta situación garantizó el éxito de la teoría en el tiempo, evitando que las fallas de tuberías fueran más frecuentes, ya que por el espacio limitado y el equipo manual a utilizar, las costumbres constructivas en este tema no son las más ortodoxas.

Este alto valor y su significado en términos de la incertidumbre y falta de mayor conocimiento que rodea el problema parece justificar aun más el profundizar en el tema, es claro que por diferentes factores tanto de índole técnico como comercial, tendrán que pasar muchos años antes de que nuevas formas de analizar el problema reemplacen a la de Marston, pero ello no será posible si no se continúa analizando y confrontando la teoría actual con herramientas de análisis más sofisticadas que brinden el suficiente criterio y soporte para tomar decisiones acertadas durante construcción, sin causar perjuicios económicos ni atentar contra la estabilidad a corto y largo plazo de las obras.

7. REFERENCIAS

ACHANZ, T., Vemeer, P.A., Bonnier, P.G., (1999) Formulation and Verification of the Hardening-Soil Model. Submitted for publication to Int J. Numer. Anal. Meth. Geomech.

Díaz Gonzalez, H.I., " Análisis Geotécnico de Tuberías Enterradas", Tesis presentada a la Universidad Nacional de Colombia para optar por el título de "Master en Geotecnia", 2002.

HANDY RICHARD L. (1985),. The arch in soil arching. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol 111, March 1985.

INVIAS, I.N.V.E 601, Resistencia a la rotura de tubos de concreto y gres por el método de los tres apoyos.

INVIAS, I.N.V.E 606, Determinación de la rigidez en tuberías de PVC.

K.K KIENOV, (1983), Stiff soils – An Adverse environment for low stiffness pipes. Pipelines in adverse environments II, San Diego California.

KRIZEK RJ , Mc QUADE PV, (1978), Behavior of Buried Concrete Pipe, Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol 104, No GT7 , July 1978.

KELLOGG C GARY., (1993). Vertical Earth Loads on Buried Engineered Works. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol 119, March 1993.

LEONARDA G.A , Foundation Engineering, Mc Graw-Hill Book Company , INC.

MARSTON A, A.O ANDERSON, The Theory of Loads on Pipes in Ditches and Test of Cement and Clay Drain Tile and Sewer Pipe, Iowa Engineering Experimental Station, Bull 31, Ames, Iowa, 1913.

MATYAS E.I, DAVIS J.B (1983), Prediction Of Vertical Earth Loads On Rigid Pipes, Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol 109 No 2, February 1983.

MOORE IAN D. (1987), Response of Buried Cylinders to Surface Loads, Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol 113, No 7 July 1987.

MOSER AP. (1990), Buried Pipe Design. Mc Graw-Hill.

PLAXIS B.V, Netherlands (1998), Finite Element Code for Soil and Rock Analyses – Version 7. A..A BALKEMA / ROTTERDAM / BROOKFIELD.

RODRÍGUEZ JM ORTIZ, SERRANO GONZÁLEZ AA,. (1980). Geotecnia y Cimientos III, segunda parte.

ROSCHKE P.N , DAVIS R.E, (1986), Rigid Culvert Finite Element Analyses, Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol 112 No 8, August 1986

SOUZA O.S.N, LOPES F.R, MAHLER C.F (1987), Estructuras Enterradas empleando la técnica de la falsa trinchera. VIII CPMSIF , Agosto de 1987 , Cartagena de Indias – Colombia.

SPANGLER, MG, The Structural Design of Flexible Pipe Culverts, Iowa Engineering Experimental Station, Bull 153, Ames, Iowa, 1941.

TIMOSHENKO S.P, KRIEGER S.W (1959), Theory of Plates and Shells – Second Edition.

WATKINS R.K and SPANGLER M.G, (1958), Some Characteristics Of the Modulus of Passive Resistance of Soil : A study in Similitude, proc . Highway Research Board, Vol 37, P 576.