

盛土下에 埋設된 管의 舉動

Behavior of Buried Pipe under Embankment

姜 秉 熙**

Kang, Byung-Hee

尹 汝 原**

Yoon, Yo - Won

Abstract

The stresses on the buried steel pipe under embankment are analysed by the elasto-plastic theory using FEM to study the influences of the geometry of soil-conduit pipe system and the elastic modulus of the fill on the pipe responses. The geometry of the system considered in this study includes the height of embankment, the thickness of the pipe, and the width and the depth of the trench.

By comparing the stresses computed by Marston-Spangler's pipe theory with those obtained from the elasto-plastic theory, Marston-Spangler's theory was discussed and analysed.

It is found that the stress distribution around the pipe by elasto-plastic analysis is similar to that by Spangler's flexible pipe theory when the geometrical ratio (diameter/thickness) of the steel pipe is 400. And Spangler's flexible pipe theory does not seem to be suitable to analyse the buried steel pipe of which the geometrical ratio is lower than 200. The vertical loads by the rigid pipe theory are always larger than those by the flexible pipe theory regardless of the variations in the geometry of soil-conduit pipe system considered above and the elastic modulus of the fill.

要 旨

盛土下에 埋設된 鋼管에 작용하는 應力을 有限要素法을 利用하여 彈塑性解析을 하고 성토높이, 성토 흙의 탄성계수, 관의 두께, 트렌치의 폭 및 깊이가 應力에 미치는 영향을 檢討하였다. 그리고 彈塑性解析結果와 Marston-Spangler 理論에 의한 應力을 比較하였다.

研究결과 관직경과 관두께와의 비가 400 인 경우에는 彈塑性解析 結果와 Spangler 이론의 軟性管解析 結果가 비슷하나 이 비가 200 보다 작은 두께가 두꺼운 鋼管의 경우에는 軟性管解析이 적합치 않는것 같다. 그리고 剛性管解析에 의해서 구한 鉛直荷重은 성토높이, 성토흙의 탄성계수, 관의 두께, 트렌치의 폭 및 깊이에 관계없이 軟性管解析에 의한 값보다 항상 크다.

* 正會員, 仁荷大學校 工科大學, 教授

** 仁荷大學校 大學院

1. 序 論

현재 埋設管의 설계는 Marston의 管頂에 작용하는 鉛直荷重計算과 Spangler의 軟性管의 變形 및 應力計算으로 이루어지는 Marston-Spangler 理論(이하 M-S이론이라 칭함)에 의해서 주로 이루어지고 있다.

본 연구에서는 埋設管의 성토높이, 성토흙의 탄성계수, 관의 두께, 트렌치(trench)의 폭 및 깊이 등이 盛土下의 埋設管에 작용하는 鉛直荷重 및 應力分布에 미치는 영향을 有限要素法을 利用하여 彈塑性解析을 하고 그 結果를 M-S이론에 의한 剛性管 및 軟性管에 작용하는 鉛直荷重과 比較 檢討코져 한다.

2. Marston-Spangler 理論

埋設管은 흙과의 相互作用을 고려하여 剛性管(rigid pipe)과 軟性管(flexible pipe)으로 구분되며 埋設상태에 따라 트렌치상태와 성토상태로 나누어진다. 그리고 또 성토상태는 管頂이 原地盤위로 돌출된 상태로 설치되는 正突出상태(positive projection)와 비교적 좁은 트렌치내에서 管頂이 원지반보다 아래에 놓이게되는 負突出상태(negative projection)로 다시 나누어진다.

그리고 剛性管은 흙에 비해 큰 剛性を 가지며 특별한 시공방법을 사용하지 않는 한 성토하중 하에서 負의 아아칭(negative arching)현상을 나타내고 軟性管은 성토하중 하에서 正의 아아칭(positive arching)현상을 나타낸다. 그리고 軟性管은 剛性管에 비해 표면의 균열 또는 파쇄에 의하기 보다는 관의 변형에 의해서 주로 파괴된다. 軟性管의 경우 水平方向의 變形이 크게 발생하고 이로 인해서 흙의 受動抵抗이 유발하게 된다.

2.1 剛性管

等沈下面이 盛土面 以下에 있는 不完全突出상태(incomplete projection)인 경우 正突出 및 負突出상태로 매립된 剛性管에 작용하는 鉛

直荷重, W_R 는 식(1) 및 (2)와 같이 표시된다.

不完全正突出상태:

$$W_R = C_c \gamma_s B_c^2 \tag{1}$$

不完全負突出상태:

$$W_R = C_n \gamma_s B_d^2 \tag{2}$$

위의 두 식에서 γ_s 는 흙의 단위중량이고 B_c 및 B_d 는 각각 관경경과 트렌치 폭을 나타낸다. 그리고 C_c 및 C_n 는 荷重係數로서 식(3) 및 식(4)와 같이 표시된다.^{3, 12)}

$$C_c = \frac{e^{2K\mu H_e/B_c} - 1}{2K\mu} + \left(\frac{H}{B_c} - \frac{H_c}{B_c} \right) e^{2K\mu H_e/B_c} \tag{3}$$

$$C_n = \frac{1 - e^{-2K\mu H_e/B_d}}{2K\mu} + \left(\frac{H}{B_d} - \frac{H_c}{B_d} \right) e^{-2K\mu H_e/B_d} \tag{4}$$

여기서

K : 주동토압계수

μ : 흙의 마찰계수

H : 관경에서 성토면까지의 높이 즉 성토높이

H_c : 등침하면에서 임계면까지의 깊이

그리고 負突出상태로 埋立된 경우 트렌치폭 B_d 가 식(5)의 한계트렌치폭 B_{dc} 보다 큰 경우에는 正突出管으로 간주하여 식(1)에 의해서 鉛直荷重을 계산한다.

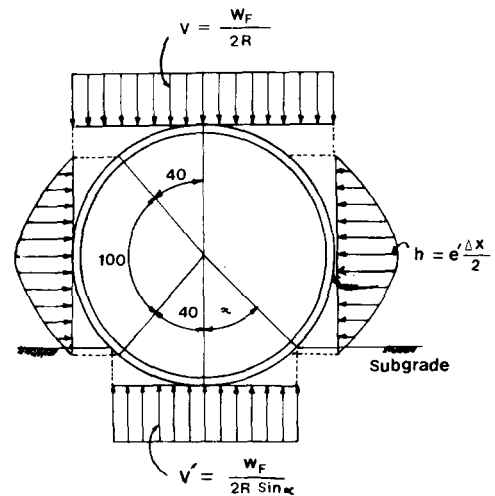


Fig. 1 Assumed distribution of pressure on flexible culvert pipe.

$$B_{dc} = B_c \sqrt{\frac{C_c}{C_n}} \dots\dots\dots (5)$$

2.2 軟性管

Spangler는 軟性管에 대한 應力을 그림 1과 같이 分布한다고 假定하였다.^{9, 11)}

2.2.1 管頂에 작용하는 鉛直荷重, W_F

正突出상태 :

$$W_F = H \cdot \gamma_s \cdot B_c \dots\dots\dots (6)$$

負突出상태 :

트렌치폭이 충분히 좁은 경우에는 剛性管의 正突出상태와 負突出상태의 鉛直荷重을 갖게 놓고서 식(7)과 같이 負突出管의 荷重係數 C_{nc} 를 구한다.

$$C_{nc} = C_c \left(\frac{B_c}{B_d}\right)^2 \dots\dots\dots (7)$$

$C_n < C_{nc}$ 이고 관의 직경이 122cm(48 inch)보다 작고 관의 양측의 뒷체움이 잘 다져진 경우 아래의 식(8)에 의해서 구한다.

$$W_F = C_n \cdot \gamma_s \cdot B_c \cdot B_d \dots\dots\dots (8)$$

그러나 $C_n \geq C_{nc}$ 인 경우에는 正突出 상태로 간주하여 鉛直荷重을 구한다.

2.2.2 水平變形

그림 1에서 보인 管의 水平變形 Δx 는 식(9)와 같이 표시되는 Iowa 變形公式에 의해서 구한다.^{4, 5, 8, 9)}

$$\Delta x = D_l \frac{K_b \cdot W_F \cdot R^3}{EI + 0.061 E' R^3} \dots\dots\dots (9)$$

여기서 ; D_l : 변형지체계수

R : 관의 반경

$E' = e'R$: 흙의 반력계수

K_b : bedding 상수

EI : 관의 강성계수

e' : 흙의 수동저항계수

변형지체계수 D_l 는 管側部の 뒷체움 흙의 변형저항 성질에 따라 달라지며 느슨한 흙인 경우는 비교적 크나 입도분포가 좋고 잘 다져진 흙인 경우에는 하중을 가한후 1분이 경과됐을

때의 측정치를 기준으로 한 이 계수의 값은 1.0정도이다.^{2, 11)} 그러나 Spangler는 이 변형지체계수로서 1.25~1.50를 취할 것을 권장하였다.⁹⁾ 또한 bedding 상수 K_b 는 bedding angle이 0°인 경우 0.11으로 부터 90°인 경우 0.083으로까지 bedding angle의 증가에 따라 감소된다.⁹⁾

그리고 흙의 剛性을 나타내는 흙의 反力係數(modulus of soil reaction) E' 는 반경험치로서 관의 크기, 성토높이, 흙의 성질 등에 의해서 크게 달라진다. Spangler¹⁰⁾에 의하면 실제로 E' 치는 234~8,000psi의 범위에 있다고 하였다. 그러나 Howard⁴⁾는 성토흙의 다짐정도가 최대건조밀도의 90%인 경우 E' 치를 700psi를 취하고 100%인 경우 920psi를 취할 것을 권장하였다.

3. 有限要素法에 의한 彈塑性解析

본 解析에서는 재료의 彈塑性 應力-變形率 舉動을 初期降伏이 일어난 以後에는 變形硬化 舉動이 일어나는 것으로 하였으며 이때의 舉動은 部分的으로 彈性 및 塑性상태가 되어 應力이 增加하는 동안 變形率增分 $d\epsilon_{ij}$ 는 彈性變形率增分 $(d\epsilon_{ij})e$ 와 塑性變形率增分 $(d\epsilon_{ij})p$ 의 합인 형태로 표시된다. 즉

$$\begin{aligned} d\epsilon_{ij} &= (d\epsilon_{ij})e + (d\epsilon_{ij})p \\ &= \frac{d\sigma_{ij}}{2G} + \frac{(1-2\nu)}{E} \delta_{ij} d\sigma_{kk} + \sigma'_{ij} d\lambda \end{aligned} \dots\dots\dots (10)$$

여기서 ; $d\sigma_{ij} = d\sigma_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \cdot d\sigma_{kk}$

E : 탄성계수

G : 전단탄성계수

ν : 포아손비

$d\lambda$: 塑性乘數

降伏基準은 재료의 성질에 따라서 비교적 잘 맞다고 알려진 基準을 적용하였는데⁷⁾ 흙에 대해서는 Mohr-Coulomb 基準을, 그리고 鋼管에 대해서는 Von Mises 基準을 적용하였다.

그리고 위의 식(10)과 降伏函數를 고려하여

彈塑性 應力-變形率의 增分關係는 matrix 형태로서 아래 식(11)과 같이 나타내어진다.⁷⁾

$$\left. \begin{aligned} d\sigma &= D_{ep} \cdot d\epsilon \\ D_{ep} &= D - \frac{dD \cdot dD^T}{A + d^T a} \\ A &= -\frac{1}{d\lambda} \frac{\partial F}{\partial K} dK \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (11)$$

여기서 ; a : 유동벡터
 K : 경화계수
 F : 응력벡터와 경화계수로 나타내어지는 항복조건함수
 D : 탄성변형계수의 matrix

그리고 有限要素法을 적용하기 위하여 해석대상을 그림. 2와 같이 理想化하였다. 荷重條件과 管의 形狀이 좌우대칭이므로 전체 단면의 1/2을 管要素를 포함해서 최대 139개의 요소로 나누었으며 이때 절점수는 478개 이었다. 管과 흙 사이의 接觸境界面은 강성관의 경우에는 경계면조건의 영향은 무시할 정도이나²⁾ 연성관의 경우에는 아아칭이 일어나므로 경계면에서의 성토흙과 관이 서로 미끄러지므로 유한요소해석에서 境界面要素를 고려해 주어야 할 것으로 생각된다. 그러나 본 연구에서는 계산상의 편리를 고려하여 연성관에서도 미끄러짐이 없다고 가정하여 관과 흙이 접하는 부분에 경계요소를 적용하지않고 해석하였다.

해석대상 범위는 관의 중심선으로부터 연직방향으로는 관 반경의 4배 떨어진 지점에서 구속하고 또 관의 변형으로 인한 수평응력의 범위는 관 직경의 2.5배 떨어진 지점까지라는 Banard의 연구결과¹⁾에 의해서 수평방향으로는 관 반경의 6배 떨어진 지점에서 수평변위를 구속하였다. 그리고 성토하중은 일시에 작용하는 것으로 가정하고 彈塑性解析을 하였다.

4. 解析結果 및 考察

正突出, 負突出 및 中立狀態 下에서 盛土흙의 自重을 받고있는 직경 100cm의 鋼管을 對象으로 하였다. 管材料의 단위중량은 7.8t/m³, 탄성계수는 2.1×10⁶kg/cm², 포아손비는 0.3

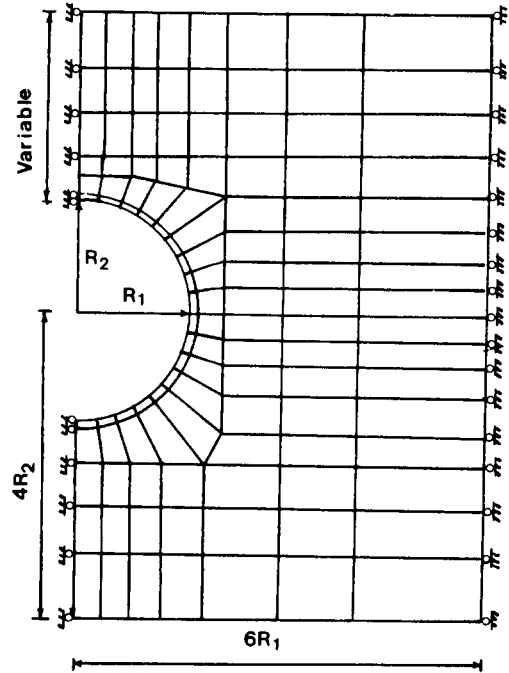


Fig. 2 Finite element mesh topology

이고, 原地盤土의 단위중량은 1.5t/m³, 탄성계수는 1,500kg/cm², 포아손비는 0.3을 취하고 또 성토흙의 탄성계수는 900kg/cm²으로 하였다.

管에 작용하는 應力에 영향을 끼칠 것으로 예상되는 몇가지 要因 즉 성토높이, 성토흙의 탄성계수, 관두께, 트랜치의 폭 및 깊이 등을 변화시키면서 彈塑性解析을 하여 垂直應力(normal stress), 鉛直應力 및 水平應力을 구하고 또 管 위에 작용하는 鉛直應力을 관의 폭에 대해서 積分하여 鉛直荷重 W_{EP}를 구하였다. 그리고 또 M-S이론에 의해서 鉛直荷重 W_R(剛性管해석) 및 W_F(軟性管해석)을 구하여 W_{EP}와 비교하였다.

4.1 성토높이

突出比(原地盤으로부터 위로 돌출한 管頂까지의 높이를 管직경으로 나눈 비)가 0.9인 正突出상태로 埋設된 두께 0.5cm의 鋼管에 300, 400, 500, 600cm의 높이로 성토했을때 관에 작용하는 應力을 解析하였다.

彈塑性解析에 의하면 성토높이가 증가할수록

관에 작용하는 수직응력, 연직응력 및 수평응력의 크기는 증가하나 그 분포형태는 변하지 않는다. 그림. 3은 성토높이의 변화에 따른 수직응력 σ_n 과 관의 변형에 대한 변화를 보여주고 있다. 그리고 그림. 4는 성토높이에 따른鉛直荷重의 변화를 보여주고 있는데 성토높이가 증가할수록 연직하중은 증가하고 그 증가율은 강성관해석의 경우가 가장 크다. 그리고 모든 성토높이에 대해서 연직하중은 강성관해석, 탄소성해석 및 연성관해석의 순으로 작게 계산됨을 볼 수 있다. 그리고 彈塑性解析에 의해서 구한鉛直荷重의 크기는 M-S이론의 剛性管解析과 軟性管解析에 의한鉛直荷重의 平均值와 비슷하다.

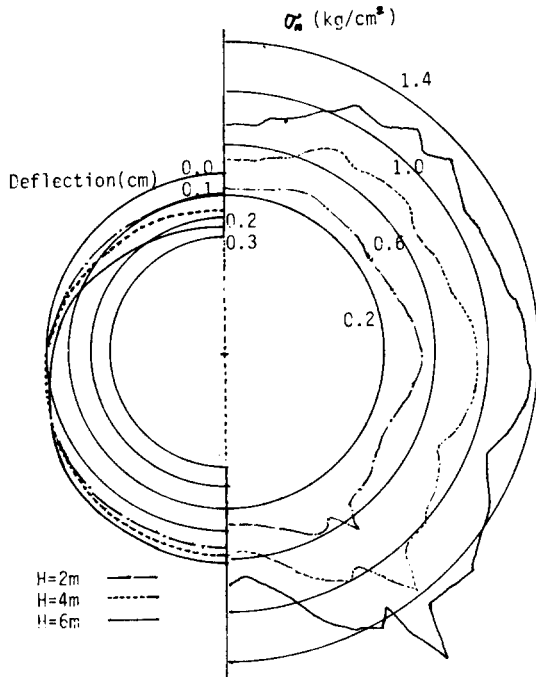


Fig. 3 Deflected shape and normal stress for various embankment heights.

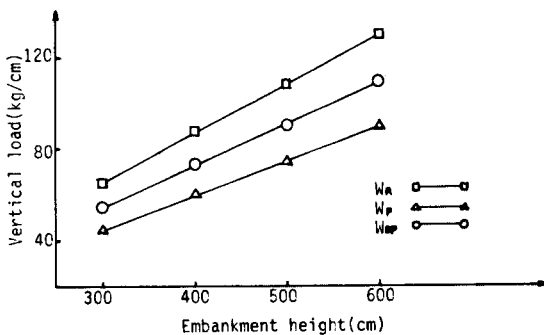


Fig. 4 Vertical loads for various embankment heights.

4.2 성토흙의 彈性係數

돌출비가 0.9인 正突出상태로서 600cm의 높이로 성토한 1.0cm 두께의 埋設管에 작용하는 응력을 성토흙의 탄성계수가 300, 600, 900 및 1,200 kg/cm²인 경우에 대해서 해석하였다.

해석결과에 의하면 관에 작용하는 연직응력, 수평응력 및 수직응력의 분포는 성토흙의 탄성계수의 변화에 대해서 별다른 영향을 받지 않는다. 그리고 그림. 5에서 볼 수 있는 바와같이 성토흙의 탄성계수는鉛直荷重에도 거의 영향을 끼치지 않는다.

4.3 관의 두께

돌출비가 0.9인 정돌출상태로 埋設한 鋼管에 600cm의 성토를 했을때 관의 두께가 0.25, 0.5, 1.0 및 2.0cm인 경우 관에 작용하는 垂直應力 σ_n 과 管의 變形을 그림. 6에 그렸으며 또 수평응력 σ_h 와 연직응력 σ_r 를 그림. 7에 그려서 서로 비교하였다.

연직응력의 분포는 管頂의 중앙부에서 최소가 되고 관어깨부분에서 최대가 된다. 그리고 수평응력은 관의 중앙부에서 최대가 되고 관어깨부분에서 최소가 되는 대칭분포를 나타내는 포물선 모양이다. 이러한 應力分布의 특징은 관의 두께가 작을수록 더욱 더 뚜렷하다. 그러나 수평응력분포는 Spangler의 軟性管解析에서 假定한 바와같이 관어깨 부분에서 零으로 分布되지 않는으나 관의 두께가 작을수록 零에 接近함을 볼 수 있다. 또한 관의 두께가 얇을수록 管의 變形은 크고 正의 아아칭현상도 뚜렷하게 나타남을 볼 수 있다.

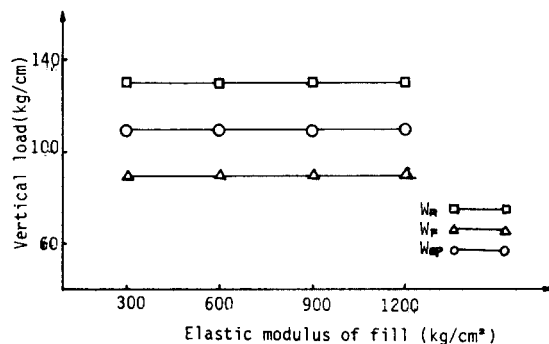


Fig. 5 Vertical loads for various elastic moduli of fill.

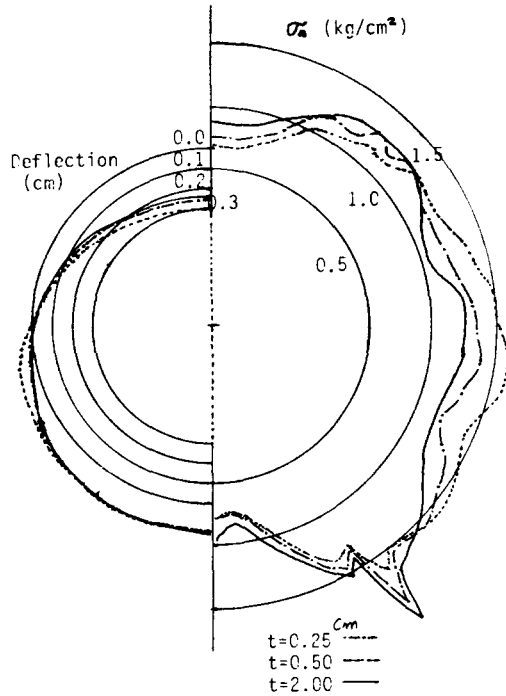


Fig. 6 Deflected shape and normal stress for various thickness of pipe.

그리고 彈塑性解析에 의한 應力分布를 Spangler의 軟性管解析에서 假定한 應力分布와 比較하기 위하여 그림. 1에서 나타낸 連직응력 V 와 수평응력의 최대치 h 를 표. 1에서 나타내었다. 여기서 軟性管解析에서는 흙의 반력계수 E' 는 Howard의 권장⁴⁾에 따라 49.2kg/cm^2 (700psi)를 취하고 彈塑性解析에서는 連직응력 V 는 관정에 작용하는 連직응력의 평균치로 하였다.

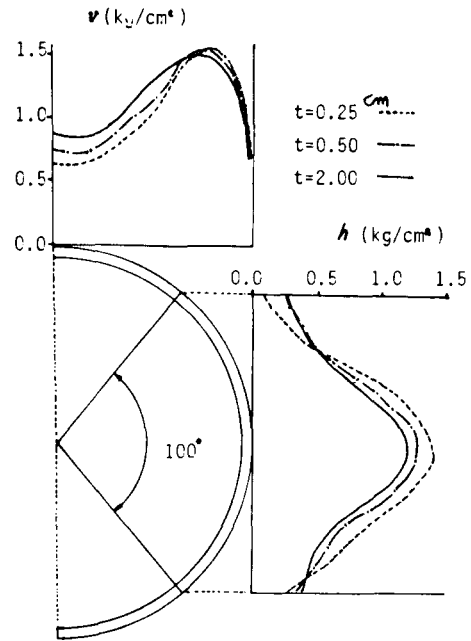


Fig. 7 Vertical and horizontal stress in flexible condition. (bedding angle=36.9°)

비가 작아질수록 그 차이는 점점 더 크게된다. 그리고 최대수평응력(h)은 관의 D/t 비가 감소할수록 감소하며 이는 彈塑性解析이나 Spangler의 假定에서도 同一한 傾向을 보여준다. 그러나 관의 두께가 0.25cm 및 0.5cm인 D/t 비가 400 및 200인 경우에는 Spangler의 假定値와 彈塑性解析에 의한 최대수평응력의 크기는 서로 비슷하나 관의 두께가 2.0cm 즉 D/t 비가 50인 경우에는 Spangler의 假定値가 彈塑

Table. 1. Vertical Stress and Maximum Horizontal Stress

Pipe thickness t (cm)	Dia/thickness (D/t)	max. Horiz. stress, h (kg/cm^2)		Vertical stress, V (kg/cm^2)	
		Spangler	Elasto-plastic	Spangler	Elasto-plastic
0.25	400	1.465	1.303	0.900	0.874
0.50	200	1.394	1.275	0.900	1.095
1.0	100	1.006	—	0.900	—
2.0	50	0.312	1.200	0.900	1.165

彈塑性解析에 의해서 구한 鉛直應力(V)은 관의 두께가 클수록 즉 관직경과 관두께의 비(D/t)가 작을수록 증가하며 D/t 비가 400인 경우에는 Spangler의 假定値와 거의 비슷하나 이

性解析에 의한 값에 비해 지나치게 작게 計算됨을 볼 수 있다.

이를 미루어보아 鋼管인 경우 관의 D/t 비가 200보다 작은 경우에는 軟性管에 대한 Span-

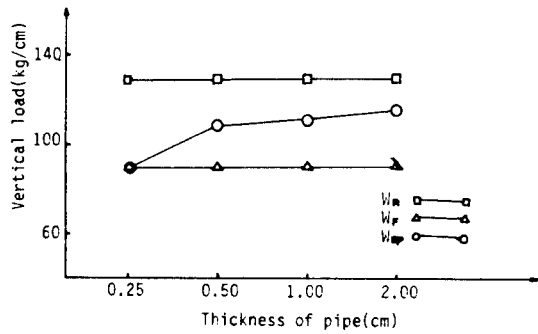


Fig. 8 Vertical loads for various thicknesses of pipe.

gler의 假定은 적합치 않는 것으로 추측된다.

그리고 관의 두께의 변화에 따른 鉛直荷重의 變化와 크기를 그림. 8에 나타내었다. M-S 이론에 의한 鉛直荷重의 계산에는 관의 두께가 직접적으로 관계하지 않으므로 剛性管이나 軟性管으로 일단 분류되면 관 두께의 크기에 관계없이 鉛直荷重은 계산된다. 그러나 彈塑性解析에 의한 鉛直荷重은 관의 두께가 약 0.25cm 정도로 얇을 경우에는 軟性管解析結果와 비슷하나 두께가 두꺼워질수록 증가하여 剛性管解析結果에 접근해짐을 그림에서 볼 수 있다.

4.4 트렌치의 폭

깊이가 200cm이고 폭이 120, 140, 160, 180 및 200cm인 트렌치 내에 직경이 100cm 이고 두께가 0.5cm인 鋼管을 埋設하고 500cm의 높이로 성토한 負突出管에 대해서 解析하였다.

解析結果에 의하면 管에 작용하는 應力은 트렌치의 폭이 증가함에 따라 약간 증가하는 경향을 보였으며 鉛直荷重도 그림. 9에서 볼 수 있는 바와같이 트렌치의 폭이 증가함에 따라 증가한다. M-S이론의 剛性管解析에 의한 鉛直荷重 W_R 은 軟性管解析에 의한 荷重 W_F 보다 모든 트렌치의 폭에 대해서 크며 그 차이는 트렌치의 폭이 클수록 더 크다. 그리고 트렌치의 폭이 좁은 경우에는 彈塑性解析에 의한 鉛直荷重 W_F 는 M-S이론에 의한 鉛直荷重보다 크나 트렌치의 폭이 커지면 오히려 이 보다 적게 됨을 볼 수 있다.

4.5 트렌치 깊이

직경이 100cm이고 두께가 0.5cm인 鋼管을 폭이 140cm이고 깊이가 0, 100, 200 및 300cm

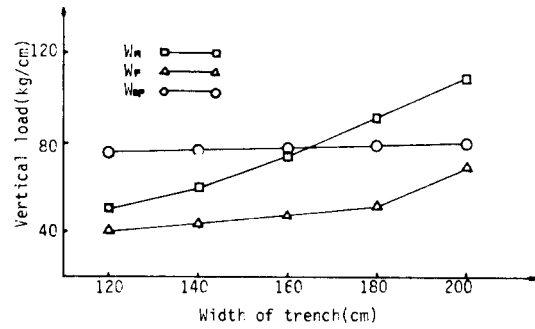


Fig. 9 Vertical loads for various widths of trench.

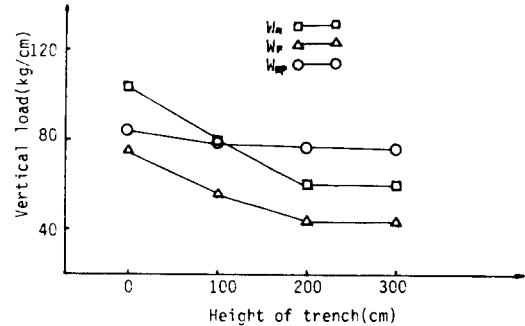


Fig. 10 Vertical loads for various depths of trench.

인 트렌치 내에 설치하고 500cm 높이로 성토한 管에 대해서 解析하였다. 여기서 트렌치 깊이는 원지반으로부터 管頂까지의 깊이이다. 그림. 10은 트렌치 깊이의 증가에 따른 鉛直荷重의 變化를 보여 주는데 트렌치 깊이가 증가할수록 鉛直荷重은 모두 감소하나 그 감소율은 트렌치가 깊을수록 줄어들고 깊이가 관직경의 2배인 200cm 보다 더 크게 되면 鉛直荷重의 감소는 거의 없음을 볼 수 있다. 그리고 M-S이론에 의한 鉛直荷重은 剛性管의 경우가 軟性管의 경우보다 항상 크며 트렌치 깊이가 크게 되면 彈塑性解析에 의한 鉛直荷重보다 훨씬 적게 된다.

5. 結 論

盛土下에 埋設된 鋼管에 작용하는 應力에 대해서 有限要素法을 利用하여 彈塑性解析한 結果와 Marston-Spangler 理論에 의한 剛性管解析値와 軟性管解析値를 比較하므로써 아래와 같은 結論을 얻었다.

1) 管에 작용하는 垂直應力과 鉛直荷重은 성토높이가 클수록 증가하나 성토높이의 탄성계수

에는 거의 영향을 받지 않는다.

2) 鉛直應力の 分布은 管頂의 중앙부에서 最小가 되고 管어깨부에서 最大가 되어 Spangler의 軟性管解析에서 假定한 鉛直應力の 等分布 형태와는 큰 차이가 있으나 水平應力은 管의 中央부에서 最大가 되고 管어깨부에서 最小가 되는 대칭분포를 나타내는 포물선 형태로서 Spangler의 假定과 거의 一致한다. 그리고 이들 鉛直應力과 水平應力의 分布특징은 管의 두께가 얇을수록 더욱 뚜렷하다.

3) 彈塑性解析에 의해서 구한 鉛直應力은 管 두께가 얇을수록 즉 管의 D/t비가 클수록 最小하나 최대수평應력은 증가한다. 그리고 최대 수평應력의 크기는 管의 두께가 얇을수록 크고 管의 D/t비가 200~400인 경우에는 Spangler의 假定値와 비슷하나 50인 경우에는 차이가 크다.

4) Marston-Spangler 이론에 의한 剛性管解析 및 軟性管解析에서 각각 구한 鉛直荷重은 管의 두께와는 관계없이 각각 一定하나 彈塑性解析에 의한 鉛直荷重은 管의 두께가 증가할수록 증가하며 管의 D/t비가 약 400인 경우에는 軟性管解析의 結果와 비슷하나 管 두께가 증가할수록 剛性管解析値에 접근한다.

5) 管의 D/t비가 200보다 작은 두께가 두꺼운 鋼管의 경우에는 Spangler의 軟性管解析은 적합치 않다고 推測된다.

6) Marston-Spangler 이론의 剛性管解析에 의해서 구한 鉛直荷重은 성토높이, 성토흙의 단 성계수, 管의 두께, 트랜치의 폭 및 깊이에 관계없이 軟性管解析에 의한 값보다 항상 크다.

謝 辭

본 연구는 1987년도 한국과학재단 연구비에 의해서 수행되었으며 이에 감사를 드린다.

參 考 文 獻

1. Banard, R.E. "Design and Deflection Control of Buried Steel Pipe Supporting Earth Loads and Live Loads," Proc ASTM, 57 :

- 1233(1957)
2. Brown, C.B., Green, D.R. and Pawsey, S., "Flexible Culverts Under Highway Fills," Journal of Structural Div., ASCE, Vol. 94, No. ST.4 April, 1968, pp.905-917.
 3. Clarke, N.W.B., *Buried Pipelines-A Manual of Structural Design and Installation*, Maclaren and Sons, London.
 4. Howard, A.K., "Laboratory Load Test on Buried Flexible Pipe," Journal of the American Water Works Association, vol.64, No. 10, Oct, 1972, PP.655-662.
 5. Howard, A.K., "Field Test Deflections of Reinforced Plastic Mortar Pipe, TRB." Transportation Research Record, No. 518. 1974, pp.39-48.
 6. Katona, M.G., Smith, J.M., Odells, R.S. and Allgood, J.R., *CANDE-A Morden Approach for the Structural Design and Analysis of Buried Culverts*. Federal Highway Administration Report. No. FHWA-RD-77-5, Washington, DC. Oct, 1976.
 7. Owen, D.R.J. and Hinton, E., *Finite Elements in Plasticity Theory and Practice*, Pineridge Press Ltd, Swansea, U.K. 1980
 8. Darnelee, R.A. and Corotis, R.B., "The Iowa Deflection Formula: An Appraisal," HRB, Highway Research Record, No. 413, 1972, pp.89-102.
 9. Spangler, M.G. *Soil Engineering*, 2nd Ed. International Textbook Co. 1960, pp.409-449
 10. Spangler, M.G. "Discussion on The Iowa Deflection Formula: An Appraisal," HRB, Highway Research Record, No. 413, 1972, pp.101-102.
 11. Watkins, R.K. and Moser, A.P., "Response of Corrugated Steel Pipe to External Soil Pressures," HRB. Highway Research Record, No. 373, 1971, pp.86-112.
 12. 安重善, 姜秉熙 "盛土下에 埋設된 剛性管의 接觸應力." 大韓土質工學會誌, 第1券, 第2號. 1985. 12. pp.7-15.

(접수일자 1988.3.11)