

上載荷重 및 引拔荷重으로 인한 地中埋設軟性管의 舉動 特性

The Response of Buried Flexible Pipe due
to Surcharge Load and Uplifting Force.

權 鎬 眞*

Kwon, Ho-Jin

鄭 寅 駿**

Chung, In-Joon

Abstract

The vertical pressure due to soil prism load and surface surcharge load acts on buried pipe, and occasionally uplifting force due to earthquake or differential settlement acts on it.

In this paper, study was performed to estimate the pressure acting on the buried pipe due to soil prism load through analyzing Marston-Spangler theory by new method. And loading tests on the buried flexible pipe were performed to study on the response of the pipe due to surface surcharge load. Also, through the estimation of uplifting resistance theory and uplifting test for buried pipe, the method to determine the maximum uplifting resistance of buried pipe was proposed.

要 旨

地중에 埋設된 管에는 관위의 흙무게나 地表面上載荷重으로 인하여 鉛直壓力이 작용하며, 地震이나 不等沈下등으로 인하여 上向荷重이 작용하는 경우도 있다.

본 研究에서는 Marston-Spangler 理論을 새로운 방법으로 分析하여 관위의 흙무게로 인해 埋設管에 작용하는 壓力에 관하여 검토하였고, 埋設軟性管에 대한 載荷實驗을 실시하여 地表面上載荷重으로 인한 埋設管의 舉動特性을 研究하였다. 또 매설관의 引拔抵抗(uplifting resistance)理論의 검토와 上向引拔實驗을 통하여 最大引拔抵抗을 구하는 방법 등을 研究하였다.

1. 序 論

地중에 埋設된 管에는 흙의 自重이나 차량 또는 구조물로 인한 上載荷重이 작용하며, 地震이나 不等沈下로 인하여 上向引拔荷重이 작용하는 경우도 있다.²²⁾ 上載荷重이 작용하는 地中埋設

管에 대한 解析方法에는 관주위의 흙에 剪斷抵抗이 유발될 정도의 變形이 發生하는 것으로 가정하는 塑性解析과 흙의 舉動을 線形彈性關係로 취급하는 彈性解析이 있다.^{9,11)} 埋設時의 설계 기준은 剛性管과 軟性管의 경우로 구분하며, 강성관은 鉛直荷重이 작용해도 變形이 거의 생기지 않아 管自體強度에 의해 支持되지만, 軟性管

* 正會員, 서울大學校 工科大学 土木工學科 博士課程

** 正會員, 서울大學校 工科大学 教授

은 管自體強度는 작으나 연직하중을 받으면 管의 側壁에 水平方向變形이 생겨서 주위 흙으로부터 土壓이 작용하여 支持強度가 크게 증가한다.^{19,24)}

埋設管에 작용하는 鉛直壓力은 管 위에 있는 흙무게와 地表面上載荷重으로 因하여 발생한다. 地中에 있는 매설관의 존재는 free field 상태의 應力과 變形의 크기를 변화시키고 이러한 변화는 매설관에 작용하는 연직압력의 크기에 영향을 미치게 되며 이러한 작용을 arching 이라고 한다.^{2,6)} 地中埋設管에 작용하는 연직압력의 크기는 arching 현상에 의해 管위에 있는 흙무게와 지표면상재하중보다 커질 수도 있고 작을 수도 있다. 埋設管 위에 있는 鉛直土塊의 무게(Soil prism load)에 대한 실제 管에 작용하는 荷重의 비를 arching ratio A_r 라 하며, 지표면상재하중(Surface surcharge load)에 대한 管에 실제로 작용하는 荷重의 비를 arching ratio A_r 라고 한다.^{6,8)}

地震이나 斷層 또는 凍上현상이 있는 軟弱地盤에서의 埋設管은 地盤의 不等沈下로 인하여 鉛直荷重을 받는 경우가 있다.²²⁾ 이러한 鉛直荷重은 上向引拔荷重(Uplifting force)으로 취급될 수 있으며, 인발하중을 받는 매설관의 引拔抵抗은 흙의 종류, 단위중량, 매설관의 크기, 매설 깊이 등의 여러 요소의 영향을 받기 때문에 정확한 算出은 매우 어려운 실정이나, 地中에 묻혀 있는 管에 不等沈下가 발생할 때의 舉動과 유사하게 해석할 수 있다.^{15,16,23)}

본 研究에서는 Marston-Spangler 理論^{11,19)}을 근거로 하여 soil prism load로 인한 arching ratio A_r 에 관하여 研究·分析하고, 埋設軟性管에 대한 載荷實驗을 실시하여 地表面上載荷重으로 인해 매설관이 받는 壓力 및 變形의 舉動을 연구하며 이에 따르는 여러 特性에 대하여 考察하였다. 또 地中埋設管의 引拔抵抗(Uplifting resistance)理論의 검토와 軟性管에 관한 인발실험을 통하여 最大引拔抵抗을 구하는 방법을 연구하고, 引拔荷重과 變位관계의 舉動特性에 관하여 研究하였다.

2. Marston-Spangler 理論과 引拔抵抗 理論

Marston 과 Spangler 는 상재하중으로 인하여 매설관이 받는 압력을 埋設方法에 따라 구분하여 구하였다.¹⁹⁾ 埋設方法에 따르는 埋設管의 분류는 ditch conduit, positive projecting conduit, negative projecting conduit 가 있으며, 等沈下面(Plane of equal settlement)의 위치에 따라 細分된다(Fig. 1 참조).

Ditch conduit의 경우 管위 흙의 沈下가 인접한 地盤의 침하에 비해 크게 일어나 positive arching 현상이 발생하며, 매설관이 받는 하중은 管의 剛性에 관계없이 上載荷重보다 작은 값이 된다. 原地盤(Natural ground) 위에 管을 설치하고 盛土한 경우를 positive projecting conduit 라고 하며, 內部 prism의 침하가 外部 prism의

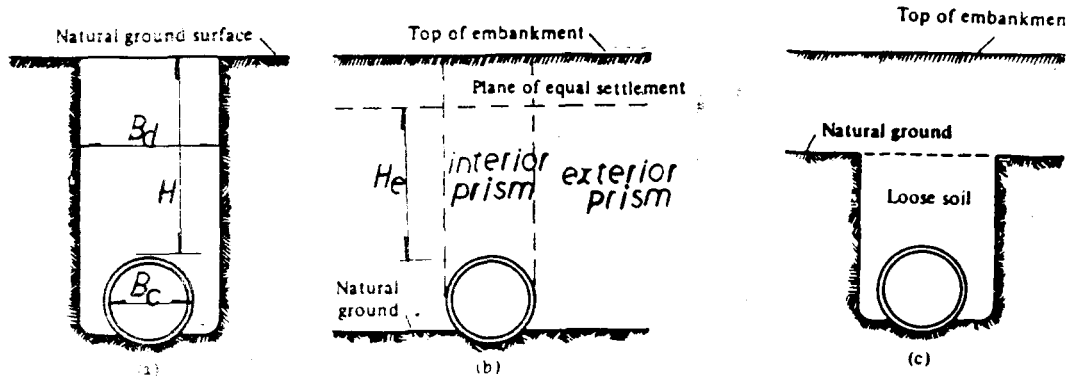


Fig. 1. Various classes of conduit installations

- (a) Ditch conduit
- (b) positive projecting conduit
- (c) negative projecting conduit

침하에 비해 작게 일어나면 negative arching 현상이 발생하여 上載荷重보다 더 큰 압력이 관에 작용하게 된다. 그러나 內部 prism의 침하가 外部 prism의 침하보다 크게 일어나면 positive arching이 발생하여 상재하중보다 작은 압력을 받는다.^{1,18)} 原地盤을 굴착하여 관을 매설하고 퇴메우기를 한 후 원지반보다 더 높게 盛土를 한 경우를 negative projecting conduit라 하며, 이 경우에는 관의 剛性에 관계없이 positive arching이 일어나 상재하중보다 작은 압력이 埋設管에 작용한다.

Projecting conduit에서 盛土의 높이가 큰 경우 內部 prism과 外部 prism 사이에 작용하는 剪斷力이 盛土의 最上端까지에 걸쳐 발생하지 않고 어느 높이까지만 작용하는데 이 높이를 等沈下面(Plane of equal settlement)이라고 한다. 등침하면이 盛土面보다 낮으면 incomplete condition 등침하면이 성토면보다 위에 있으면 complete condition으로 분류한다. 등침하면 위에서는 內·外部 prism 간에 침하의 차이가 없고 전단력이 발생하지 않으므로 arching이 일어나지 않는다. 따라서 등침하면의 위치는 관에 작용하는 하중의 크기에 큰 영향을 미치게 된다. Spangler는 등침하면의 위치를 구하는 방법을 제안하였는데 positive projecting conduit와 negative projecting conduit로 구분하여 등침하면 아래에서의 內部 prism과 外部 prism의 전체침하량이 같다는 조건을 利用하였다.²⁰⁾

地中에 埋設되어 있는 構造物, 基礎, 管 등에 수직방향의 引拔荷重이 작용할 때 흙의 인발저항력을 구하기 위해 구조물 위에 덮여 있는 흙의 파괴단면을 가정하는 것이 필요하다. 垂直滑動面理論(Verticial slip surface theory)은 매설관 側面(Springline)에 접하는 흙의 수직단면을 滑動面으로 가정하고, 매설관 위의 흙무게와 수직 滑動面을 따라 생기는 마찰력의 합을 인발저항으로 취급하는 이론이다.²²⁾ 이때 인발저항력 W_u 는 다음과 같다.

$$W_u = \gamma \cdot B_c \cdot H + k_0 \cdot \gamma \cdot H^2 \cdot \tan \phi \quad (1)$$

W_u ; 인발저항력(t/m)
 γ ; 흙의 단위중량(t/m³)
 B_c ; 매설관의 직경(m)

H ; 관의 매설깊이(m)

k_0 ; 정지토압계수

ϕ ; 흙의 내부마찰각(°)

角錐臺理論(Frustum theory)은 수평방향과 45° + $\frac{\phi}{2}$ 로 경사진 면을 滑動面으로 가정하고 각주대형태의 흙무게만을 인발저항으로 취급하는 이론이며,¹⁴⁾ 인발저항력 W_u 는 다음과 같이 나타낸다(Fig. 2 참조).

$$W_u = \gamma \cdot B_c \cdot H + \gamma \cdot H^2 \cdot \cot(45 + \frac{\phi}{2}) \quad (2)$$

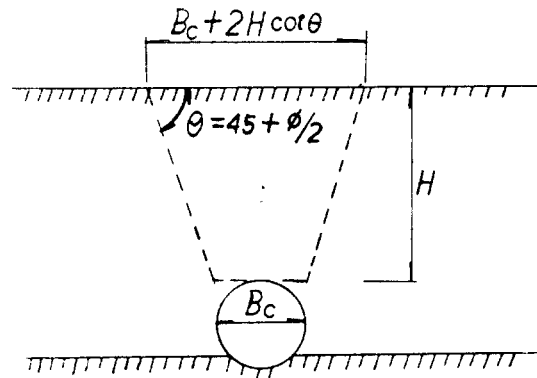


Fig. 2. The model for frustum theory

Vesic은 半無限한 剛塑性固體의 깊이 H 인 곳에 묻힌 매설관을 인발하는데 필요한 극한수직 압력을 구하였으며,²³⁾ Ladanyi와 Hoyaux,¹²⁾ Meyerhof와 Adams,⁹⁾ Das와 Seely,⁷⁾ Rowe와 Davis¹⁶⁾ 등도 砂質土地盤에서의 인발저항을 구하였다. 또 Matyas와 Davis는 사질토지반에 매설된 鋼管의 인발저항 W_u 를 다음과 같이 구하였다.¹⁴⁾

$$W_u = 1.70(H/B_c)^{1.44} \cdot \gamma \cdot B_c^2 \quad (3)$$

3. Soil Prism Load로 인한 Arching Ratio $A_{r,p}$ 의 分析

上載荷重으로 인한 埋設管의 舉動을 고찰하기 위하여 본 연구에서는 地表面 上載荷重으로 인한 거동에 관한 載荷實驗과 解析을 하였고 관 위의 흙무게(Soil prism load)로 인한 거동에 대해서는 實驗測定技術上的 難點 때문에 理論的 分析만 하였다.

Ditch Conduit : 上載荷重으로 인해 管頂部面 (Critical plane)에 작용하는 하중의 크기 W_c 는 다음 식과 같이 된다.^{19,25)}

$$W_c = \gamma \cdot B_d^2 \cdot \frac{1 - \exp(-2k\mu' H/B_d)}{2k\mu'} + q \cdot B_d \cdot \exp(-2k\mu' H/B_d) \quad (4)$$

W_c ; critical plane에 작용하는 하중(t/m)

B_d ; ditch의 폭(m)

k ; 주동토압계수

q ; 地表面分布荷重(t/m²)

μ' ; 흙과 ditch 측면과의 마찰계수

Spangler는 주위 흙에 비해 압축성이 작은 剛性管에서는 W_c 가 관의 직경과 같은 폭으로 등분포되고, 압축성이 큰 軟性管의 경우에는 ditch의 폭으로 등분된다고 가정하였다.¹⁹⁾

따라서 soil prism load로 인해 강성관의 頂部에 작용하는 壓力 p 는

$$p = \frac{\gamma \cdot B_d^2}{B_c} \cdot \frac{1 - \exp(-2k\mu' H/B_d)}{2k\mu'} \quad (5)$$

가 되고, 압력 p 의 Soil prism load에 대한 比 arching ratio $A_{r,p}$ 는

$$A_{r,p} = p/\gamma \cdot H = \frac{B_d}{B_c} \cdot \frac{B_d}{H} \cdot \frac{1 - \exp(-2k\mu' H/B_d)}{2k\mu'} \quad (6)$$

로 나타낼 수 있고, 軟性管인 경우의 $A_{r,p}$ 는

$$A_{r,p} = \frac{B_d}{H} \cdot \frac{1 - \exp(-2k\mu' H/B_d)}{2k\mu'} \quad (7)$$

로 된다. 식 (6), (7)의 arching ratio $A_{r,p}$ 를 H/B_d 의 함수로 graph로 표시하면 Fig. 3과 같다.

Ditch conduit의 경우 ditch 폭에 대한 埋設깊이의 比, H/B_d 가 클수록 arching ratio $A_{r,p}$ 즉 壓力傳達比率이 작아지고, 강성관의 경우에는 관의 폭에 대한 ditch 폭의 比, B_d/B_c ,가 클수록 $A_{r,p}$ 는 증가하며 연성관의 경우에는 $A_{r,p}$ 가 B_d/B_c 의 영향을 받지 않으며 항상 1.0보다 작은 값을 갖는다. 즉 강성관의 경우에는 ditch의 폭 B_d 나 매설깊이 H 에 따라서 soil prism load보다 더 큰 압력이 작용할 수도 있고, 연성관의 경우에는 B_d 나 H 에 관계없이 soil prism load

PIPE SOIL	PIPE B_d/B_c			FLEXIBLE PIPE
	1.0	1.5	2.0	
$\phi = 30^\circ$	● ●	▲ ▲	■ ■	● ●
$\phi = 11^\circ$	○ ○	△ △	□ □	○ ○

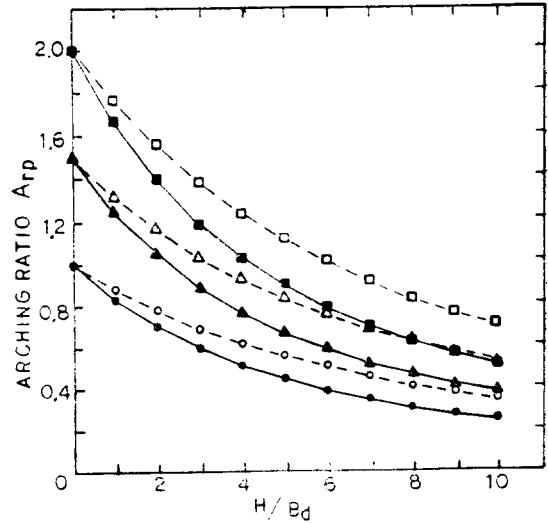


Fig. 3. Arching ratio $A_{r,p}$ on ditch conduit.

보다 작은 압력이 작용한다. 또 흙의 내부마찰각 ϕ 가 클수록 arching ratio $A_{r,p}$ 는 감소하는데 내부마찰각의 차이가 20° 가 되어도 $A_{r,p}$ 의 값은 10~15%의 차이만 생긴다. 이러한 특징으로부터 강성관보다는 연성관에 작용하는 압력이 작고, 강성관의 경우에는 ditch 폭이 클수록 작용압력이 커지며, 흙의 내부마찰각 ϕ 과 $A_{r,p}$ 에 미치는 영향은 크지 않다는 것을 알 수 있다.

Positive Projecting Conduit : 剛性管을 positive projecting conduit로 매설한 경우 等沈下面이 盛土面보다 위에 있으면 complete projection condition, 아래에 있으면 incomplete projection condition이라고 하며 上載荷重으로 인해 剛性管이 받는 하중은 각각 다음과 같다.¹⁹⁾

$$W_c = \gamma \cdot B_c^2 \cdot \frac{\exp(2k\mu \cdot H/B_c) - 1}{2k\mu} + q \cdot B_c \cdot \exp(2k\mu \cdot H/B_c) \quad (8)$$

$$W_c = \gamma \cdot B_c^2 \left\{ \frac{\exp(2k\mu \cdot H_c/B_c) - 1}{2k\mu} \right.$$

$$+ \frac{H-H_c}{B_c} \exp(2k\mu \cdot H_c/B_c) \} \\ + q \cdot B_c \cdot \exp(2k\mu \cdot H_c/B_c) \quad (9)$$

H_c ; 管頂部에서 等沈下面까지의 높이

Complete projection condition의 경우 arching ratio A_{rp} 는 식(6)과 같은 방법으로

$$A_{rp} = \frac{B_c}{H} \cdot \frac{\exp(2k\mu \cdot H/B_c) - 1}{2k\mu} \quad (10)$$

가 되며, Fig. 4과 같이 A_{rp} 와 H/B_c 의 관계를 圖示할 수 있다. 이 경우의 A_{rp} 는 매설깊이 H 와 관직경 B_c 에 관계없이 항상 1.0보다 큰 값이고 H/B_c 가 커지면 A_{rp} 는 급격히 증가한다. 또 흙의 내부마찰각 ϕ 가 증가하면 ditchconduit와는 반대로 A_{rp} 값은 증가한다. 이는 관위의 흙무게뿐만 아니라 外部 prism과의 마찰력이 관에 전달되고, 매설깊이가 클수록 또 내부마찰각이 클수록 마찰력이 증대함을 의미한다.

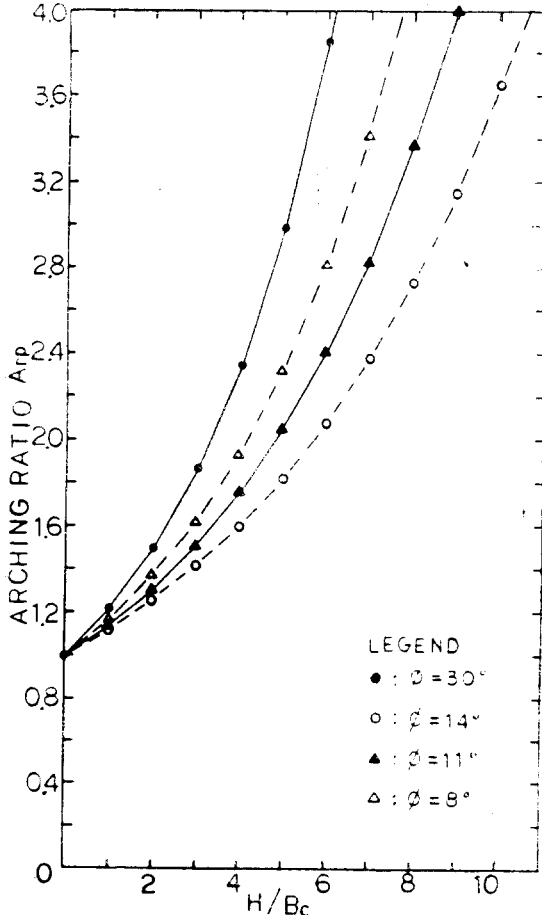


Fig. 4. Arching ratio A_{rp} on positive projecting conduit (Complete projection condition)

Incomplete projection condition의 경우 arching ratio A_{rp} 는 식 (7)과 같은 방법으로 다음 식과 같다.

$$A_{rp} = \frac{B_c}{H} \left\{ \frac{\exp(2k\mu \cdot H/B_c) - 1}{2k\mu} + \frac{H-H_c}{B_c} \cdot \exp(2k\mu \cdot H_c/B_c) \right\} \quad (11)$$

이때 A_{rp} 와 H/B_c 의 관계는 Fig. 5과 같이 된다. 같은 매설깊이에 대해서 이 경우의 A_{rp} 는 complete projection condition보다 작은 값이 되는데, 이는 등침하면 위의 지반에서는 내부 prism과 외부 prism의 침하량 차이가 없으므로 negative arching이 발생하지 않기 때문이다. Spangler는 等沈下面의 높이 H_c 를 구하기 위해 다음과 같은 식을 유도하였다.²⁰⁾

$$\frac{\exp(\pm 2k\mu \cdot H_c/B_c) - 1}{\pm 2k\mu} \left[\frac{1}{2k\mu} \pm \left(\frac{H}{B_c} - \frac{H_c}{B_c} \right) \pm \frac{\gamma_{sa} \cdot p}{3} \right] \pm \frac{1}{2} \left(\frac{H_c}{B_c} \right)^2 \pm \frac{\gamma_{sa} \cdot p}{3} \left(\frac{H}{B_c} - \frac{H_c}{B_c} \right) \cdot \exp(\pm 2k\mu \cdot H_c/B_c) - \frac{H_c}{2k\mu B_c} \mp \frac{H}{B_c} \cdot \frac{H_c}{B_c} \\ = \gamma_{sa} \cdot p \cdot H/B_c \quad (12)$$

$$\gamma_{sa}; \text{沈下比} = \frac{(S_m + S_g) - (S_f + d_c)}{S_m}$$

S_m ; 관의 突出높이 $p \cdot B_c$ 에 해당하는 외부 prism의 압축량

S_g ; 원지반(natural ground surface)의 침하량

S_f ; 管低部の 沈下量

d_c ; 관의 수직변형량

p ; 突出比; critical plane과 원지반 사이의 높이의 관직경 B_c 에 대한 비

식 (12)에서 (±)부호는 incomplete projection condition의 경우 (+)값을, incomplete ditch condition의 경우 (-)값을 사용한다.

Fig. 5에서 $\gamma_{sa} \cdot p$ 가 클수록 A_{rp} 는 큰값이 된다. 즉 내부 prism과 외부 prism의 압축변형량 차이가 클수록 또 관이 원지반 위에 돌출된 정도가 클수록 negative arching이 많이 발생하여 A_{rp} 가 증가하게 된다. 따라서 관의 剛性이 클수록 A_{rp} 가 커진다. 관직경에 대한 매설깊이의 비 H/B_c 가 커지면 A_{rp} 는 증가하지만 매설깊이 H 가 等沈下面의 높이 H_c 보다 크게 되면 A_{rp} 는 거의 증가하지 않고 일정한 값에 수렴하며

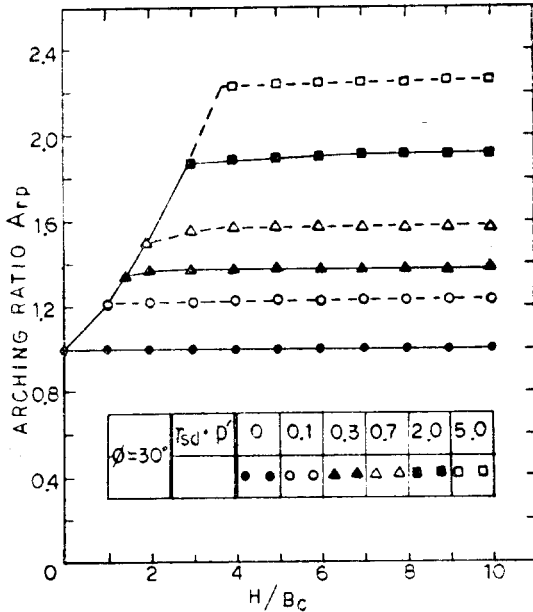


Fig. 5. Arching ratio A_{rp} on positive projecting conduit (Incomplete projection condition)

H_e 는 $\gamma_{sd} \cdot p$ 에 따라 변화하는 값이다.

Fig. 5 에서 등침하면의 깊이 H_e 와 $\gamma_{sd} \cdot p$ 의 관계를 구할 수 있으며, 이를 半對數紙에 표시하면 Fig. 6 과 같고 관계곡선을 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$H_e/B_c = 1.77 \log(\gamma_{sd} \cdot p) + 2.50 \quad (13)$$

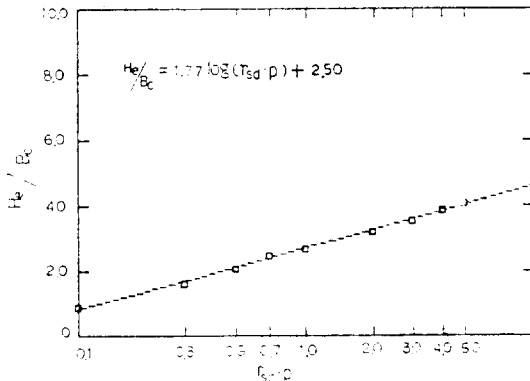


Fig. 6. The relation between H_e/B_c and $\gamma_{sd} \cdot p$; positive projecting conduit (incomplete projection condition), $\phi=30^\circ$

Incomplete projection condition 의 경우에는 흙의 내부마찰각 ϕ 가 클수록 A_{rp} 가 커지며,

Fig. 5 와 Fig. 6 에는 $\phi=30^\circ$ 인 경우만 나타내었다. 식 (13) 이나 Fig. 6 을 이용하면 등침하면의 깊이 H_e 를 구할 수 있으며 Spangler 는 沈下比 γ_{sd} 가 대체로 1.0 보다 작은 값이 된다고 제안하였으며,¹³⁾ Matyas 는 물출비 p 의 값을 0.5 ~ 1.0 으로 보았다.^{13,14)} 이러한 범위의 $\gamma_{sd} \cdot p$ 인 경우에는 H_e/B_c 가 2.5 보다 작은 값이 된다. 또 $\gamma_{sd} \cdot p$ 가 5.0 이 되어도 H_e/B_c 는 4.0 보다 작은 값이므로 전체적으로 등침하면의 높이 H_e 는 관직경 B_c 의 4 배보다 작은 값을 알 수 있고 이는 Matyas 의 해석결과와 유사한 결과이다.^{13,14)}

軟性管을 positive projecting conduit 로 매설한 경우 등침하면의 위치에 따라 complete ditch condition 과 incomplete ditch condition 로 구분되며, 내부 prism 의 침하가 외부 prism 의 침하보다 크게 일어나 positive arching 이 발생하여 ditch conduit 의 경우와 유사한 거동을 한다. Complete ditch condition 에서 관정부에 작용하는 하중 W_c 와 arching ratio A_{rp} 는 각각 다음과 같고,

$$W_c = \gamma \cdot B_c^2 \cdot \frac{1 - \exp(-2k\mu \cdot H/B_c)}{2k\mu} + q \cdot B_c \cdot \exp(-2k\mu H/B_c) \quad (10)$$

$$A_{rp} = B_c/H_c \cdot \frac{1 - \exp(-2k\mu H/B_c)}{2k\mu} \quad (11)$$

Incomplete ditch condition 에서는 각각 다음과 같다.

$$W_c = \gamma \cdot B_c^2 \cdot \left\{ \frac{1 - \exp(-2k\mu \cdot H_e/B_c)}{2k\mu} + \frac{H - H_e}{B_c} \cdot \exp(-2k\mu \cdot H_e/B_c) \right\} + q \cdot B_c \cdot \exp(-2k\mu \cdot H_e/B_c) \quad (12)$$

$$A_{rp} = B_c/H_c \cdot \left\{ \frac{1 - \exp(-2k\mu H_e/B_c)}{2k\mu} + \frac{H - H_e}{B_c} \cdot \exp(-2k\mu \cdot H_e/B_c) \right\} \quad (13)$$

식 (11), (13) 에서 A_{rp} 와 H/B_c 의 관계를 그림으로 나타내면 Fig. 7, Fig. 8 과 같이 된다.

Incomplete ditch condition 의 경우에는 흙의 내부마찰각 ϕ 가 작을수록 A_{rp} 가 커지며, Fig. 8 에는 $\phi=11^\circ$ 인 경우에 대해서 나타내었다. Fig. 7, Fig. 8 에서 A_{rp} 가 항상 1.0 보다 작은 것은 positive arching 때문이며 관에 작용하는

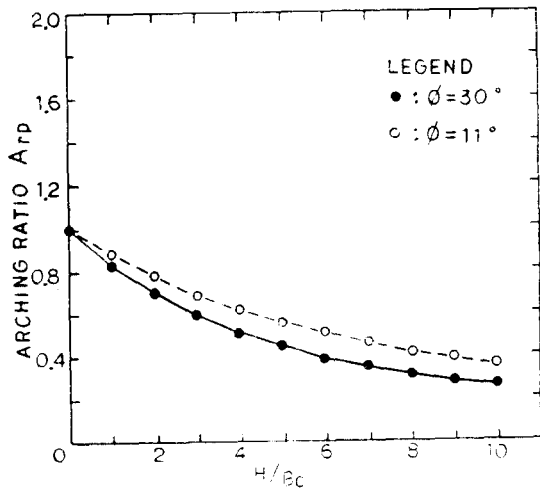


Fig. 7. Arching ratio A_{rp} on positive projecting conduit (Complete ditch condition)

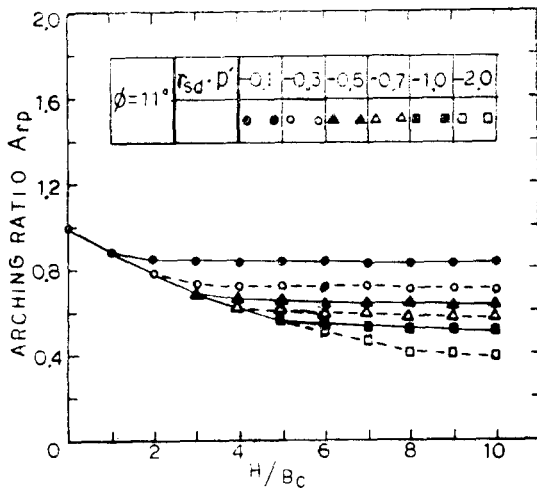


Fig. 8. Arching ratio A_{rp} on positive projecting conduit (Incomplete ditch condition)

하중이 soil prism load 보다 작은 값을 의미한다. Incomplete ditch condition의 A_{rp} 는 沈下比와 突出比의 곱 $\gamma_{sd} \cdot p$ 의 절대값이 클수록 감소한다. 즉 내부 prism과 외부 prism의 침하량 차이가 클수록 또 관이 원지반위에 돌출한 정도가 클수록 positive arching이 많이 발생하여 A_{rp} 가 감소한다. H/B_c 가 커지면 A_{rp} 가 감소하지만 매설깊이 H 가 어느 한도에 도달하면 A_{rp} 는 일정한 값에 수렴한다. 이 때가 매설깊이 H 나 등침하면의 높이 H_e 가 같은 경우이며, Fig. 8에서 H_e 와 $\gamma_{sd} \cdot p$ 의 관계를 구하여 이를 半對數

紙에 표시하면 Fig. 9와 같고 관계곡선을 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$H_e/B_c = 3.95 \cdot \log(|\gamma_{sd} \cdot p|) + 4.94 \quad (14)$$

Spangler는 γ_{sd} 의 절대값이 0.4보다 작은 값이 된다고 제안하였으며,¹³⁾ Matyas는 돌출비 p 의 값으로 0.5~1.0 범위값을 사용하였고^{13,14)} 이들 값을 사용하면 H_e/B_c 값은 4.0보다 작은 값이 된다. 즉 軟性管을 사용한 incomplete ditch condition에서의 등침하면의 높이 H_e 는 剛性管을 사용한 incomplete ditch condition의 경우와 같이 관직경 B_c 의 4배보다 작은 값이다.⁹⁾

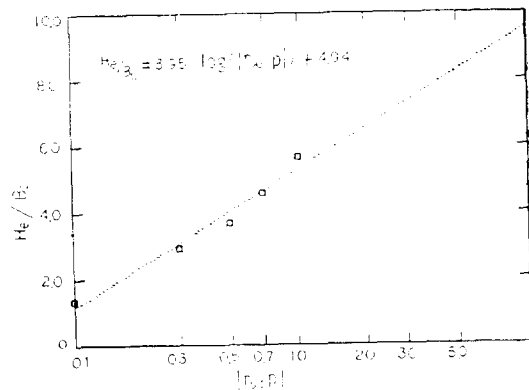


Fig. 9. The relation between H_e/B_c and $\gamma_{sd} \cdot p$; positive projecting conduit (incomplete ditch condition), $\phi = 11^\circ$

4. 實驗裝置 및 實驗方法

載荷實驗을 하기 위해 실제지반에 관을 매설하는 대신에 폭 120 cm, 길이 100 cm, 높이 200 cm인 鐵製函을 제작하여 모래를 채우면서 관을 매설하였다¹⁷⁾(Fig. 10 참조). 모래를 바닥으로부터 40cm를 채운 후에 管을 설치하고 관 주위에 壓力測定計(Pressure cell)를 설치하면서 그 위에 모래를 포설하였다. 이때 모래는 20 cm 두께로 깔면서 30 cm×30 cm의 다짐철판으로 타격을 가하여 다짐을 하였고 매다짐층마다 모래의 부피와 무게를 정확히 計量하여 균일한 다짐이 되도록 하였다.

실험에 사용한 모래의 工學的 特性은 比重 2.65, 最適含水比(KSF 2312, A-1 方法) 11.8%, 최대건조단위중량 1.67 t/m³, 均等係數 1.7,

有效徑 0.5mm이며, 모래의 단위중량은 1.55t/m³이고, 이때의 내부마찰각은 37°이었다.

실험에서 埋設軟性管으로 使用한 관은 PVC (Polyvinyl chloride)관으로 內徑 200mm, 150mm, 100mm의 3종류이며, 관의 두께는 각각 6.5mm, 5.0mm, 4.0mm이다.

관위의 모래두께를 20cm, 40cm, 60cm, 80cm, 100cm로 변화시키며, 각각의 두께에 대하여 1ton, 2ton, 3ton, 4ton, 5ton, 6ton의 하중을 단계적으로 가하였다. 이때 分布荷重이 되도록 地表面 위에 두께 5mm, 폭 110cm, 길이 90cm의 鐵板 2장을 깔고, 철판 위에 높이 30cm, 직경 15cm, 두께 1cm의 鐵製圓筒을 4개 지점에 놓은 후 그 위에 channel 形의 철판을 설치하고, 油壓잭 (Hydraulic jack)을 이용하여 하중을 단계적으로 가하였다.

각 하중단계마다 Fig. 10에 표시된 관주위의 壓力 p_1, p_2, p_3, p_4, p_5 을 壓力測定計 (Pressure cell)를 이용하여 측정하였고, 또 管內部的 中央에 dial gage를 설치하여 관의 수직압축변형의 크기를 측정하였다. 하중을 6ton까지 가한 후에는 하중을 一時에 제거하고 殘留壓力와 殘留變形을 측정하였다.

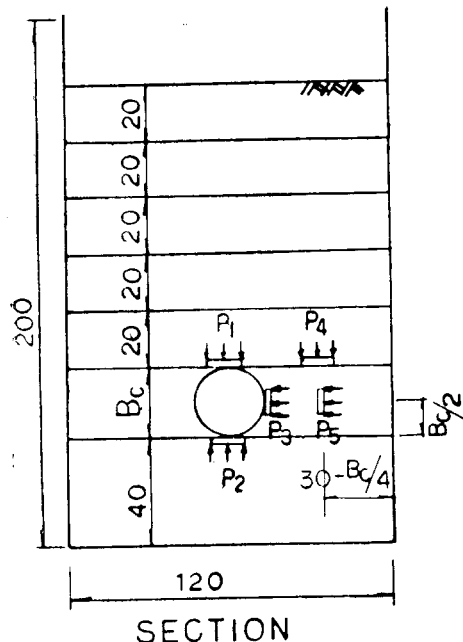


Fig. 10. Loading Test Box

引拔實驗에 使用한 모래의 特性은 載荷實驗에서 使用한 시료와 同一하고 試驗函은 폭 60cm, 길이 60cm, 높이 60cm, 두께 5mm의 알루미늄판으로 제작하였다. 인발실험에 使用한 관은 PVC관으로서 外徑 36mm, 60mm, 108mm의 세 종류이고 두께는 각각 2.8mm, 2.6mm, 4.0mm이고 관의 길이는 각각 50cm이었다.

試驗函에 모래를 10cm 정도 채우고 관을 설치한 후에 載荷實驗에서와 같은 방법으로 다짐을 하여 관위의 모래두께 5cm, 10cm, 15cm, 20cm, 25cm, 30cm일 때 각각 인발실험 (Uplifting test)을 하였다. 이때 인발하중은 물통에 물을 일정한 양만큼 채워서 단계적으로 증가시키었다. 각각의 土被에 대하여 인발하중과 관의 上向變位관계를 측정하였다. 관의 上向變位는 dial gage를 이용·측정하고 변위가 급격히 증가하여 매설관이 완전히 인발될 때까지 인발하중을 가하였다. 관의 兩端에서 인발하중을 가하는 경우에는 관의 中央에서의 변위를 측정하고 一端에서 인발하중을 가하는 경우에는 관의 중앙과 인발되는 端部の 變位를 測定하였다 (Fig. 11 참조).

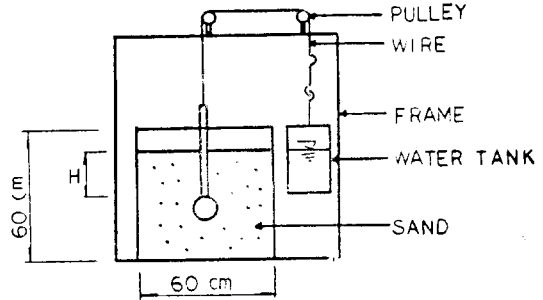


Fig. 11. Uplifting test

5. 實驗結果와 分析

地表面上 載荷重으로 인하여 pvc 관 주위에 작용하는 壓力의 크기를 계측한 결과를 지면관계상 관직경 150mm, 매설깊이 60cm인 경우에 한하여 Fig. 12에 표시하였다. 管頂部の 壓力 p_1 , 管低部 (Invert)의 壓力 p_2 와 壓力 p_4 (Fig. 12 참조)의 크기 및 관의 壓縮變形의 크기는 지표면상재하중의 증가에 따라 비례적으로 증가하

지만, 管側部(Springline)의 壓力 p_3 와 水平壓力 p_5 의 증가는 매우 작았다. 또 管低部の 壓力가 管頂部の 壓力보다 작고 管側部の 壓力 p_3 가 水平壓力 p_5 보다 큰 값을 나타냈으며, p_3 가 p_5 보다 더 큰 이유는 管側部壓力 p_3 가 管의 변형에 의해 증가하기 때문인 것으로 생각된다. 하중을 一時에 제거하면 잔류압력이 존재하였고 管頂部 壓力 p_1 및 壓力 p_4 의 크기는 순간적으로 감소하여 잔류압력의 比가 10% 정도의 작은 값이었고, 低部壓力 p_2 는 50% 정도의 잔류압력이 존재하였으며, 이들 잔류압력의 크기는 시간에 따라 감소하였다.

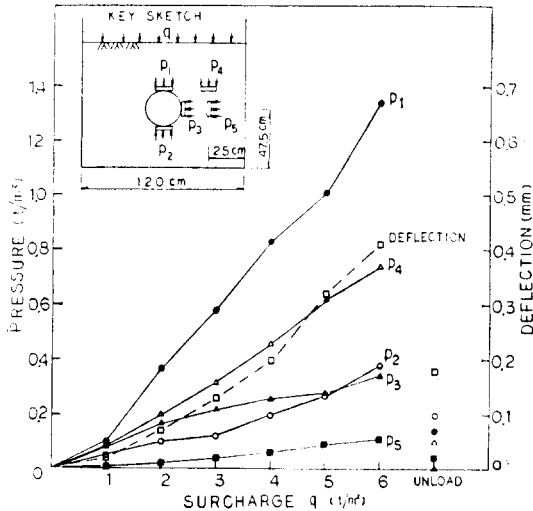


Fig. 12. The pressures and the deflection of buried pvc pipe due to surface surcharge load (dia. 150 mm, $H=60$ cm)

같은 크기의 상재하중에 대해서는 매설깊이 H 가 클수록 연직압력이 현저히 감소하였으나, 수평압력의 감소는 연직압력의 감소보다 微小하였다(Fig. 13 참조). 管頂部壓力 p_1 과 같은 높이의 위치에서의 壓力 p_4 는 매설깊이가 작은 경우에는 크기의 차이가 크지만 매설깊이가 커질수록 두압력의 차이는 감소하는데, 이러한 변화는 載荷方法에 원인이 있는 것으로 사료된다(Fig. 14 참조). 側部壓力 p_3 와 頂部壓力 p_1 의 比를 비교하면(Fig. 15 참조) 같은 크기의 상재하중이 작용하는 경우 매설깊이 H 가 클수록 p_3/p_1 값이 크고 같은 매설깊이에 대해서는 상재하중이 클수록 p_3/p_1 값이 작아졌다. 이는 매설깊이

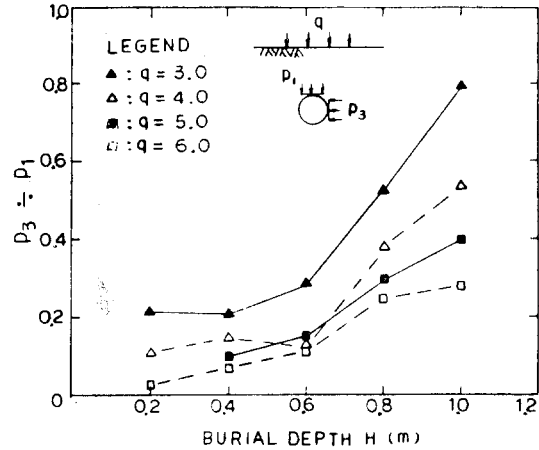


Fig. 13. The relation between burial depth H and archingratio A_r of buried PVC pipe (dia. 200 mm)

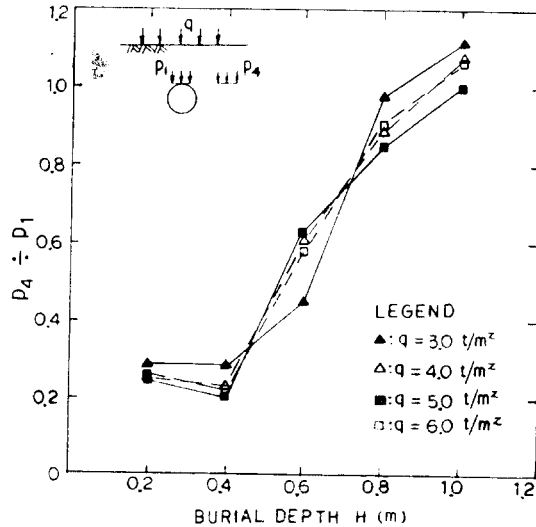


Fig. 14. The relation between burial depth H and p_4/p_1 (dia. 200 mm)

가 커지면 수평압력 p_3 의 감소보다 연직압력 p_1 의 감소가 더욱 현저하고, 상재하중이 커지면 수평압력에 비해 연직압력이 더 크게 증가한다는 것을 의미한다. 즉 수평압력은 管의 존재 때문에 載荷增減에 민감하지 않은 것으로 추정된다.⁹⁾ 또 低部壓力 p_2 와 頂部壓力 p_1 의 크기를 비교하면(Fig. 16 참조) p_2/p_1 값은 매설깊이가 변해도 대체로 일정한 값으로 0.10~0.2이었고 상재하중이 클수록 다소 증가하는 경향이 나타났으며, 전체적으로 管低部壓力가 頂部壓力에 비해 매우 작다는 것을 알 수 있다. 이는 管의

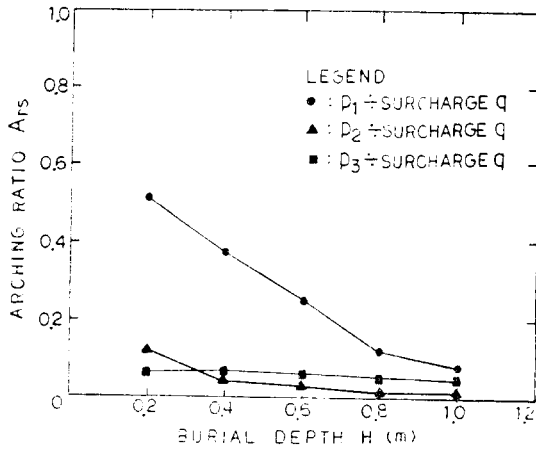


Fig. 15. The relation between burial depth H and p_3/p_1 (dia. 200 mm)

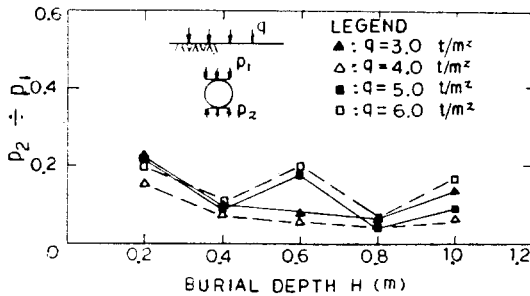


Fig. 16. The relation between burial depth H and p_2/p_1 (dia. 200mm)

軟性으로 인해 管頂部壓力 p_1 이 擴散·分布되기 때문인 것으로 推定할 수 있다.

본 연구에서 실시한 載荷實驗에 사용한 매설관은 직경 10~20 cm 의 pvc 관이고, 매설깊이는 20~100 cm 이었으며, ditch(試驗函)의 폭은 120cm로 일정하였다. Ditch conduit와 positive projecting conduit의 구별은 Schlick & Spangler가 제안한 방법¹³⁾에 따라 구별할 수 있으며, 본 연구의 경우는 B_d/B_c (=ditch의 폭÷관의 폭)÷6~12로서 $\gamma_{sa} \cdot p$ 에 관계없이 positive projecting conduit로 간주할 수 있다.⁴⁾ 또 본 실험에서 사용한 pvc 관은 軟性管으로 취급할 수 있으므로 complete ditch condition이나 incomplete ditch condition에 해당한다.

Complete ditch condition에서 지표면상재하중으로 인하여 埋設管頂部に 작용하는 하중 W_c 는 식 (8)에서 다음과 같이 된다.

$$W_c = q \cdot B_c \cdot \exp(-2k\mu \cdot H/B_c) \quad (10)$$

따라서 지표면상재하중에 대한 관에 전달되는 하중의 비 arching ratio A_{rs} 는

$$A_{rs} = W_c/B_c \cdot \frac{1}{q} = \exp(-2k\mu H/B_c) \quad (11)$$

가 되며 매설깊이 H 가 증가하면 급격히 감소한다. Incomplete ditch condition의 경우에는 complete ditch condition과 마찬가지로 식 (11)에서

$$W_c = q \cdot B_c \cdot \exp(-2k \cdot \mu \cdot H_c/B_c) \quad (12)$$

된다고 가정하면 arching ratio A_{rs} 는

$$A_{rs} = \frac{W_c}{B_c} \cdot \frac{1}{q} = \exp(-2k \cdot \mu \cdot H_c/B_c) \quad (13)$$

이 되고 이는 등침하면의 깊이 H_c 에 따라 구할 수 있는 값이다. 前章에서의 分析에 의하면 등침하면의 깊이 H_c 는 관직경 B_c 의 4배보다 작은 값이다. 따라서 H/B_c 가 4보다 작은 경우에는 complete ditch condition으로 취급하고 H/B_c 가 4보다 큰 경우에는 incomplete ditch condition으로 취급하여 각각 식 (11), (13)를 사용하여 실험측정치와 비교하면 Fig. 17, Fig. 18과 같다.

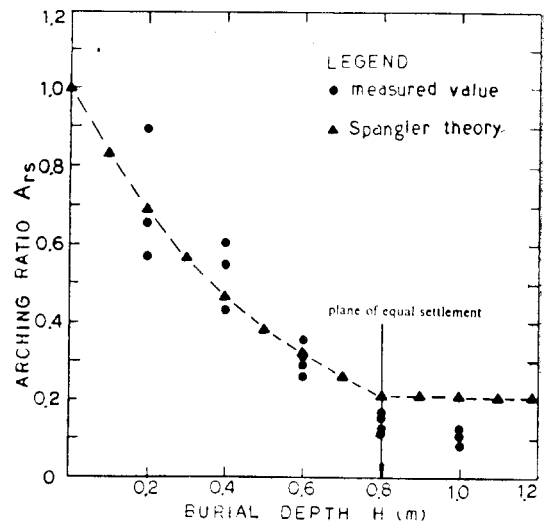


Fig. 17. Comparison between measured arching ratio A_{rs} and Spangler theory (dia. 200 mm)

각 그림에서 매설깊이 H 가 커질수록 지표면상재하중에 대한 管頂部に 작용하는 하중의 비 arching ratio A_{rs} 는 감소하고 관직경 B_c 가 작

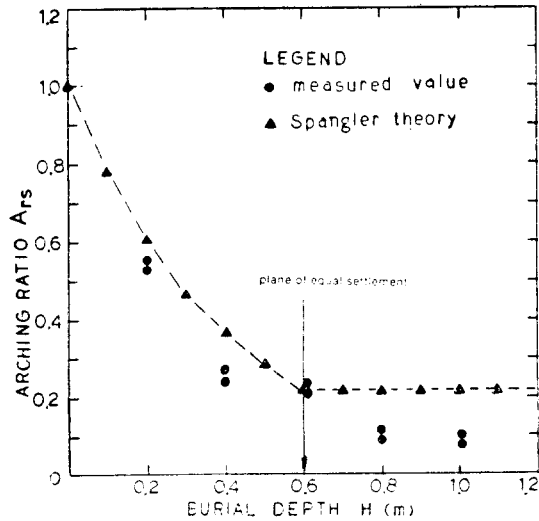


Fig. 18. Comparison between measured arching ratio A_{rs} and Spangler theory (D/A , 150 mm)

올수록 더욱 현저하게 감소하였다. 실험측정에서 얻은 arching ratio A_{rs} 는 지표면상재하중의 크기에 따라 약간의 차이가 있지만, complete ditch condition 일 때의 A_{rs} 는 Spangler 이론에 가까운 값이고 incomplete ditch condition 일 때의 A_{rs} 는 Spangler 이론보다 작은 값을 나타내었다.

Spangler 이론은 등침하면의 깊이 H 보다 매설깊이 H 가 더 커지면 arching ratio A_{rs} 는 변화하지 않고 일정하게 된다고 제안하였으나, 실험에서 얻은 결과와는 부합하지 않았다. 따라서 본 연구에서는 지표면상재하중으로 인해 관정부에 작용하는 하중의 비 arching ratio A_{rs} 를 구하는 새로운 방법을 다음과 같이 제안하고자 한다. 즉 前章에서의 분석에 따라 등침하면의 깊이 H_c 를 관직경 B_c 의 4배로 가정하고 H_c 보다 작은 매설깊이에 대해서는 Spangler 이론의 complete ditch condition의 A_{rs} 식 (11), 을 사용하고, H_c 보다 큰 매설깊이에 대해서는 Spangler 이론의 incomplete ditch condition과 Westergaard 이론⁵⁾을 종합하여 얻은 다음과 같은 식을 사용한다(Fig. 19 참조).

$$A_{rs} = q'/q \cdot \exp(-2k\mu \cdot H_c/B_c) \quad (14)$$

여기서 q 는 지표면상재하중의 크기이고, q' 는 q 로 인해서 등침하면에 작용하는 하중의 크기

成層化된 지반(stratified deposits)내의 연직압력 분포에 관한 Westergaard 이론을 이용하여 구한다.⁵⁾

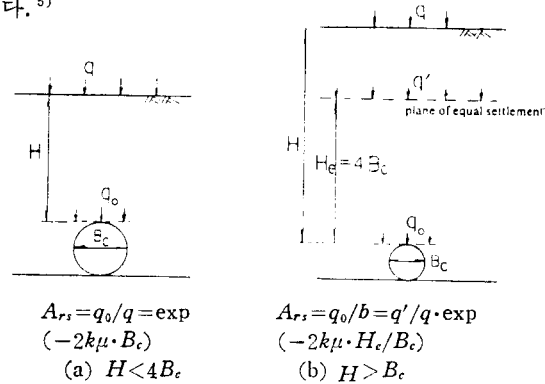


Fig. 19. Suggested method for arching ratio A_{rs} .

본 연구에서 제안한 방법과 실험측정 결과를 Fig. 20~Fig. 21에 비교·표시하였으며, 실험 결과와 본 연구에서 제시한 방법이 近似한 결과를 나타냄을 알 수 있다.

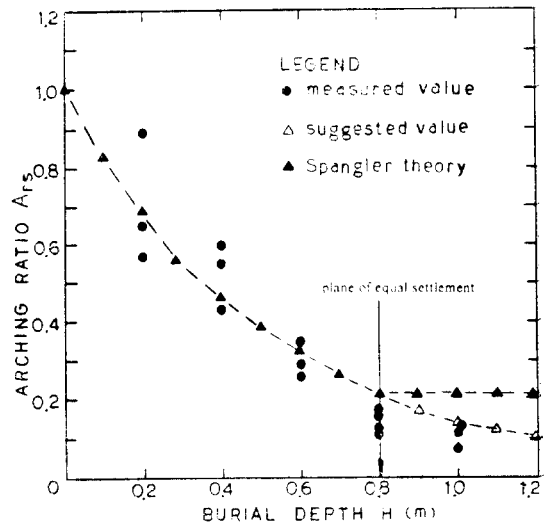


Fig. 20. Comparison between measured arching ratio A_{rs} and suggested method. (dia. 200 mm)

地중에 매설된 pvc 관의 管頂部壓力測定值 p_1 에 대한 arching ratio A_{rs} 를 상재하중의 크기와 매설깊이와의 관계로 나타내면 Fig. 22과 같이 된다. 頂部壓力 p_1 에 대한 arching ratio A_{rs} 는 같은 매설깊이에 대하여 지표면상재하중의 크기가 커지면 증가하고 관의 직경이 작아지면 이러한 경향은 감소하고 일정한 값에 가까워진다.⁸⁾

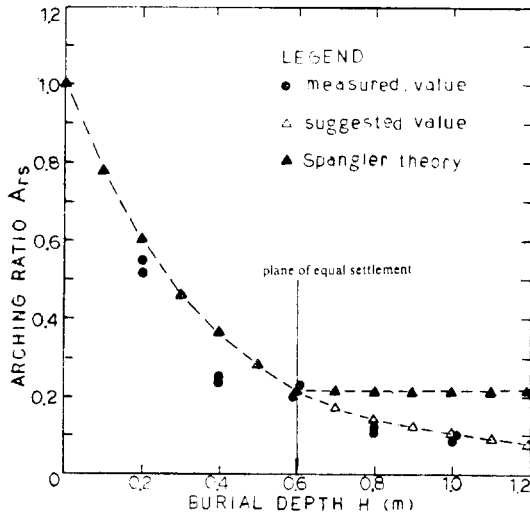


Fig. 21. Comparison between measured arching ratio A_r , and suggested method. (dia. 150 mm)

또 매설깊이와 상재하중의 크기가 같은 경우에는 직경이 클수록 A_r 가 증가하는 경향이 나타났다. 즉 관의 직경이 클수록 管頂部에 전달되는 압력의 크기가 커지고 이러한 현상은 $q/(\gamma \cdot H) =$ 지표면상재하중 \div (흙의 단위중량 \times 매설깊이)가 클수록 뚜렷하였다. 이러한 직경에 따르는 管頂部壓力的 차이는 等沈下面의 높이 H_c 와 식(11), (13)에 의하여 설명할 수 있으며, 식(11), (13)에서 매설깊이 H 가 같은 경우 관직경 B_c 가 작을수록 頂部壓力이 작아진다는 내용과 일치한다. 또 직경이 작을수록 H_c 가 작은 값이며 등침하면 위에서도 압력감소가 일어나기 때문이다.

Fig. 22에 나타난 arching ratio를 식으로 표시하기 위해 $q/(\gamma \cdot H)$ (=상재하중 \div soil prism load)와 H/B_c (=매설깊이 \div 관의 직경)를 獨立變數로 하여 二重線形回歸分析하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있고 이 식의 決定係數(determination coefficient)는 0.73이다.

$$A_r = 0.0372 q/(\gamma \cdot H) - 0.0111 H/B_c + 0.0720$$

q : 지표면상재하중 (t/m^2) (15)

埋設管의 존재와 管의 剛性으로 인한 管底部壓力的 변화를 알기 위해 지표면상재하중에 대한 管底部壓力測定值 p_2 의 比, arching ratio A_r 를 상재하중의 크기와 매설깊이와의 관계로 나타내면 Fig 23과 같다. 저부압력 p_2 에 대한

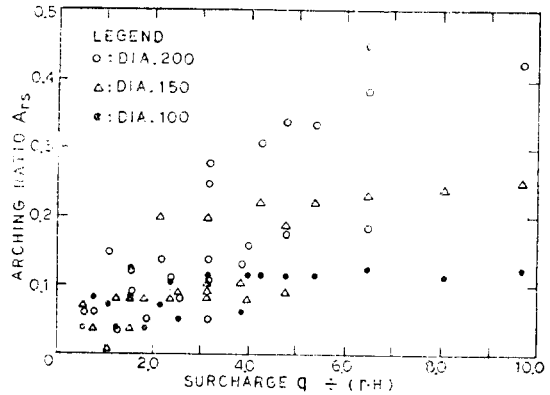


Fig. 22. The relation between surface surcharge load q and arching ratio A_r , on crown pressure p_1 .

arching ratio A_r 는 매설깊이가 같은 경우에 지표면상재하중이 커질수록 증가하는데, 관의 직경이 작을수록 이러한 경향이 크고 관의 직경이 크면 A_r 값의 변화는 매우 작다. 매설깊이와 상재하중의 크기가 같은 경우에는 관의 직경이 커지면 A_r 는 감소하는 경향이 있는데, 이는 頂部壓力 p_1 의 경우와는 반대이며 그 이유는 다음과 같이 설명할 수 있다. 관의 직경이 크면 頂部壓力이 큰 값이 되고 관의 剛性이 작기 때문에 관의 압축변형이 크게 일어나서 底部에 전달되는 압력이 감소하며, 관의 직경이 작은 경우에는 頂部壓力이 작고 관의 剛性이 크기 때문에 관의 압축변형이 작게 일어나서 管底部壓力이 큰 값을 나타내는 것으로 推定할 수 있다. Fig. 23에 나타난 arching ratio A_r 의 관계를 $\frac{q}{\gamma \cdot H}$ 와 H/B_c 를 독립變數로 하여 이중회귀분석하면 다

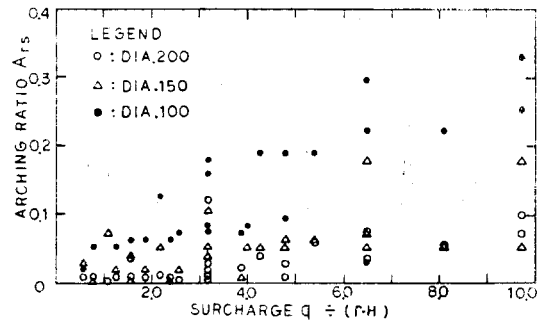


Fig. 23. The relation between surface surcharge load q and arching ratio A_r , on invert pressure p_2 .

이다.

$$A_r = 0.0150q/(\gamma \cdot H) + 0.0024 H/B_c + 0.0150 \quad (16)$$

Fig. 22, Fig. 23에서 埋設깊이가 같은 경우에 지표면상재하중이 커질수록 arching ratio A_r 가 증가하는 경향이 나타났는데 그 이유를 다음과 같이 생각할 수 있다. 상재하중이 커지면 흙의 剛性이 증가하고, 또 관의 변형이 발생하여 管側面의 흙으로부터 土壓이 작용함으로써 軟性管의 支持強度증가와 剛性증가의 효과를 가져오게 되어 관에 작용하는 arching ratio A_r 가 증가하는 것으로 생각할 수 있다.

埋設管에 引拔荷重(Uplifting force)이 작용할 때의 하중·變位관계의 특성을 알기 위해 매설관의 兩端에 같은 크기의 鉛直引拔荷重을 가할 때 발생하는 관中央의 上向變位를 측정하여 결과는 Fig. 24(a)와 같고, 一端에서 引拔荷重을 가

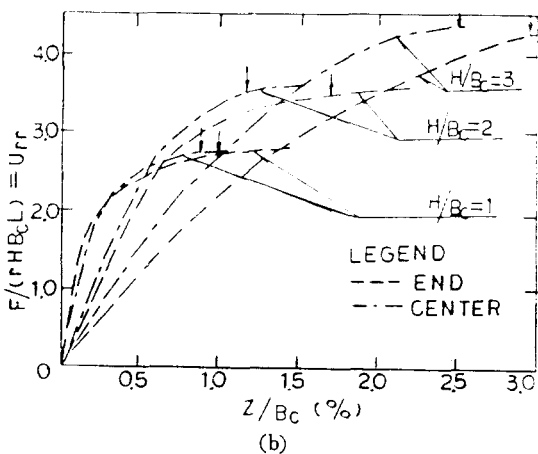
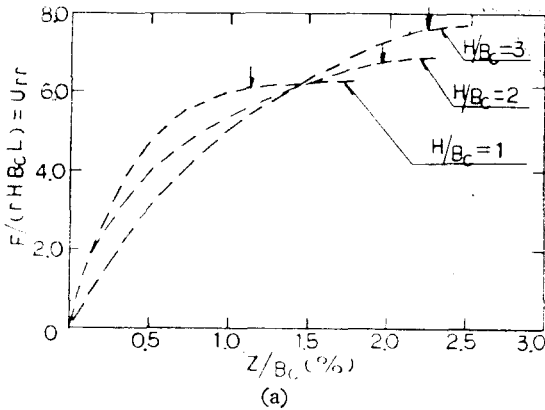


Fig. 24. Uplifting force-displacement curve ($B_c = 108\text{mm}$) (a) uniform uplifting (b) differential uplifting

음과 같이 나타낼 수 있고 이때 결정계수는 0.56한 경우에 관 中央 및 引拔하중을 가한 端部에서의 上向變位를 測定한 결과는 Fig. 24(b)와 같다. Fig. 24(a), (b)는 직경 108 mm의 pvc 관에 대한 결과로서 횡축에는 관직경 B_c 에 대한 上向變位 z 의 비, z/B_c 를 나타내었고 이를 無次元變位라 定義하였다.²²⁾ 또 종축에는 引拔荷重 F 와 관위에 있는 흙무게 $\gamma \cdot H \cdot B_c \cdot L$ 의 비, $F/(\gamma \cdot H \cdot B_c \cdot L)$ 을 나타내었고 이를 引拔抵抗比, U_{rr} 로 定義한다. 여기서 L 은 관의 길이를 뜻한다.

Table 1. Relations between U_{rr} and z_f/B_c
(a)

	B_c (mm)	H/B_c	$(U_{rr})_{max}$	z_f/B_c (%)
uniform uplifting	108	1	6.20	1.20
		2	6.70	1.88
		3	7.50	2.13
	60	0.83	5.00	1.60
		1.67	4.86	2.42
		2.50	4.06	2.85
		3.33	3.30	3.60
		4.17	5.20	6.60
	36	2.78	5.60	2.90
5.56		6.20	4.06	
6.94		7.40	7.72	

(b)

	B_c (mm)	H/B_c	$(U_{rr})_{max}$	z_f/B_c (%)	
				END	CENTER
differential uplifting	108	1	2.70	1.00	0.88
		2	3.45	1.60	1.13
		3	4.25	2.98	2.15
	60	0.83	3.17	5.36	3.46
		2.50	3.60	8.33	4.33
		3.33	4.20	9.40	4.60
	36	2.78	3.04	4.40	2.00
		5.56	5.08	7.60	2.05
		6.94	6.25	12.50	3.30

Fig. 24의 곡선에서 인발저항비가 최대치가 되는 점을 좌표표로 표시하였으며 이점이 나타내는 하중과 변위는 최대인발하중 F_m 과 최대변위 z_f 를 의미하며, 최대인발저항비를 $(U_{rr})_{max}$, 최대무차원변위를 z_f/B_c 로 나타낼 수 있다.

여러 곡선에서의 최대인발저항비 $(U_{rr})_{max}$ 과 최대무차원변위 z_f/B_c 의 관계를 Table 1에 정리하였으며, 직경 60 mm, 36 mm의 pvc 관에 대해서도 같은 방법으로 정리하여 Table 1에 표기하였다.

본 실험에서 구한 최대인발저항비 $(U_{rr})_{max}$ 를 다른 이론치 또는 실험치와 비교하기 위하여 수직滑動面理論²⁴⁾의 인발저항을 나타내는 식(1)을 soil prism load, $\gamma \cdot H \cdot B_c$, 로 나누면 최대인발저항비를 뜻하는 다음 식을 얻을 수 있다.

$$(U_{rr})_{max} = 1 + k_0 \cdot \tan \phi \cdot H/B_c \quad (17)$$

또 角錐臺理論¹⁴⁾에 의한 인발저항비는 식 (2)에서 다음과 같이 된다.

$$(U_{rr})_{max} = 1 + \cot \theta \cdot H \cdot B_c \quad (18)$$

또 Vesic이 제안한 인발저항비는 내부마찰각과 H/B_c 의 함수이며, Ladanyi & Hoyaux¹²⁾가 제안한 인발저항비는

$$(U_{rr})_{max} = 1 + \frac{\sin 2\phi}{2} \cdot H/B_c \quad (19)$$

로 나타낼 수 있다. 또 Meyerhof & Adams⁹⁾가 제안한 인발저항비는

$$(U_{rr})_{max} = 1 + 0.95 \cdot \tan \phi \cdot H/B_c \quad (20)$$

가 되고, Das & Seely⁷⁾가 제안한 인발저항비는

$$(U_{rr})_{max} = 1 + k' \cdot \tan \phi$$

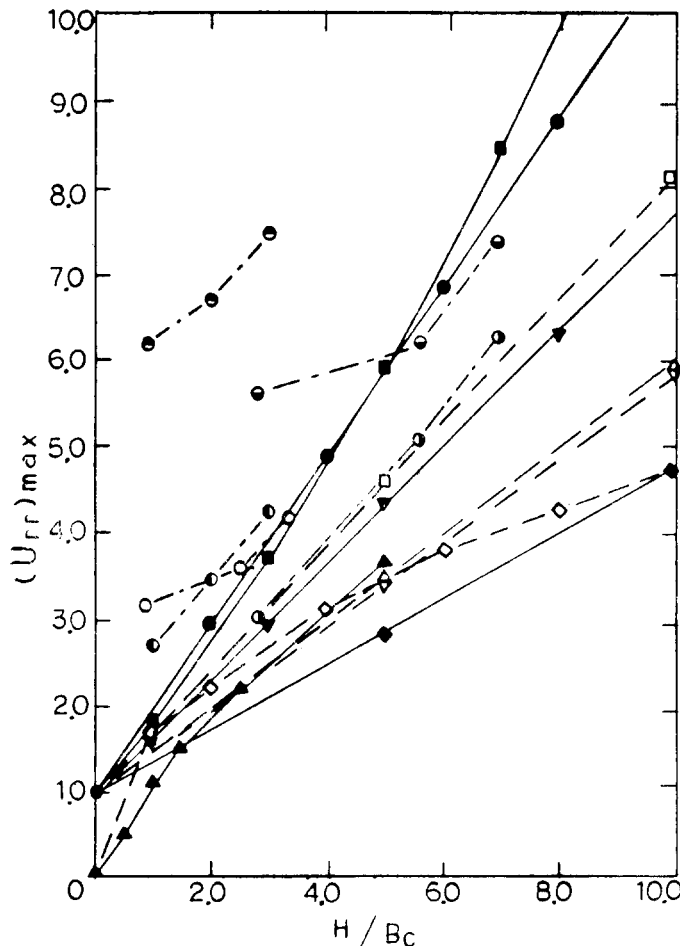


Fig. 25. The comparison of $(U_{rr})_{max}$.

Measured values		
	Bc (mm)	mark
Uniform uplifting	100	●
	36	⊙
Differential uplifting	100	◐
	60	○
	36	◑

Vertical slip surface theory	◆
Frustum theory	△
Vesic	▲
Ladanyi & Hoyaux	▽
Meyerhof & Adams	□
Das & Seely	■
Rowe & Davis	▼
Matyas & Davis	◇

Suggested theory	●
------------------	---

$$\left[1 + (2mH/B_c + 1) \cdot \frac{B_c}{L}\right] \cdot H/B_c \quad (21)$$

로 될 것이다. 이때 k' 는 흙의 인발계수, m 은 형상계수이다. Rowe & Davis¹⁶⁾가 제안한 인발저항비는 H/B_c 와 마찰각 ϕ 의 함수이며 Matyas & Davis¹⁴⁾가 실험에서 구한 식 (3)은

$$(U_{rr})_{\max} = 1.70(H/B_c)^{0.44} \quad (22)$$

로 나타낼 수 있다. 이와 같은 여러 최대인발저항비를 본 실험의 결과와 비교하여 Fig. 25에 도시하였다.

본 연구에서 구한 $(U_{rr})_{\max}$ 은 관직경에 대한 매설깊이의 비, H/B_c 가 클수록 증가하였고, 같은 H/B_c 에 대해서는 관의 직경이 클수록 $(U_{rr})_{\max}$ 가 큰 값을 나타내었으며, 양단에 인발하중을 가한 경우의 $(U_{rr})_{\max}$ 가 일단에 단 인발하중을 가한 경우보다 큰 값을 나타내었다. 전체적으로 수직 sliding 面理論이 가장 작은 값이고, Das & Seely가 제안한 $(U_{rr})_{\max}$ 가 가장 큰 값을 주며 본 실험에서 얻은 값과 매우 유사하였다.

수직활동면 이론이나 각추대이론은 실험치에 비해 작은 값을 나타내었는데, 본 연구에서는 이들 두 이론을 종합하여 최대인발저항비를 구하는 새로운 이론을 제안하였다. 즉 기존의 角錐台理論은 引拔破壞面이 Fig. 2와 같이 발생한다고 보았는데 이 파괴면을 따라 垂直 sliding 面理論에서와 같은 방법으로 마찰력이 발생한다고 가정하면 인발저항력을 다음과 같이 제안할 수 있다.

$$W_u = \gamma \cdot B_c \cdot H + \gamma \cdot H^2 \cot\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) + \frac{1}{2} \gamma \cdot H^2 \cdot \tan\phi \cdot \sec^2\left(45 - \frac{\phi}{2}\right) \quad (23)$$

또 最大引拔抵抗比 $(U_{rr})_{\max}$ 는 다음과 같이 제안할 수 있다.

$$(U_{rr})_{\max} = 1 + \cot\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \cdot H/B_c + \frac{1}{2} \tan\phi \cdot \sec^2\left(45 - \frac{\phi}{2}\right) \cdot H/B_c \quad (24)$$

본 연구에서 제안한 角錐台摩擦理論에 의한 최대인발저항비를 Fig. 25에 표시하였으며 실험치와 잘 일치함을 알 수 있고 Das & Seely¹⁶⁾가 제한한 값과도 유사함을 알 수 있다.

式(24)는 매설관에 上向인발하중이 작용할 때 흙의 인발저항력(Uplifting resistance)을 나타내

는 값으로 滑動破壞面內의 흙의 무게와 滑動破壞面에 작용하는 마찰력의 합이 埋設管 위의鉛直土塊무게, 즉 soil prism load의 몇 배에 해당 하는지를 의미하는 값이다.

埋設管에 引拔荷重이 上向으로 작용하면 内部 prism에 上向으로 변위가 생겨서 外部 prism은 下向으로 이동한 효과가 발생하여 negative arching이 발생하는 경우로 간주할 수 있다. 즉 剛性管을 positive projecting conduit로 埋設하고 等沈下面이 盛土面보다 위에 있는 complete projection condition의 경우와 유사하게 취급할 수 있다. 인발저항을 나타내는 式(23)에서 인발하중과 반대방향으로 작용하는 soil prism load, $\gamma \cdot B_c \cdot H$ 을 뺀 값이 관에 직접 작용하는 힘으로 생각할 수 있고, 이 때의 純引拔抵抗比는 다음과 같이 된다.

$$(U_{rr})_{\text{net}} = \cot\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \cdot H/B_c + \frac{1}{2} \tan\phi \cdot \sec^2\left(45 - \frac{\phi}{2}\right) \cdot H/B_c \quad (25)$$

Complete projection condition에서 관에 작용하는 하중은 式(8)과 같고 이 때의 arching ratio A_{rp} 는 式(10)으로 되며, 式(25)의 순인발저항비 및 실험에서 구한 인발저항비를 비교하여 그림으로 나타내면 Fig. 26과 같이 된다. 인발실험에서 구한 인발저항비와 본 연구에서 제안한 式(25)의 순인발저항비는 positive projecting conduit로 보았을 때의 arching ratio A_{rp} 와 서로 유사한 결과를 나타내었다.

이러한 결과로부터 剛性管을 positive projecting conduit로 매설하거나 軟性管을 견고한 bedding 위에 설치하고 盛土할 때 외부 prism이 내부 prism보다 침하가 많이 일어나서 negative arching이 발생하는 경우에 soil prism load로 인해 관에 작용하는 하중을 구하기 위해 인발실험의 결과를 準用하는 것이 가능할 것으로 사료되며, 이에 관한 지속적인 연구가 필요할 것이다.

5. 結 論

上載荷重 및 引拔荷重으로 인한 埋設管의 舉動을 高찰하기 위하여 地表面上載荷重과 引拔荷

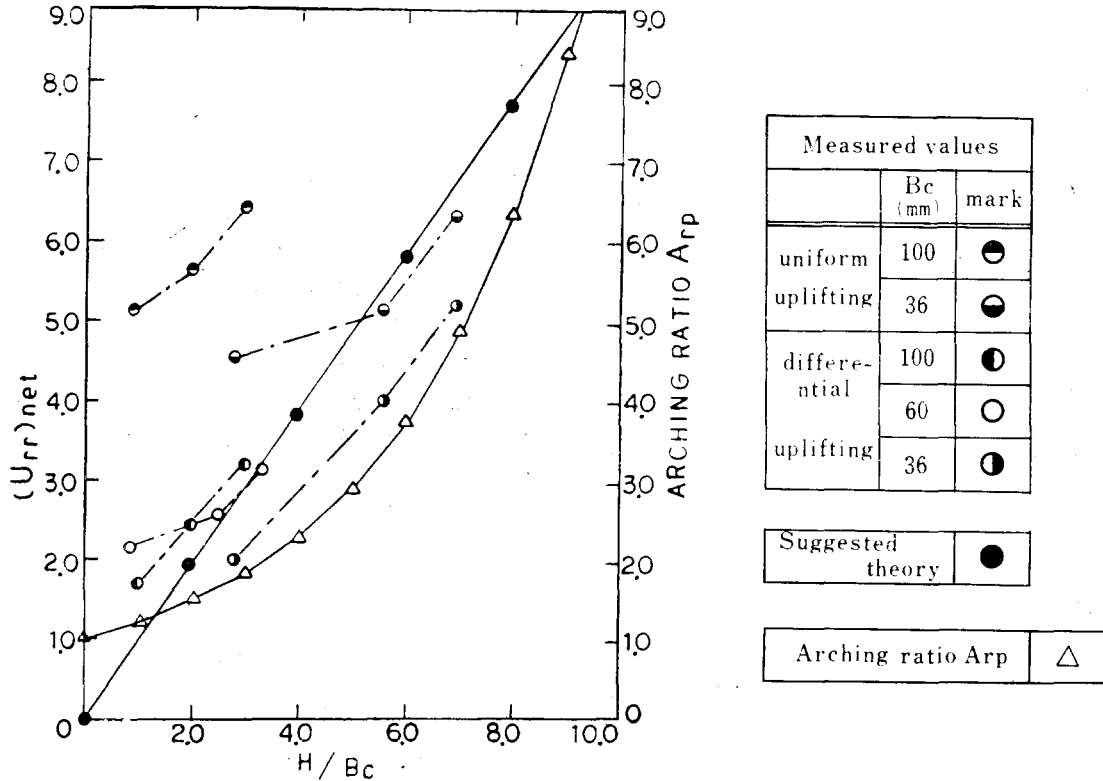


Fig. 26. The comparison between U_{rr} and A_{rp} .

重에 관한 載荷實驗과 理論的 解析을 하고, soil prism load에 관한 理論的 分析을 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) Positive projecting conduit인 경우 鉛直 壓力의 크기에 영향을 미치는 等沈下面의 높이는 관직경의 4배보다 작은 값으로 推定할 수 있다.

(2) 본 연구에서 구한 地表面上 載荷重으로 인한 埋設軟性管에 작용하는 頂部壓力은 관직경의 4배보다 작은 매설깊이에서는 Spangler 理論의 complete ditch condition을 이용하고 관직경의 4배보다 큰 매설깊이인 경우에는 Spangler 理論의 incomplete ditch condition과 Westergaard 理論을 종합하여 얻은 결과와 잘 부합하였다.

(3) 地表面上 載荷重에 대한 埋設軟性管의 頂部 (Crown) 壓力의 比, arching ratio A_{rr} , 는 荷重과 관의 직경이 커지면 증가하였고, 管低部 (Invert) 壓力의 A_{rr} 는 上 載荷重이 커지면 증가하지만 관

의 직경이 커지면 감소하는 경향을 나타내었다.

(4) 地中에 埋設된 軟性管의 引拔抵抗 (Uplift resistance)을 구하기 위하여 본 연구에서 고려한 角錐台摩擦理論은 實驗結果 및 다른 理論值들과 類似한 結果를 주었으며, 이 때의 純引拔抵抗比는 soil prism load로 인한 negative arching이 발생하는 경우의 arching ratio A_{rp} 와 같은 개념으로 취급할 수 있다.

참 고 문 헌

1. Abbott, P.A., "Arching for vertical buried prismatic structures," J. of Soil Mech. and Foun. Division, ASCE, Vol. 93, No. SM 5, Sep., 1967, pp. 233~255.
2. Allgood, J.R., et al., "The influence of soil modulus on the behavior of cylinders in sand", Highway Research Record, No. 145, 1966, pp. 1~16.

3. Allgood, J.R., "Structures in soil under high loads", J. of Soil Mech. and Foun. Division, ASCE, Vol. 97, No. SM 3, March, 1971, pp. 565~579.
4. Anand, S.C., "Stress distributions around shallow buried rigid pipes", J. of Structural Division, ASCE, Vol. 100, No. ST 1, Jan., 1974, pp. 161~174.
5. Bowles, J.E., Foundation Analysis and Design, Third Edition, McGraw Hill Book Co., New York, 1982, pp.171~183.
6. Bulson, P.S., Buried Structures, Chapman and Hall, London, 1985, pp.6~32, pp.52~88, pp. 89~133.
7. Das, B.M., and Seely, G.R., "Breakout resistance of shallow horizontal anchors", J. of Geot. Eng., ASCE, Vol. 101, No. GT 9, Sept., 1975, pp. 999~1003.
8. Getzler, Z., "Model study on arching above buried structures", J. of Soil Mech. and Foun. Division, ASCE, Vol. 94, No. SM 5, Sept., 1968, pp.1123~1141.
9. James, R.G., "Centrifugal model tests of buried rigid pipes", Proc. of the ninth international conference on soil mechanics and foundation eng., Tokyo, 1977, pp. 567~570.
10. Katona, M.G., et al., "CANDE-A modern approach for the structural design and analysis of buried culverts", Report No. FHWA-RD-77-5, U.S. Naval Civil Engineering Laboratory, 1976.
11. Krizek, R.J., et al., "Structural analysis and design of pipe culverts", National Cooperative Highway Research Program Report 116, HRB, National Academy of Sciences, Washington D.C., 1971, pp.29~71, pp.122~135.
12. Ladanyi, B., and Hoyaux, B., "A Study of the trap-door problem in a granular mass", Canadian Geot. J., Vol. 5, No. 4, Nov., 1960, pp.225~244.
13. Matyas, E.L., et al., "Prediction of vertical earth loads on rigid pipes", J. of Geot. Eng., ASCE, Vol. 109, Feb., 1983, pp.190~201.
14. Matyas, E. L., et al., "Experimental study of earth loads on rigid pipes", J. of Geot. Eng., ASCE, Vol. 109, Feb., 1983, pp.202~209.
15. Meyerhof, G.G., Adams, J.I., "The ultimate uplift capacity of foundations", Canadian Geotechnical Journal, Vol. 5, No. 4, Nov., 1960, pp.225~244.
16. Rowe, R.K., Davis, E.H., "The behavior of anchor plates in sand", Geotechnique, Vol. 32, No. 1, March, 1982, pp.25~41.
17. Rude, L.C., "Measured performance of a laboratory culvert", J. of Geot. Eng., ASCE, Vol. 103, No. GT 12, Dec., 1982, pp.1624~1641.
18. Selig, E.T., "Long-span buried structure design and construction", J. of Geot. Eng., ASCE, Vol. 104, No. GT 7, July, 1978, pp.953~966.
19. Spangler, M.G., Soil Engineering, fourth edition Harper & Row, Publishers, New York, 1982, pp.727~790.
20. Spangler, M.G., "Protection of underground structures by arch action associated with the imperfect ditch method of construction", Proc. symp. on soil-structure interaction, University of Arizona, 1964, pp.378~392.
21. Terzaghi, K., Theoretical Soil Mechanics, Wiley, New York, 1943, pp.66~76.
22. Trautmann, C.H., et al., "Uplift force-displacement response of buried pipe", J. of Geot. Eng., ASCE, Vol. 111, No. 9, Sept., 1985, pp. 1061~1076.
23. Vesić, A.S., "Breakout resistance of objects embedded in ocean bottom", J. of Soil M. and Foundation Div., ASCE, Vol. 97, No. SM 9, Sept., 1971, pp.1183~1205.
24. White, H.L., Layer, J.P., "The corrugated metal conduit as a compression ring", Proc. HRB, Vol. 39, 1960, pp.389~397.
25. Young, O.C., Trott, J.J., Buried Rigid Pipes, Elsevier Applied Science Publishers, London and New York, 1984, pp.31~68.

(접수일자 1987. 8. 13)