

# 벽체형상비의 영향을 합리적으로 고려한 원형수직구 벽체에 작용하는 토압산정방법

신영완<sup>1\*</sup>, 사공명<sup>2</sup>

## A rational estimating method of the earth pressure on a shaft wall considering the shape ratio

Young-Wan Shin, Myung Sagong

**Abstract** The earth pressure acting on a circular shaft wall is smaller than that acting on the wall in plane strain condition due to the three dimensional axi-symmetric arching effect. Accurate estimation of the earth pressure is required for the design of the shaft wall. In this study, the stress model considering the decrease of earth pressure due to the horizontal and vertical arching effect and the influence of shape ratio (shaft height/radius) is proposed. In addition, model test on the sandy soil is conducted and a comparison is made between the stress model and the test results. The comparison shows that the proposed stress model is in agreement with test results; decrease of shape ratio (increase of radius) leads to stress state equal to the plane strain condition and approximate stress distribution is found between stress model and model test results.

**Keywords:** Shaft, cylindrical retaining wall, arching effect, earth pressure, shape ratio

**요 지** 원형수직구 벽체에 작용하는 토압은 축대칭 아칭효과로 인하여 평면변형조건의 벽체에 작용하는 토압보다는 작으며, 원형수직구 흙막이벽이나 라이닝 등의 설계를 위해서는 벽체에 작용하는 토압의 정확한 산정이 필요하다. 따라서, 수평 및 연직방향 아칭효과에 의한 토압감소를 고려하고 수직구 벽체 반경에 대한 높이의 비로 정의되는 벽체형상비의 영향을 합리적으로 고려한 토압산정식이 제안되었다. 또한, 모래지반에서 모형실험에 의한 토압이 분석되었다. 제안된 토압산정식에 의한 토압은 벽체반경이 증가하여 벽체형상비가 감소함에 따라 평면변형조건의 토압과 정확히 일치하였으며, 모형실험에 의한 토압분포와 근사한 경향을 나타내었다.

**주요어:** 원형수직구, 원통형 벽체, 아칭효과, 토압, 벽체형상비

## 1. 서 론

하저 또는 해저에 장대터널 건설시 환기용 또는 공사용 수직구의 건설이 필요하다. 또한, 도심지에 터널을 시공하기 위해 수평터널에 접근하기 위한 수직구, 지하양수발전소나 유류비축기지의 수직구, 또는 도로나 철도터널 등 교통터널의 환기용 수직구 등 수직구 건설의 필요성은 매우 많다. 이러한 수직구는 공간이용의 비효율성에도 불구하고 직사각형 모양보다는 원형단면으로 설계 및 시공되고 있다. 이는 원형단면에서 발생하는 아칭효과로 인하여 벽체에 작용하는 토압이 훨씬 감소하는 장점이 있기 때문이다(Szechy, 1966).

그러나, 지금까지 제안된 원형수직구에 작용하는 토압산정

방법들은 이러한 굴착반경에 따른 수평방향 아칭효과를 적절히 고려하지 못하거나, 이러한 거동을 예측할 수 있더라도 그 토압의 크기를 실제와 다르게 예측하는 문제점이 있다.

본 연구에서는 기존에 제안된 다양한 원형수직구 벽체에 작용하는 토압산정식들을 벽체 반경에 대한 벽체 높이의 비로 정의되는 벽체형상비의 영향을 중심으로 고찰하였다. 그리고, 모형실험을 통하여 사질토지반에서 원형수직구 벽체에 작용하는 토압 및 배면지반의 파괴형태를 살펴보고, 이를 근거로하여 벽체 형상비의 변화에 따른 수평방향 아칭효과를 적절히 고려할 수 있는 새로운 토압산정식을 제안하였다.

## 2. 원형수직구 배면지반의 거동

### 2.1 아칭효과

아칭은 활을 쏘는 공술의 의미인 라틴어 “archus”에서

<sup>1</sup>정회원, (주)하경엔지니어링 터널지반부 이사

<sup>2</sup>정회원, 한국철도기술연구원 궤도토목연구부 선임연구원

\*교신저자: 신영완 (ywshin@hakyong21.co.kr)

유래되었다(Handy, 1985). Lusher와 Hoeg(1964)는 아칭을 개구부 주변 흙에서의 “thrust ring action”이라고 제안하였다. Terzaghi(1943a) 및 Terzaghi와 Peck(1967)은 “아칭효과는 전단응력에 의해 발생하며 주변지반보다 과도한 변위를 받은 흙입자가 항복상태에 도달하여 주변지반으로 응력을 전달함으로써 전체적으로 응력이

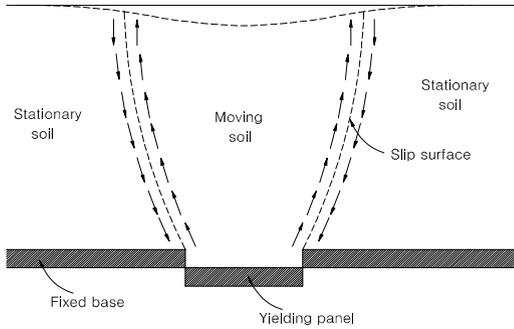


그림 1. 아칭효과에 의한 응력 재분배 (Terzaghi, 1943a)

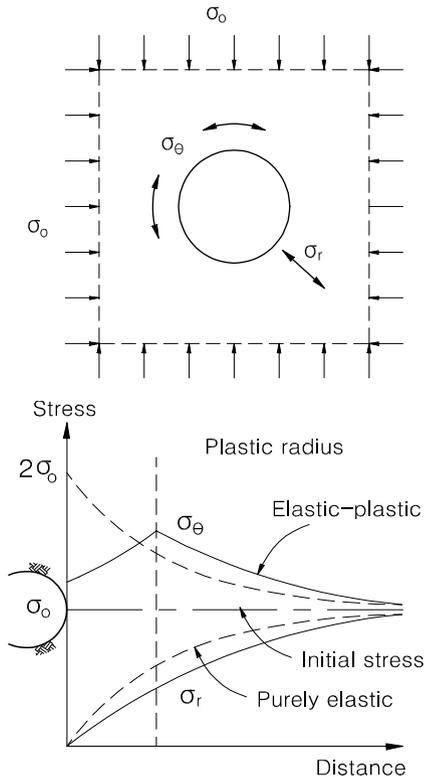


그림 2. 원형공동에 의한 아칭효과 (Fara & Wright, 1963)

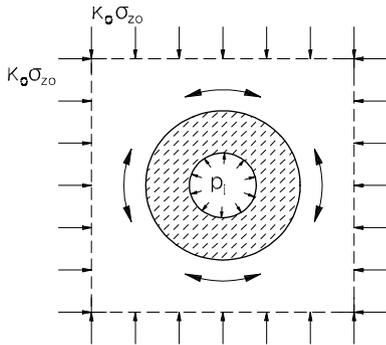
재분배되고 항복상태에 도달한 토체의 응력이 작아지는 현상”이라고 설명하였다. 그는 그림 1과 같이 바닥의 일부를 판으로 막아놓은 상자에 흙이 채워져 있는 상태에서 판을 아래로 이동시킬 때 흙 입자들 간에 발생하는 응력변화를 이용해서 아칭효과를 설명하였다.

아칭효과는 중력방향에 대해서 크게 연직방향 및 수평방향으로 발생하는 것으로 구분할 수 있다. 많은 연구자들은 이러한 아칭효과를 고려하여 토압분포를 연구하였는데, 대부분은 평면변형조건에서의 토압에 대한 연직방향 아칭의 영향을 고려한 연구이다. 지반의 파괴면이나 벽면마찰에 의한 연직방향 아칭이 발생하게 되면 하중이 안정된 지반이나 벽체로 전이되면서 하부에서의 하향 연직응력이 감소하고 따라서 벽체에 작용하는 수평토압은 감소하게 된다.

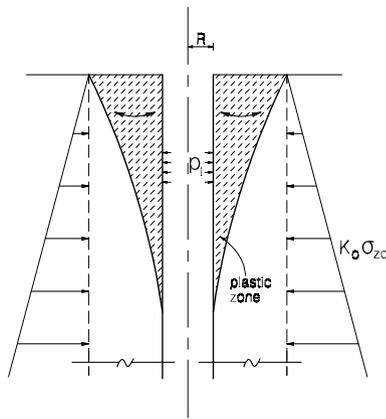
Fara & Wright(1963)는 그림 2와 같이 원형수직구를 굴착하게 되면 처음에는 반경방향응력  $\sigma_r$ 과 접선방향응력  $\sigma_\theta$ 가 초기응력  $\sigma_0$ 와 같지만 굴착 후 굴착면 주변지반 입자가 이동하면서 탄성거동 시에는 반경방향응력  $\sigma_r$ 은 감소하고 접선방향응력  $\sigma_\theta$ 는 증가하게 된다. 지속적인 응력이완이 발생하면 탄소성 거동을 일으키고, 이 때 접선방향응력  $\sigma_\theta$ 는 탄성영역에서는 더욱 증가하고 소성영역에서는 다시 감소하게 됨을 수학적으로 증명하였다.

## 2.2 지반응력상태

원형수직구 배면지반의 거동은 지표근처 저심도에서는 주로 중력에 의존하며, 세 가지 응력성분인 연직응력  $\sigma_z$ , 반경방향응력  $\sigma_r$ , 접선방향응력  $\sigma_\theta$ 의 영향을 받는 삼차원 거동 특성을 나타낸다(Wong & Kaiser, 1988a). 원형수직구의 굴착은 주변지반이 수평 및 연직방향으로 변형을 일으키는 응력이완으로 묘사할 수 있다. 과도한 응력이완은 영구소성변형을 발생시켜 주변지반의 항복을 유발하는데, 이는 지지압력의 크기, 벽체변위, 소성영역의 크기 등에 의존한다. 수직구 굴착동안의 응력이완은 주변지반의 응력재분배를 유발하고 이는 그림 3과 같이 연직 및 수평아칭을 발생시킨다. 반경방향응력의 이완은 수평면에서의 접선방향응력(hoop stress)의 증가를 유발하며, 아래방향으로 블록한 응력궤적(Handy, 1985)을 나타내는 연직아칭은 지반이 하향 이동할 만큼 소성영역의 크기가 증가했을 때 나타난다. 여기서, 충분한 지지압력이 작용하여 안정한 아치가 유지된다면 붕



(a) 수평면에서의 아칭



(b) 연직면에서의 아칭

그림 3. 원형수직구 배면지반의 아칭 (Wong & Kaiser, 1988a)

괴되지 않는다.

Wong & Kaiser는 수치해석을 수행하여 원통형벽체의 변형에 따른 배면지반의 수평면에서의 응력분포를 그림 4와 같이 나타내었다.

결과적으로 붕괴를 방지하기 위한 하중이 필요하며 이 하중이 벽체에 작용하는 주동토압이다. 따라서, 원형 수직구에 설치된 원통형 흙막이 벽체에 작용하는 토압은 수평 및 연직아칭의 발생으로 인하여 연직아칭만이 발생하는 평면변형조건외의 토압보다 작아지게 된다.

### 3. 기존 토압산정식의 고찰

지금까지 Terzaghi(1943), Berezantzev(1952), Steinfeld(1958), Prater(1977), Müller-Kirchenbauer(1980), Wong & Kaiser(1988), 천병식과 신영원(2003), 천병식 등(2004), 신영원(2004)의 많은 연구자들이 원형수직구와 같은 원통형 벽체에 작용하는 토압산정식을 제안하였다. 그러나, 기존에 제안된 토압산정식은 벽체형상비 변화에 따른 수평방향 아칭효과를 적절히 반영하고 있지 못하고 있다. 본 절에서는 기존에 제안된 토압산정식에 대하여 벽체형상비를 중심으로 고찰하였다.

Terzaghi(1943b)는 원형공동이론과 선형 Mohr-Coulomb 파괴기준에 근거하여 소성영역에서 파괴면이 발생한다고 보고, 원형수직구 배면지반의 파괴면과 응력상태를

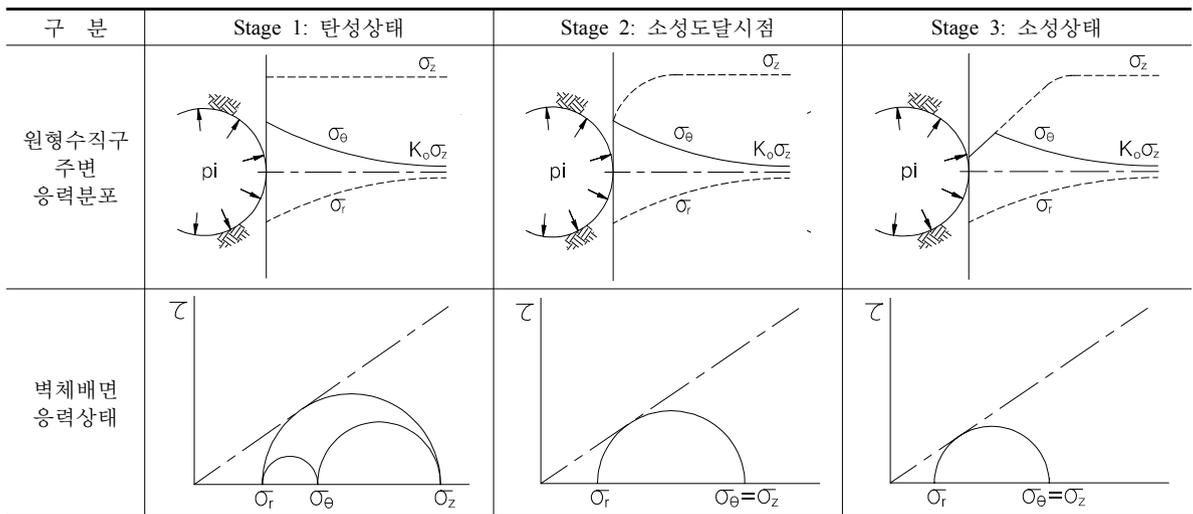


그림 4. 원형수직구 배면지반의 응력분포 (Wong & Kaiser, 1988a)

원기둥형으로 가정하여 원형수직구 벽체에 작용하는 토압산정식을 제안하였다. 그러나, Terzaghi의 제안식은 그림 5와 같이 벽체형상비가 감소하여 평면변형조건이 되더라도 예측된 토압이 평면변형조건의 Coulomb 토압보다 작은 값을 나타내는 불합리한 문제점이 있다.

Berezantzev(1952)는 파괴면의 형상을 깔대기 모양으로 가정하고, 파괴면의 경사각은  $45^\circ + \phi/2$ 로 간주하였다. 그리고, 극한평형이론의 축대칭문제의 해를 근거로 하여 원통형벽체 주변지반의 응력평형상태를 두 개의 편미분 방정식으로 표현하여 토압을 산정하는 방법을 제안했다. 그러나, 그림 6과 같이 그의 토압산정식은 벽체형상비가 감소하여 평면변형조건에 접근할수록 토압의 크기가 감소하는 문제점이 있다.

Steinfeld(1958)는 접선방향응력을 이용하여 수평면에서의 아칭효과를 고려하였다. Steinfeld의 토압산정식은 벽체형상비가 감소하여 평면변형조건에 접근할 경우 Coulomb의 주동토압과 정확히 일치하는 토압을 예측하고 있음을 알 수 있다. 그러나, 그의 제안식은 일반적인 벽체형상비를 갖는 수직구에서 벽체 상부에 부(-)의 토압이 작용하는 것으로 예측하는 문제점이 있다.

Prater(1977)는 Berezantzev(1952)와 마찬가지로 벽체 배면지반의 파괴면을 깔대기형으로 가정하고 Mohr-Coulomb 파괴기준에 근거하여 극한평형해석법에 의한 원통형벽체에 작용하는 토압산정식을 제안하였다. 그러

나, 그림 8과 같이 벽체형상비가 감소할수록 토압의 크기가 증가하는 경향을 나타내기는 하지만 평면변형조건의 Coulomb 주동토압과 정확히 일치하지는 않고 있다.

Müller-Kirchenbauer 등(1980)은 원형 우물통기초의 벽면에 작용하는 토압을 산정하기 위한 이론식을 제안하였다. 그러나, 그의 제안식은 그림 9와 같이 벽체형상비에 따른 토압의 변화가 전혀 없는 불합리한 문제점이 있다.

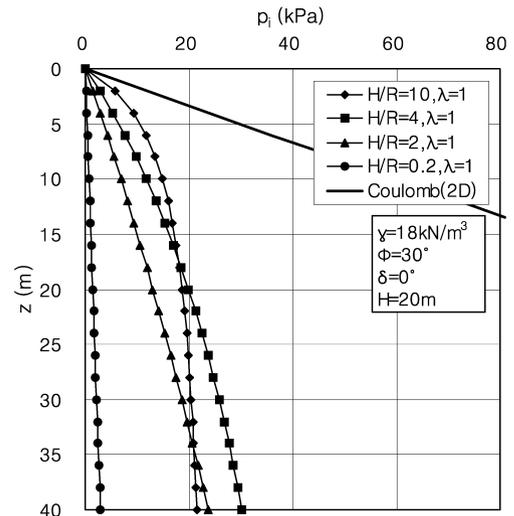


그림 6. 벽체형상비에 따른 토압분포 (Berezantzev, 1952)

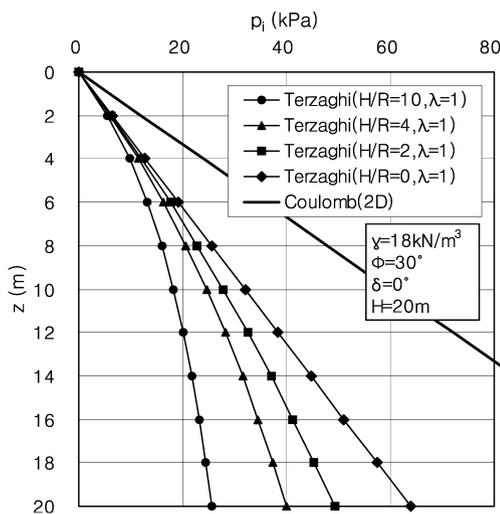


그림 5. 벽체형상비에 따른 토압분포 (Terzaghi, 1943)

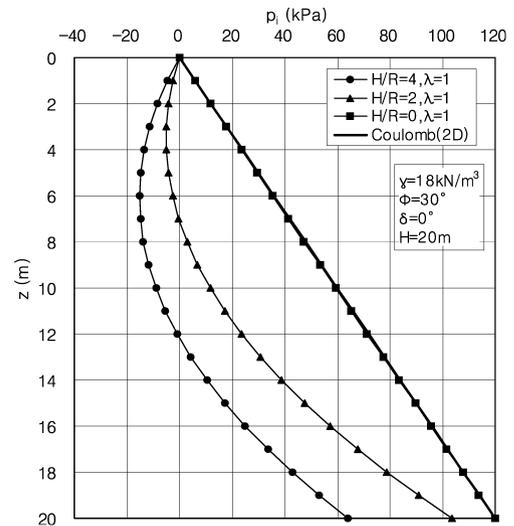


그림 7. 벽체형상비에 따른 토압분포 (Steinfeld, 1958)

Wong(1986)과 Wong & Kaiser(1988)은 원형수직구의 벽체 배면지반에서 발생하는 아칭현상을 중력에 의한 연직아칭과 원형단면으로 인한 수평아칭으로 구분하고 각각 독립적으로 발생하는 것으로 간주하였다. 응력이완으로 인한 벽체변위가 증가함에 따라 수평아칭이 발생하고 소성영역이 증가하면서 중국에는 깔대기 모양의 파괴면이 형성되어 중력에 의한 연직아칭이 발생하

는 것으로 생각하였다. 그러나, Wong의 토압산정식은 벽체형상비에 따른 토압의 변화가 크지 않아 벽체반경에 따른 아칭효과의 영향을 적절히 고려하고 있지 않은 것으로 판단된다. 천병식 등(2004)의 토압산정식도 Wong 등의 제안식과 비슷한 경향을 나타내고 있다.

따라서, 원형수직구의 벽체형상비의 영향을 적절히 고려할 수 있는 새로운 토압산정식이 필요하다.

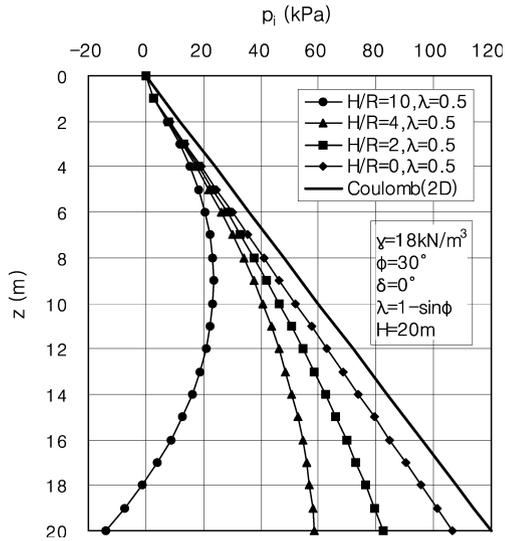


그림 8. 벽체형상비에 따른 토압분포 (Prater, 1977)

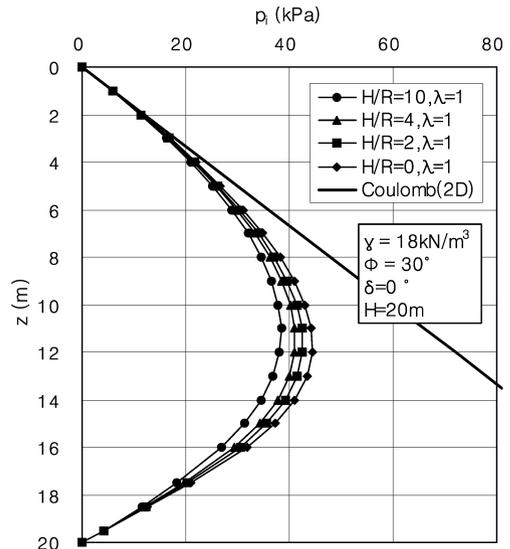


그림 10. 벽체형상비에 따른 토압분포 (Wong & Kaiser, 1988)

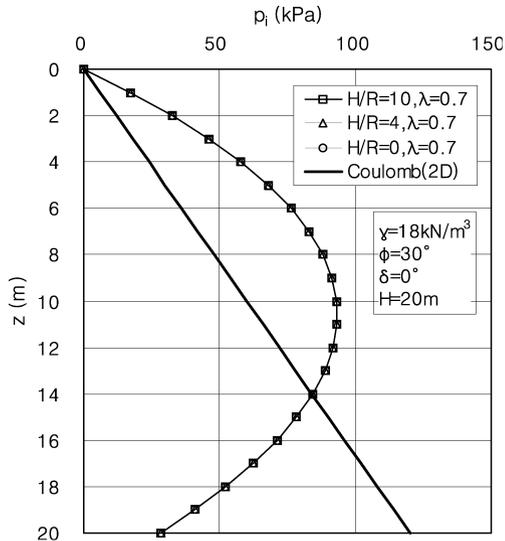


그림 9. 벽체형상비에 따른 토압분포 (Müller-Kirchenbauer, 1980)

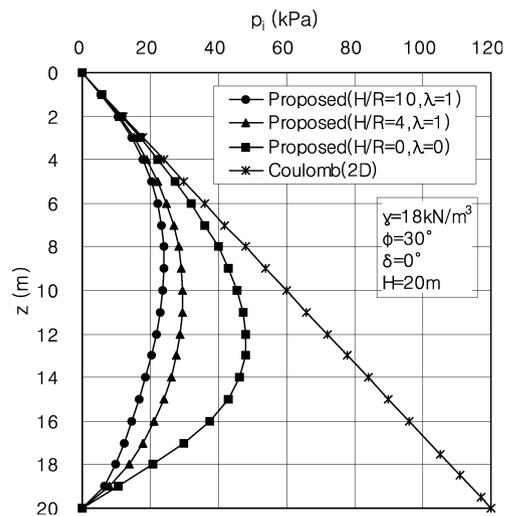


그림 11. 벽체형상비에 따른 토압분포 (천병식 등, 2004)

## 4. 모형실험

### 4.1 모형실험 장치

본 연구에서 실험에 사용된 토조는 그림 12와 같이 실험에 사용되는 모형벽체의 반경과 예상 파괴면까지의 거리를 고려하여 길이 70 cm, 폭 100 cm, 높이 75 cm의 크기로 제작하였다. 그리고 실험 중 발생할 수 있는 토조의 변형을 방지하기 위하여 두께 10 mm의 강판을 두 겹으로 설치하여 외형을 제작하였고 측면을 철판으로 보강하였다. 토조 내벽은 경계조건으로써 마찰의 영향을 최소화하기 위하여 두께 5 mm의 유리를 전면 아크릴 판 및 측벽 강판에 부착하였다. 토압측정시 중력의 영향을 정확히 고려하기 위하여 토조는 수평자를 이용하여 수평으로 설치하였다. 모형벽체가 설치되는 바닥 강판은 모형벽체 하단 롤러의 원활한 활동을 위해 그라인더로 매끄럽게 가공하였다. 토조 내부의 전면판은 모래포설기에 의한 모형지반 조성시 토조내부 육안관찰의 편의를 위하여 두께 20 mm의 투명한 아크릴 판에 강재를 보강하여 변형을 억제하도록 제작하였다. 또한, 세 가지 크기의 모형벽체를 설치하기 위해 전면판은 전후 위치변경이 가능하도록 제작하였다. 모형실험을 위해 토조에는 원통형 모형벽체, 직선운동장치, 등속변위 발생장치가 설치되고 모래포설기에 의한 모형지반 조성

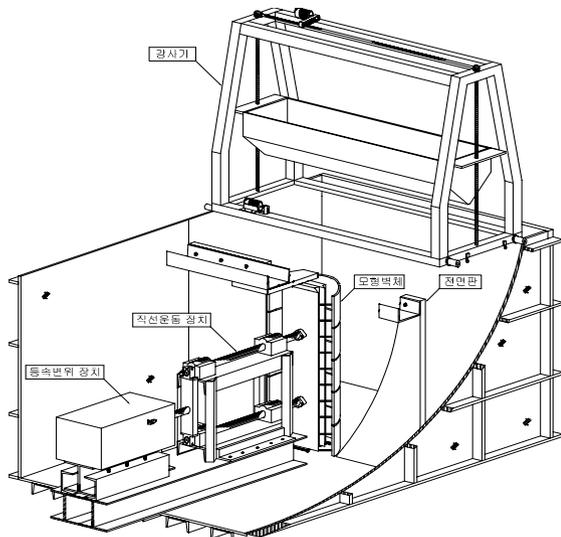


그림 12. 모형벽체 형태

및 LVDT가 설치된다.

모래포설기는 폭 118 cm의 크기로 모래커튼방법을 이용한 모래포설에 의한 모형지반 조성이 가능하도록 강판으로 제작되었다. 모래포설 높이는 토조 높이 1.0 m를 고려하여 1.0 m 이상의 수직이동거리를 확보함으로써 모형지반이 균일한 상대밀도로 조성되도록 하였다. 모래포설기의 작동은 전동모터와 센서를 설치하여 자동으로 방향전환에 의한 전후 이동과 모래의 낙하높이 조절이 가능하도록 제작하였다.

일반적으로 토사지반에 시공되는 원형수직구는 직경 10 m내외, 깊이 20~40 m이므로 이를 벽체형상비로 환산하면  $H/R=4.0\sim 8.0$ 이다. 따라서, 원통형벽체의 형상비는 아크릴파이프의 공장제작 직경과 토조의 크기를 고려하여  $H/R=4.0\sim 8.0$  범위에서 선정하였다. 원통형벽체는 강성이 크고 가공이 용이한 탄성계수 3.16 MPa, 포아송비 0.35, 단위중량 12 kN/m<sup>3</sup>, 인장강도 73,500 kPa,

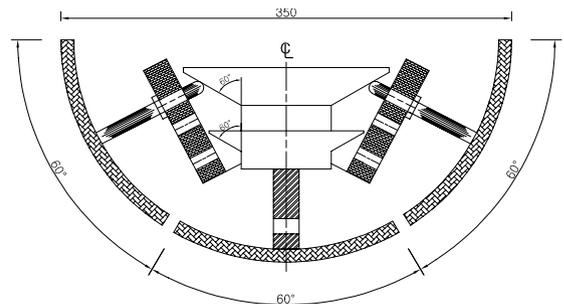


그림 13. 모형벽체 단면

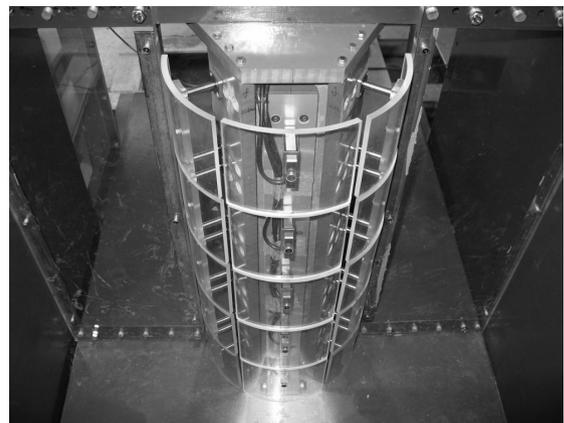


사진 1. 모형벽체 사진

압축강도 126,000 kPa, 두께 10.0 mm의 아크릴 파이프를 사용하여 높이 H=75.0 cm에 대하여 반경 R=17.5, 15.0, 11.5 cm인 실험에 적용할 형상비 H/R=4.286, 5.000, 6.522의 크기로 실험조건에 맞도록 분할 제작하였다. 원통형벽체에 작용하는 주동토압을 깊이별로 측정하기 위하여 깊이방향으로 높이 14.5 cm인 5개의 판으로 분리하여 제작하였으며, 원통형벽체의 축대칭 반경방향변위를 균등하게 발생시키고 토압측정시 전면판에 접하는 양단에서의 간섭의 영향을 제거하기 위하여 사진 1 및 그림 13과 같이 수평면에 대하여 60°각도의 3개의 판으로 분할 제작하였다. 그리고, 가운데 아크릴 판에는 토압측정을 위한 하중계를 설치하였으며 분할된 좌·우 판은 강봉에 고정하여 마찰의 영향을 최소화 되도록 하고 베어링을 이용하여 이동이 용이하도록 제작하였다.

#### 4.2 모형지반

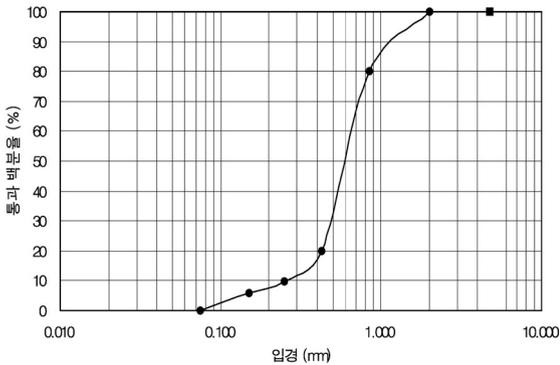


그림 14. 모형지반의 입도분포 곡선

표 1. 모형지반 사용모래의 특성

Properties	Values
Specific gravity ( $G_s$ )	2.64
Coefficient of uniformity ( $C_u$ )	2.52
Coefficient of curvature ( $C_c$ )	1.46
Maximum dry unit weight ( $\gamma_{dmax}$ )	17.0kN/m <sup>3</sup>
Minimum dry unit weight ( $\gamma_{dmin}$ )	14.3kN/m <sup>3</sup>
Experimental dry unit weight ( $\gamma_d$ )	16.4kN/m <sup>3</sup>
Experimental relative density ( $D_r$ )	81%
Unified Soil Classification System	SP
Internal friction angle ( $\phi$ )	41.6°
Cohesion (c)	0.0kPa

본 연구에서 모형지반 조성을 위해 사용된 모래는 한강 하류에서 채취하여 공기 중에서 햇빛에 건조시킨 모래를 사용하였으며 사용된 모래의 입도분포 및 물리적 특성은 그림 14 및 표 1과 같다.

사용된 모래는 입경 1.0 mm 이하인 모래의 중량 백분율이 85%이상으로써 비교적 가는 모래이며, 세립분이 거의 없는 깨끗하고 비교적 둥근 입자와 모난 입자가 적당히 섞인 모래로서 통일분류법에 의한 분류결과 SP로 분류되었다. 모형 지반은 모래케톤 방법을 이용한 모래포설법으로 조성하였으며 낙하고는 1.0 m로 일정하게 유지하였다. 깊이별로 모래포설 전에 알루미늄 캔( $\phi = 75.0$  mm,  $h = 50.0$  mm)을 층당 2개씩 총 5층에 매설한 후 단위중량을 측정하여 상대밀도의 균일 정도를 확인하였다.

#### 4.3 파괴면 형상

그림 15는 모형실험에 의한 원형수직구 벽체 배면지반내의 파괴면 형상을 나타내고 있다. 이는 벽체높이를 H=75.0 cm로 유지하고 벽체반경을 R=17.5 cm (H/R=4.286), 15.0 cm (H/R=5.000), 그리고 11.5 cm (H/R=6.522)로 변경하면서 실험한 결과이다. 벽체형상비가 감소할수록, 즉 벽체반경이 증가할수록 벽체로부터 지표면 파괴면까지의 거리는 증가하는 경향을 보이고 있으며 대략 벽체 반경과 근사한 거리임을 알 수 있다. 파괴면 형상은 곡

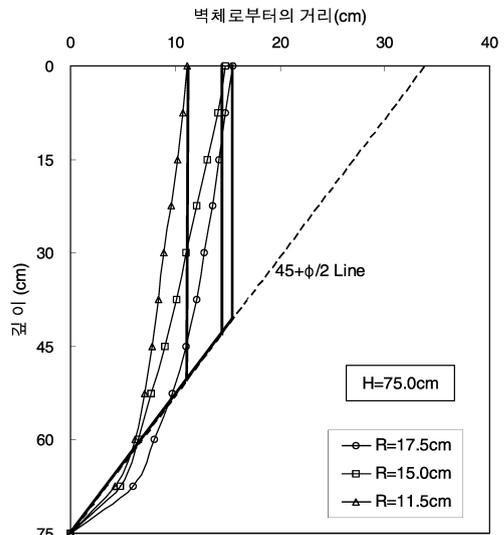


그림 15. 파괴면 형상에 대한 벽체반경의 영향

선형태를 보여 활동토체의 체적은  $45^\circ + \phi/2$  경사의 깔대기형 파괴면을 갖는 경우보다 작은 것으로 나타났다.

#### 4.4 토압

그림 16은 벽면마찰이 없는 상태에서의 벽체형상비에 따른 토압분포의 변화를 보여주고 있다. 벽체형상비가 작을수록, 즉 벽체반경이 클수록 원형수직구의 벽체에 작용하는 토압은 증가하는 경향을 나타내고 있다. 이는 벽체형상비가 작을수록 평면변형조건에 가까워지므로 인하여 수평면에서의 접선방향응력에 의한 아칭효과로 인한 토압감소효과가 작아지기 때문으로 판단된다.

그림 17은 평면변형조건에서의 Coulomb(1776) 주동 토압의 합력에 대한 벽체형상비에 따른 원통형벽체에 작용하는 주동토압의 합력의 비를 나타낸다. 벽체형상

비가 증가할수록, 즉 벽체높이가 일정한 경우 벽체반경이 감소할수록 원통형벽체에 작용하는 토압의 합력은 감소하는 경향을 보이고 있다. 즉, 벽체형상비가 6.0 이상인 경우의 토압은 평면변형조건인 Coulomb 토압보다 70% 이상 감소하는 것으로 나타났다. 이러한 현상은 벽체형상비가 증가할수록 수평면에서의 접선방향응력에 의한 아칭효과의 증가로 인하여 벽체에 작용하는 토압이 감소하기 때문으로 판단된다. 이는 흙막이벽을 설치하지 않고 지반을 굴착할 때 축대칭 조건의 원형으로 굴착할 경우에 도랑과 같이 평면변형조건으로 굴착할 때보다 더 깊이 굴착할 수 있는 것과 같은 이유로 설명될 수 있다.

### 5. 벽체형상비를 합리적으로 고려한 토압산정식 유도

지금까지 많은 연구자들에 의해 제안된 원형수직구의 원통형벽체에 작용하는 토압산정식은 벽체형상비, 즉 벽체반경의 영향을 합리적으로 고려하지 못하고 있다. 본 장에서는 모형실험에서 확인된 파괴면 형상에 근거하여, 극한평형해석법을 이용하여 지반내 파괴면에서의 힘의 평형관계를 적절히 고려하고 각종 영향인자들과 수평 및 연직방향 아칭효과를 합리적으로 고려한 새로운 토압산정식을 제안하였다. 또한, 제안된 토압산정식의 적정성을 평가하기 위하여 벽체형상비의 변화에 따른 매개변수연구를 수행하였으며, 제안된 토압산정식의 적용성을 검증하기 위하여 토압산정식에 의한 예측토압을 모형실험에 의한 실측값과 비교하였다.

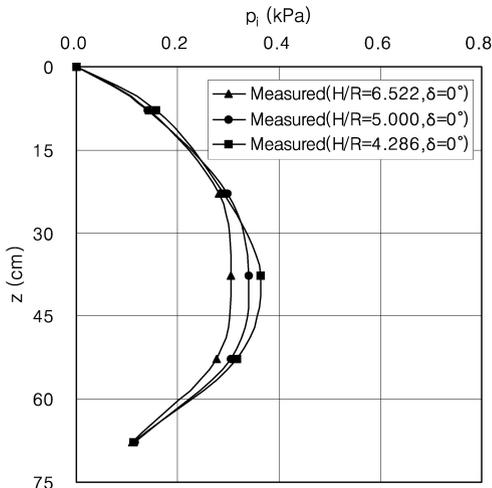


그림 16. 원형수직구 주동토압 측정결과 ( $\delta = 0^\circ$ )

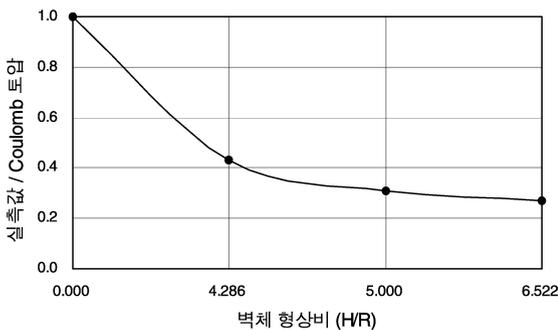


그림 17. 벽체형상비에 따른 주동토압 합력 비교 ( $\delta = 0^\circ$ )

#### 5.1 토압계수

평면변형조건인 흙막이벽에 작용하는 토압은 연직응력과 관계에 의한 이차원 문제이나 축대칭조건의 원통형 흙막이벽에 작용하는 토압은 연직응력 뿐만 아니라 수평면에서의 접선방향응력의 영향을 받는 축대칭 삼차원 문제이다. 따라서, 원통형벽체에 작용하는 토압은 벽면마찰에 의한 연직방향 아칭효과와 접선방향응력에 의한 수평방향 아칭효과의 영향을 동시에 받아 평면변형조건인 토압분포와는 다른 경향을 나타낸다. 아칭효과는 일반적으로 토압을 감소시키는 영향을 주게 되므로 원통형벽체에 작용하는 토압은 평면변형조건인 토

압보다 작음을 예측할 수 있다. 2장에서 기술한 바와 같이 벽체에 작용하는 토압은 벽체 배면에서의 반경방향 응력  $\sigma_r$ 에 대한 반력이며, 축대칭조건의 원통형벽체 배면에서의 반경방향응력  $\sigma_r$ 은 연직응력  $\sigma_z$ 와 접선방향 응력  $\sigma_\theta$ 의 영향을 받는다. 따라서, 원형수직구에 설치된 원통형 흙막이벽에 작용하는 토압을 산정하기 위해서는 각각의 응력성분의 상호 관계가 규명되어야 한다.

Steinfeld(1958), Prater(1977), Müller-Kirchenbauer 등(1980)은 원통형벽체에 대하여 수평면에서의 아칭 효과에 의한 토압감소를 고려하기 위하여 연직응력에 대한 접선방향응력의 비인 토압계수  $\lambda$ 를 도입하였다. Terzaghi(1943b)는 토압계수  $\lambda$ 를 도입하지는 않았으나 원통형벽체에 작용하는 토압산정식을 유도하는 과정에서  $\sigma_\theta = \sigma_z = \sigma_1$ 이고  $\sigma_r = \sigma_2 = \sigma_3$ 이며, 소성상태에 도달하였을 때  $\sigma_z = \sigma_\theta (\lambda = 1)$ 로 가정하였다. Steinfeld 역시 접선방향응력에 대한 토압계수를  $\lambda = 1$ 로 고려하였다. Prater는 정지토압계수  $K_0$ 는 1보다 훨씬 작으므로 극한평형상태에서  $\lambda$ 가 1까지 증가하지는 않는 것으로 보았으며, 따라서  $\sigma_z = \sigma_\theta (\lambda = 1)$ 로 간주한 Berezantzev (1952)의 토압산정식이 토압을 과소평가하는 이유로 설명하였다. 또한, 그는 기존에 제안된 토압산정식들을 비교한 결과로써 접선방향응력에 대한 토압계수  $\lambda$ 는  $K_a < \lambda < K_0$ 이며  $\lambda = 1$ 은 토압을 과소평가하고  $\lambda = 0$ 은 토압을 과대평가하는 것으로 설명하였다. 이러한 이유로 Prater(1977)는  $\lambda = 1 - \sin\phi$ (Jaky, 1944)를 적용하는 것이  $\lambda = 1$ 을 적용하는 것 보다 합리적이고 안전측인 것으로 보았다. Müller-Kirchenbauer 등은  $\lambda = 0.7 \sim 0.85$ 로 보았으며 토압산정식 적용시  $\lambda = 0.7$ 을 적용하였다. Wong & Kaiser(1988a)는 탄소성 거동을 모사할 수 있는 수치해석을 수행하여 원통형벽체 배면지반이 탄성상태에서 소성상태에 도달함에 따른 응력상태를 그림 4와 같이 나타내었다. 탄성상태에서는 초기연직응력  $\sigma_{z0}$ 가 접선방향응력  $\sigma_\theta$ 보다 크지만, 벽체변위가 증가함에 따라 소성상태에 도달하면서 점차  $\sigma_z = \sigma_\theta (\lambda = 1)$ 가 되는 것으로 설명하였다.

본 연구에서는 접선방향응력에 대한 토압계수는 Wong 등의 수치해석 결과에 근거하여 원통형벽체 배면지반에서의 연직방향응력과 접선방향응력이 같은 조건인  $\lambda = 1$ 을 적용하였다.

연직방향 아칭효과를 고려하기 위해서는 벽면마찰에 의

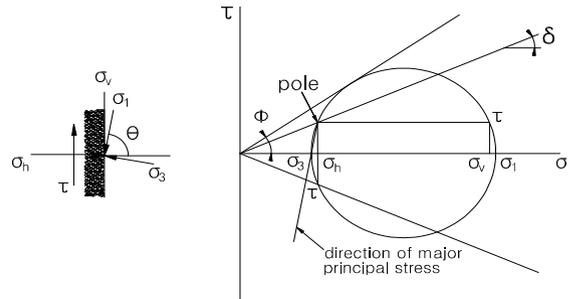


그림 18. 배면지반 응력상태에 대한 Mohr원 (Paik & Salgado, 2003)

한 아칭효과를 적절히 반영할 수 있는 반경방향응력(벽체에 작용하는 수평토압)에 대한 연직응력의 비로 정의되는 토압계수  $K_w$ 의 적용이 필요하다. Paik & Salgado(2003)는 벽체의 변위발생에 따른 배면지반에서 발생하는 응력상태의 변화를 정확히 고려하기 위하여 뒷채움재의  $\phi$ 와  $\delta$ 에 따른 미소수평요소에 작용하는 연직응력의 변화를 고려한 새로운 주동토압계수 산정식을 제안하였다. 즉, 미소수평요소에 작용하는 평균연직응력에 대한 벽체에 작용하는 수평응력의 비로 정의되는 식 (7)과 같은 주동토압계수 산정식을 제안하였다. 그림 18는 벽체 배면지반의 응력상태에 대한 Mohr원을 나타내고 있다.

$$K_w = \frac{3(\cos^2\theta + K_a \sin^2\theta)}{3 - \cos^2\theta(1 - K_a)} \quad (7)$$

식 (7)은 흙의 내부마찰각  $\phi = 0^\circ$ 이고 벽면마찰각  $\delta = 0^\circ$ 일 때 주동토압계수는 1.0이 되며 Rankine(1857)이나 Coulomb(1776)의 주동토압계수와 같은 값을 나타내어 전단강도가 없는 물과 같은 유체의 역학적 특성과 일치함을 나타내고 있다. 따라서, 본 연구에서는 원형수직구 벽체에 작용하는 주동토압 산정을 위한 반경방향응력에 대한 토압계수  $K_w$ 는 Paik & Salgado가 제안한 주동토압계수인 식 (7)을 이용하였다.

## 5.2 파괴면 형상을 고려한 새로운 토압산정식 유도

본 절에서는 모형실험결과 확인된 파괴면 형상을 고려하여 원형수직구 벽체 형상비의 영향을 합리적으로 고려할 수 있는 토압산정식을 유도하였다. 상재하중과

벽면마찰의 영향을 고려하였으며, 지반은 건조한 상태로 가정하고 지하수의 영향은 고려하지 않았다.

모형실험 결과 그림 15의 파괴면 형상은 그림 19와 같이 상부는 원기둥형이고 하부는 경사각이  $45^\circ + \phi/2$ 인 깔대기형으로 간주할 수 있다. 그러나, 일반적인 깊이의 수직구에서 하부의 영향은 미소하므로 간편한 토압산정식 유도를 위하여 활동토체는 원기둥형으로 가정하였으며 미소요소의 힘의 평형관계를 고려하였다.

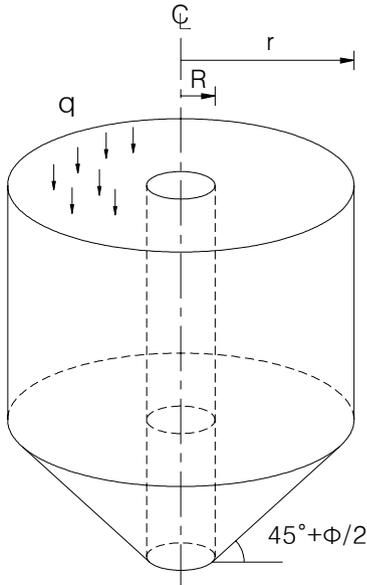
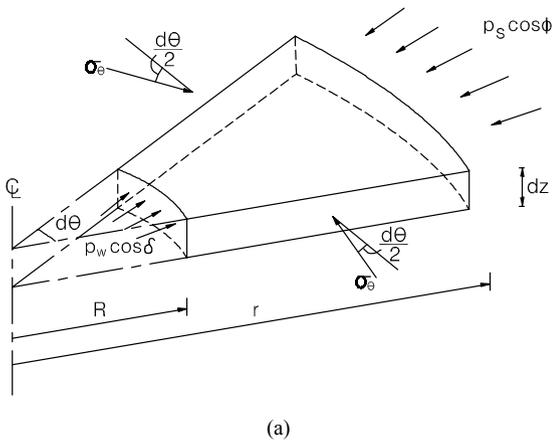


그림 19. 모형실험에 의한 파괴면형상 가정



(a)

활동토체에서의 미소 수평요소와 파괴면에서의 힘의 평형상태를 실제적으로 고려하면 그림 20과 같다. 그림 20(a), (b)에서 수평방향 힘의 평형을 고려하면

$$\int_0^{2\pi} p_w \cos \delta R d\theta dz + \int_0^{2\pi} 2\sigma_\theta \sin\left(\frac{d\theta}{2}\right)(r-R) dz = \int_0^{2\pi} p_s \cos \phi r d\theta dz \quad (8)$$

이고,  $d\theta$ 가 매우 작은 경우  $\sin\left(\frac{d\theta}{2}\right) \approx \frac{d\theta}{2}$ 로 간주할 수 있으므로 각 항을 적분 후 다시 정리하면

$$2\pi R p_w \cos \delta + 2\pi(r-R)\sigma_\theta = 2\pi r \cos \phi p_s \quad (9)$$

이다.  $p_1 = p_w \cos \delta = K_w \sigma_z$  이고  $\sigma_\theta = \lambda \sigma_z$  이므로

$$p_s = \frac{1}{r \cos \phi} \{K_w R + \lambda(r-R)\} \sigma_z \quad (10)$$

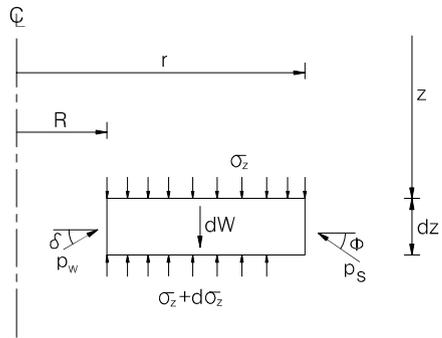
로 나타낼 수 있고, 연직면에 대하여 벽체에 작용하는 토압은 식 (11)과 같다.

$$p_1 = p_w \cos \delta = K_w \sigma_z \quad (11)$$

그림 20(b)에서 연직방향 힘의 평형을 고려하면

$$A d\sigma_z + 2\pi R p_w \sin \delta dz + 2\pi r p_s \sin \phi dz = \gamma A dz \quad (12)$$

이고, 식 (10)과 식 (11)을 식 (12)에 대입하여 정리하면 식



(b)

그림 20. 활동토체의 미소수평요소에서의 힘의 평형

(13)과 같은 비제차 선형 일계 미분방정식을 얻을 수 있다.

$$\frac{d\sigma_z}{dz} + \frac{2\pi}{A} [K_w R \tan \delta + \tan \phi \{K_w R + \lambda(r-R)\}] \sigma_z = \gamma \quad (13)$$

원형수직구 벽체로부터 파괴면까지의 거리  $r=2R$ 이므로 식 (13)을 경계조건  $z=0$ 에서  $\sigma_z=q$  ( $q$ : 상재하중)를 고려하여 풀면 식 (14)를 얻을 수 있다.

$$\sigma_z = (q - \frac{\gamma}{M})e^{-Mz} + \frac{\gamma}{M} \quad (14)$$

여기서,  $q$  = 상재하중

$$M = \frac{2\pi R f_{cr}}{A} [K_w \tan \delta + (K_w + \lambda) \tan \phi]$$

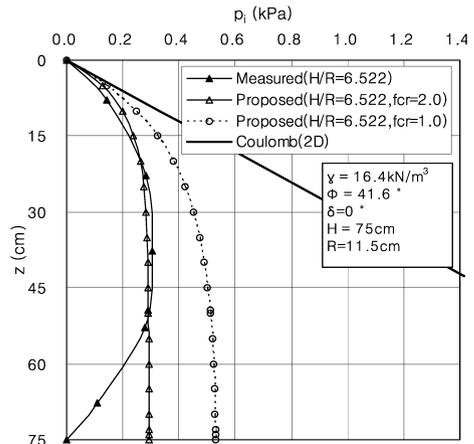
$$A = 3\pi R^2$$

$$\lambda = \frac{\sigma_\theta}{\sigma_z} = 1.0$$

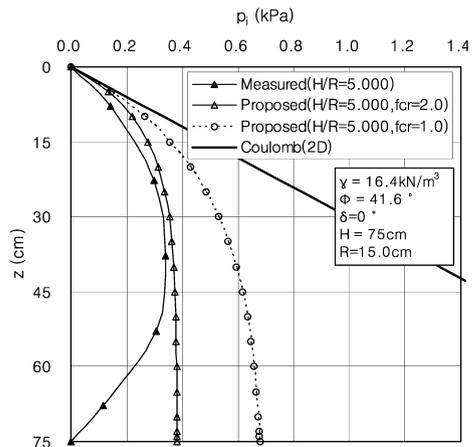
$f_{cr}$  = 보정계수

### 5.3 벽체 형상비에 따른 예측토압 거동

그림 21은 본 연구에서 제안된 토압산정식을 이용하여 벽체형상비에 따른 토압의 변화를 나타낸 그래프이다. 벽체형상비가 감소할수록, 즉 벽체높이가 일정한 경우 벽체 반경이 증가할수록 평면변형조건에 접근하게 되고 토압이 점차 증가하여 Coulomb의 평



(a) H/R=6.522



(b) H/R=5.000

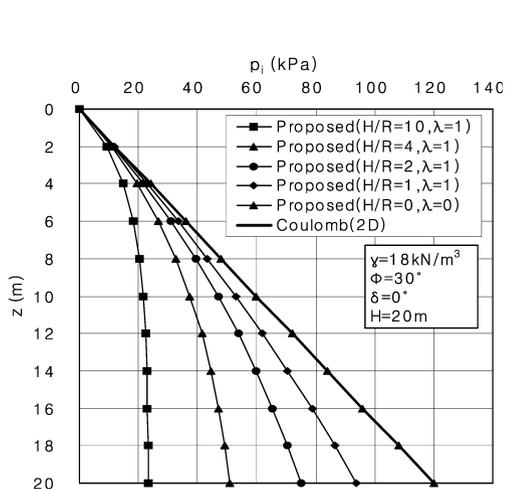
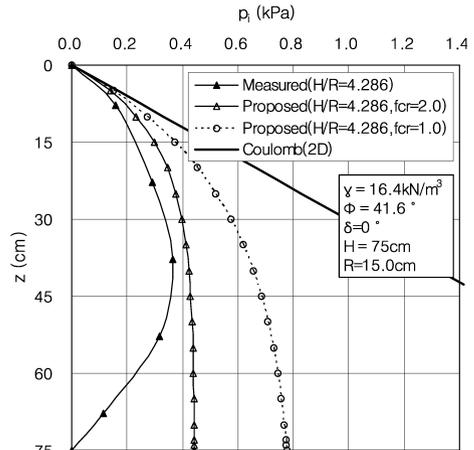


그림 21. 벽체 형상비에 따른 제안된 토압산정식의 예측토압



(c) H/R=4.286

그림 22. 모형실험결과와 예측토압의 비교

면변형조건의 주동토압과 정확히 일치하는 경향을 보여주고 있다. 따라서, 본 연구에서 제안된 새로운 토압산정식은 벽체형상비에 따른 수평면에서의 접선방향응력에 의한 아칭효과를 적절히 고려하고 있는 것으로 판단된다.

#### 5.4 모형실험 결과와의 비교

그림 22는 모형실험에 의해 측정된 벽체형상비에 따른 주동토압과 제안된 토압산정식에 의한 예측토압을 비교하여 보여주고 있다.  $f_{cr}$ 은 보정계수를 나타내는데 이는 실제 배면지반의 파괴면 형상과 가정된 파괴면형상의 차이에서 오는 예측토압의 오차에 대한 보정을 위하여 도입하였다. 보정계수를 고려하지 않았을 경우의 예측토압이 모형실험에 의해 측정된 토압보다 다소 크게 산정된 것은 수직구 벽체로부터 파괴면까지의 거리를 실제보다 다소 큰 벽체반경으로 간주했기 때문으로 판단된다. 보정계수  $f_{cr}=2.0$ 일 경우 제안된 토압산정식은 모형실험결과와 근사한 값을 나타내고 있다.

한편, 제안된 토압공식은 수직구 바닥부에서의 토압이 일정한 값이 수렴되는 것으로 예측하여 모형실험결과와 일치하지 않는 결과를 나타냈다. 이는 그림 15에서와 같이 수직구 바닥부에서의 파괴면 형상을 실제와 다르게 원기둥형으로 가정한데에 기인하는 것으로 판단된다. 그러나, 상부에서의 토압이 최대값을 나타내므로 설계에 적용하는 측면에서는 문제가 없는 것으로 사료된다.

또한, 보정계수를 고려하지 않았을 경우의 예측토압이 다소 크게 산정되므로 설계를 위해서는 보정계수를 고려하지 않는 것이 안전측이며, 평면변형조건의 Coulomb 주동토압보다는 작은 값이므로 경제적인 설계가 될 수 있을 것으로 판단된다.

## 6. 결 론

사질토지반의 원형수직구의 벽체형상비 등이 벽체에 작용하는 주동토압, 배면지반 파괴면 형상에 미치는 영향을 규명하기 위하여 모형실험을 수행하였다. 모형실험에서 확인된 파괴면의 형상에 근거하여 극한평형법을 이용한 새로운 토압산정식을 제안하였으며, 제안된 토압산정식에 대한 벽체형상비의 영향을 분석하여 그 적

정성을 검토하였다. 또한, 제안된 토압산정식의 예측값과 모형실험결과와의 비교·분석을 통하여 제안된 토압산정식의 적정성을 평가하였다.

이상의 연구 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. 벽체에 변위를 발생시키면서 깊이에 따른 토압분포의 변화를 분석한 결과 벽면마찰이 없는 경우 벽체 중간부에서 최대토압을 갖는 토압분포를 나타냈다.
2. 벽체형상비가 작을수록, 즉 벽체반경이 클수록 원형수직구의 벽체에 작용하는 주동토압은 증가하는 경향을 나타냈다. 이는 벽체형상비가 작을수록 평면변형조건에 근접하여 수평면에서의 접선방향응력에 의한 아칭효과로 인한 토압감소 효과가 작아지기 때문으로 판단된다.
3. 벽체형상비가 감소할수록, 즉 벽체반경이 증가할수록 벽체로부터 파괴면까지의 거리는 증가하는 경향을 보였으며 지표면에서는 대략 벽체반경과 근사한 거리임을 알 수 있었다.
4. 모형실험에 의해 확인된 파괴면형상에 대하여 극한평형법에 근거하여 수평 및 연직방향 아칭효과를 고려할 수 있는 새로운 토압산정식을 식 (11) 및 식 (14)와 같이 제안하였다. 제안식은 벽체형상비의 영향을 적절히 고려하고 있는 것으로 판단된다.

본 연구는 원형수직구가 건조한 사질토지반에 시공된 조건에 대하여 수행하였다. 따라서, 지하수의 영향을 받는 조건에 대한 아칭효과의 변화 등에 대한 연구가 필요하다. 또한, 본 연구에서 제안된 토압산정식에 대하여 현장 계측값과의 비교를 통한 현장적용의 신뢰도를 높이기 위한 추가적인 연구가 필요하다.

## 감사의 글

본 연구는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행 한 2005년도 건설핵심기술연구개발사업(과제번호: 05-건설핵심 D10, 과제명: 해저시설물 차폐기술연구)에 의하여 연구비가 지원되었습니다.

**참고문헌**

1. 신영완 (2004), “사질토 지반에 설치된 원형수직구의 흠막이벽에 작용하는 토압”, 한양대학교, 박사학위 논문, pp. 55-114.
2. 천병식, 신영완 (2003), “사질토 지반의 원형수직구에 설치된 흠막이벽에 작용하는 토압”, 한국지반공학회 논문집, 제19권, 제5호, pp. 175-188.
3. 천병식, 신영완 (2006), “원형수직구의 흠막이 벽체에 작용하는 주동토압”, 한국지반환경공학회 논문집, 제7권, 제4호, pp. 15-24.
4. 천병식, 신영완, 문경선 (2004), “사질토 지반의 원형수직구에 설치된 흠막이벽에 작용하는 토압: 적용성 연구”, 한국지반공학회 논문집, 제20권, 제4호, pp. 75-88.
5. Berezantzev, V. G. (1952), “An axial-symmetric problem of limit equilibrium in a cohesionless medium”, Moscow.
6. Coulomb, C. A. (1776), “Essais sur une application des regles des maximis et minimis a quelques problems de statique relatifs a l'architecture”, Mem. Acad. Roy. Pres. Divers, Sav., Vol. 7, Paris.
7. Fara, H. D., Wright, F. D. (1963), “Plastic and elastic stresses around a circular shaft in a hydrostatic stress field”, Society of Mining Engineers, pp. 319-320.
8. Handy, R. L. (1985), “The arch in soil arching”, J. of Geotech. Eng., ASCE, Vol. 111, No. 3, pp. 302-318.
9. Müller-Kirchenbauer, H., Walz, B., Klapperich, U. H. (1980), “Experimentelle und Theoretische Untersuchungen zum Erddruckproblem auf radial symmetrische Senkkästen und Schächte. Veröff. des Grundbauinstitutes der TU Berlin”, H.7, p. 113.
10. Paik, K. H., Salgado, R. (2003), “Estimation of active earth pressure against rigid retaining walls considering arching effects”, Geotechnique, Vol. 53, No. 7, pp. 643-653.
11. Prater, E. G. (1977), “An examination of some theories of earth pressure on shaft linings”, Can. Geotech. J., Vol. 14, pp. 91-106.
12. Rankine, W. J. M. (1857), “On the stability of loose earth”, Phil. Trans. Roy. Soc., Lond. 147, Part 1, pp. 9-27.
13. Steinfeld, K. (1958), “Über den erddruck auf schacht und brunnenwandungen”, Contribution to the Foundation Engineering Meeting, Hambrug, German Soc. of Soil Mech. Found. Eng., pp. 111-126.
14. Szechy, K. (1966), “The art of tunnelling”, Akademiai kiado, Budapest, pp. 909-924.
15. Terzaghi, K. (1943a), “Theoretical soil mechanics”, John Wiley and Sons, pp. 66-76.
16. Terzaghi, K. (1943b), “Theoretical soil mechanics”, John Wiley and Sons, pp. 202-215.
17. Wong, R. C. K. (1986), “Design and performance evaluation of tunnels and shafts”, Ph. D. Thesis, The University of Alberta, Department of Civil Engineering.
18. Wong, R. C. K., Kaiser, P. K. (1988a), “Design and performance evaluation of vertical shafts: rational shaft design method and verification of design method”, Can. Geotech. J., Vol. 25, pp. 320-337.
19. Wong, R. C. K., Kaiser, P. K. (1988b), “Behavior of vertical shafts : reevaluation of model test results and evaluation of field measurements”, Can. Geotech. J., Vol. 25, pp. 338-352.



**신영완**

(주)하경엔지니어링  
터널지반부  
이사

E-mail: ywshin@hakyong21.co.kr



**사공명**

한국철도기술연구원  
궤도토목연구부  
선임연구원

E-mail: rockcore@krri.re.kr

