

사질토 지반의 원형수직구에 설치된 흙막이벽에 작용하는 토압 : 적용성 연구

Earth Pressure Acting on the Cylindrical Retaining Wall of a Shaft in Cohesionless Soils : Study on the Application by Model Test

천 병 식¹ Chun, Byung-Sik
신 영 완² Shin, Young-Wan
문 경 선³ Moon, Kyoung-Sun

Abstract

It is known that the earth pressure acting on the cylindrical retaining wall in cohesionless soils is small than that acting on the retaining wall in plane strain condition due to three dimensional arching effect. In this study, the earth pressure equation considering the earth pressure decrease by horizontal and vertical arching effects, overburden, wall friction, and failure surface slope is proposed. For the purpose of verifying the applicability of proposed equation, model test is performed with apparatuses that can control wall displacement, wall friction, and wall shape ratio. Influence of each factor on the active earth pressure acting on the cylindrical retaining wall is analyzed according to the model test in constant wall displacement condition. The comparison of calculated results with measured values shows that the proposed equations satisfactorily predict the earth pressure distribution on the cylindrical retaining wall.

요 지

사질토 지반의 원형수직구에 설치된 흙막이벽에 작용하는 토압은 축대칭 아칭효과로 인하여 평면변형조건의 옹벽에 작용하는 토압보다는 작은 토압이 작용한다. 따라서, 수평 및 연직방향 아칭효과에 의한 토압감소를 고려하고 상재하중, 벽면마찰, 파괴면의 경사각 등 각종 인자의 영향을 적절히 반영하여 원통형 벽체에 작용하는 토압을 예측할 수 있는 토압산정공식이 제안되었다. 제안된 토압공식의 적용성 확인을 위하여 모형실험이 수행되었다. 벽체변위, 벽면마찰, 벽체 형상비 등을 조절할 수 있는 모형실험장치가 개발되었으며, 건조한 모래지반에서 깊이에 따른 벽체변형이 일정한 조건의 모형실험을 통하여 각각의 영향인자가 원통형 벽체에 작용하는 주동토압에 미치는 영향이 분석되었다. 제안된 토압공식은 모형실험에 의한 토압분포와 유사한 경향을 예측하여 만족스러운 결과를 주는 것으로 나타났다.

Keywords : Active earth pressure, Arching effect, Cylindrical retaining wall, Model test

1. 서 론

사질토지반에 시공되는 원형수직구의 경우 적용공

법, 벽체강성, 시공관리에 따라 정도의 차이는 있지만 흙막이벽 시공시 굴착면의 변위발생은 필연적이며, 심지어 슬러리 월과 같은 강성벽체(rigid lateral wall)를 시

1 정회원, 한양대학교 공과대학 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Hanyang Univ.)

2 정회원, 한양대학교 공과대학 토목공학과 박사과정 (Member, Ph. D. Candidate, Dept. of Civil Engrg., Hanyang Univ., ywshin@hakyong21.co.kr)

3 정회원, (주)하경엔지니어링 터널/지반부 대리 (Member, Assistant Manager, Hakyong Engrg. Co.)

공할 때에도 지반이완은 발생하는 것으로 알려져 있다 (Britto & Kusakabe, 1984). 그러므로, 원형단면 수직구의 원통형 벽체에 작용하는 토압은 응력해방에 의한 굴착면의 변위발생과 수평 및 연직방향의 아칭효과로 인하여 평면변형조건의 정지토압이나 주동토압보다는 작은 토압이 작용할 것으로 생각되어 왔으며, 기존의 많은 연구자들은 이러한 점에 주목하여 원통형 벽체에 작용하는 다양한 주동토압 산정공식을 제안하였고 모형 실험에 의해 토압분포 및 파괴면의 형상을 규명하고자 노력하였다. 그러나, 지금까지 제안된 많은 토압공식은 서로 다른 다양한 토압분포를 예측하고 상재하중, 벽면 마찰, 파괴면의 경사각 등의 영향을 적절히 반영하지 못하고 있다. 천병식 등(2003)은 지하수의 영향을 받지 않는 건조한 사질토지반에서 원형수직구에 설치된 흙막이벽체 배면지반의 파괴면 형상을 깔대기형으로 가정하여 이러한 문제점을 해결한 토압공식을 식 (1)~식 (3)과 같이 제안하였다.

$$p_i = K_w \sigma_z \quad (1)$$

여기서, p_i : 원통형 흙막이벽에 작용하는 토압
 K_w : 연직응력에 대한 주동토압계수
 σ_z : 벽체 배면 임의의 깊이에서의 연직응력

한편, 토압계수 K_w 는 Harrop-Williams(1989)가 아칭 효과를 고려한 토압을 산정하기 위하여 제안한 벽면마찰각 δ 를 고려한 식 (2)와 같은 주동토압계수를 사용할 것을 제안하였다.

$$K_w = \frac{1 + K \tan^2 \theta}{\tan^2 \theta + K} \quad (2)$$

여기서, $K = \tan^2(45^\circ - \phi/2)$

$$\tan \theta = \frac{1-K}{2K \tan \delta} \pm \left[\left(\frac{1-K}{2K \tan \delta} \right)^2 - \frac{1}{K} \right]^{1/2}$$

미소 수평요소와 파괴면에서의 힘의 평형을 실제적으로 고려하여 유도된 미분방정식을 풀어 임의의 깊이에서 작용하는 연직응력 σ_z 를 산정할 수 있는 식 (3)을 제안하였으며, 접선방향응력에 대한 토압계수 λ 는 안전측으로 $\lambda = 1 - \sin \phi$ 를 적용할 것을 제안하였다.

$$\sigma_z = (q - \frac{\gamma}{M}) e^{-Mz} + \frac{\gamma}{M} \quad (3)$$

$$\text{여기서, } M = \frac{2\pi}{A} \left[K_w R \tan \delta + \frac{\sin \phi}{\sin(\beta - \phi)} (K_w R + \lambda(r - R)) \right]$$

A = 임의의 깊이 z 에서의 활동토체의 수평 단면적

$$\lambda = \frac{\sigma_\theta}{\sigma_z} = 1 - \sin \phi$$

q = 상재하중

$$\beta = 45^\circ + \phi/2$$

그러나, 이러한 원통형벽체에 대하여 제안된 토압산정공식이 적용되기 위해서는 예측된 토압분포의 신뢰성에 대한 검증이 필요하다. 벽체 변위에 따른 토압분포에 대한 연구방법에는 유한요소해석과 같은 수치해석법과 모형실험이나 현장계측을 통한 경험적인 방법이 있다. 수치해석방법은 지반거동, 지반과 벽체사이의 상호작용(interface behavior) 모델링의 어려움으로 인하여 아칭효과의 적절한 고려가 곤란한 문제점이 있다(Hsieh 와 Ou, 1998). 현장계측을 이용한 방법은 지반조건 및 시공조건을 고려한 가장 합리적인 연구방법이나, 유사한 지반조건 및 시공조건에 대한 계측자료의 수집에는 많은 비용과 시간이 소요되고 동일한 지반조건에 대한 다양한 영향인자의 평가는 곤란하다. 모형실험에 의한 방법은 동일한 지반조건 및 시공조건에 대한 연구가 가능하고, 다양한 영향인자에 대한 연구도 비교적 용이한 연구방법이다.

따라서, 본 연구에서는 벽면마찰, 벽체변위, 벽체 형상비(H/R, 벽체 높이/벽체 반경) 등을 조절할 수 있는 모형실험장치를 개발하여 각각의 영향인자가 토압에 미치는 영향을 분석하였다. 모형실험에서 확인된 파괴면의 형상에 대하여 각종 영향인자들을 합리적으로 고려한 극한평형해석법에 근거한 천병식 등(2003)의 토압공식을 수정제안하였다. 각종 인자의 영향에 대하여 제안된 토압공식의 예측값과 모형실험결과를 비교하여 제안된 토압공식의 적정성을 확인하였다.

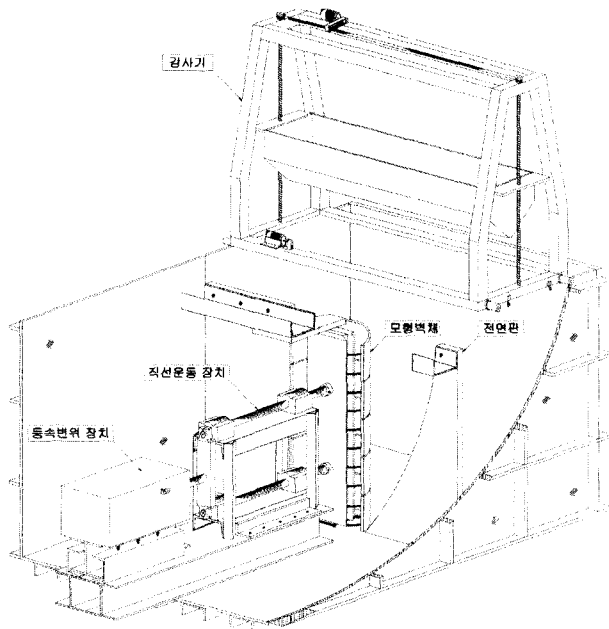
2. 모형실험

본 장에서는 건조한 모래지반에서의 원형수직구와 같은 원통형 벽체에 작용하는 토압분포 및 파괴면의 형상을 확인하기 위하여 벽면의 거칠기와 벽체 형상비를 변화시키면서 모형실험을 수행한 결과를 기술하였다.

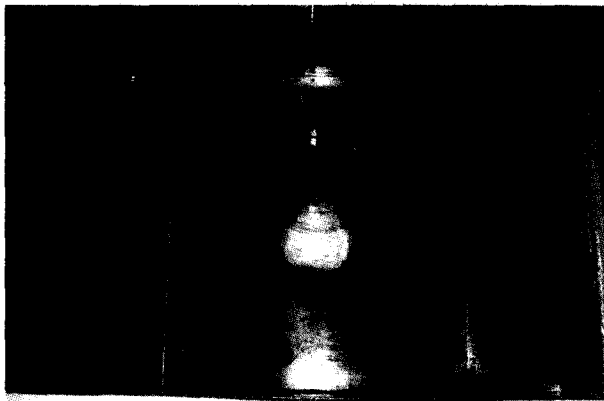
2.1 실험장치의 개발

2.1.1 토 조

본 연구에서 실험에 사용된 토조는 길이 70cm, 폭 100cm, 높이 75cm의 크기로, 두께 10mm의 강판을 두 겹으로 설치하여 외형을 제작하였고 실험 중 발생할 수 있는 토조의 변형을 방지하기 위하여 그림 1과 같이 측면을 철판으로 보강하였다. 토조 내부의 전면판은 강사 시 토조내부 육안관찰의 편의를 위하여 두께 20mm의 투명한 아크릴 판에 강재를 보강하여 제작하였다. 토조 내벽은 경계조건으로써 마찰의 영향을 최소화하기 위하여 두께 5mm의 유리를 전면 아크릴판 및 측벽에 부착하였다.



(a) 입면도



(b) 토조 내부

그림 1. 모형 토조

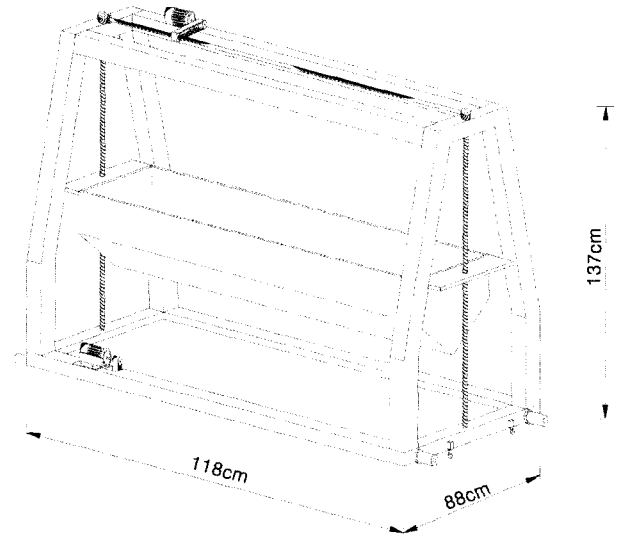


그림 2. 강사기 형태

2.1.2 강사기

강사기는 그림 2와 같이 폭 118cm의 크기로 모래커튼(sand curtain)방법을 이용한 강사(raining)가 가능하도록 강판으로 제작하였다. 강사 높이는 토조 높이 1.0m를 고려하여 1.0m 이상의 수직이동거리를 확보함으로써 모형지반이 균일한 상대밀도로 조성되도록 하였다. 강사기의 작동은 전동모터와 센서를 설치하여 자동으로 방향전환에 의한 전후 이동과 강사 낙하고 조절이 가능하도록 제작하였다.

2.1.3 모형 벽체

모형 벽체는 그림 3(a)와 같이 수직구의 형상을 모사한 원통형 벽체와 하중계에 원통형벽체를 거치시켜 수평변위를 발생시키는 벽체 지지대로 구성하였다. 원통형 벽체는 강성이 크고 가공이 용이한 두께 10.0mm의 아크릴 파이프를 사용하여 실험에 적용할 형상비(벽체 반경에 대한 높이의 비, H/R)에 따라 반경 17.5cm(H/R=4.286), 15.0cm(H/R=5.000), 11.5cm(H/R=6.522)의 크기로 실험 조건에 맞도록 분할 제작하였다. 원통형 벽체에 작용하는 주동토압을 깊이별로 측정하기 위하여 깊이방향으로 높이 14.5cm인 5개의 판으로 분리하여 제작하였으며, 원통형 벽체의 변위를 반경방향으로 일정하게 발생시키기 위하여 그림 3(b)와 같이 수평면에 대하여 60° 각도로 3개의 판으로 분할 제작하였다. 분할된 좌·우 판은 봉에 고정되어 베어링에 의하여 수평이동이 용이하도록 하였으며, 가운데 아크릴 판에는 토압측정을 위한 하중계를 설치하였다. 벽체 지지대는 토압으로 인한

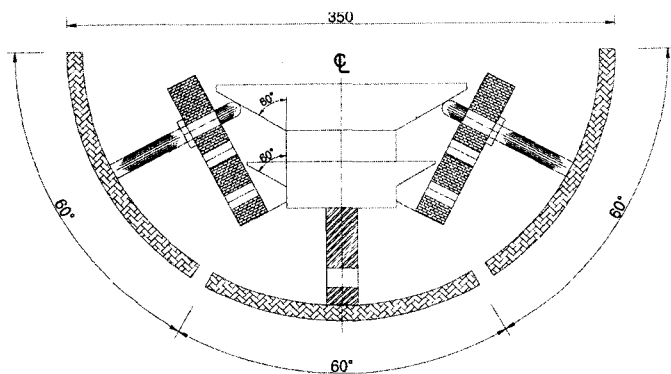
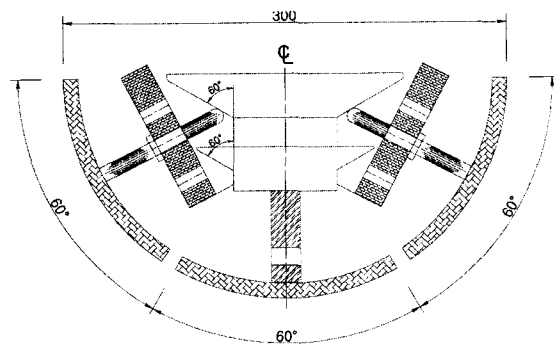
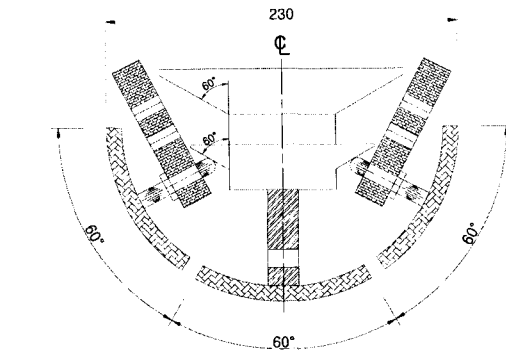
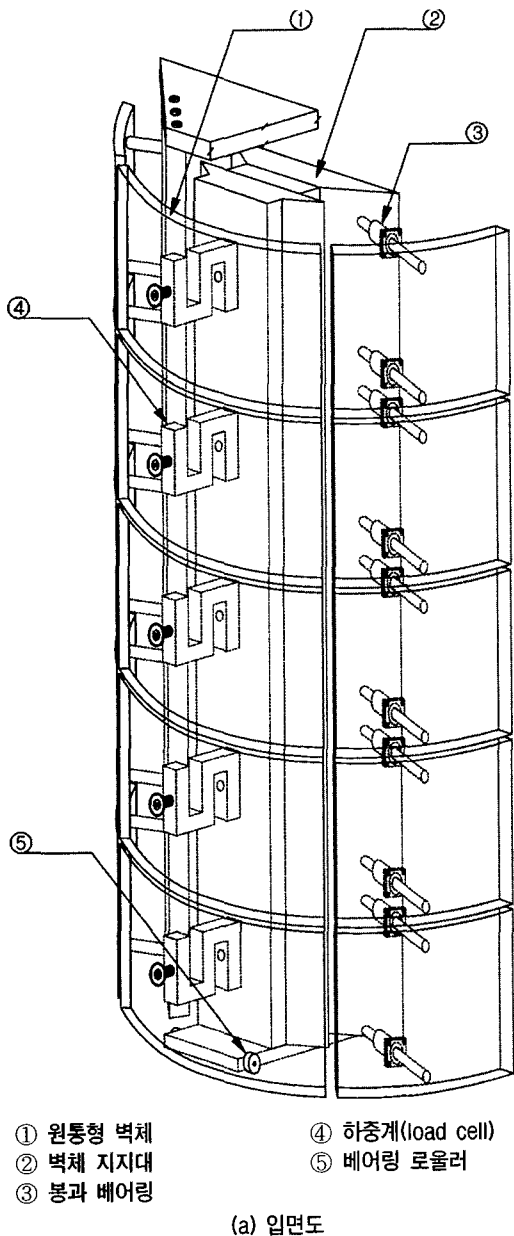
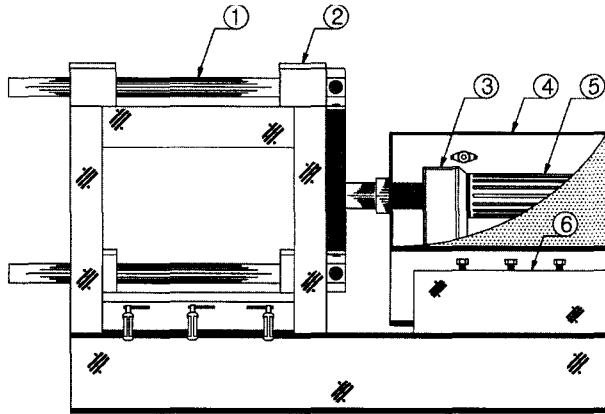


그림 3. 모형 벽체

변형이 발생하지 않도록 두께 30.0mm의 베이클라이트(bakelite) 판을 사용하여 하중계가 설치되는 앞판과 직선운동장치가 연결되는 뒷판으로 구성하였다. 벽체 지지대 하단에는 원활한 수평변위 발생을 위하여 베어링 로울러(roller)를 설치하였다. 또한, 벽체 지지대의 수평변위를 원통형 벽체의 축대칭 변위로 변환시키기 위하여 벽체의 모서리 부분을 60° 각도로 성형 제작하였다. 또한, 사용 모래와의 마찰각을 측정한 사포(sand paper)를 아크릴판에 붙여서 $\delta=0^\circ, 28.8^\circ, 36.5^\circ$ 등의 다양한 벽면마찰조건을 모사하였다.

2.1.4 등속변위 발생 시스템

벽체에 작용하는 주동토크를 측정하기 위한 모형 벽체의 주동변위는 직선운동장치와 등속변위 발생장치를 연결 제작하여 발생시켰다. 직선운동장치는 일 방향 운동만 허용하는 수평베어링과 직경 30.0mm 강봉을 이용하여 강재의 외형거더에 고정시켜 모형 벽체에 주동변위를 발생시키도록 하였다. 등속변위 발생장치(gear box)는 그림 4와 같이 전동 모터를 이용하여 구동력을 부여하였으며 기어조절장치에 의하여 1.0mm/min의 일정한 속도로 이동하도록 제작하였다.



- ① 직선운동 장치
- ② 수평 베어링
- ③ 기어비 조절장치
- ④ 등속변위 발생장치
- ⑤ 전동모터
- ⑥ 등속변위 발생장치 지지대

그림 4. 등속변위 발생 시스템

2.1.5 측정 및 데이터 수집장치

본 연구에서 모형실험을 위한 측정장치는 깊이에 따른 주동토압을 측정하기 위한 하중계(load cell)와 벽체 변위측정을 위한 LVDT를 이용하였다. 하중계는 정밀도 0.03%인 측정용량 100kgf의 국내산 변형률계식(DBBP-100, Bongshin load cell Co.)을 깊이별로 7.8, 22.8, 37.8, 52.8, 67.8cm 깊이에 각각 설치하였다. 모형 벽체의 주동변위 측정을 위한 LVDT는 정밀도 $100 \times 10^{-6}/\text{mm}$ 인 일본산(CDP-100, Tokyo sokki kenkyujo Co.)을 사용하였다. 측정 데이터 수집장치(data logger)는 일본산(Tokyo sokki kenkyujo Co.)인 이동식 TDS-303(TML portable data logger)을 컴퓨터에 연결하여 모니터에 화면출력되는 동시에 일정한 시간간격으로 저장 되도록 하였다.

2.2 모형 지반

2.2.1 입도분포 및 토질 정수

본 연구에서 모형지반 조성을 위해 사용된 모래는 한강 하류에서 채취하여 공기 중에서 건조시킨 모래이며 사용된 모래의 입도분포 및 기본 물성은 그림 5 및 표 1과 같다.

사용된 모래는 입경 1.0mm 이하인 모래의 중량 백분율이 80%이상으로써 비교적 가는 모래이며, 세립분이 거의 없는 깨끗하고 비교적 둥근 입자와 모난 입자가 적당히 섞인 모래로서 통일분류법(Unified Soil Classification System)에 의한 분류결과 SP로 분류되었다. 모형 지반은 모래커튼(sand curtain)방법을 이용한 강사법(raining

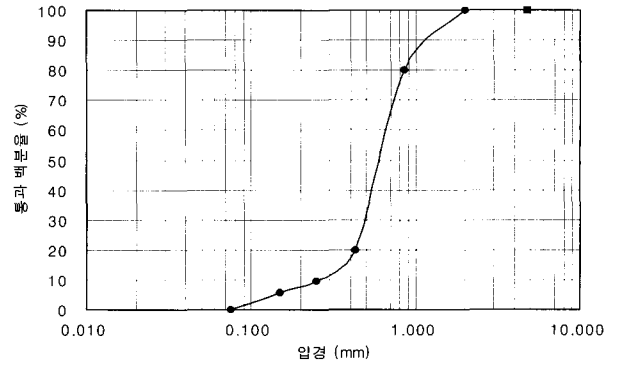


그림 5. 모형지반의 입도분포 곡선

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 (γ_{dmax})	17.0 kN/m ³
Minimum dry unit weight (γ_{dmin})	14.3 kN/m ³
Experimental dry unit weight (γ_d)	16.4 kN/m ³
Experimental relative density (D_r)	81 %
Unified Soil Classification System	SP
Internal friction angle (ϕ)	41.6°
cohesion (c)	0.0 kN/m ²

method)으로 조성하였으며 낙하고는 1.0m로 일정하게 유지하였다. 깊이별로 강사 전에 알루미늄 캔($\phi = 75\text{mm}$, $h = 50\text{mm}$)을 층당 2개씩 총 5층에 매설한 후 단위중량을 측정하여 상대밀도의 균일 정도를 확인하였다.

2.2.2 벽면마찰각 결정

전술한 바와 같이 벽면마찰각은 거칠기가 다양한 사포를 선별하여 모사하였으며, 사포와 모래의 마찰각을 결정하기 위하여 직접전단시험기의 전단상자를 개조하여 벽면마찰 측정시험을 수행하였다. 전단상자 하부에는 사포를 설치하고 상부에는 모래를 넣은 후 마찰각을 측정하는 방법을 이용하였다. 각 사포 번호 별로 결정된 마찰각은 표 2와 같으며 본 연구에서는 벽면마찰각이 각각 $\delta = 0^\circ, 28.8^\circ, 36.5^\circ$ 인 경우에 대하여 모형실험을 수행하였다. 또한, 벽면마찰이 0° 인 조건을 모사하기 위

표 2. 사포와 모래의 마찰각 측정 결과

Number of sand paper	Friction angle with sand
#40	36.5°
#60	33.8°
#80	28.8°
#320	15.1°

하여 벽면에 윤활유를 칠한 후 강사하여 실험을 수행하였다.

2.3 실험장치의 검증

모형 실험을 위해 제작된 모형실험장치가 정상적으로 작동하는지를 확인하기 위해서는 검증이 필요하다. 본 연구에서는 개발된 모형실험장치가 모형 벽체에 작용하는 하중을 정확히 측정하는지를 검증하기 위하여 토조에 물을 채워 정수압을 측정하는 방법을 이용하였다. 하중계는 모형벽체 조립전에 추를 이용하여 보정하였다. 물이 새는 것을 방지하기 위하여 비닐을 토조 내부에 설치하고 물을 채워 정수압을 측정하였다. 벽체에의 균등한 수압작용을 위해 비닐은 벽체에 밀착되도록 설치하였다. 정수압 측정 결과 그림 6과 같이 이론값과 실측값이 거의 일치함을 알 수 있었다. 따라서, 제작된 모형실험장치는 모형 벽체에 작용하는 하중을 정확히 측정하는 것을 확인하였다.

2.4 실험 내용 및 방법

본 연구의 목적은 원통형 벽체에 균등한 주동변위 발생시 다양한 벽체 형상비 및 벽면마찰조건에 대하여 벽체변위에 따른 토압분포와 파괴면 형상을 확인하고 수평 및 연직방향 아칭효과를 고려한 원통형 벽체의 주동토압 예측식의 적정성을 검증하는데 있다. 따라서, 모형실험조건은 벽체높이 75cm에 대하여 반경이 각각 17.5cm(H/R=4.286), 15.0cm(H/R=5.000), 11.5cm(H/R=6.522)인 세가지 형상

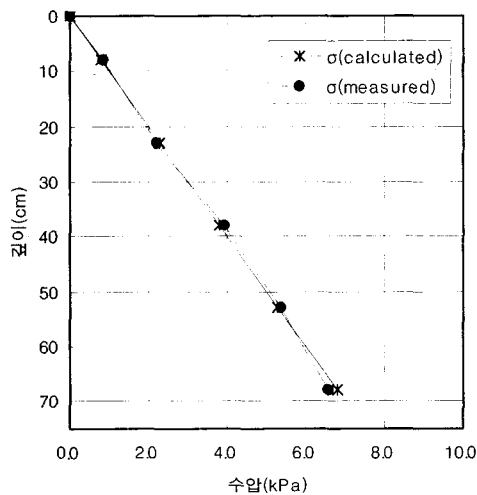


그림 6. 정수압 측정 결과

표 3. 모형실험 조건

Test No.	Model dimensions			Wall friction (°)
	H(cm)	R(cm)	H/R	
T-L1	75.0	17.5	4.286	0.0
T-L2	75.0	17.5	4.286	28.8
T-L3	75.0	17.5	4.286	36.5
T-M1	75.0	15.0	5.000	0.0
T-M2	75.0	15.0	5.000	28.8
T-M3	75.0	15.0	5.000	36.5
T-S1	75.0	11.5	6.522	0.0
T-S2	75.0	11.5	6.522	28.8
T-S3	75.0	11.5	6.522	36.5

비에 대하여 벽면마찰각을 $\delta=0^\circ, 28.8^\circ, 36.5^\circ$ 로 변화시키면서 표 3과 같은 실험조건에 대하여 모형실험을 수행하였다.

모형실험은 다음과 같은 방법으로 수행하였다. 소정의 형상비를 갖는 모형벽체를 전면판과 함께 토조에 설치한 후 강사기로 낙하고 1.0m를 유지하면서 75cm 두께로 강사하였다. 강사 중에는 지반내 파괴면의 형상을 확인하기 위하여 7.5cm 강사 후마다 지중에 직경 0.7mm의 납선을 수평으로 설치하였다. 납선은 그 특성상 유연하기 때문에 약간의 외력에도 쉽게 휘어져 지중에서 파괴면 형성시 파괴면 위치에서 휘어지게 되므로 실험이 끝난 후 편평한 면에 재배치하게 되면 파괴면의 형상을 확인할 수 있다.

강사가 끝난 후에는 지표면에서의 파괴면 형상을 확인하기 위하여 빨간색 스프레이 페인트를 얇게 분사하였다. 주동변위가 발생함에 따라, 지표침하로 인하여 지표면에 분사한 페인트가 갈라지면서 파괴면 위치에서는 페인트 아래의 모래가 노출되기 때문에 파괴면을 쉽게 확인할 수 있다.

강사에 의한 모형지반의 형성완료 후, 등속변위 발생장치를 작동시켜 1.0mm/min의 저속으로 주동변위를 발생시키면서 7초 간격으로 하중계 및 LVDT의 데이터를 저장하였다. 벽체의 주동변위는 주동토압이 발생할 만큼 충분히 허용하였다.

2.5 실험 결과 및 분석

본 절에서는 모형실험에 의한 원통형 벽체에 작용하는 토압분포에 대하여 벽체 변위에 따른 토압 변화, 벽면마찰각의 영향, 벽체 형상비의 영향 등에 대하여 분석하였다. 평면변형조건에서의 이론토압과의 비교를 통하여 벽체 형상비에 따른 수평방향 아칭으로 인한 토압 감소

효과에 대하여 기술하였으며, 모형실험에 의해 확인된 파괴면 형상에 대하여 벽체 높이 및 반경의 영향에 대하여 분석하였다.

2.5.1 원통형 벽체에 작용하는 토압

가. 토압에 대한 벽체 변위의 영향

그림 7는 $H/R=4.286$, $\delta=0^\circ$ 인 벽체에 주동변위가 발생할 때 벽체에 설치된 로드셀(LC-1~5)에서 측정된 토압 변화를 나타내고 있다. 벽체변위가 0인 정지상태에서는 최대토압을 나타내나 점차 벽체변위가 발생함에 따라 약 2mm($\approx 1/400 H$)변위 발생시 가장 작은 토압을 보인다. 그 후 변위가 지속적으로 발생함에 따라 다시 토압이 다소 증가하는 경향을 나타내고 있다.

따라서, 약 2mm 변위 발생시의 토압을 최소토압인 주동토압으로 볼 수 있다. 한편, 추가 변위 발생시 토압이 다시 증가하는 것은 원통형 벽체 배면의 지반이완의 진행에 기인하는 것으로 판단된다. 기타 다양한 벽체 형상비 및 벽면마찰조건에서 수행된 실험결과도 유사한 경향을 나타내었다.

그림 8은 $H/R=4.286$, $\delta=0^\circ$ 인 벽체에 주동변위가 발생할 때 깊이에 따른 토압분포의 변화를 나타내고 있다. 벽체변위가 0인 정지상태에서는 정지토압과 거의 일치하는 토압분포를 나타내나 점차 벽체변위가 발생함에 따라 토압의 크기가 감소하여 약 1.87mm 변위 발생시 가장 작은 토압분포를 보이고 있다. 변위 발생 초기에는 깊이가 깊을수록 토압의 크기가 증가하나 변위가 발생함에 따라 깊은 곳에서의 토압의 크기가 상대적으로 감소하여 주동토압 작용시에는 깊이가 깊어짐에 따라 토압이 감소하는 경향을 나타내고 있다. 이러한 경

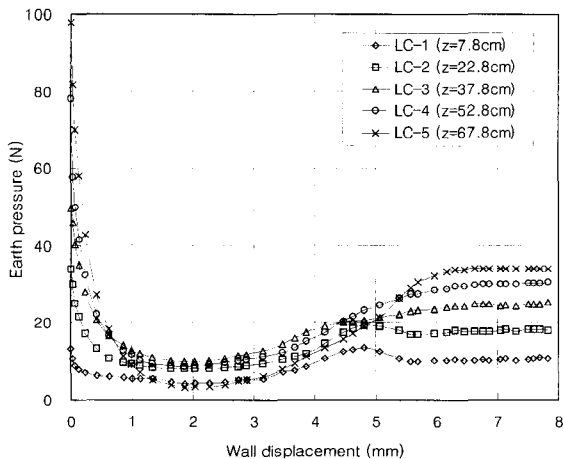


그림 7. 벽체 변위에 따른 측정토압의 변화($H/R=4.286$, $\delta=0^\circ$)

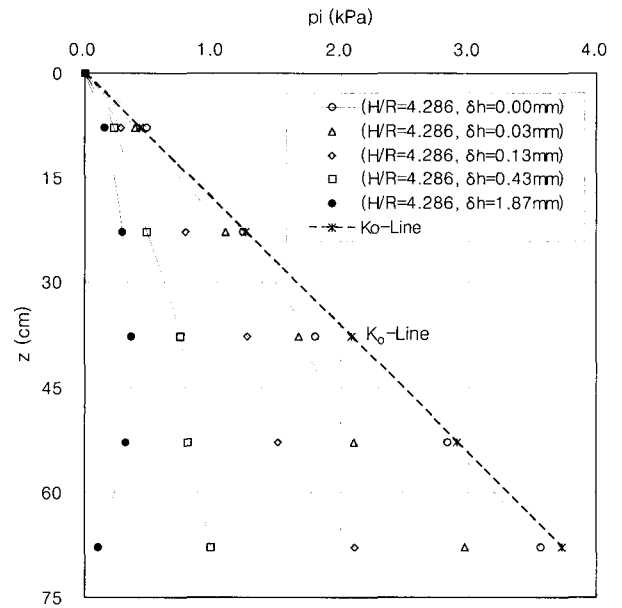


그림 8. 벽체 변위에 따른 토압분포의 변화($H/R=4.286$, $\delta=0^\circ$)

향은 벽체 배면지반에서의 아칭효과에 기인하는 것으로 판단된다.

나. 벽체 형상비의 영향

그림 9~그림 11은 벽면마찰이 일정한 상태에서의 벽체 형상비에 따른 토압분포의 변화를 보여주고 있다. 벽체 형상비가 작을수록, 즉 벽체 반경이 클수록 토압이 증가하는 경향을 나타내고 있다. 이는 벽체 형상비가 작을수록, 즉 벽체 반경이 클수록 평면변형조건에 가까워지므로 인하여 수평면에서의 접선응력에 의한 아칭효과

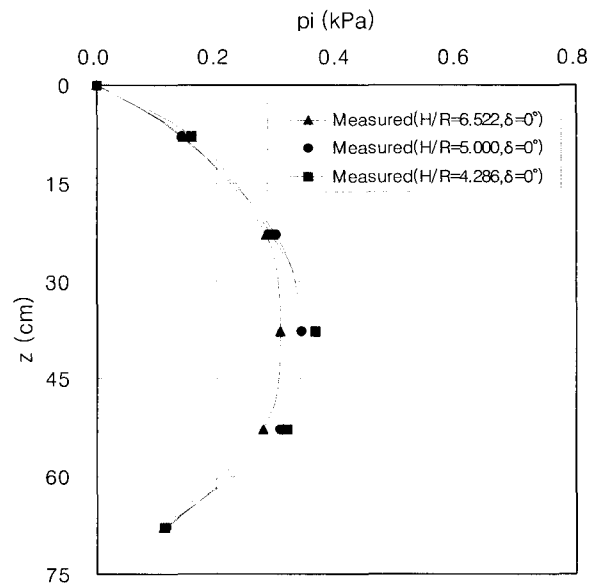


그림 9. 토압 측정결과($\delta=0^\circ$)

로 인한 토압감소효과가 작아지기 때문에 판단된다. 한편, 벽면마찰이 없을 때에는 벽체 중간부에서 최대

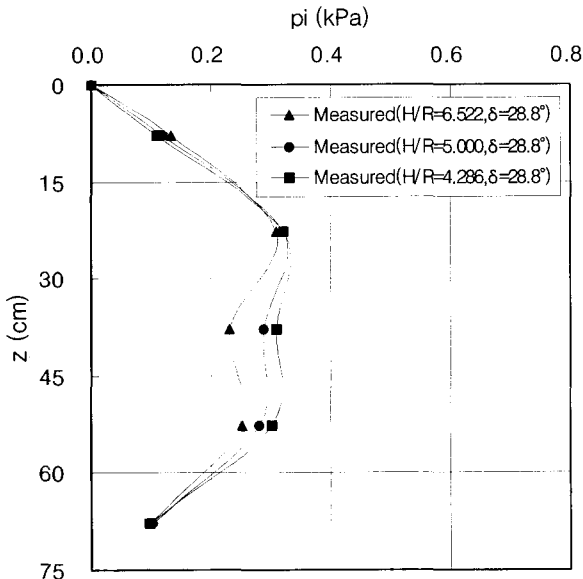


그림 10. 토압 측정결과 ($\delta = 28.8^\circ$)

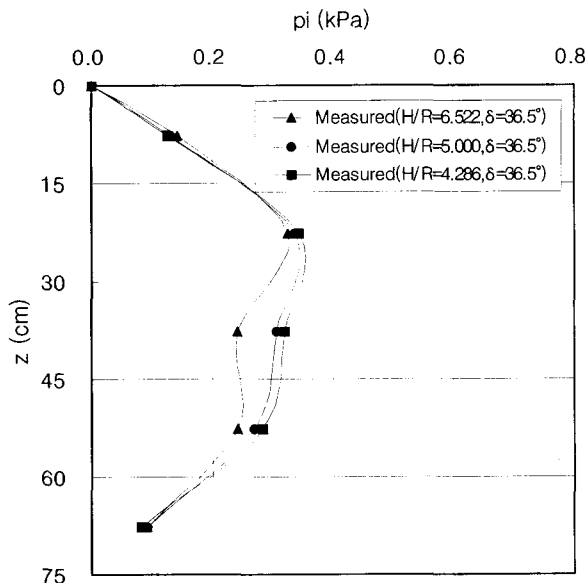


그림 11. 토압 측정결과 ($\delta = 36.5^\circ$)

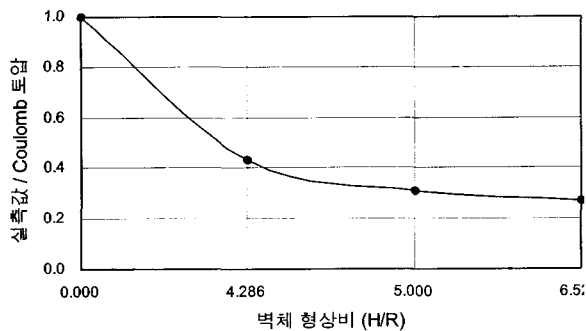


그림 12. 벽체 형상비에 따른 토압의 합력 비교($\delta = 0^\circ$)

토압을 나타내나 벽면마찰각이 $\delta > 0^\circ$ 인 경우에는 벽체 중간부에서 토압이 다소 감소하는 경향을 보이고 있는데, 이는 벽면마찰력이 활동토체의 하향이동에 저항력으로 작용하여 벽체 중간부에서의 토압이 감소하기 때문에 사료된다.

그림 12는 평면변형조건에서의 Coulomb 주동토압의 합력에 대한 벽체 형상비에 따른 원통형 벽체에 작용하는 주동토압의 합력의 비를 나타낸다. 벽체 형상비가 증가할수록, 즉 벽체 높이가 일정한 경우 벽체 반경이 감소할수록 원통형벽체에 작용하는 토압의 합력은 감소하는 경향을 보이고 있다. 이러한 현상은 벽체 형상비가 증가할수록 수평면에서의 접선응력에 의한 아칭효과로 인하여 벽체에 작용하는 토압이 감소하는 데에 기인하는 것으로 사료된다. 이는 흙막이벽을 설치하지 않고 지반을 굴착할 때 평면변형조건의 도랑(trench)형으로 굴착할 때보다 축대칭조건의 원형으로 굴착할 경우에 더 깊이 굴착할 수 있는 것과 같은 이유로 설명될 수 있다.

다. 벽면마찰의 영향

그림 13~그림 15는 벽체 형상비가 일정한 상태에서의 벽면마찰의 영향을 나타내고 있다. “나. 벽체 형상비의 영향”에서 기술한 바와 같이 벽면마찰이 없을 때에는 벽체 중간높이에서 최대 토압을 갖는 활모양의 토압 분포를 보이나, 벽면마찰이 존재할 경우에는 벽체 중간높이보다 상부에서 최대 토압을 갖는 토압분포를 보이고 있다. 또한, 벽면마찰이 증가할수록 상부에서의 최대

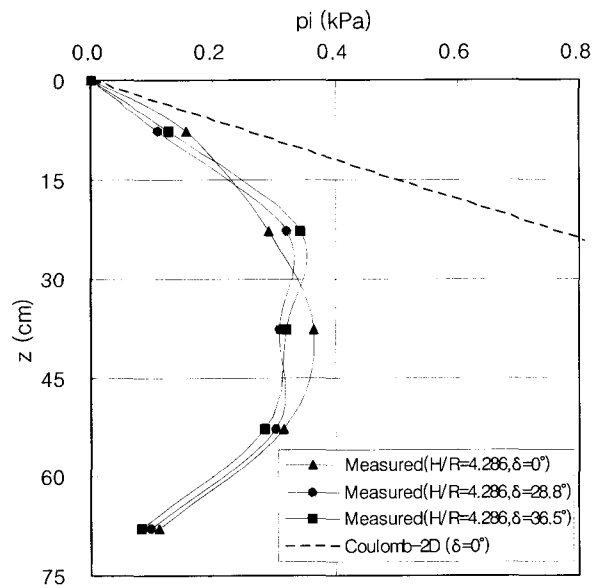


그림 13. 토압 측정결과(H/R=4.286)

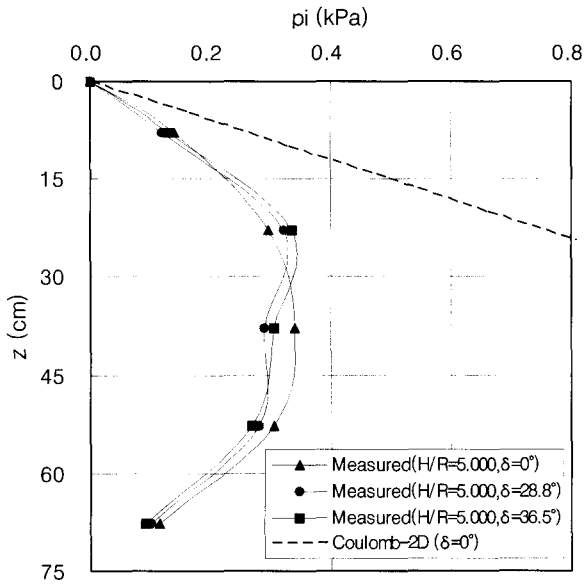


그림 14. 토압 측정결과(H/R=5.000)

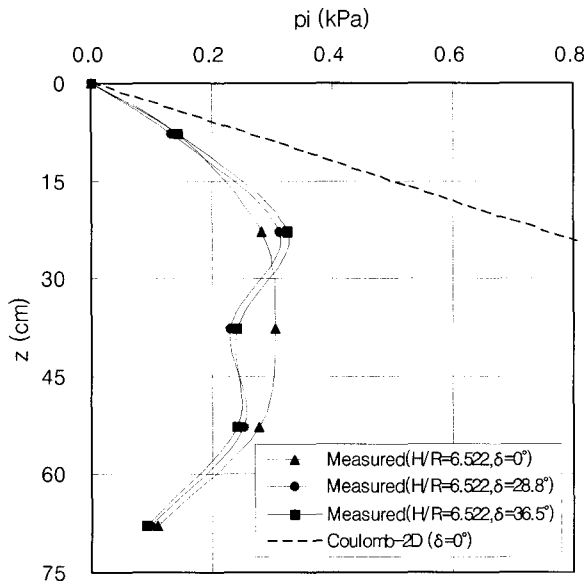


그림 15. 토압 측정결과(H/R=6.522)

토압은 증가함을 알 수 있다. 이러한 현상은 벽면마찰력이 활동토체의 하향이동에 저항하므로써 연직방향 아칭효과로 인하여 활동토체의 자중이 상부 벽체로 전이(load transfer)되어 상부벽체에서는 토압이 증가하고 하부벽체에서는 토압이 감소하기 때문으로 판단된다.

2.5.2 원통형 벽체 배면지반 파괴면의 형상

그림 16~그림 18은 모형실험에 의한 원통형 벽체 배면지반내 파괴면 형상을 나타내고 있다. 그림 16은 벽체높이를 H=75.0cm로 유지하고 벽체 반경을 R=17.5cm

(H/R=4.286), 15.0cm(H/R=5.000), 그리고 11.5cm (H/R=6.522)로 변경하면서 실험한 결과이다. 벽체 반경이 감소할수록, 즉 벽체 형상비가 증가할수록 벽체로부터 지표면 파괴면까지의 거리는 감소하는 경향을 보이고 있으며 대략 벽체반경과 근사한 거리임을 알 수 있다. 파괴면 형상은 곡선형태를 보여 활동토체의 체적은 $45^\circ + \phi/2$ 파괴면을 갖는 경우보다 작은 것으로 나타났다. 그러나, 그림 17 및 18과 같이 벽체 높이가 낮을수록, 즉 벽체 형상비가 작을수록 파괴면 형상의 차이에서 오는 활동토체의 체적의 차이는 감소함을 알 수 있다. 이는 벽체 형상비가 감소할수록 평면변형조건에 가까

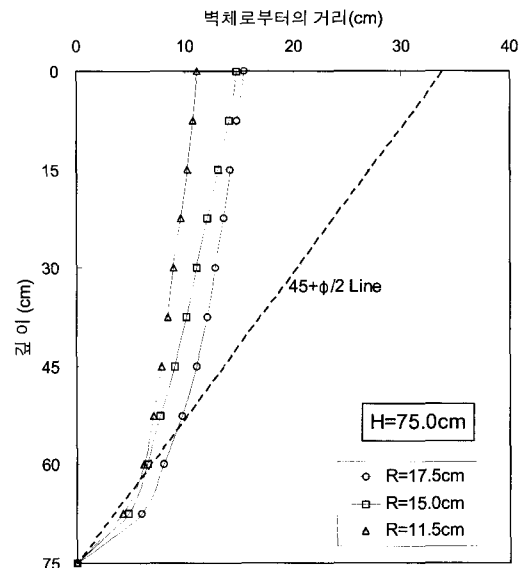


그림 16. 파괴면 형상에 대한 벽체 반경의 영향

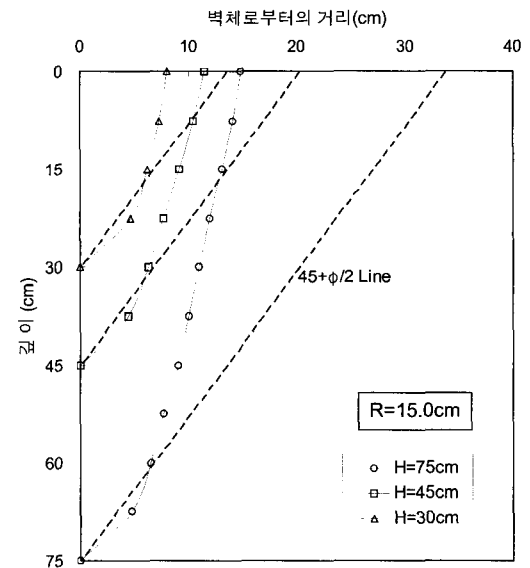


그림 17. 파괴면 형상에 대한 벽체 높이의 영향 I

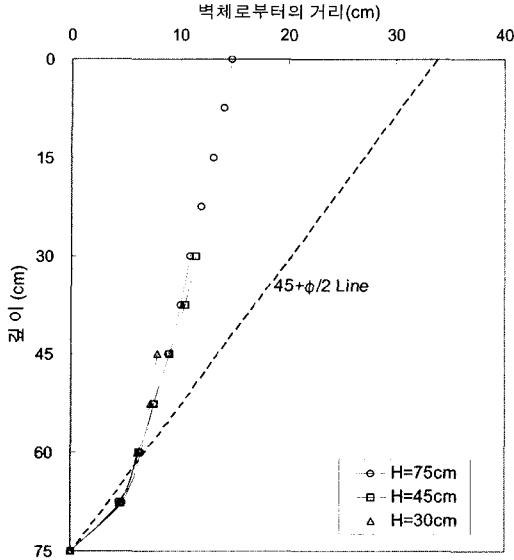


그림 18. 파괴면 형상에 대한 벽체 높이 영향 II

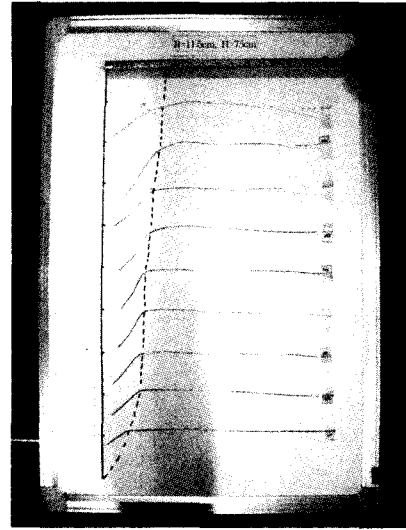


그림 19. 파괴면 형상 측정

워지기 때문으로 판단된다.

그림 17은 벽체 높이가 상이한 경우에 관찰된 파괴면 형상을 지표면을 기준으로 나타낸 것이고, 그림 18은 벽체 하부를 기준으로 나타낸 것이다. 벽체 하부에서의 파괴면 형상은 거의 일치함을 알 수 있다. 이러한 실험결과로 볼 때 파괴면 형상은 벽체 높이보다는 주로 벽체 반경의 영향을 받는 것으로 판단된다. 그러나, 그림 17에서와 같이 벽체 반경이 동일한 경우 벽체 높이가 증가할수록 벽체로부터 지표면 파괴면까지의 거리는 증가하는 것으로 나타났다.

그림 19는 2.4절에서 기술한 바와 같이 지반내 파괴면의 형상을 확인하기 위하여 지중에 직경 0.7mm의 납선을 수평으로 설치하여 측정된 파괴면 형상을 보여주

고 있다. 이완된 주동영역에서의 납선은 아치형태로 휘어진 모습을 확인할 수 있으며, 영향범위를 벗어난 영역에서는 수평상태를 그대로 유지하고 있는 것을 알 수 있다.

3. 제안된 토압공식의 수정

3.1 접선방향응력에 대한 토압계수의 수정

천병식 등(2003)은 접선방향응력에 대한 토압계수를 안전측으로 $\lambda = 1 - \sin \phi$ 를 적용하였다. 그러나, Wong 등(1988)은 탄소성 거동을 모사할 수 있는 수치해석을 수행하여 원통형 벽체 배면지반이 탄성상태에서 소성

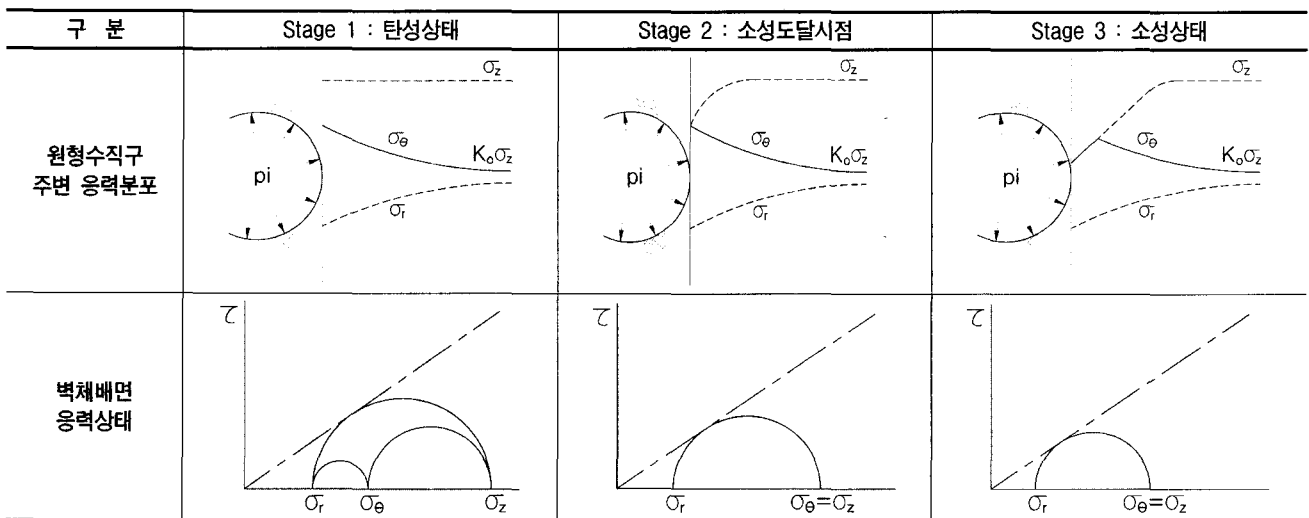


그림 20. 원통형벽체 배면지반 연직응력과 접선응력의 관계(Wong 등, 1988)

상태에 도달함에 따른 응력상태를 그림 20과 같이 나타내었다. 탄성상태에서는 초기연직응력 σ_{z0} 가 접선응력 σ_θ 보다 크지만, 벽체변위가 증가함에 따라 소성상태에 도달하면서 점차 $\sigma_z = \sigma_\theta$ ($\lambda=1$)가 되는 것으로 설명하였다. 따라서, 본 논문에서는 접선방향응력에 대한 토압계수는 Wong 등의 수치해석 결과에 근거하여 원통형 벽체 배면지반에서의 연직방향응력과 접선방향응력이 같은 조건인 $\lambda=1$ 로 수정 제안하였다.

3.2 반경방향응력에 대한 토압계수의 수정

천병식 등(2003)은 반경방향응력에 대한 토압계수를 Harrop-Williams(1989)의 제안식을 적용하였다. Harrop-Williams의 토압계수는 $\phi=0^\circ$ 이고 $\delta=0^\circ$ 일 때 주동토압계수는 1.0이 되며 Coulomb의 주동토압계수와 같은 값을 나타내어 Handy(1985)가 식 (4)와 같이 1.06을 산정하는 토압계수 산정식보다는 벽면마찰의 영향을 적절히 반영하고 있다. 그러나, Harrop-Williams는 벽체 배면에 직접 작용하는 연직응력을 이용하여 주동토압계수를 정의하였음에도 불구하고 토압산정식에서는 임의의 깊이에서 벽면에 작용하는 연직응력이 아닌 연직응력의 평균값을 사용한 모순이 있다.

$$K_w = 1.06(\cos^2\theta + K\sin^2\theta) \quad (4)$$

여기서, $\tan\theta = \frac{1-K_a}{2K_a\tan\delta} \pm \left[\left(\frac{1-K_a}{2K_a\tan\delta} \right)^2 - \frac{1}{K_a} \right]^{1/2}$

$$K_a = \tan^2(45^\circ - \phi/2)$$

Paik과 Salgado(2003)는 벽체의 변위발생에 따른 배면지반에서 발생하는 응력상태의 변화를 정확히 고려하기 위하여 뒷채움재의 ϕ 와 δ 에 따른 미소수평요소에 작용하는 새로운 주동토압계수 산정식을 식 (5)와 같이 제안하였다.

$$K_w = \frac{3(\cos^2\theta + K_a\sin^2\theta)}{3 - \cos^2\theta(1 - K_a)} \quad (5)$$

식 (5)는 $\phi=0^\circ$ 이고 $\delta=0^\circ$ 일 때 주동토압계수는 1.0이 되며 Rankine이나 Coulomb의 주동토압계수와 같은 값을 나타내어 전단강도가 없는 물의 역학적 특성과 일치함을 나타내고 있다. 따라서, 본 연구에서는 원통형 흙막이벽에 작용하는 주동토압 산정을 위한 반경방향응력에 대한 토압계수 K_w 는 Paik과 Salgado가 제안한

주동토압계수인 식 (5)를 적용하였다.

3.3 보정계수의 도입

토압산정공식의 유도를 위해서는 벽체 배면지반 파괴면의 형상을 파악하여야 한다. 2장에서 원통형 벽체의 형상비(H/R)를 달리하여 수행한 모형실험 결과 그림 16과 같이 원통형 벽체의 주동변위가 발생할 경우 배면지반은 소성상태에 도달한 후 중력의 영향이 지반의 극한강도를 초과할 경우 파괴면이 발생하게 된다. 지표면에 도달한 파괴면까지의 거리는 벽체반경에 비례하여 증가하게 되며 파괴면의 형상은 벽체하부에서 수평면과 약 $45^\circ + \phi/2$ 의 경사각을 이루지만 지표면에 접근함에 따라 그 경사가 점점 급해지는 경향을 나타내었다.

천병식 등(2003)은 토압공식 유도를 위해서 파괴면은 수평면과 $45^\circ + \phi/2$ 의 경사각을 갖는 직선형태로 가정하였다. 이는 벽체의 높이가 증가함에 따라, 그리고 벽체의 반경이 감소함에 따라 파괴면 형상의 차이가 커지나 활동토체의 체적증가로 실제보다 다소 큰 토압을 예측하게 되므로 안전측이다. 그러나, 파괴면 형상의 가정에서 발생하는 오차를 줄이기 위해 보정계수 f_{cr} 을 도입하였다.

$$p_i = K_w \sigma_z \quad (6)$$

$$\sigma_z = \left(q - \frac{\gamma}{M} \right) e^{-Mz} + \frac{\gamma}{M} \quad (7)$$

여기서, $M = \frac{2\pi f_{cr}}{A} \left[K_w R \sin\delta + \frac{\sin\phi}{\sin(\beta - \phi)} (K_w R \cos\delta + \lambda(r - R)) \right]$

$A =$ 임의의 깊이 z 에서의 활동토체의 수평 단면적 $= \pi(r^2 - R^2)$

$r =$ 벽체 중심으로부터 파괴면까지의 거리

$$= \frac{H-z}{\tan\beta} + R$$

$f_{cr} =$ 보정계수

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

$$\beta = 45^\circ + \phi/2$$

4. 모형실험 결과와의 비교

본 연구에서는 새로 제안된 원통형 벽체에 작용하는 주동토압 산정공식의 정확성 평가를 위해 본 연구에서 수행된 모형실험 결과와 비교하였다.

그림 21은 모형실험 및 제안식에 의한 벽체 형상비에

따른 토압분포를 보여주고 있다. 보정계수를 도입하지 않은 경우 ($f_{cr}=1.0$) 제안식은 실측값에 비해 약 20%정도 큰 토압분포를 산정하였다. 이는 파괴면 형상을 수평면과 $45^\circ + \phi/2$ 의 경사각을 갖는 직선으로 단순화하여 가정함에 따른 오차 등에 의한 것으로 판단되며, 보정계수 $f_{cr}=1.2$ 를 적용한 경우의 제안식에 의한 예측값이 실측값과 잘 일치하였다.

그림 22는 모형실험 및 제안식에 의한 벽면마찰에 따른 토압분포를 보여주고 있다. 그림 21과 같이 보정계수를 도입하지 않은 경우 ($f_{cr}=1.0$) 제안식은 실측값에

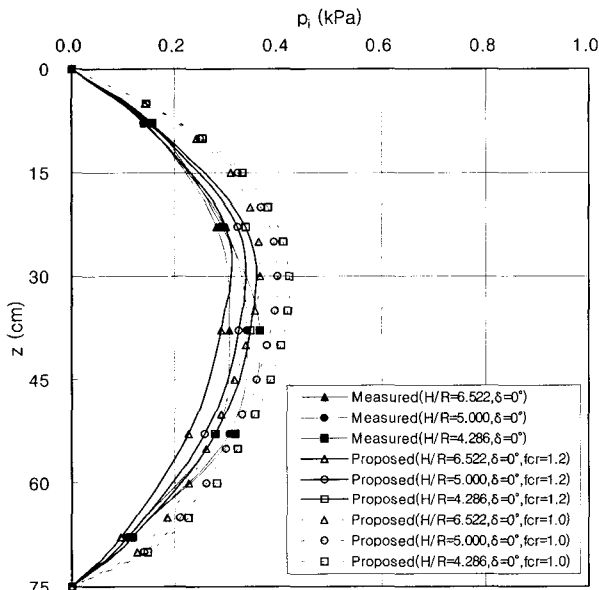


그림 21. 벽체 형상비(H/R)에 따른 토압분포 비교 ($\delta=0^\circ$)

비해 약 30%정도 큰 토압분포를 산정하였다. 이 경우에도 보정계수 $f_{cr}=1.2$ 를 적용한 경우의 제안식에 의한 예측값이 실측값과 잘 일치하였다. 따라서, 보정계수는 벽체형상비나 벽면마찰각의 크기와 상관없이 $f_{cr}=1.2$ 를 적용하는 것이 적절한 것으로 판단되며, 이 때 극한 평형해석법에 근거하여 제안된 토압공식은 실측값과 잘 일치하는 것을 확인하였다.

그림 23~그림 25는 $H/R=4.286$, $\delta=0^\circ, 28.8^\circ, 36.5^\circ$ 인 경우 축대칭 조건에서의 실측토압 및 예측토압과 평면변형조건에 대한 주동토압을 비교하여 보여주고 있다.

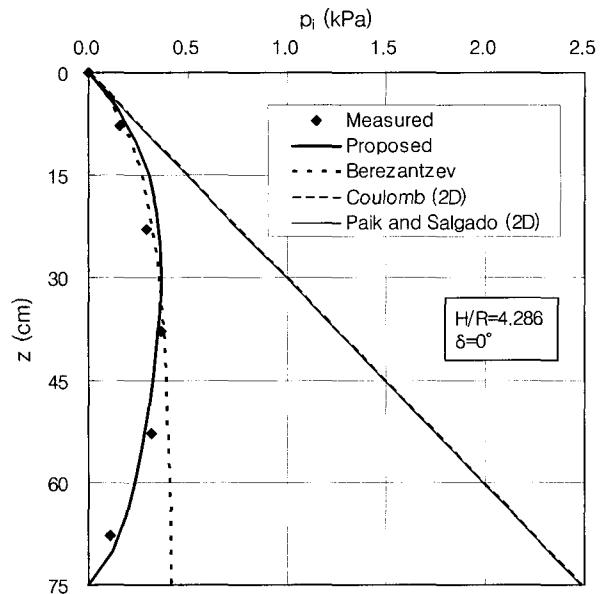


그림 23. 평면변형조건 토압과의 비교($H/R=4.286, \delta=0^\circ$)

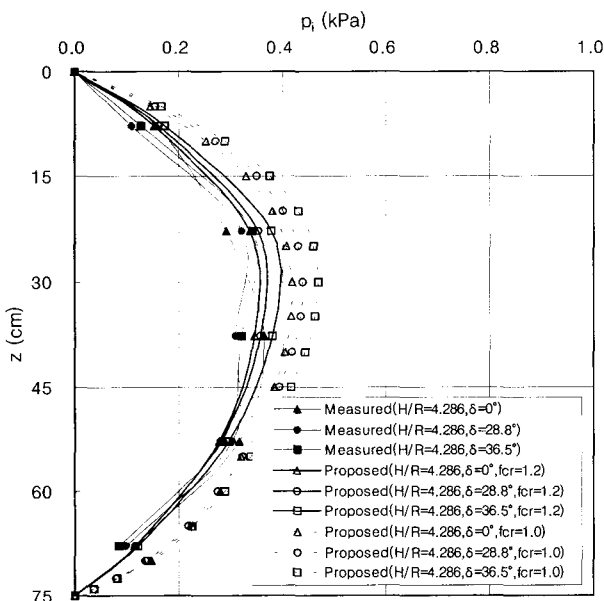


그림 22. 벽면마찰각에 따른 토압분포 비교($H/R=4.286$)

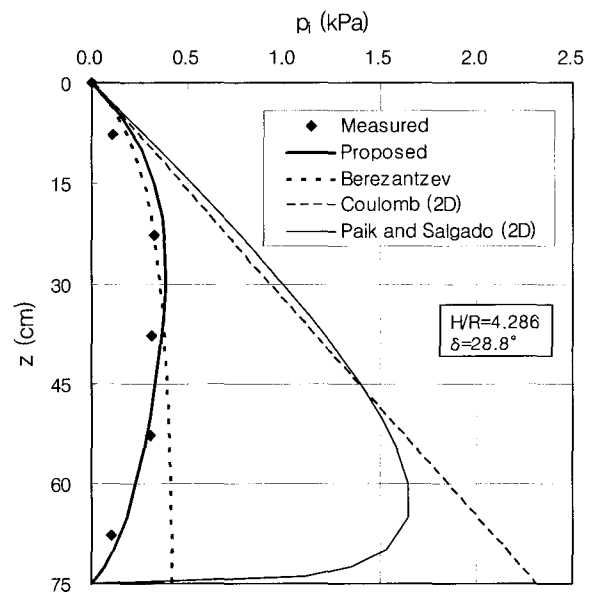


그림 24. 평면변형조건 토압과의 비교($H/R=4.286, \delta=28.8^\circ$)

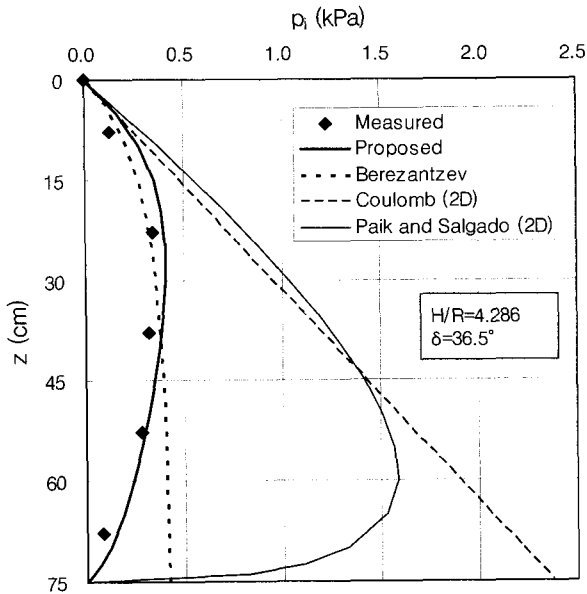


그림 25. 평면변형조건 토압과의 비교($H/R=4.286$, $\delta=36.5^\circ$)

예측토압에 대한 보정계수는 $f_{cr}=1.2$ 를 적용하였다.

평면변형상태의 벽면마찰을 고려한 Coulomb의 주동 토압은 벽면마찰각 증가시 깊이에 관계없이 토압이 일률적으로 변화함을 보여주고 있어 아칭효과를 고려하지 못하고 있음을 알 수 있다. 그러나, 평면변형상태의 벽면마찰로 인한 아칭효과를 고려한 Paik과 Salgado (2003)의 토압공식은 벽면마찰각이 0보다 큰 경우에는 벽체하단에서 토압이 0인 곡선분포를 나타내고, 벽면마찰각이 증가함에 따라 아칭효과에 의한 응력전달(load transfer)로 인하여 얇은 깊이에서는 토압이 증가하고 깊은 깊이에서는 토압이 감소하는 경향을 나타내고 있다. 축대칭 조건인 원통형 벽체에 작용하는 토압에 대한 제안식 역시 벽면마찰각 증가시 얇은 깊이에서는 토압이 증가하고 깊은 깊이에서는 감소함을 보여주고 있어 벽면마찰에 의한 아칭효과를 적절히 반영하고 있는 것으로 판단된다.

5. 결론

사질토지반에 설치된 원형수직구의 원통형 흙막이벽에 작용하는 토압산정을 위해 기존의 많은 연구자들이 제안한 토압공식은 서로 다른 다양한 토압분포를 예측하고, 벽체 형상비, 흙의 내부마찰각, 상재하중, 그리고 벽면마찰의 영향 등을 적절히 반영하지 못하는 문제점이 있다.

본 연구에서는 지하수의 영향을 고려하지 않은 건조

한 사질토지반의 원통형 흙막이벽에 균일한 수평변위가 발생할 때 벽체에 작용하는 주동토압분포와 배면지반 파괴면 형상을 확인하기 위하여 모형실험을 수행하였다. 그리고, 원통형 벽체에 주동변위 발생시 토압변화를 측정할 수 있는 토조를 제작하여 검증하였다. 모형실험에서 확인된 파괴면의 형상에 근거하여 천병식 등 (2003)이 극한평형법을 이용하여 제안한 토압공식을 수정 제안하였으며, 제안된 토압공식의 예측값과 모형실험결과를 비교·분석하여 제안된 토압공식의 적정성을 평가하였다.

이상의 연구 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 벽체에 변위를 발생시키면서 토압변화를 측정할 결과 변위가 발생함에 따라 토압이 점차 감소하여 약 2.0mm 변위발생시 최소값을 보인후 변위를 계속 발생시킬 경우 다소 증가하는 경향을 보였다. 이는 약 2.0mm의 벽체변위 발생시 최소토압인 주동토압에 도달하였다가 추가 변위 발생시 배면지반의 과다한 지반이완에 따라 토압이 증가하는 것으로 판단된다.
- (2) 벽체에 변위를 발생시키면서 깊이에 따른 토압분포 변화를 분석한 결과 초기에는 삼각형의 정지토압 분포를 보이나 변위가 발생함에 따라 점차 감소하다가 주동상태에 도달했을 때에는 깊은 곳에서의 토압의 크기가 상대적으로 감소하여 활모양의 토압 분포를 보였다. 이는 벽체 배면지반의 아칭효과에 기인하는 것으로 판단된다.
- (3) 원통형 벽체에 작용하는 토압에 대한 벽체 형상비의 영향을 분석한 결과 벽체 형상비가 작을수록, 즉 벽체 반경이 클수록 토압이 증가하는 경향을 나타냈다. 이는 벽체 형상비가 작을수록 평면변형조건에 가까워지므로 인하여 수평면에서의 접선응력에 의한 아칭효과로 인한 토압감소 효과가 작아지기 때문으로 사료된다.
- (4) 원통형 벽체에 작용하는 토압에 대한 벽면마찰의 영향을 분석한 결과 벽면마찰이 없을 때는 벽체 중간높이에서 최대 토압을 갖는 활모양의 토압분포를 보였으나, 벽면마찰이 존재할 경우에는 벽체 상부에서 최대 토압을 갖는 토압분포를 보였으며 벽면마찰이 증가할수록 상부에서의 토압은 증가하였다. 이는 벽면마찰력이 활동토체의 하향이동에 저항하므로써 연직방향 아칭효과로 인하여 활동토체의 자

중이 상부 벽체로 전이(load transfer)되어 상부벽체에서는 토압이 증가하고 하부벽체에서는 토압이 감소하기 때문에 판단된다.

- (5) 벽체 형상비가 증가할수록, 즉 벽체 반경이 감소할수록 벽체로부터 지표면 파괴면까지의 거리는 감소하는 경향을 보였으며 대략 벽체반경과 근사한 거리임을 알 수 있었다. 파괴면 형상은 곡선형태를 보여 활동토체의 체적은 수평면과 $45^\circ + \phi/2$ 의 각도를 이루는 파괴면을 갖는 경우보다 작은 것으로 나타났다. 그러나, 파괴면 형상비가 클수록 파괴면 형상의 차이에서 오는 활동토체의 체적의 차이는 감소함을 알 수 있었다. 이는 벽체 형상비가 증가할수록 평면변형조건에 가까워지기 때문에 판단된다.
- (6) 극한평형법에 근거하여 흙의 미소수평요소에서의 힘의 평형관계를 실제적으로 고려하고 수평방향 및 연직방향 아칭효과를 고려할 수 있는 새로운 토압 공식을 수정 제안하였다. 제안식은 벽체 형상비 및 벽면마찰의 영향을 적절히 고려하고 있으며, 모형 실험결과와 비교한 결과 보정계수 $f_{cr} = 1.2$ 를 적용한 경우의 제안식에 의한 예측값은 실측값과 잘 일치하였다.
- (7) 기존의 연구자들이 제안한 토압공식을 포함하여 본 연구에서 제안된 토압산정공식은 일반적으로 벽체의 붕괴를 방지하기 위해 필요한 최소토압을 산정

한다. 따라서, 굴착벽면의 변형을 허용할 수 있는 원통형 벽체에 적용될 수 있다. 한편, 본 연구에서 제안된 방법은 지속적인 현장측정자료의 분석을 통하여 현장 적용의 신뢰성을 높여야 한다.

참 고 문 헌

1. 천병식, 신영완 (2003), "사질토 지반의 원형수직구에 설치된 흙막이벽에 작용하는 토압", 한국지반공학회논문집, 제19권, 제5호, pp.175-188.
2. Britto, A. M. and Kusakabe, O. (1982), "Stability of axisymmetric excavations", *Geotechnique*, Vol.32, No.3, pp.261-270.
3. Handy, R. L. (1985), "The arch in soil arching", *J. of Geotech. Engrg.*, ASCE, Vol.111, No.3, pp.302-318.
4. Harrop-Williams, K. O. (1989), "Geostatic wall pressures", *J. of Geotech. Engrg.*, ASCE, Vol.115, No.9, pp.1321-1325.
5. Hsieh, P.G. and Ou, C.Y. (1998), "Shape of ground settlement profiles caused by excavation", *Can. Geotech. J.*, Vol.35, pp. 1004-1017.
6. Paik, K. H. and Salgado, R. (2003), "Estimation of active earth pressure against rigid retaining walls considering arching effects", *Geotechnique*, Vol.53, No.7, pp.643-653.
7. Wong, R. C. K. and 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.
8. Wong, R. C. K. and 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.

(접수일자 2004. 3. 11, 심사완료일 2004. 5. 17)