한국지반공학회논문집 제18권 6호 2002년 12월 pp. 141 ~ 152

강성경사면에 인접한 역T형 옹벽에 작용하는 상재하중에 의한 연직토압분포

Distribution of Vertical Earth Pressure due to Surcharge Loads Acting on Cantilever Retaining Wall Near Rigid Slope

유 남 재[*1] Yoo, Nam-Jae　　이 명 욱[*2] Lee, Myung-Woog
박 병 수[*3] Park, Byung-Soo　　홍 영 길[*4] Hong, Young-Kil

Abstract

This paper is the result of the experimental and numerical research on the distribution of vertical earth pressure due to surcharge loads acting on cantilever retaining wall close to a rigid slope with a stiff angle. Centrifuge model experiments were performed with changing the roughness of adjacent slope to the wall, distance between the wall and the slope and gravitational levels. Vertical earth pressures were measured by earth cells embedded in the backfill of the wall. Test results of vertical earth pressures due to surcharge loads were compared with theoretical estimations by using two different methods of limit equilibrium and the numerical analysis. For limit equilibrium methods, the modified silo and the wedge theories, proposed by Chung(1993, 1997), were used to analyze test results. Based on those modified theories, the particular solution with the boundary condition of surcharge loads on the surface of backfill was obtained to find the vertical stress distributions acting on the backfill. FLAC with the hyperbolic constitutive model was also used for the numerical estimation. As a result of comparison of test results with theoretical and numerical estimations, distribution of vertical earth pressures obtained from centrifuge model tests is generally in good agreement with numerical estmated values by using FLAC whereas the wedge theory shows values close to test results in case the distance between the wall and the slope is narrow.

요 지

본 논문은 급경사의 강성사면에 인접한 역 T형 옹벽에 작용하는 상재하중에 의한 연직 토압분포에 관한 실험적 수치해석적 연구결과이다. 강성사면의 조도, 사면과 옹벽 사이의 거리, 중력수준을 변화시킨 원심모형실험을 실시하고 옹벽 뒷채움재에 토압계를 매설하여 연직토압을 측정하였다. 상재하중에 의한 연직토압 분포에 관한 실험 결과를 기존의 두가지의 한계평형 해석이론 및 수치해석 결과와 각각 비교 분석하였다. 정성교(1993, 1997)에 의하여 제시된 보완 사이로이론과 흙쐐기이론을 사용한 한계 평형 해석법을 사용하였으며 그 이론을 확장하여 옹벽 배면 뒷채움재에 작용하는 상재하중에 의한 연직토압분포에 대한 특별해를 구하였다. 수치해석에서는 쌍곡선모델의 흙의 구성관계식이 적용된 FLAC 프로그램을 사용하였다. 수치해석에 의한 토압분포 산정 결과 원심모형실험 결과와 대부분의 경우에서 서로 일치하는 반면에 흙쐐기이론에서는 사면과 옹벽의 거리가 가까운 경우에 한하여 비교적 일치하는 경향을 보였다.

Keywords : Cantilever retaining wall, Centrifuge model test, FLAC, Vertical earth pressure, Rigid slope, Silo theory, Wedge theory

*1 정회원, 강원대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Kangwon Natl. Univ., njyoo@kangwon.ac.kr)
*2 정회원, 동해대학교 토목공학과 전임강사 (Member, Full Time Lect., Dept. of Civil Engrg., Dong Hae Univ.)
*3 정회원, 강원대학교 토목공학과 연구원 (Member, Researcher., Dept. of Civil Engrg., Kangwon Natl. Univ.)
*4 정회원, 한림정보산업대 토목공학과 겸임교수 (Member, Adjunct Prof., Dept. of Civil Engrg., Hallym College of Info. of Indu.)

1. 서 론

성토 및 굴착사면에서의 안정성 확보는 지반공학에 서오랜 기간 동안 가장 큰 관심사 중의 하나이다. 따라서 다양한 사면안정공법등이 개발 및 시공되어왔으며 옹벽을 비롯하여 앵커, 널막뚝, 현장콘크리트타설 벽체공법, 식생공법, 소일네일공법, 여러종류의 토목섬유를 사용한 보강토공법 등이 최근 들어 새로이 개발되어 시공되어 왔다. 그중에서 가장 보편적으로 시행되고 있는 공법은 토류구조물의 대표적인 것이라고 할 수 있는 옹벽구조물을 들 수 있다.

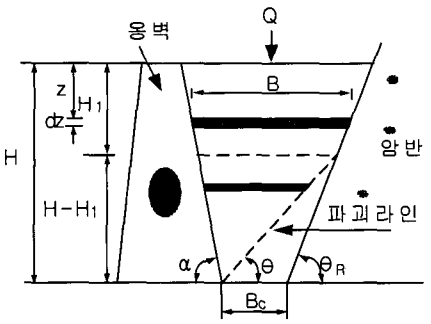
최근에 주거지의 부지조성, 기존도로의 확포장사업이 활발히 진행되면서 급경사면의 굴착과 함께 옹벽을 설치하는 경우가 많으며 또한, 기존의 암사면이나 풍화대의 급사면에 인접하여 교대를 설치하거나 지하암거를 설치하는 경우가 흔히 발생하고 있다. 이와같은 경우 채움재의 성토재료와 기존의 사면 사이에서 발생하는 마찰 저항력으로 인해 연직 및 수평토압의 재분배가 발생하는 것으로 알려져 있다.

따라서 본 연구에서는 기존사면에 인접하여 설치되는 역 T형 옹벽에 대하여 굴착사면의 조도, 옹벽배면과의 간격, 굴착사면의 경사를 매개변수로 하여 상재하중재하 원심모형실험을 실시하고 옹벽의 배면에 작용하는 연직토압을 측정하였다. 연직토압에 관한 실험결과를 기존의 두가지 한계평형이론(정성교; 1993,1997)에 옹벽뒷채움재 상부표면에 상재하중이 재하된 경우에 옹벽배면에 작용하는 연직토압 산정식을 유도하여 비교 분석하였다. 또한, FLAC에 의한 수치해석결과와 각각 비교 분석하였다.

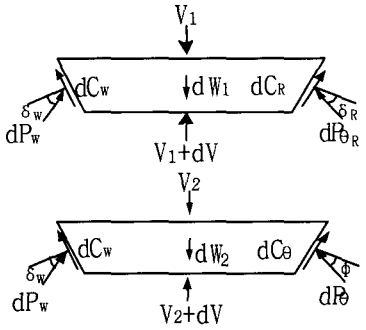
2. 문헌고찰 및 제시

기존의 안정사면에 인접하여 설치되는 옹벽구조물에 작용하는 토압을 구하는 이론은 옹벽의 배면과 인접사면이 모두 연직하게 평행한 조건에 대하여 적용 가능한 사이로이론이 있다. 사이로이론은 벽체 또는 강성사면이 모두 연직인 경우에 대해 유도된 것으로 시멘트 사이로(또는 석탄창고)의 벽체에 작용하는 토압을 Janssen(1895)에 의해 평면아치(flat arch)개념을 이용하여 산정하였다. 후에 Marston과 Anderson(1913)은 사이로, 암거등과 같이 연직한 두 벽면사이를 흙으로 뒤채움 할때 점증적인 압력의 영향을 고려하여 벽체에 작용하는 토압이론식을 유도하였으며 Spangler와 Handy(1982), Frydman 과 Keissar(1987)에 의해 토압이론식이 수정보완되었다. 한편, Macky 과 Mason(1972)은 깊은 사일로의 상부영역에 쐐기 이론을 적용하여 수평토압 산정식을 유도하였다. 한편, Myslivec(1981)는 연직한 두 강성벽체 사이에 느슨하게 뒤채움된 모래로부터 유발되는 수평토압을 쐐기 이론을 사용하여 구하였으며 그후에 Handy(1985), Harrop(1989)등에 의해 발전되어왔다.

국내에서는 김홍택(1990), 이승래(1993)등이 벽면마찰각을 이용하여 토압을 산정하였으며, 정성교(1993)는 평면아치개념을 이용하여 옹벽의 배면과 강성사면이 서로 평행하지 않고 뒷채움 표면 경사가 수평인 경우에 대하여 기존의 이론을 보완한 사이로이론식을 유도하였으며, 정진교(1994), 정성교(1997)는 옹벽의 배면과 강성사면이 서로 평행하지 않고 뒤채움 표면경사가 임의의 경사면을 갖는 경우에 대하여 옹벽의 상부에서는 사이로이론을, 옹벽의 하부에서는 Colulomb의 파괴면을 적용하는 흙쐐기이론을 이용하여 토압을 산정하는 흙쐐기이론을 제시하였다.



(a) 옹벽과 강성사면



(b) 평면아치 요소에 작용하는 힘

그림 1. 경사진 사면에 인접한 옹벽의 힘의 평형관계

본 연구에서는 그림 1에 보인 바와 같이 옹벽의 상부에서는 사이로이론을, 옹벽의 하부에서는 Colulomb의 파괴면을 적용하는 흙쐐기이론을 이용하여 토압을 산정하는 보완흙쐐기이론(정성교; 1993,1997, 정진교; 1994)에 옹벽뒷채움재 상부표면에 상재하중, Q가 재하된 경우에 대하여 옹벽배면에 토압을 산정하는 식을 유도하였다.

2.1 수정흙쐐기 이론

2.1.1 흙쐐기상층에 관한 이론식

그림 1(a)는 높이, H이며 배면의 경사각, α인 강성옹벽이 경사각, θ_R인 강성고정벽체 또는 암벽에 인접하게 설치된 경우를 나타내고 있다.

그림 1의 (b)는 옹벽의 상단에서 깊이, z 아래에 있는 미소요소의 두께, dz, 폭 B인 임의의 미소 막대요소에 작용하고 있는 힘들을 나타내고 있다.

여기서 V와 dV는 각각 이 미소막대요소에 작용하는 연직력과 그 증분을 나타낸 것이며, dw는 미소 막대의 자중이며, dP_w 및 $dP_{\theta R}$는 그 측면에 작용하는 반력들을, 그리고 dC_w, dC_R은 벽면과 암벽면의 부착력을 각각 나타내고 있다.

이 미소의 막대요소에 작용하는 힘들에 대해서는 기존의 이론식(정진교;1994)에 자세하게 유도되어 있다. 이 미소요소에 연직 및 수평 방향에 대하여 평형방정식을 취하여 정리하면 식 (1), (2)와 같다.

$$dW_1 = dV_1 + dP_w \cos(\alpha - \delta_w) + dP_{\theta_R} \cos(\theta_R - \delta_R) + dC_w \sin\alpha + dC_R \sin\theta_R \quad (1)$$

$$dP_{\theta_R} = \frac{1}{\sin(\theta_R - \delta_R)} [dP_w \sin(\alpha - \delta_R) - dC_w \cos\alpha + dC_R \cos\theta_R] \quad (2)$$

옹벽배면에 작용하는 주동토압력, dP_w는 평균연직응력을 $\overline{\sigma_z} = V/B$라 가정하여, 이 평균연직응력에 대한 옹벽의 뒷면에 작용하는 수직응력의 비는 토압계수 $K^*\left(= \frac{\sigma_w + C\cot\phi}{\overline{\sigma_z}\cos^2\beta + C'\cot\phi}\right)$라 정의하여 해를 구하면 다음과 같다.

$$dP_w = (K\sigma_z + (K-1)c'\cot\phi)\,\mathrm{cosec}\,\alpha \cdot \sec\delta_w \cdot dz \quad (3)$$

한편, 미소막대의 자중 dW_1는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$dW_1 = \gamma \cdot B \cdot dz = \gamma \cdot [(H-Z)C_1 + B_c] \cdot dz \quad (4)$$

식 (1)에 식 (2)를 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$dW_1 = dV_1 + dP_w C_2 + C_3 c' dz \quad (5)$$

여기서,

$dC_w = a_w \cdot c' \cdot \mathrm{cosec}\,\alpha \cdot dz,$

$dC_R = a_r \cdot c' \cdot \mathrm{cosec}\,\theta_R . dz,$

$a_w = \frac{c_w}{c'}$: 흙의 점착력에 대한 벽면의 부착력의 비

$a_r = \frac{c_r}{c'}$: 흙의 점착력에 대한 암사면의 부착력의 비

$C_1 = \frac{Sin(\alpha + \theta_R)}{Sin\alpha \cdot \sin\theta_R},$

$C_2 = \cos(\alpha - \delta_w) + \sin(\alpha - \delta_w) \cdot \cot(\theta_R - \delta_R)$

$C_3 = a_w \cdot \mathrm{cosec}\,\alpha(\sin\alpha - \cos\alpha\cot(\theta_R - \delta_R)) + a_r \cdot \mathrm{cosec}\,\theta_R(\sin\theta_R + \cos\theta_R\cot(\theta_R - \delta_R))$

식 (5)에 식 (3)과 (4)를 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\gamma[(H-Z)C_1 + B_c] = \frac{dV_1}{dz} + C_4\sigma_z + C_5 C' \quad (6)$$

여기서,

$\sigma_z = V/B, B = (H-Z)C_1 + B_c$,

$C_4 = C_2 K\,\mathrm{cosec}\,\alpha \cdot \sec\delta_w$

$C_5 = C_2(K-1)c'\cot\phi \cdot \mathrm{cosec}\,\alpha \cdot \sec\delta_w + C_3$

따라서 위 식 (6)은 다음과 같은 선형일계미분방정식의 형태로 정리된다.

$$\frac{dV}{dz} + C_4\frac{V_1}{(H-Z)C_1 + B_c} = \gamma \cdot [(H-Z)C_1 + B_c] - C_5 C' \quad (7)$$

위 식의 일반해는 식 (8)과 같다.

$$V_1 = (B_c + (H-Z)C_1)^{C_6} \times \left[\frac{\gamma}{C_1(C_6-2)}(B_c + (H-Z)C_1)^{2-C_6} - \frac{C_5 C'}{C_1(C_6-1)}(B_c + (H-Z)C_1)^{1-C_6} + C\right] \quad (8)$$

한편, 본 연구에서는 상기의 식 (8)에 뒤채움재 상부지표면에 상재하중이 재하되는 경우에 대하여 경계조건($V_1 = Q$, $z = 0$)을 대입하고, 적분 상수 C를 구한뒤

정리하여 임이의 깊이에서 흙쐐기상층의 수직력을 식 (9)와 같이 구하였다.

$$\therefore\ V_1 = (B_c+(H-z)C_1)^{C_6}\Big[\frac{\gamma}{C_1(C_6-2)} \times \{(B_c+(H-z)C_1)^{2-C_6} - (B_c+HC_1)^{1-C_6}\} - \frac{C_5 C'}{C_1(C_6-1)}\{(B_c+(H-z)C_1)^{1-C_6} - (B_c+HC_1)^{1-C_6}\} + (B_c+HC_1)^{-C_6}\cdot Q\Big] \quad (9)$$

한편, 옹벽의 배면에 작용하는 임이의 깊이 z에서의 수평토압은 다음식을 이용하여 구할 수 있다.

$$P(z_1) = \sigma_w \cdot \sec\delta_w$$
$$P(z_1) = [K^* \cdot \sigma_z + (K^*-1)c'\cot\phi]\sec\delta_w \quad (10)$$

여기서, $\sigma_z = \dfrac{V_1}{B}$

2.1.2 흙쐐기하층에 관한 이론식

그림 1(b)의 흙쐐기 하층에 대한 힘들은 상기의 흙쐐기 상층과 유도과정은 같으며 미소요소에 수평 및 수직의 평형방정식을 취한뒤 정리하게 되면 식 (11)과 같은 선형일계 미분방정식의 형태로 나타낼수 있다.

$$\frac{dV_2}{dz} + \frac{V_2}{(H-Z)D_1}D_4 = \gamma((H-Z)D_1) - c'D_5 \quad (11)$$

여기서,

$$D_2 = \cos(\alpha-\delta_w) + \sin(\alpha-\delta_w)\cdot\cot(\theta-\phi)$$
$$D_3 = a_w \cdot \operatorname{cosec}\alpha(\sin\alpha - \cos\alpha\cdot\cot(\theta-\phi)) + \operatorname{cosec}\theta(\sin\theta + \cos\theta\cdot\cot(\theta-\phi))$$
$$D_4 = D_2 \cdot K\operatorname{cosec}\alpha\cdot\sec\delta_w,$$
$$D_5 = D_2(K-1)\cot\phi\cdot\operatorname{cosec}\alpha\cdot\sec\delta_w + D_3$$

식 (11)의 일반해를 구한 뒤 경계조건에 ($z=H_1$, $V_1=V_2$)을 대입한 뒤 정리하여 적분상수 C를 구하고 정리하면 식 (12)와 같다.

$$V_{1(Z=H_1)} = \frac{\gamma\cdot H^2}{C_1(C_6-2)}\{(DH_2)^2 - (DH_2)^{C_6}\cdot(DH)^{2-C_6}\} - \frac{C_5\cdot C'\cdot H}{C_1(C_6-1)}\{(DH_2) - (DH_2)^{C_6}\cdot(DH)^{1-C_6}\} + (DH_2)^{C_6}\cdot(DH)^{1-C_6}\cdot Q \quad (12)$$

식 (12)은 식 (13)과 같이 정리할 수 있다.

$$V_{1(Z=H_1)} = D_7\cdot\gamma - D_8\cdot C' + D_9\cdot Q \quad (13)$$

여기서,

$$D_7 = \frac{H^2}{C_1(C_6-2)}\{(DH_2)^2 - (DH_2)^{C_6}\cdot(DH)^{2-C_6}\}$$
$$D_8 = \frac{C_5\cdot C'\cdot H}{C_1(C_6-1)}\{(DH_2) - (DH_2)^{C_6}\cdot(DH)^{1-C_6}\}$$
$$D_9 = (DH_2)^{C_6}\cdot(DH)^{1-C_6},$$
$$D_{10} = \frac{D_7}{H^2},\ D_{11} = \frac{D_8}{H}$$

따라서 흙쐐기 하층의 수직력은 식 (14)와 같이 나타낼 수 있다.

$$V_2 = \Big[D_7\cdot\gamma((DH_3)D_1)^{D_6}\cdot((DH_4)D_1)^{-D_6} + \frac{\gamma\cdot H^2}{D_1(D_6-2)}\{((DH_3)D_1)^2 - ((DH_3)D_1)^{D_6}\cdot((DH_4)D_1)^{2-D_6}\}\Big] - \frac{D_5\cdot c'\cdot H}{D_1(D_6-1)}\{((DH_3)D_1) - ((DH_3)D_1)^{D_6}\cdot((DH_4)D_1)^{1-D_6}\} - D_8\cdot c'((DH_3)D_1)^{D_6}\cdot((DH_4)D_1)^{-D_6} + D_9\cdot Q((DH_3)D_1)^{D_6}\cdot((DH_4)D_1)^{-D_6} \quad (14)$$

여기서, $(1-\frac{z}{H}) = DH_3$, $(1-\frac{H_1}{H}) = DH_4$

한편, 옹벽의 배면에 작용하는 임이의 깊이 z 에서의 수평토압은 식 (15)을 이용하여 구할 수 있다.

$$P(z_2) = \sigma_w\cdot\sec\delta_w$$
$$P(z_2) = [K^*\cdot\sigma_z + (K^*-1)c'\cot\phi]\sec\delta_w \quad (15)$$

여기서, $\sigma_z = \dfrac{V_2}{B}$

3. 실 험

3.1 기본 물성시험

본 연구에서 사용된 공기 건조된 주문진 표준사의 기본적인 실내물성실험을 실시하고, 전단강도 정수와 응력-변형거동 및 수치해석에 사용할 매개변수 등을 구하

표 1. 주문진표준사의 기본물성

유 효 입 경 균 등 계 수 곡 률 계 수	D_{10} = 0.21 mm C_u = 1.19 C_c = 1.01
최대 건조밀도 최소 건조밀도	1.682 g/cm³ 1.384 g/cm³
최대 간극비 최소 간극비	0.879 0.546
비 중	2.6

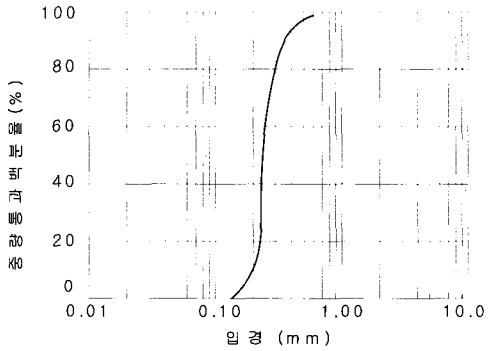


그림 2. 주문진표준사의 입경가적곡선

기 위하여 삼축압축시험을 실시하였으며, 강성경계사면의 조도 변화에 따른 뒷채움지반과 강성사면의 마찰계수를 획득하기 위해 마찰시험을 실시하였다. 시험결과 공기 건조시킨 주문진표준사의 물리적 특성은 표 1과 같으며, 입경가적곡선은 그림 2와 같다.

한편, 뒤채움재의 역학적특성을 파악하기위해 모형실험과 동일한 상대밀도하에서 삼축압축실험(CD Test)을 실시하여 표 2에 나타내었다. 그리고 옹벽 및 강성의 경사면에서 발생하는 마찰저항력을 구하기 위하여 기초지반 및 뒤채움재로 사용된 주문진 표준사와 콘크리트옹벽 그리고 나무블럭으로 제작한 강성사면의 표면에 아연도강판, 주문진표준사, 사포를 부착하여 조도를

표 2. 삼축압축시험결과

삼축압축 시험결과							
상대밀도 (%)	구속응력 (kg/cm²) 파괴시 축차응력 $\sigma_1-\sigma_3$ (kg/cm²)				p−q 공간상의 파괴라인 tan α	σ−τ 공간상의 마찰각 Φ	점착력
	0.2	0.3	0.4	0.6			
80	1.083	1.535	1.590	2.316	0.669	42.00	0.0

표 3. 마찰시험결과

재질		연직응력 (kg/cm²)						마찰계수 f	마찰각 °
		0.1	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0		
알루미늄	전단응력 (kg/cm²)		0.064	0.078	0.122	0.162	0.202	0.203	11.48
콘크리트			0.13	0.205	0.275	0.35	0.426	0.446	24.0
사포		0.12	0.25	0.438	0.632	0.827		0.997	46.5

변화시킨 직접전단시험을 수행하여 표 3에 나타내었다.

한편, 지반의 내부마찰각이 구속응력수준에 따른 비선형적 거동을 한다는 것은 잘 알려진 사실이다(Bolton, 1986). 낮은 구속응력하에서는 체적팽창효과(dilatancy)를 고려하여 내부마찰각이 증가하는 반면에 구속응력이 증가할수록 내부마찰각이 감소하는 경향이 있는 것으로 알려져 있다. 따라서, 그와같은 실험조건을 반영하기 위하여 구속응력변화에 따른 마찰각의 변화를 그림 4과 같이 고려하여 해석의 입력자료로 사용하였다. 그림 4의 경우 표 2에 나타난 구속응력별 축차응력을 그림 3과 같이 Mohr 원으로 표시한뒤 각각의 내부마찰각을 구한뒤 양대수 용지에 종축에는 내부마찰각을 횡축에는 구속응력을 도시한뒤 회기분석을 통해 각각의 구속응력에 따른 마찰각 산정식을 구하여 해석에 사용하였다.

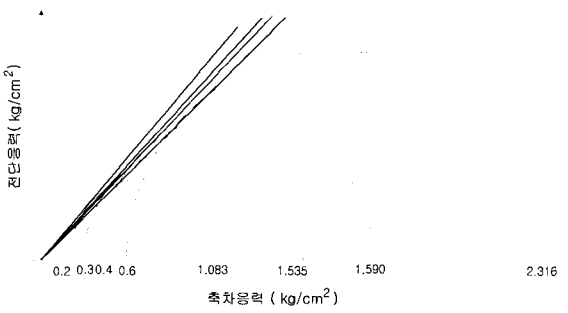


그림 3. 구속응력에 따른 Mohr 원

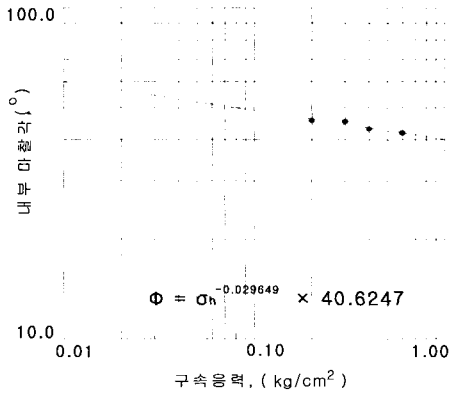


그림 4. 구속응력에 따른 내부마찰각

3.2 실험방법

상재하중하 원심모형실험의 기초지반 및 뒷채움을 모사하기 위하여 상대밀도 80%의 지반을 강사장치를 이용하여 형성하였다. 그림 5의 토조에 일정한 깊이까지 기초지반을 조성한후, 옹벽배면에 일정한 깊이로 토압계를 설치하고 뒷채움을 계속 실시한 뒤 모형토조가 완성되면 유압식 하중재하장치를 토조위에 설치한 후 완성된 모형토조를 원심모형 바스켓에 설치하여 소정의 중력수준까지 가하여 실험을 수행하였다. 상재하중재하는 높이 2.5 cm, 길이 19.8 cm, 폭이 4, 7, 10 cm인 세가지 모형기초를 이용하였으며 이 시험을 통해 상재하중에 의한 연직토압분포를 측정하였다.

한편, 그림 5는 본 연구에 사용된 역 T 형 무근콘크리트옹벽의 단면제원을 나타내고 있으며, 표 4는 본 실험에서 수행한 실험내역을 나타내고 있다. 모형실험의 기초지반 및 뒤채움의 상대밀도는 80%로 하였으며, 강성경사면의 경사는 90°의 연직으로, 뒤채움 경사는 0°로 하였고 옹벽배면과 강성경사면의 폭을 4, 7, 10 cm로 중력수준을 1G, 40G로 변화시켜 실험을 수행하였다. 한편, 표 4의 강성 경사면의 조도에서 11.48°, 42°, 46.5°는 강성의 경사면에 아연도강판, 주문진 표준사, 사포를 부착한경우의 벽면 마찰각이다.

4. 수치해석

수치해석에서는 지반의 거동에 관하여 범용적으로 사용되고 있는 상용프로그램 FLAC을 사용하였다. 기초지반 및 뒷채움재로 사용되는 주문진 표준사의 응력-변형의 구성관계는 쌍곡선함수로 표현하는 비선형 탄성모델을 사용하였으며, 콘크리트 옹벽과 모형토조 그리고 굴착사면은 강성의 매질을 갖는 탄성적인 요소로 모델링하여 구조물 자체의 변형이 거의 발생하지 않도록 하였다.

표 4. 원심모형실험의 내역

옹 벽	강성 경사면의 조도 (°)	옹벽배면과 간격 (cm)	중력수준(G)
역T형 옹벽	11.48	4	1, 40
	42.00		
	46.50		
	11.48	7	
	42.00		
	46.50		
	11.48	10	
	42.00		
	46.50		

한편 표 6은 본 연구에서 기초지반 및 뒤채움지반으로 사용된 상대밀도 80%의 주문진 표준사의 쌍곡선모델 매개변수를 나타내고 있다. 각각의 매개변수의 산정은 Duncan과 Chang(1970)이 제시한 방법으로 각각의 구속응력에 대해 축변형률에 대한 (축변형률/축차응력) 관계곡선으로부터 파괴시 축차응력의 70%와 95%에 대응하는 두점을 연결하여 그의 기울기 b와 절편 a를 구한 뒤 절편 a의 역수를 초기접선탄성계수 $1/a = E_i$로, 기울기 b의 역수를 축차응력의 점근값 $1/b = (\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$로 하여 파괴비 Rf를 구한뒤, 초기접선탄성계수 E_i와 구속응력 σ_3를 대기압으로 무차원화 시킨 값을 양대수축에 도시하여 최소자승법에 의한 회기분석을 통해 K값은 $\sigma_3/P_a = 1\ kg/cm^2$에 대응하는 값으로, n값은 이 직선의 기울기로 구하였다. 한편, 표 6은 수치해석에 사용된 모형토조 및 무근콘크리트옹벽의 물성을 나타내고 있다.

그림 7은 수치해석시 기초 및 뒤채움지반과 모형옹벽, 모형토조, 굴착사면의 경계면에 적용한 기법으로 두

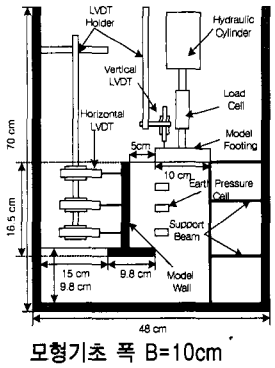


그림 5. 상재하중재하 원심모형 실험

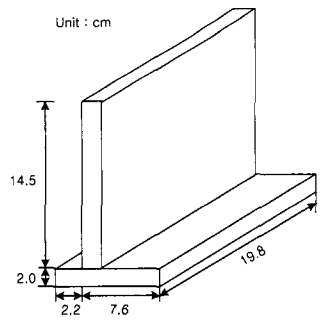


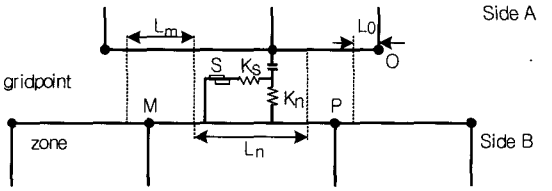
그림 6. 모형옹벽의 제원

표 5. 주문진표준사의 쌍곡선모델 매개변수(Dr=80%)

매 개 변 수			산정값
점 착 력	c (kg/cm²)		0
내부 마찰각	ϕ (°)		42
응력 - 변형	K		1181
	n		0.722
	Rf		0.95
	Kur		2383.7
	Pa(kg/cm²)		1.033
축변형 - 체적변형	E - B	Kb	656
		m	0.889

표 6. 유한차분 수치해석에 사용된 재료의 물성

	단위	콘크리트	알류미늄
탄성계수	Mpa	30	72
포아슨비	-	0.17	0.17
단위중량	KN/m³	22.54	23.52



S=활동면, T=인장강도, Kn=연직강성, Ks= 전단강성,
Ln= 절점 N에 관련된 길이, Lm= 절점 M에 관련된 길이,
------ 인접한 절점사이의 중간부분

그림 7. 전단강성(Ks)과 연직강성(Kn)이 스프링으로 연결된 A와 B 사이의 경계모식도

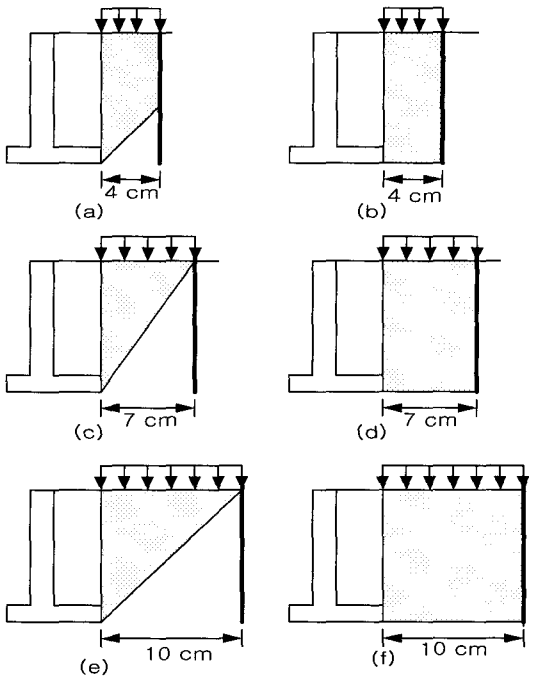
접촉면(A, B)사이의 경계요소는 마찰력, 점착력, 인장강도, 연직강성 및 전단강성의 성질을 갖는다.

여기서 전단저항력, $S = cL + \tan\phi \cdot F_n$은 Mohr - Coulomb 전단강도식을 따르며, c는 접촉면 사이의 점착력, ϕ는 접촉면 사이의 마찰각, L은 접촉면의 길이, F_n은 접촉면 사이의 연직력을 나타낸다.

5. 모형실험 결과분석

상재하중 재하실험을 수행하여 획득한 깊이 - 연직토압 결과를 기존의 이론(정성교 외 2인,1997; 정성교외 4인, 1994)을 수정보완한 토압산정식과 상용프로그램인 FLAC을 사용하여 해석한 결과와 비교 분석을 실시하였다.

여기서, 옹벽배면과 강성경사면 사이의 간격을 B, 뒷채움 지반과 인접사면 사이의 벽마찰각을 δ_r로 표시하고, 벽마찰각에서 가장 거친 경우를 R(δ_r = 46.5°), 중간 정도의 거친 정도는 M(δ_r= 42.0°), 가장 매끄러운 경우는 S(δ_r = 11.48°)로 표기하였다.



(a) 수정흙쐐기 이론 (b) 수정사이로이론

그림 8. 역 T형 옹벽의 토압적용영역

그림 8은 본 연구에서 적용된 역 T형 옹벽의 수정흙쐐기이론 및 수정사이로이론을 사용하여 토압계산시 적용되는 전단영역이다. 그림 8의 (a), (b)는 기초폭 B=4cm인 경우에 수정흙쐐기이론 과 수정사이로이론의 전단영역으로 수정흙쐐기이론은 옹벽의 상부는 수정사이로이론의 연직전단면의 폭과 같으나 하부에서는 옹벽의 저판 뒷굽에서 주동상태 Coulomb파괴면의 각도 (45 + ϕ/2)와 인접사면의 굴착면과 만나는 점으로 구성된 전단면의 영역으로 가정하였다. 반면에 수정사이로이론의 경우는 옹벽의 상단에서부터 옹벽의 최하단에 이르기까지 직사각형 전단영역으로 토압산정이 가정되고 있음을 볼 수 있다.

그림 8의 (c), (d), (e), (f) 는 B=7, 10 cm인 경우의 두 이론의 가정된 전단영역으로 앞서 언급한 B=4cm의 가정과 동일함을 볼 수 있다.

5.1 1G 상재하중 재하실험

강성의 경사면의 조도, 옹벽과 강성의 경사면의 간격을 매개변수로 하여 1G 상태의 상재하중 재하실험을 실

시하여 획득한 깊이별 연직토압분포결과를 수정사이로 이론, 수정흙쐐기이론, FLAC을 사용한 수치해석결과와 비교 분석하였다.

시험결과 측정된 연직토압분포를 제시된이론 및 수치해석 결과와 비교분석하기 위하여 상재하중의 크기가 0.3 kg/cm^{2}일때 깊이별 연직토압을 측정하였다.

상재하중의 크기를 0.3 kg/cm^{2}로 선정한 이유는, 본 실험의 하중 - 수평변위 특성에서 0.3 kg/cm^2 응력재하시 관측된 모형옹벽의 상단에서의 수평변위는 약 1 mm로서 일반적으로 옹벽이 소성상태에 이르기 위한 기준인 $\triangle La/H$ (여기서, △La : 옹벽의 상단의 변위, H : 옹벽의 높이)범위가 조밀한 사질토의 뒷채움재를 사용할 경우 0.005～0.001H 이므로, 본 하중강도가 벽체의 전 깊이에 대해 벽마찰각이 완전히 유발된 상태로 판단되었다.

그림 9～11은 B=4 cm일 때 벽마찰각의 변화에 따른 옹벽의 깊이별 연직토압분포이다. 그림 8에 나타난 바와 같이 실험결과와 FLAC에 의한 수치해석결과가 옹벽의 상단에서는 수정사이로 이론 및 수정흙쐐기 이론에 의한 값보다 작게 측정되었으며, 한편, 옹벽의 하부

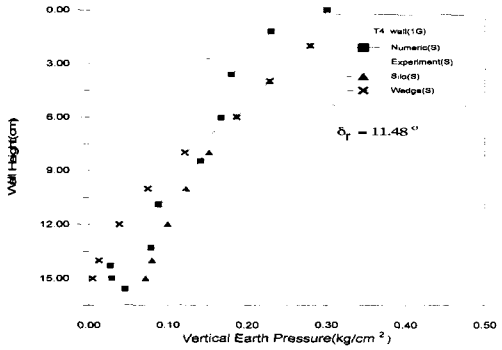


그림 9. 깊이에 따른 연직토압분포
(B=4 cm, q=0.3 kg/cm^2, δ_r=11.48°,1G)

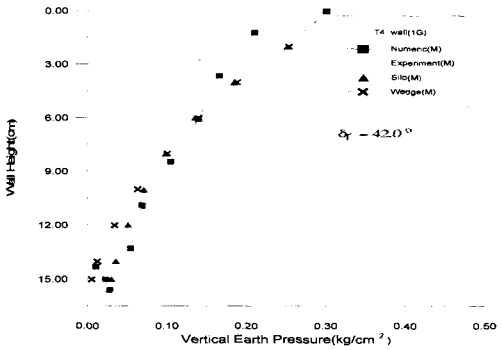


그림 10. 깊이에 따른 연직토압분포
(B=4 cm, q=0.3 kg/cm^2, δ_r=42.0°, 1G)

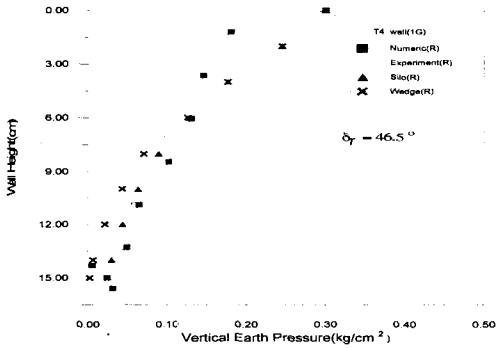


그림 11. 깊이에 따른 연직토압분포
(B=4 cm, q=0.3 kg/cm^2, δ_r=46.5°, 1G)

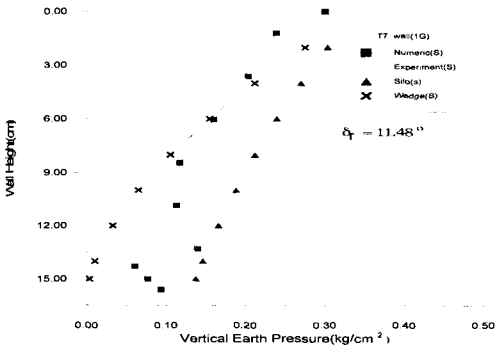


그림 12. 깊이에 따른 연직토압 분포
(B=7cm, q=0.3 kg/cm^2, δ_r=11.48°,1G)

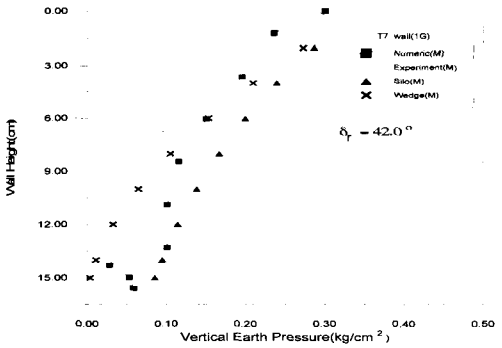


그림 13. 깊이에 따른 연직토압분포
(B=7 cm, q=0.3 kg/cm^2, δ_r=42.0°, 1G)

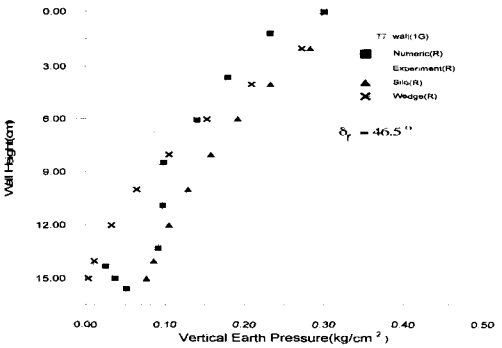


그림 14. 깊이에 따른 연직토압 분포
(B=7cm, q=0.3 kg/cm^2, δ_r=46.5°, 1G)

로 갈수록 수정사이로 이론의 토압이 크게 산정되고 나머지 값들은 유사한 경향을 보이고 있다. 이러한 원인은 수정사이로 및 수정흙쐐기 이론에서는 옹벽의 배면을 연직의 강성 벽체면으로 가정한 반면에 역 T형 옹벽의 상단에서 뒷채움재의 수평변위에 의한 응력이완 현상이 발생한 때문으로 판단된다.

옹벽의 하부에서의 토압의 차이는 그림 8에서 나타낸 수정흙쐐기 이론과 수정사이로 이론에서 토압산정에 적용되는 전단영역 크기의 차이에 있다고 판단된다. 그림 9의 결과에서, 수치해석결과가 기존이론에 의해 계산된 연직토압분포에 비해 비교적 실험값에 근접함을 보이고 있는 것은 수치해석에서는 임의 깊이의 뒷채움재의 변위유발에 따른 응력의 재분배효과가 효과적으로 반영된 것으로 판단된다. 실험측정값이 수치해석 결과에 비해 작게 나타난 원인은 상재하중 재하시 균등한 접지압의 발생여부, 완벽한 수평사면의 형성등과 관련한 실험적인 오차에 의한 것으로 판단된다.

그림 10～11은 인접사면의 벽마찰각 M(42.0°), R(46.5°)의 해석결과이다. 이 결과에서도 앞서 결과와 마찬가지로 옹벽의 상부에서의 측정된 연직토압과 수치해석 결과가 옹벽의 수평변위에 의한 응력이완 현상에 의해 이론치에 비해서 연직토압이 작게 산정되고 있으며 옹벽의 중간 및 하부에서는 대체로 토압분포가 일치하는 것으로 판단된다.

한편, 그림 9～11의 결과에 의하면 인접사면의 벽면마찰각이 증가할수록 토압이 작게 산정됨을 알 수 있다.

그림 12～14은 옹벽의 배면과 강성경사면의 간격이 B=7cm일때의 경우로 옹벽의 상부에서 측정된 연직토압은 수치해석 및 수정사이로이론, 수정흙쐐기이론에 비해 작게 측정되고 있으며, 옹벽의 중간지점 및 하부에서 측정된 연직토압은 수치해석결과와 수정흙쐐기이론으로 산정된 토압결과와 일치하고 있다. 옹벽의 하부로 갈수록 수정사이로이론으로 산정된 연직토압에 비해 비교적 크게 산정되고 있으며 이는 그림 8의 (c), (d)에서 보인바와 같이 수정사이로이론의 경우 굴착면의 폭 전체에 대해 옹벽과 연직한 면 전체를 토압으로 산정하는 반면에 수정흙쐐기이론은 Coulomb의 토괴의 파괴면으로 구성된 삼각형 크기의 전단영역만을 토압산정에 적용하였기 때문이다.

한편, 그림 12～14에 나타낸 바와같이 실험결과, 수치해석, 수정사이로이론의 경우 벽면마찰각이 증가함에 따라 깊이별 연직토압이 감소함을 볼 수 있다. 반면에 수정흙쐐기이론의 경우 그림 8(c)에 보인바와 같이 토압산정시 적용한 전단영역이 벽면마찰각과 무관하므로 동일한 크기의 연직토압 분포를 나타내고 있다.

그림 15～17은 B=10 cm의 경우에 대한 실험 결과이다. 이 결과 또한 앞서 B=4, 7cm 결과와 마찬가지로 옹벽의 상단부에서는 실험결과 측정된 연직토압이 비교적 작았으며, 옹벽의 하부로 갈수록 대체적으로 수치해석으로 예측된 토압이 실험값에 근접하는 것으로 나타났다.

5.2 40G 상재하중 재하실험

그림 18～26은 중력수준 40G의 상재하중 재하실험 결과이다. 40G 실험의 상재하중 크기는 4kg/cm^{2}로 하였으며 상재하중 재하시 측정된 연직토압의 크기를 수정흙쐐기이론 및 수정사이로이론과 FLAC을 이용한 수치해석결과와 비교분석 하였다.

상재하중의 크기 4kg/cm^{2}는 앞서 1G 실험과 마찬가지로 실험에서 관찰된 상재하중-수평변위 결과로부터 본 하중의 크기가 벽체의 전 깊이에 대해 벽마찰각이 완전히 유발된 상태로 판단되어 결정하였다.

그림 18～20는 B=4cm에 대한 해석결과이다. 해석결과에 나타낸 바와 같이 강성경사면의 조도와 상관없이 수치해석결과가 기존에 두 이론의 해석결과에 비해 실험값에 근접함을 보이고 있다.

한편, 옹벽의 상단부에서 측정된 연직토압은 수치해석 및 기존이론으로 예측된 연직토압에 비해 작은 값을 보이는데 이는 상재하중 재하시 옹벽의 수평 변위발생에 의한 응력의 이완현상에 의한 것으로 판단되며 수치해석결과는 기존의 이론식에 비하여 이러한 응력이완 현상도 비교적 잘 반영하는 것으로 판단된다.

B=4cm의 경우 토압산정시 가정된 전단영역이 크게 차이가 나지 않아 두 이론으로 예측된 결과가 큰 차이를 보이지 않으며 벽마찰의 영향으로 인한 토압의 감소효과는 다소 있는 것으로 나타났다.

그림 21 ～ 23는 B=7cm의 결과로 수치해석결과가 기존이론의 해석결과에 비해 측정된 연직토압에 대체로 근접함을 보이고 있으며 수정흙쐐기이론과 수정사이로이론으로 산정된 연직토압은 비교적 크게 산정됨을 보이고 있다. 한편, 수정흙쐐기이론은 그림 7(c)에 나타난 바와 같이 벽마찰의 영향을 받지않아 동일한 크기의 토압을 나타내고 있으나 수정사이로이론의 경우 벽마찰에 의해 토압의 감소효과가 큰 것으로 판단된다.

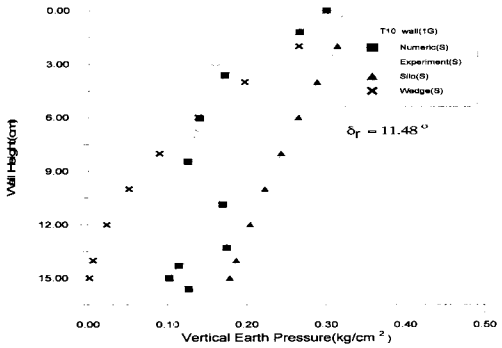


그림 15. 깊이에 따른 연직토압분포
(B=10cm, q=0.3 kg/cm^2, δ_r=11.48°,1G)

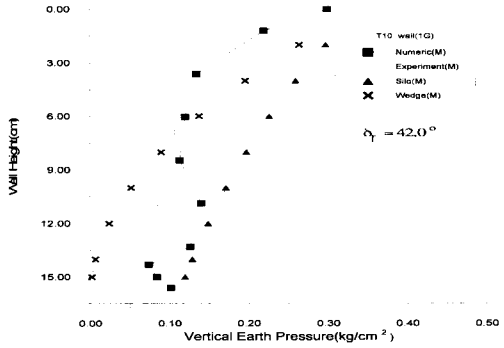


그림 16. 깊이에 따른 연직토압분포
(B=10 cm, q=0.3 kg/cm^2, δ_r=42.0°, 1G)

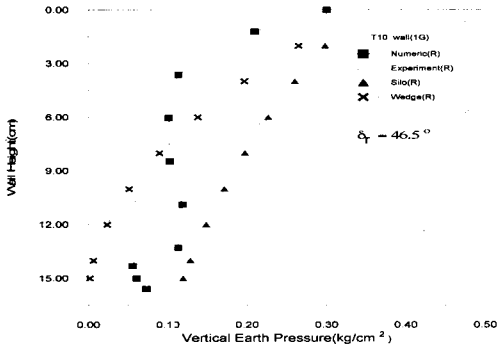


그림 17. 깊이에 따른 연직토압분포
(B=10 cm, q=0.3 kg/cm^2, δ_r=46.5°, 1G)

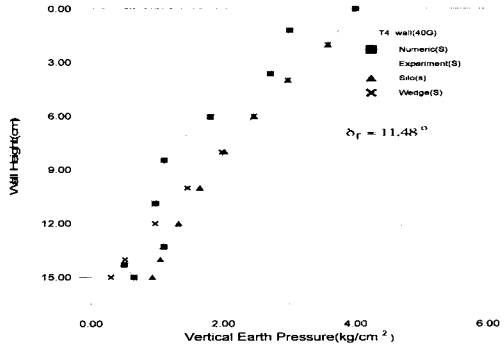


그림 18. 깊이에 따른 연직토압 분포
(B=4 cm, q=4 kg/cm^2, δ_r=11.48°, 40G)

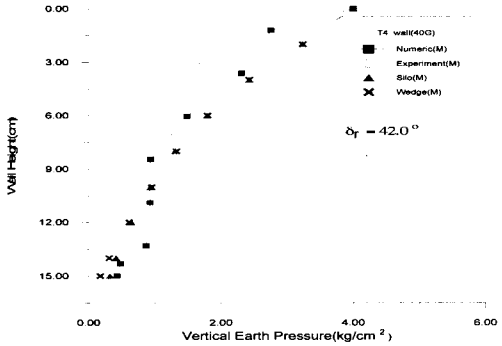


그림 19. 깊이에 따른 연직토압분포
(B=4 cm, q=4 kg/cm^2, δ_r=42.0°, 40G)

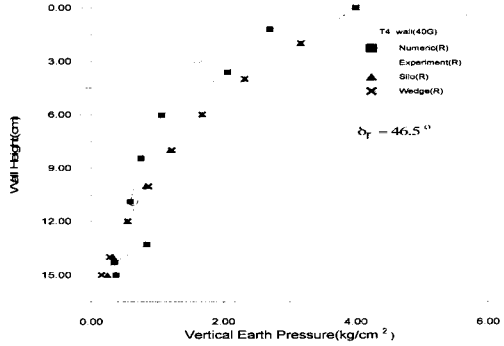


그림 20. 깊이에 따른 연직토압 분포
(B=4 cm, q=4 kg/cm^2, δ_r=46.5°, 40G)

한편, 수치해석결과와 수정흙쐐기이론의 경우 벽마찰이 작은 경우(δr=11.48°) 비교적 일치하고 있으나 벽마찰각이 커질수록 수치해석 결과에 비하여 연직 토압이 크게 산정되는 경향을 나타내고 있다.

그림 24~26는 B=10 cm에 대한 해석결과로 수치해석 결과는 측정된 연직토압과 대체적 일치함을 보이며 수정흙쐐기이론 및 수정사이로이론에 의해 예측된 토압은 실험결과와 수치해석에 비해 큰 값을 보이고 있다. 한편, 옹벽의 상단부에서는 측정된 연직토압에 비해 수치해석 결과 및 기존이론으로 예측된 토압이 크게 산정되는데 이는 앞서 인접사면의 간격 4 cm에서 언급한 바와 같이 상재하중 재하시 옹벽의 수평 변위발생에 의한 응력의 이완현상에 의한 것으로 판단된다.

한편, 수정흙쐐기이론으로 예측된 연직토압이 수정사이로이론으로 계산된 연직토압에 비해 작은 값을 보이는 이유는 그림 8의 (e), (f)에 보인 바와 같이 쐐기이론의 경우 옹벽의 뒷굽에서 인접사면의 시작부를 연결한 삼각형 전단영역이 토압산정에 적용되기 때문에 수정사이로이론에 의해 예측된 토압에 비해 작은 값을 나타낸 것으로 판단된다.

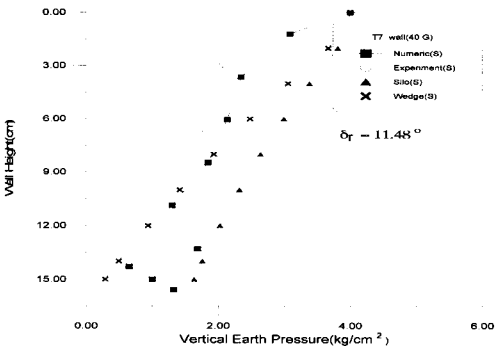


그림 21. 깊이에 따른 연직토압 분포
(b=7 cm, q=4 kg/cm^2, δ_r=11.48°, 40G)

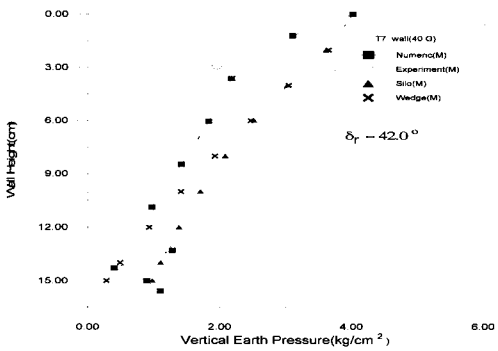


그림 22. 깊이에 따른 연직 토압 분포
(B=7 cm, q=4 kg/cm^2, δ_r=42.0°, 40G)

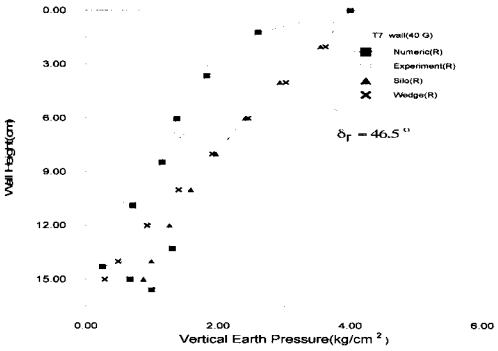


그림 23. 깊이에 따른 연직토압 분포
(B=7 cm, q=4 kg/cm^2, δ_r=46.5°, 40G)

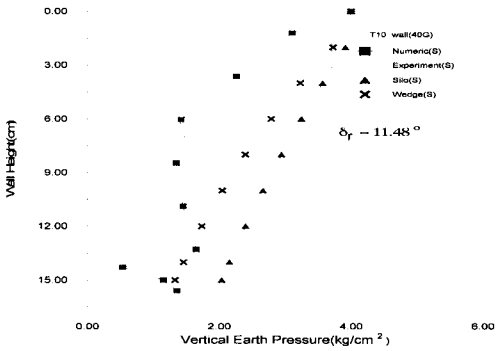


그림 24. 깊이에 따른 연직토압 분포
(B=7 cm, q=4 kg/cm^2, δ_r=46.5°, 40G)

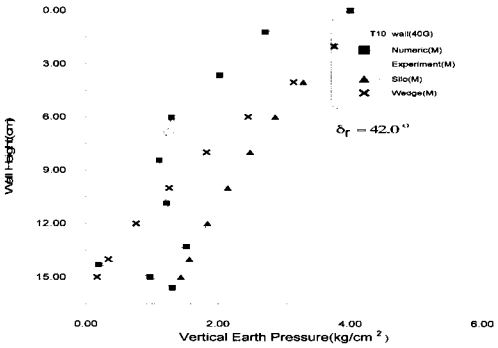


그림 25. 깊이에 따른 연직토압 분포
(B=10cm, q=4 kg/cm^2, δ_r=42.0°, 40G)

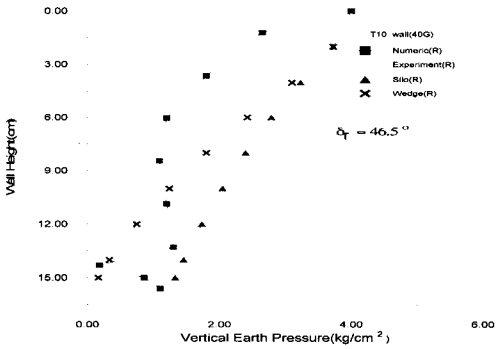


그림 26. 깊이에 따른 연직토압 분포
(B=10cm, q=4 kg/cm^2, δ_r=46.5°, 40G)

6. 결 론

역 T 형옹벽에 대한 원심모형 상재하중 재하실험을 통해 재하 하중에 따른 깊이별 연직토압을 측정하였으며 실험결과를 수정흙쐐기이론, 수정흙쐐기이론과 FLAC를 사용한 수치해석과 비교분석을 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 옹벽 배면과 연직 강성면 사이의 폭이 작은 경우에는 실험결과, 수치해석, 이론식에 의한 연직 토압분포가 비교적 일치하고 있으나 그 폭이 증가할수록 인접사면의 마찰에 의한 연직토압의 재분배 현상이 크게 나타나지 않음을 확인하였다.
2. 역 T 옹벽의 경우 1G 및 40G 중력상태의 상재하중 재하실험결과 측정된 상재하중에 의한 연직토압크기 분포는 보완사일로이론 및 흙쐐기이론으로 계산된 연직토압에 비해 전반적으로 작게 분포되고 있으며, 특히 옹벽 상부에서 그와 같은 경향이 현저하게 나타나고 있다. 이러한 현상은 상재하중에 의한 응력전달 시 옹벽의 수평 변위 발생에 의한 응력 이완효과로

판단된다.

3. 중력수준 1G 및 40G 상재하중 재하실험에서 재하하중에 따른 연직토압분포는 수치해석결과 옹벽의 배면과 인접사면의 간격 및 조도와 상관없이 전반적으로 실험에서 측정된 연직토압의 크기와 수치해석결과가 매우 접근 하였다.
4. 수정흙쐐기 이론에 근거한 상재하중에 의한 연직토압 분포에 관한 제시된 이론식은 옹벽배면과 연직 강성면 사이의 폭이 작은 경우에는 그의 적용성이 확인되었으나 그 폭이 증가할수록 뒷채움 하부층에서 발생하는 파괴면의 가정에 따라 제한적으로 사용됨을 알 수 있었다.

참 고 문 헌

1. 김홍택(1990), "암 근처에 설치되는 옹벽의 발생토압에 관한 연구", 대한토질공학회지, 제6권, 제4호, pp.7-17.
2. 이승래, 백규호, 박현일(1993), "아칭효과를 고려한 강성체 옹벽의 주동토압 산정", 대한토목학회 학술발표회집, 대한토목학회, pp.457-460.
3. 정성교, 백승훈(1993), "비점성토로 뒷채움한 강성옹벽에 작용하는 정적토압", 한국지반공학회지, 제9권, 제1호, pp.69-75.
4. 정성교, 정진교, 이만렬(1997), "안정사면에 인접한 옹벽에 작용하는 수평토압", 한국지반공학회지, 제13권, 제5호, 1997, pp.19-34.
5. 정진교(1994), 기존사면에 인접한 중력식옹벽에 작용하는 주동토압, 공학박사 학위논문, 동아대학교.
6. Bolton, M. D(1986), "*The Strength and Dilatancy of Sand*", Geotechnique, 36(1), pp.65-78.
7. Fang, Y. S. and Ishibashi I.(1986), "*Static Earth Pressures with Various Wall Movements*", JGE, ASCE, Vol.112, No.3, pp.317-333.
8. Frydman, S. and Keissar I.(1987), "*Earth Pressure on Retaining Wall near Rock Faces*", JGE, ASCE, Vol.113, No.6, pp.586-599.
9. Handy, R. L.(1985), "*The Arch in Soil Arching*", JGE, ASCE, Vol.111, No.3, pp.302-318.
10. Harrop, K. O.(1989), "*Arch in Soil Arching*", JGE, ASCE, Vol. 115, No.3, pp.415-419.
11. Janssen, H. A.(1895), "Versuche uber Getreidedruck", *Partial English Translation in Proceeding of Institute of Civil Engineers*, London, England, Vol.39, pp.1045-1049.
12. Macky, A. and Mason, P. A.(1972), "Pressure Distribution during Filling and Discharging a Silo", 5th European Conference on AMFE, Madrid, Vol.9, pp.55-62.
13. Marston, A. and Anderson, A. O.(1913), "Theory of Loads on Pipes in Ditches and Tests of Cement and Clay Drain Tile and Sewer Pipe", Bul. 31, Iowa Engrg., Experiment Station, Ames, Iowa.
14. Myslivec, A.(1981), "*Pressure of Loose Soil at Rest between Two Rigid Walls*", 10th ICSMFE, Vol.2, pp.201-204.
15. Sherif, M. A., Ishibashi, I. and Lee, C. D.(1982), "*Earth Pressure against Rigid Retaining Walls*", JGE, ASCE, Vol.108, No.GT5, pp.679-696.
16. Spangler, M. G. and Handy, R. L.(1982), "*Soil Engineering*", 4th Ed. Harport and Row, Publishers, Inc. New York, pp.572-574.

(접수일자 2002. 9. 18, 심사완료일 2002. 11. 25)