

효과를 고려함으로써 옹벽이 정점을 중심으로 회전하는 경우에 강성옹벽에 작용하는 주동토압의 크기와 비선형의 토압분포를 정확히 산정할 수 있는 토압산정식을 개발하고자 한다. 그리고 기존에 보고된 두 개의 모형시험 결과를 이용해서 제안식에 대한 정확도를 검증하였다.

2. 뒷채움재에서의 파괴면

2.1 실제 파괴면 형상

강성옹벽이 정점을 중심으로 회전하는 경우에 뒷채움재는 그림 1과 같이 나선(log-spiral)형으로 파괴되며, 파괴면은 뒷채움재의 지표면과 직각을 이루고 옹벽의 저점에서는 수평과 $45^\circ + \phi/2$ 의 각도를 이루게 된다(Terzaghi 1943). 그리고 나선 곡선의 회전중심에서 뒷채움재의 임의의 깊이 z 에서 발생하는 파괴면(C점)까지의 반경 r 과 옹벽의 저점에서 발생하는 파괴면(B점)까지의 반경 r_1 은 식 (1)과 같이 계산될 수 있다.

$$r = r_0 \exp[(\theta - \theta_0) \tan \phi], \quad r_1 = r_0 \exp[(\theta_1 - \theta_0) \tan \phi] \quad (1a, b)$$

여기서 r_0 는 뒷채움재의 지표면과 파괴면의 교점(A점)까지의 반경이며, ϕ 는 뒷채움재의 내부마찰각이다. 그리고 θ_0 와 θ_1 , θ 는 각각 수평으로부터 A점과 B점, C점까지의 회전각이다.

한편, 그림 1의 A점과 B점에서 기하학적인 관계를 고려하면 $\theta_0 = \phi$ 이고 $\theta_1 = 45^\circ + \phi/2$ 임을 알 수 있으며, 옹벽의 높이 H 는 식 (2)와 같이 그리고 식 (2)에 식 (1b)을 대입하면 r_0 는 식 (3)과 같이 얻어진다.

$$H = r_1 \sin \theta_1 - r_0 \sin \theta_0, \quad r_0 = \frac{H}{\sin \theta_1 \exp[(\theta_1 - \theta_0) \tan \phi] - \sin \theta_0} \quad (2, 3)$$

그리고 임의의 깊이 z 와 그 깊이에서의 미소수평요소의 폭 B_z 는 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$z = r \sin \theta - r_0 \sin \theta_0, \quad B_z = r \cos \theta - r_1 \cos \theta_1 \quad (4, 5)$$

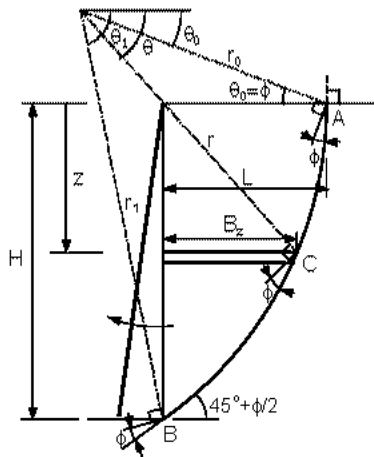


그림 1. 뒷채움재의 실제 파괴면 형상

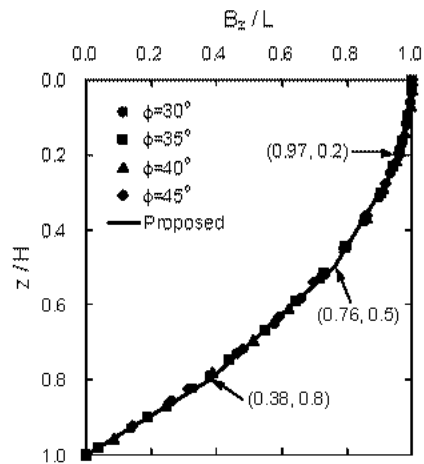


그림 2. 강도특성 변화에 따른 파괴면 형상 변화

2.2 가정된 파괴면 형상

강성옹벽이 정점을 중심으로 회전하는 경우 식 (4)와 (5)를 이용해서 뒷채움재의 내부마찰각에 따른 파괴면의 형상 변화를 산정한 결과, 그림 2와 같이 뒷채움재의 파괴면 형상은 z/H 와 B_z/L 을 변수로 하는 하나의 log함수로 정의될 수 있으며, 이 함수는 4개의 직선으로 근사화될 수 있었다. 따라서 본 연구에서는 토압 산정 시 계산을 간단히 하기 위해서는 log함수로 표현되는 파괴면의 형상을 그림 2에 보이는 4개의 직

선으로 대체하였다. 이때 그림 3과 같이 각 직선의 좌표값들은 지표면에서 미소수평요소의 폭(L)과 옹벽의 높이(H)의 함수로 정의될 수 있으며, 이들 직선의 기울기 α_i 는 식 (6)과 같이 계산될 수 있다.

$$0 \leq z \leq 0.2H \text{에서 } \alpha_1 = \tan^{-1}(0.2H/0.03L), \quad 0.2H \leq z \leq 0.5H \text{에서 } \alpha_2 = \tan^{-1}(0.3H/0.21L) \quad (6a, b)$$

$$0.5H \leq z \leq 0.8H \text{에서 } \alpha_3 = \tan^{-1}(0.3H/0.38L), \quad 0.8H \leq z \leq H \text{에서 } \alpha_4 = \tan^{-1}(0.2H/0.38L) \quad (6c, d)$$

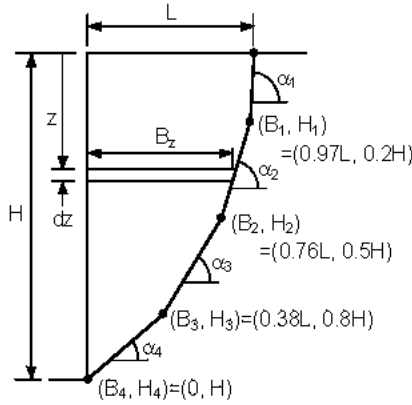


그림 3. 뒷채움재의 가정된 파괴면 형상

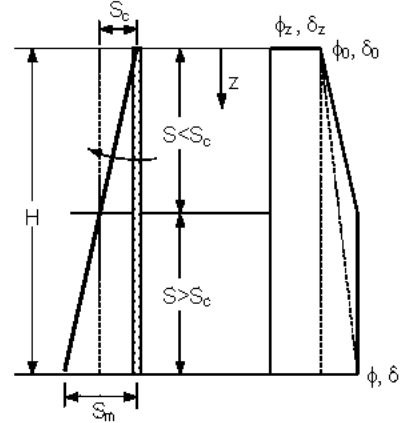


그림 4. 깊이별 뒷채움재의 마찰각 변화

3. 옹벽의 변위에 따른 뒷채움재의 강도정수 변화

일반적으로 옹벽의 변위가 일정량을 넘어서면 옹벽은 토압의 크기와 분포형태가 일정하게 유지되는 주동상태에 도달하며, Ichihara와 Matsuzawa(1973)는 옹벽의 주동상태를 $\tan \delta$ 가 최대가 되는 상태로 정의했다. 이러한 정의를 Fang과 Ishibashi(1986)의 모형시험 결과에 적용하면 $\tan \delta$ 는 옹벽이 정점을 중심으로 4×10^{-4} rad만큼 회전했을 때 최대치가 된다. 따라서 옹벽이 정점을 중심으로 4×10^{-4} rad 만큼 회전했을 때 옹벽에 작용하는 토압을 주동토압으로 간주하였다. 그리고 Chang(1997)은 각종 모형시험 결과에 근거하여 뒷채움재의 임의의 깊이에 존재하는 미소 토체가 주동상태에 도달하기 위한 옹벽의 최소변위 S_c 는 $0.0003H$ 이며, 이 값은 뒷채움재의 지표면으로부터의 깊이나 다짐도, 내부마찰각과 무관하게 일정한 것으로 보고하였다. 따라서 본 연구에서는 임의의 깊이에 존재하는 뒷채움재의 미소 토체가 주동상태에 도달하기 위한 최소변위를 옹벽 높이의 0.0003배로 결정하고, 이 기준을 주동토압 산정 시 적용하였다.

한편 옹벽이 정점을 중심으로 회전하는 경우 옹벽의 변위량은 그림 4와 같이 뒷채움재의 깊이에 따라 달라지게 된다. 따라서 변위량이 큰 옹벽의 저점부가 가장 먼저 극한상태에 도달하고 정점부는 정지토압 상태로 존재하게 된다. 이런 점을 고려해서 본 연구에서는 임의의 깊이 z에서 옹벽의 변위(S_z)와 그 깊이에서 유발되는 뒷채움재의 전단저항(ϕ_z) 또는 벽면마찰각(δ_z)간의 관계를 식 (7)와 같이 가정하였다.

$$\phi_z = \tan^{-1}[\tan \phi_0 + (S_z / S_c)^2 (\tan \phi - \tan \phi_0)] \leq \phi, \quad \delta_z = \tan^{-1}[\tan \delta_0 + (S_z / S_c)^2 (\tan \delta - \tan \delta_0)] \leq \delta \quad (7a, b)$$

여기서, $S_z = S_m (z/H)$ 로 계산되며, S_m 은 옹벽의 저점에서 발생하는 최대 변위이다. 그리고 ϕ_0 와 δ_0 는 뒷채움재가 정지토압 상태로 존재하는 뒷채움재의 내부마찰각과 벽면마찰각으로 ϕ_0 는 Mohr-원을 이용하면 식 (8)과 같이 계산될 수 있으며, δ_0 는 특별한 정보가 없는 경우에 $\delta_0 = \phi/2$ 을 사용할 있다(Chang 1997).

$$\phi_0 = \sin^{-1}[(1 - K_0)/(1 + K_0)] \quad (8)$$

그리고 식 (8)에서 뒷채움재가 NC 모래인 경우에는 $K_0 = 1 - \sin \phi$ 로 계산될 수 있으나, OC 모래인 경우에는 OCR을 고려해서 K_0 를 산정해야만 한다.

4. 주동토압 산정식

4.1 주동토압계수

그림 5는 강성옹벽이 회전 변위를 일으킬 때 뒷채움재의 임의의 깊이에서 존재하는 미소수평요소에 작용하는 최대 및 최소주응력을 나타낸 것이다. 즉 옹벽에 변위가 발생하면 옹벽과 뒷채움재간에 발생하는 마찰로 인해 최소주응력은 원호(arc)형태의 최소주응력 궤적에 접선방향으로 작용하고, 최대주응력은 최소주응력 궤적에 직각 방향으로 작용하게 된다.

한편 A점에 존재하는 삼각형 요소에 대한 수평방향 힘평형으로부터 식 (9)가 얻어지며, 동일한 방법으로 미소수평요소내 B점에 작용하는 연직응력은 식 (10)과 같이 계산될 수 있다.

$$\sigma_{hw} = \sigma_1 (\cos^2 \beta_0 + K \sin^2 \beta_0), \quad \sigma_v = \sigma_1 (\sin^2 \psi + K \cos^2 \psi) \quad (9, 10)$$

여기서 $K = \sigma_3 / \sigma_1 = \tan^2 (45^\circ - \phi_z/2)$ 이며, β_0 는 옹벽에 작용하는 최대주응력과 수평간의 각도로 옹벽에 작용하는 응력들에 대한 Mohr원으로부터 식 (11)과 같이 계산될 수 있다. 그리고 ψ 는 B점의 응력상태를 나타내는 D점에서 최소주응력 궤적의 접선과 연직이 이루는 각도를 의미한다.

$$\beta_0 = \tan^{-1} \left[\frac{(1-K) + \sqrt{(1-K)^2 - 4K \tan^2 \delta_z}}{2K \tan \delta_z} \right] \quad (11)$$

식 (9)와 (10), (11)의 자세한 유도과정은 Paik과 Salgado(2003)을 참고하기 바란다.

따라서 그림 5의 B점에 보이는 폭이 dA 인 미소수평요소에 작용하는 연직력 dV 는 식 (12)와 같이 계산된다.

$$dV = \sigma_v dA = \sigma_1 (\sin^2 \psi + K \cos^2 \psi) (R d\psi \sin \psi) \quad (12)$$

그리고 식 (12)를 ψ 에 대하여 적분해서 미소수평요소에 작용하는 전체연직력 V 를 구한 후 이것을 다시 미소수평요소의 폭인 $B_z = R(\cos \beta_0 + \cos \omega)$ 으로 나누면 미소수평요소에 작용하는 연직응력의 평균치 $\overline{\sigma_v}$ 는 다음과 같이 얻어진다.

$$\overline{\sigma_v} = \int_{\beta_0}^{\pi-\omega} dV / B_z = \sigma_1 \left[1 - \frac{1-K}{3} (\cos^2 \beta_0 - \cos \beta_0 \cos \omega + \cos^2 \omega) \right] \quad (13)$$

여기서 ω 는 파괴면상에 작용하는 최대주응력과 수평간의 각도로, E점에서의 응력상태를 나타낸 그림 6의 기하학적인 관계로부터 $\omega = 3\pi/4 + \phi_z/2 - \alpha_1$ 로 계산된다. 따라서 미소수평요소에 작용하는 평균 연직응력 $\overline{\sigma_v}$ 에 대한 옹벽에 작용하는 수평응력 σ_{hw} 의 비로 정의되는 새로운 주동토압계수 K_{aw} 는 식 (14)와 같이

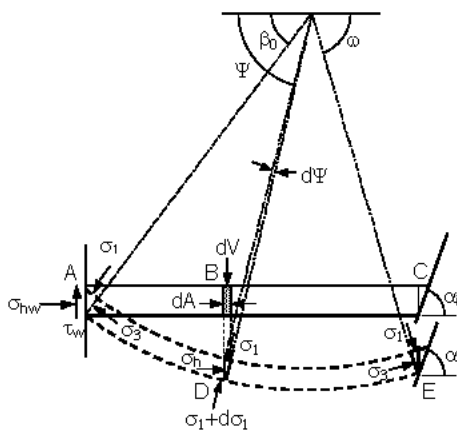


그림 5. 미소수평요소에 작용하는 주응력

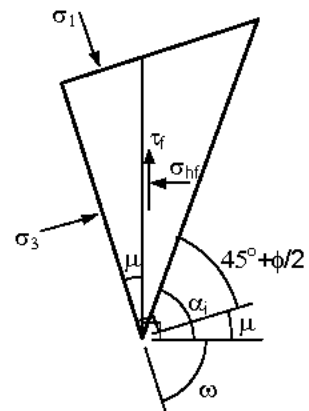


그림 6. B점에서의 응력상태

계산된다.

$$K_{aw} = \frac{\sigma_{hw}}{\sigma_v} = \frac{3(\cos^2 \beta_0 + K \sin^2 \beta_0)}{3 - (1-K)(\cos^2 \beta_0 - \cos \beta_0 \cos \omega + \cos^2 \omega)} \quad (14)$$

4.2 수평주동응력 산정식

최소주동력 궤적상의 E점에 작용하는 응력상태를 나타내는 그림 6에서 두 개의 삼각형 중 왼쪽 삼각형에 대하여 연직방향 힘평형을 고려한 후 σ_1 에 식 (13)을 대입하면 C점, 즉 미소수평요소의 오른쪽 연직면에 작용하는 연직방향 전단력 τ_f 이 다음과 같이 얻어진다.

$$\tau_f = \frac{3(1-K) \sin \omega \cos \omega}{3 - (1-K)(\cos^2 \beta_0 - \cos \beta_0 \cos \omega + \cos^2 \omega)} \overline{\sigma_v} + \frac{\gamma}{2} dz \sin \beta_0 \sin \mu \quad (15)$$

여기서 γ 는 뒷채움재의 단위중량이며, μ 는 C점에 작용하는 최소주동력과 수평간의 각도로 그림 6으로부터 $\mu = \pi/2 - \omega$ 으로 계산된다. 그리고 미소수평요소의 오른쪽에 작용하는 τ_w 는 식 (16)과 같이 계산된다.

$$\tau_w = \sigma_{hw} \tan \delta_z = K_{aw} \overline{\sigma_v} \tan \delta_z \quad (16)$$

따라서 그림 7에 보이는 두께가 dz 인 직사각형의 미소수평요소에는 평균 연직응력 $\overline{\sigma_v}$ 에 의한 연직력과 좌우 단부에 작용하는 전단응력 τ_w 과 τ_f 에 의한 전단력, 그리고 미소수평요소의 자중이 연직력으로 작용하게 된다. 이들 힘요소들에 대하여 연직방향 힘평형을 고려하면 다음과 같은 미분방정식이 얻어지며,

$$B_z d\overline{\sigma_{vi}} + (\tau_w + \tau_f) dz = \gamma B_z dz \quad (17)$$

이 식에 $B_z = B_i + (H_i - z - dz) / \tan \alpha_i$ 와 식 (15), (16)를 대입한 후 $(dz)^2$ 항을 무시하고 미분방정식을 풀면 식 (18)이 얻어진다.

$$(A_i - z)^{-K_i} \overline{\sigma_{vi}} + \frac{\gamma}{1 - K_i} (A_i - z)^{(1-K_i)} = C \quad (18)$$

여기서 C 는 적분상수이고 $\overline{\sigma_{vi}}$ 는 파괴면을 구성하는 4개의 직선 중 뒷채움재의 지표면으로부터 i 번째의 직선상에 존재하는 미소수평요소에 작용하는 평균 연직응력이며, A_i 와 K_i , m 은 식 (19)와 같다.

$$A_i = B_i \tan \alpha_i + H_i, \quad K_i = (K_w \tan \delta_z + m) \tan \alpha_i, \quad m = \frac{3(1-K) \sin \omega \cos \omega}{3 - (1-K)(\cos^2 \beta_0 - \cos \beta_0 \cos \omega + \cos^2 \omega)} \quad (19)$$

이 식에 파괴면을 구성하는 4개의 직선이 교차하는 3개 지점과 지표면에서의 경계조건을 적용하면 각 영역 별로 미소수평요소에 작용하는 평균 연직응력이 식 (20)과 같이 얻어진다.

$$0 \leq z \leq H_1 \text{의 경우} \quad \overline{\sigma_{v1}} = \frac{\gamma A_1}{1 - K_1} \left[\left(1 - \frac{z}{A_1} \right)^{K_1} - \left(1 - \frac{z}{A_1} \right) \right] \quad (20a)$$

$$H_1 \leq z \leq H_{i+1} \text{의 경우} \quad \overline{\sigma_{v(i+1)}} = \left(\frac{A_{i+1} - z}{A_{i+1} - H_1} \right)^{K_{i+1}} \overline{\sigma_{v(z=H_1)}} + \frac{\gamma(A_{i+1} - z)}{1 - K_{i+1}} \left[\left(\frac{A_{i+1} - H_1}{A_{i+1} - z} \right)^{(1-K_{i+1})} - 1 \right] \quad (20b)$$

여기서 $H_1 = 0.2H$, $H_2 = 0.5H$, $H_3 = 0.8H$ 이며, $\overline{\sigma_{v(z=H_1)}}$ 는 $z = H_1$ 의 깊이에 작용하는 평균 연직응력을 나타낸다 따라서 임의의 깊이 z 에서 강성용벽에 작용하는 수평주동응력은 $\sigma_{hw} = K_{aw} \overline{\sigma_{vi}}$ 로 계산된다.

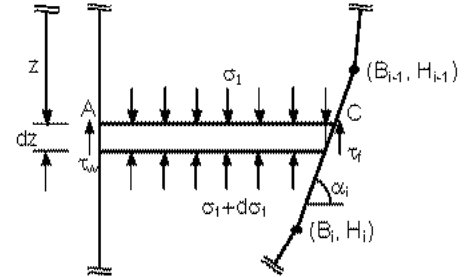


그림 7. 미소요소에 작용하는 연직력

5. 제안식의 정확도 검증

본 논문에서 새로 제안된 주동토압 산정식의 정확도를 검증하기 위하여 제안식으로부터 얻어진 결과들을 Fang과 Ishibashi(1986)의 모형시험 결과와 비교하였다. 이 때 토압 산정에 사용된 뒷채움재의 단위중량과 내부마찰각, 그리고 벽면마찰각, $\delta_0 (= 0.53\phi)$ 등은 Fang과 Ishibashi(1986)에 의해 보고된 값을 사용하였다.

그림 10은 뒷채움재의 토질특성이 다른 두 개의 용벽에 대하여 제안식으로부터 산정된 수평주동응력의 분포를 Fang과 Ishibashi(1986)의 시험결과와는 물론 Coulomb의 토압이론과 Chang(1997)의 제안식으로부터 얻어진 결과들과도 비교한 것이다. 그림에서 보이는 바와 같이 본 연구에서 제안된 토압산정식이 실측치에 가장 근접한 비선형의 토압분포를 제공하고 있음을 알 수 있다.

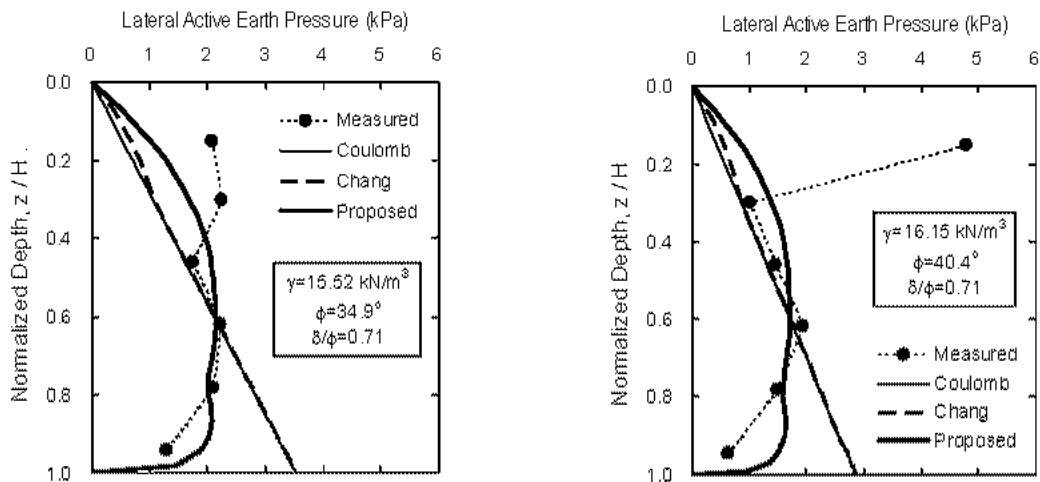


그림 10. 주동토압 분포에 대한 측정치와 예측치의 비교

6. 결론

본 연구에서는 교대의 경우와 같이 강성용벽이 정점을 중심으로 회전하는 경우에 대하여 뒷채움재에서 발생하는 아칭효과를 고려함으로써 비선형의 토압분포를 산정할 수 있는 토압산정식을 제안하였다. 그리고 두 가지 경우의 모형시험 결과를 이용해서 제안식의 정확도를 검증하였다. 그 결과 기존의 제안식들은 삼각형의 토압분포를 보여서 실측치와 상당한 차이를 보이는 반면, 새롭게 제안된 토압산정식은 실측치에 근접한 비선형의 토압분포를 제공하는 것으로 나타났다.

참고문헌

1. Chang, M. -F. (1997), "Lateral earth pressures behind rotating walls" Canadian Geotech. J., Vol. 34, No. 1, pp. 498-509.
2. Fang, Y., and Ishibashi, I. (1986). "Static earth pressures with various wall movements" J. of Geotech. Eng., Vol. 112, No. 3, pp. 317-333.
3. Handy, R.L. (1985). "The arch in soil arching", J. of Geotech. Eng., ASCE, Vol. 111, No. 3, pp. 302-318.
4. Ichihara, M., and Matsuzawa, H. (1973), "Earth pressure during earthquake", Soils and Found., Vol. 13, No. 4, pp. 75-86.
5. Paik, K., and Salgado, R. (2003). "Estimation of active earth pressure against rigid retaining walls considering arching effects", Geotechnique, Vol. 53, No. 7, pp.643-653.