

평행이동하는 강성옹벽에 작용하는 비선형 주동토압 : II. 적용성

Nonlinearly Distributed Active Earth Pressure on a Translating Rigid Retaining Wall : II. Application

백 규 호* Paik, Kyu-Ho

Abstract

It is known that the distribution of the active earth pressure against a rigid wall is not triangular, but nonlinear, due to arching effects in the backfill. In the former paper, a new formulation was proposed for the nonlinear distribution of active earth pressure on a translating rigid retaining wall considering arching effects. In this paper, parametric study is performed to investigate the effect of ϕ , δ and wall height on the magnitude and distribution of active earth pressure calculated from the proposed equations. In order to check the accuracy of the proposed formulation, the predictions from the equation are compared with both existing full-scale test results and values from existing equations. The comparisons between calculated and measured values show that the proposed equations satisfactorily predict both the earth pressure distribution and the lateral active earth force on the translating wall. Simplified design charts are also proposed for the modified active earth pressure coefficient and for the height of application of the lateral active force in order to facilitate the use of the proposed equation.

요 지

강성 옹벽에 작용하는 주동토압은 뒷채움재에서 발생하는 아칭효과로 인하여 삼각형이 아닌 비선형의 분포형태를 보인다. 따라서 뒷채움재에서 발생하는 아칭효과를 고려함으로써 평행이동하는 강성옹벽에 작용하는 주동토압의 비선형 분포를 산정할 수 있는 새로운 토압산정식이 제안되었다. 본 논문에서는 ϕ 와 δ , 그리고 옹벽의 높이가 새로운 제안식에서 계산되는 토압의 크기와 분포형태에 미치는 영향을 알아보기 위하여 매개변수 분석을 수행하였다. 그리고 제안된 토압산정식에 대한 정확도를 검증하기 위하여 새로운 제안식에서 얻어진 결과들이 기존의 시험결과 및 기존 제안식들의 결과들과 비교되었다. 예측치와 측정치의 비교를 통해서 새로운 토압산정식은 평행이동하는 강성 벽체에 작용하는 주동토압의 크기와 분포형태에 대하여 만족스런 결과를 주는 것으로 나타났다. 또한 새로운 토압산정식의 사용성을 높이기 위하여 수정 주동토압계수와 주동토압의 작용점 높이에 대한 간편한 설계도표가 제시되었다.

Keywords : Active earth pressure, Nonlinear active pressure distribution, Parametric study, Rigid retaining wall, Simplified design chart

1. 서 론

옹벽 구조물의 설계에서 벽체에 작용하는 최대 휨모멘트나 최대 전단응력의 산정은 옹벽 본체의 구조적인 안정성 확보를 위하여 매우 중요하다. 옹벽에 유발되는

최대 휨모멘트나 최대 전단응력은 옹벽에 가해지는 토압의 크기 뿐만 아니라 토압의 분포형태에 따라서도 크게 달라진다. 게다가 토압의 분포형태에 따라 결정되는 주동토압의 작용위치가 정확하게 계산되지 않는다면 옹벽의 전도(overturning)파괴에 대한 안정성을

* 정회원, 관동대학교 공과대학 토목공학과 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil Engrg., Kwandong Univ., pkh@kwandong.or.kr)

정확히 파악하는 것이 불가능하게 된다. 옹벽에 가해지는 주동토압의 분포형태와 관련하여 이제까지 보고된 많은 실험결과들에 따르면 옹벽이 변위를 일으킬 때 뒷채움재에서 일어나는 아침효과로 인하여 옹벽에 가해지는 주동토압은 비선형의 형태로 분포하는 것으로 나타났다(Fang과 Ishibashi, 1986; Tsagareli, 1965). 그럼에도 불구하고 현재까지 강성 옹벽에 대한 설계는 삼각형의 토압분포를 가정하는 Coulomb 이론에 의하여 행해지고 있으며, 그 결과 옹벽구조물은 불합리하게 산정된 주동토압에 대하여 설계되고 있는 실정이다.

최근에 몇몇 연구자들(Handy, 1985; Harrop-Williams, 1989; Wang, 2000)이 강성옹벽에 대하여 비선형의 토압분포를 예측할 수 있는 토압산정식을 제안하였으나, 이들은 토압산정식의 유도과정에서 몇가지 불합리한 가정들을 사용함으로써 제안식의 정확도를 저하시키는 결과를 초래하였다. 백규호(2003)는 기존의 제안식들이 갖고 있는 이러한 문제점을 해결함으로써 비선형으로 분포하는 주동토압을 정확히 예측할 수 있도록 뒷채움재에서 발생하는 아침효과를 고려한 토압산정식을 식(1)과 같이 제안하였다.

$$\sigma_{ahw} = \frac{\gamma HK_{awn}}{1 - K_{awn} \tan \delta \tan \alpha} \left[\left(1 - \frac{z}{H}\right)^{K_{awn} \tan \delta \tan \alpha} - \left(1 - \frac{z}{H}\right) \right] \quad (1)$$

그리고 이 식을 이용해서 주동토압을 산정하기 위해서는 뒷채움재에서의 응력상태를 반영하고 있는 주동토압계수 K_{awn} 가 필요하게 되며, K_{awn} 의 산정을 위하여 식 (2)를 제안하였다.

$$K_{awn} = \frac{\sigma_{hw}}{\sigma_{av}} = \frac{3(\cos^2 \theta + K_a \sin^2 \theta)}{3 - \cos^2 \theta (1 - K_a)} \quad (2)$$

여기서 δ 는 옹벽의 벽면마찰각이고 α 는 뒷채움재의 파괴면이 수평과 이루는 각($45^\circ + \phi/2$), H 는 옹벽의 높이를 의미한다. 그리고 K 는 최대주응력에 대한 최소주응력의 비로 정의되는 값으로 $K = \tan^2(45^\circ - \phi/2)$ 으로 계산될 수 있으며, θ 는 옹벽의 벽면에서 최소주응력면과 수평이 이루는 각으로 식 (3)과 같이 계산된다.

$$\theta = \tan^{-1} \left[\frac{(1-K) \pm \sqrt{(1-K)^2 - 4K \tan^2 \delta}}{2K \tan \delta} \right] \quad (3)$$

그러나 이와 같은 토압산정식이 현장에 적용되어 옹벽구조물의 합리적인 설계에 이용되기 위해서는 새로

운 토압산정식의 결과에 대한 정확도가 검증되어야 한다.

따라서 본 연구에서는 뒷채움재에서 발생하는 아침효과를 고려함으로써 비선형의 토압분포를 산정할 수 있도록 새롭게 제안된 주동토압 산정식에 대하여 그 정확도를 검증하기 위하여 제안식으로부터 계산된 주동토압의 크기와 분포형태를 실측치는 물론 기존 토압산정식의 결과들과 비교하였다. 그리고 ϕ 와 δ , 옹벽의 높이와 같이 일반적으로 토압에 영향을 미치는 것으로 알려진 각종 인자들이 강성 옹벽에 작용하는 주동토압의 크기와 분포형태에 미치는 영향을 조사하기 위하여 매개변수 분석(parametric study)을 수행하였다. 또한 새로 제안된 토압산정식의 현장 적용성을 높이기 위하여 임의의 ϕ 와 δ 에 대한 수정 주동토압계수와 주동토압의 작용점 높이를 간단히 산정할 수 있도록 한 간편 설계도표가 제안되었다.

2. 기존 토압산정식의 문제점

현재까지 제안된 강성 옹벽에 작용하는 주동토압 산정식 중 대표적인 것은 Coulomb 이론과 Handy(1985)의 제안식, 그리고 Harrop-Williams(1989)의 제안식을 들 수 있다. 이들 중 Coulomb 이론은 삼각형 분포의 주동토압만을 산정할 수 있는 반면, 나머지 두 개의 제안식은 옹벽의 변형시 뒷채움재에서 유발되는 응력상태를 고려하여 토압을 산정함으로써 비선형의 토압분포를 계산하는 것이 가능하다. 그러나 Handy(1985)의 제안식과 Harrop-Williams(1989)의 제안식은 토압산정식의 유도과정에서 불합리한 가정을 사용함으로써 몇가지 문제점을 갖고 있다.

Coulomb 이론은 토압이 삼각형 분포로 작용한다는 가정하에 주동토압을 산정하며, 옹벽의 뒷면이 연직이고 뒷채움재의 지표면이 수평인 경우에 옹벽에 작용하는 수평주동응력은 식 (4)와 같이 계산된다. 그러나 많은 실험결과들은 주동토압이 비선형의 분포형태로 옹벽에 작용하는 것을 보여주고 있다. 따라서 Coulomb 이론은 주동토압의 작용점 높이를 실제보다 낮게 산정함으로써 옹벽의 전도파괴에 대한 가능성은 과소평가하게 된다(Handy, 1985).

$$\sigma_{ah} = \gamma z K_A = \gamma z \frac{\cos^2 \phi}{\cos \delta \left[1 + \sqrt{\frac{\sin(\phi + \delta) \sin \phi}{\cos \delta}} \right]^2} \quad (4)$$

그리고 Handy(1985)는 뒷채움재에서의 응력상태를 고려하여 $\phi = 10\sim40^\circ$ 이고 $\delta = \phi$ 인 경우에 대하여 식 (5)와 같은 주동토압계수 산정식을 제안하였으며, 뒷채움재에 존재하는 미소수평요소에 대한 힘평형으로부터 식 (6)과 같은 수평주동응력 산정식을 제안하였다. 그러나 Handy(1985)가 제안한 주동토압계수 산정식에는 ϕ 와 δ 에 따른 뒷채움재에 작용하는 응력상태의 변화가 반영되지 아니함으로써 식 (5)에서 얻어지는 주동토압계수는 어느 정도의 오차를 갖게 된다. 그리고 이 오차는 ϕ 와 δ 가 작아짐에 따라 커지는 경향을 보인다. 따라서 식 (5)에서 계산된 값을 이용해서 식 (6)으로부터 계산된 주동토압 또한 ϕ 와 δ 가 작은 경우에 더욱 큰 오차를 내포하게 된다.

$$K_w = \frac{\sigma_{hw}}{\sigma_v} = 1.06 (\cos^2 \theta + K \sin^2 \theta) \quad (5)$$

$$\sigma_{ah} = \frac{\gamma}{\tan \delta} (H - z) \tan \left(45 - \frac{\phi}{2} \right) \left[1 - \exp \left(- \frac{K_w \tan \delta}{\tan \left(45 - \frac{\phi}{2} \right)} \frac{z}{H - h} \right) \right] \quad (6)$$

여기서 K 는 최대주응력에 대한 최소주응력의 비로 정의되는 값으로 $K = \sigma_3 / \sigma_1 = \tan^2(45 - \phi/2)$ 으로 계산된다.

한편 Harrop-Williams(1989)는 강성 옹벽의 벽면에 작용하는 연직응력과 수평응력을 사용하여 식 (7)과 같이 표현되는 주동토압계수를 정의하였으며, 뒷채움재에 존재하는 미소수평요소에 대한 힘평형 관계를 이용하여 비선형으로 분포하는 주동토압을 계산할 수 있는 식 (8)과 같은 토압산정식을 제안하였다. 그러나 Harrop-Williams(1989)은 주동토압계수를 벽체에 작용하는 연직응력에 대한 수평응력의 비로 정의하였음에도 불구하고 벽체에 작용하는 수평응력은 식 (7)의 주동토압계수에 임의 깊이에 작용하는 연직응력의 평균치를 곱함으로써 구하는 오류를 범하고 있다.

$$K_w = \frac{1 + K \tan^2 \theta}{\tan^2 \theta + K} \quad (7)$$

$$\sigma_{ah} = \frac{K_w \gamma H}{\beta - 2} \left[\left(1 - \frac{z}{H} \right) - \left(1 - \frac{z}{H} \right)^{\beta-1} \right] \quad (8)$$

여기서 β 는 주동토압의 분포형태를 결정짓는 계수로 식 (9)와 같이 계산된다.

$$\beta = K_w \frac{[\sqrt{\cos \delta} + \sqrt{\sin(\phi + \delta) \sin \phi}]^2}{\cos^2 \phi} \quad (9)$$

3. 각 인자가 토압에 미치는 영향

3.1 뒷채움재의 내부마찰각

그림 1은 식 (1)을 이용해서 높이가 4 m이고 표면이 거친 ($\delta = \phi$) 강성 벽체가 평행이동할 때 뒷채움재의 내부마찰각에 따른 주동토압 분포형태의 변화를 계산한 결과를 나타낸 것이다. 그림에서 보이는 바와 같이 뒷채움재의 내부마찰각(ϕ)이 0° 일 때는 Rankine 이론과 같이 삼각형 분포의 주동토압이 옹벽에 작용하지만 뒷채움재의 ϕ 가 커짐에 따라 옹벽에 작용하는 주동토압은 삼각형 분포에서 비선형 분포로 변하는 것을 알 수 있다. 그리고 뒷채움재의 내부마찰각이 증가함에 따라 옹벽에 작용하는 수평주동응력은 옹벽의 모든 높이에서 감소하였다.

그림 2는 뒷채움재의 내부마찰각에 따른 강성 옹벽에 작용하는 주동토압의 크기 변화와 함께 옹벽의 높이에 의해 규준화된 토압 작용점의 높이에 있어서의 변화를 보인 것이다. 그림 2(a)에 보이는 바와 같이 식 (1)을 이용해서 계산된 수평주동토압은 뒷채움재의 내부마찰각이 증가함에 따라 감소하는 경향을 보였으며, 수평주동토압의 감소율은 내부마찰각이 증가함에 따라 감소하는 경향을 보였다. 그리고 본 연구에서 제안된 토압산정식은 $\phi = 0^\circ$ 에 대하여 Coulomb 이론이나 Harrop-Williams(1989)의 제안식이 주는 결과와 동일한 크기의 주동토

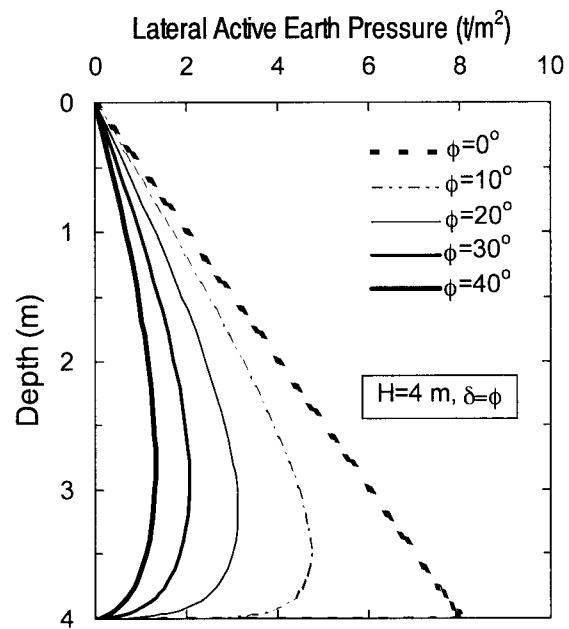
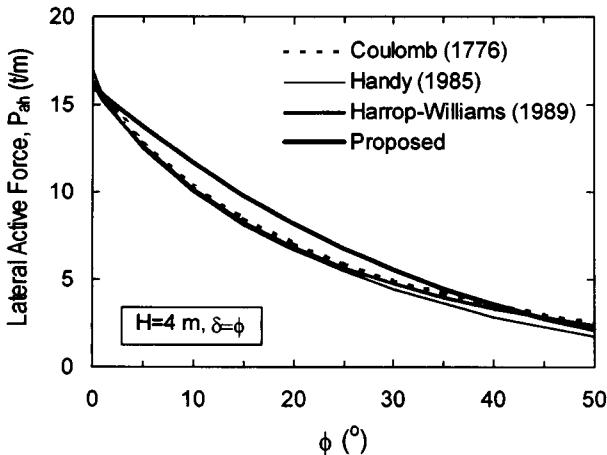
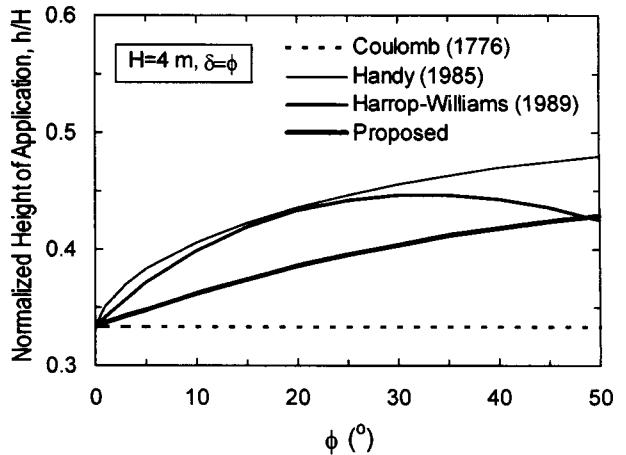


그림 1. 뒷채움재의 내부마찰각에 따른 주동토압 분포의 변화



(a) 주동토압의 크기



(b) 옹벽 높이에 의해 규준화된 토압의 작용 높이

그림 2. 뒷채움재의 내부마찰각이 주동토압에 미치는 영향

압을 제공하였으며, $0 < \phi < 45^\circ$ 의 범위에서는 이들 제안식의 결과보다 큰 토압을 산정하였다. 그러나 $\phi > 45^\circ$ 의 경우에는 Coulomb 이론이나 Harrop-Williams (1989)의 제안식으로부터 계산되는 결과보다 작은 크기의 토압을 제공하였다. 또한 식 (1)에 의해 계산된 주동토압은 $\phi < 2^\circ$ 인 경우를 제외한 모든 영역에서 Handy (1985)의 제안식에 의한 결과보다 큰 것으로 나타났다.

한편 그림 2(b)와 같이 식 (1)을 이용해서 계산된 주동토압의 작용점 높이는 뒷채움재의 ϕ 값이 커짐에 따라 증가하는 것으로 나타났으며, Handy(1985)의 제안식 또한 이와 유사한 경향을 보였다. 그리고 Harrop-Williams의 제안식은 $\phi < 30^\circ$ 의 범위에서는 주동토압의 작용점 높이가 ϕ 에 따라 증가하다가 $\phi > 30^\circ$ 에서는 다시 감소하는 경향을 보였다. 그러나 Coulomb 이론에 의해 계산된 토압의 작용점 높이는 ϕ 에 무관하게 옹벽 높이의 $1/3$ 인 것을 알 수 있다. 뒷채움재의 ϕ 가 $0 < \phi < 49^\circ$ 의 범위에 있을 때 식 (1)을 이용해서 계산된 주동토압의 작용점 높이는 Handy(1985)나 Harrop-Williams(1989)의 제안식에 의한 작용점 높이보다 낮았으나, Coulomb 이론에 의한 작용점 높이보다는 높았다. 그러나 $\phi = 0^\circ$ 인 경우에는 식 (1)을 포함한 모든 토압산정식이 토압의 작용점 높이로 옹벽높이의 $1/3$ 을 제공하였으며, $\phi = 49^\circ$ 에서는 식 (1)의 결과가 Harrop-Williams(1989)의 제안식에 의한 결과와 일치하였다.

3.2 옹벽의 벽면마찰각

그림 3은 $\phi = 40^\circ$ 이고 옹벽의 높이가 4 m인 경우에

옹벽의 벽면마찰각(δ)에 따른 강성 옹벽에 작용하는 주동토압 분포의 변화를 나타낸 것이다. 그림으로부터 옹벽이 매우 매끄러운 ($\delta = 0^\circ$) 경우에는 주동토압이 뒷채움재의 내부마찰각과 무관하게 삼각형 분포로 작용하는 것을 알 수 있으며, 이것은 Rankine 이론과 일치하는 것이다. 또한 옹벽의 벽면마찰각이 커짐에 따라 주동토압의 분포형태는 삼각형에서 비선형의 형태로 변하였다. 이때 δ 의 크기가 증가함에 따라 옹벽의 상부 영역에 작용하는 수평주동응력은 증가하는 반면 옹벽의 하부 영역에 작용하는 수평주동응력은 감소하였다. 그 결과 옹벽의 저점으로부터 주동토압의 작용점까지의 높

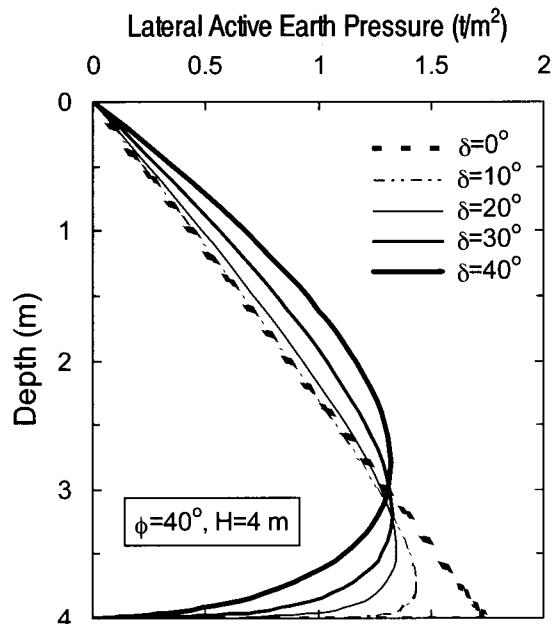
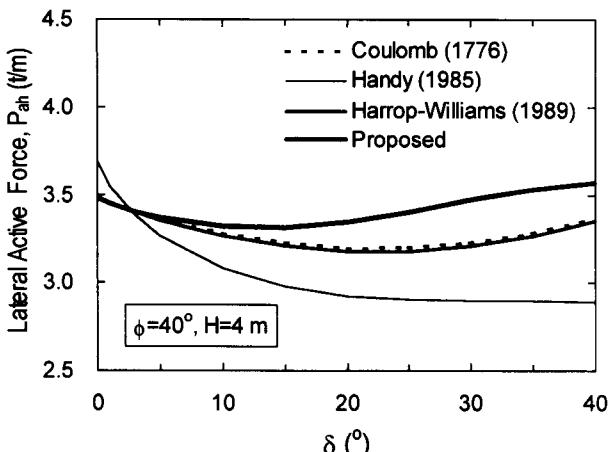
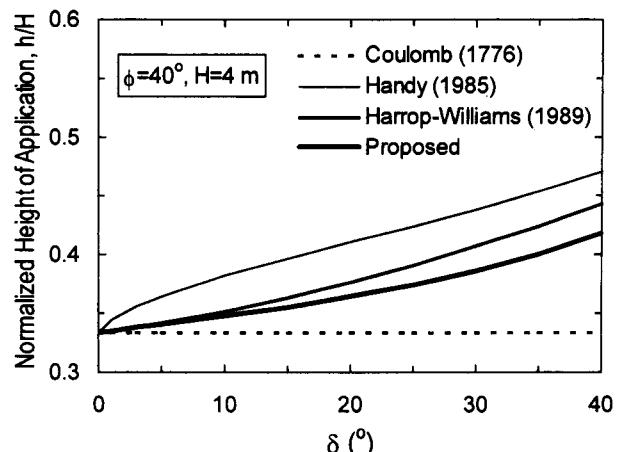


그림 3. 옹벽의 벽면마찰각에 따른 주동토압 분포의 변화



(a) 주동토압의 크기



(b) 옹벽 높이에 의해 규준화된 토압의 작용 높이

그림 4. 옹벽의 벽면마찰각이 주동토압에 미치는 영향

이는 δ 가 증가함에 따라 같이 증가는 경향을 보였다. 이러한 결과는 옹벽의 벽면마찰각에 따른 주동토압의 작용점 높이에 있어서의 변화를 나타낸 그림 4(b)에서 더욱 분명하게 알 수 있다.

그림 4는 뒷채움재의 내부마찰각이 $\phi = 40^\circ$ 인 경우에 식(1)을 비롯하여 기존의 토압산정식으로부터 계산된 주동토압의 크기와 작용점 높이의 변화를 옹벽의 벽면마찰각(δ)에 대하여 나타낸 것이다. 그림 4(a)에 보이는 바와 같이 $\delta < 2.5^\circ$ 인 경우에는 그림에 비교된 4개의 토압산정식 중 Handy(1985)의 제안식이 가장 큰 주동토압을 제공하였으며, Coulomb 이론과 Harrop-Williams의 제안식 그리고 본 연구에서 새로 제안된 토압산정식은 거의 같은 크기의 주동토압을 주는 것으로 나타났다. 그러나 $\delta > 2.5^\circ$ 일 때는 반대로 Handy(1985)의 제안식에서 얻어진 토압이 가장 작았으며, 본 연구에서 제안된 토압산정식으로부터 계산된 주동토압이 가장 큰 것으로 나타났다. 또한 Handy(1985)의 제안식은 δ 가 증가함에 따라 주동토압의 크기가 지속적으로 감소하다가 일정한 크기에 수렴하는 경향을 보이는 반면, Coulomb 이론과 Harrop-Williams의 제안식은 δ 가 0° 에서 20° 에 접근할 때까지는 주동토압이 계속 감소하다가 그 이후에는 다시 증가하는 경향을 보였다. 본 연구에서 새로 제안된 식(1) 또한 Coulomb 이론과 Harrop-Williams의 제안식의 경우와 비슷하게 $\delta < 15^\circ$ 의 범위에서는 δ 에 따라 주동토압이 감소하다가 $\delta > 15^\circ$ 의 범위에서는 다시 증가하는 결과를 제공하였다.

한편, 강성 옹벽에 작용하는 주동토압의 작용점 높이는 그림 4(b)와 같이 δ 가 증가함에 따라 높아지는 경향을 보였다. 그리고 δ 의 모든 영역에서 Handy(1985)의 제

안식이 가장 높은 작용점 높이를 제공하였으며, Harrop-Williams의 제안식과 본 연구에서 제안된 토압산정식, 그리고 Coulomb 이론이 그 뒤를 따랐다. 그림에 보이는 바와 같이 뒷채움재의 내부마찰각(ϕ)이 40° 인 경우에 식(1)을 이용해서 계산되는 옹벽에 작용하는 주동토압의 작용점 높이는 δ 에 따라 옹벽 높이의 $1/3$ 에서 0.42 배까지 변하는 것을 알 수 있다. 이것은 Coulomb 이론에서 계산된 토압의 작용점 높이인 옹벽높이의 $1/3$ 보다 최대 27% 까지 큰 값이다. 따라서 Coulomb 이론에 의해서 계산되는 전도모멘트는 비교적 과소평가될 수 있으며, 이러한 사실은 Handy(1985)에 의해서도 지적된 바 있다.

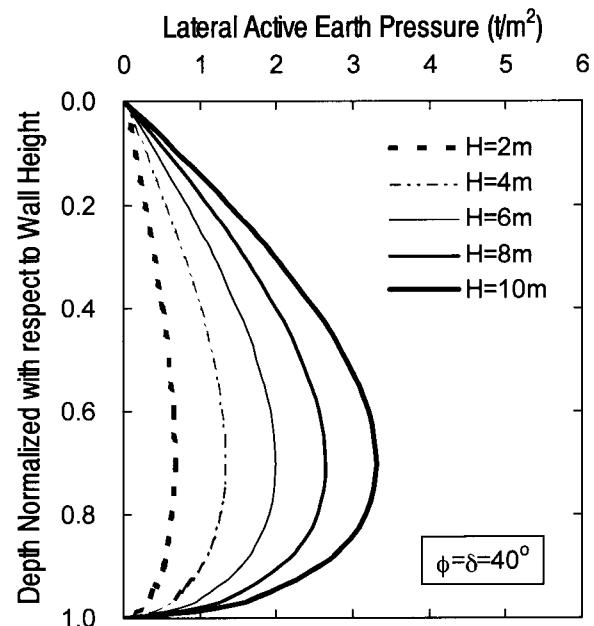


그림 5. 옹벽의 높이에 따른 주동토압 분포의 변화

3.3 웅벽의 높이

뒷채움재의 내부마찰각이 $\phi = 40^\circ$ 이고 $\delta = \phi$ 인 경우에 웅벽의 높이에 따른 주동토압 분포의 변화가 그림 5에 그려졌다. 그림과 같이 웅벽에 작용하는 주동토압의 분포형태는 웅벽의 높이와 무관하게 일정한 것으로 나타났으며, 웅벽에 작용하는 주동토압의 크기는 웅벽이 높아짐에 따라 증가하는 것으로 나타났다.

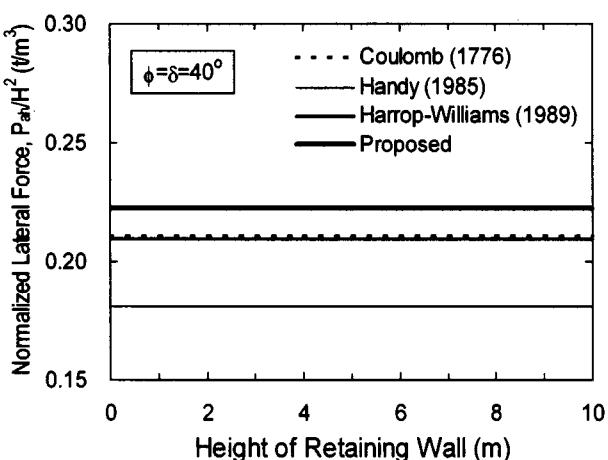
이러한 결과는 웅벽 높이에 따른 웅벽 높이의 제곱에 의해 규준화된 주동토압의 크기 변화를 나타낸 그림 6(a) 와 웅벽의 높이에 의해 규준화된 주동토압의 작용점 높이를 나타낸 그림 6(b)에서 더욱 확실히 볼 수 있다. 결국 강성 웅벽에 작용하는 주동토압은 웅벽 높이의 제곱에 비

례하여 증가하며, 이러한 주동토압의 작용 높이는 웅벽 높이에 비례해서 증가하는 것을 그림으로부터 알 수 있다.

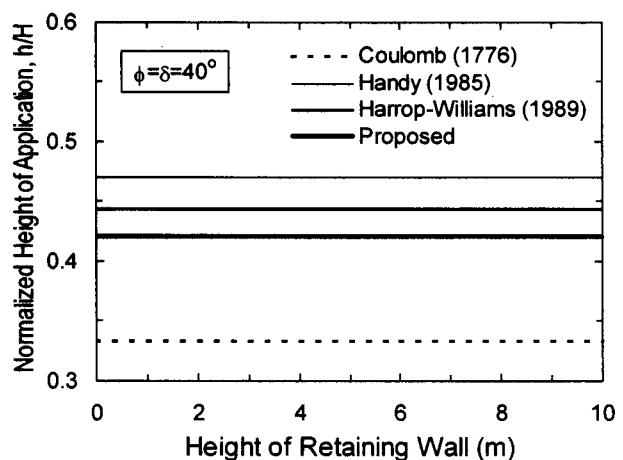
4. 실험결과와의 비교

4.1 토압분포

본 논문에서 새로 제안된 주동토압 산정식의 정확성을 검증하기 위하여 제안식에 의해 산정된 결과들을 Tsagareli(1965)의 실험결과와 비교하였다. Tsagareli(1965)는 높이가 각기 다른 5개의 중력식 강성웅벽 ($H=2.0, 2.5, 3.0, 3.5, 4.0$ m)이 평행이동할 때 웅벽에 작용하는 주동토압의 크기와 분포를 측정하였다. 이때



(a) 주동토압의 크기



(b) 웅벽 높이에 의해 규준화된 토압의 작용 높이

그림 6. 웅벽의 높이가 주동토압에 미치는 영향

Lateral Active Earth Pressure (kg/cm^2)

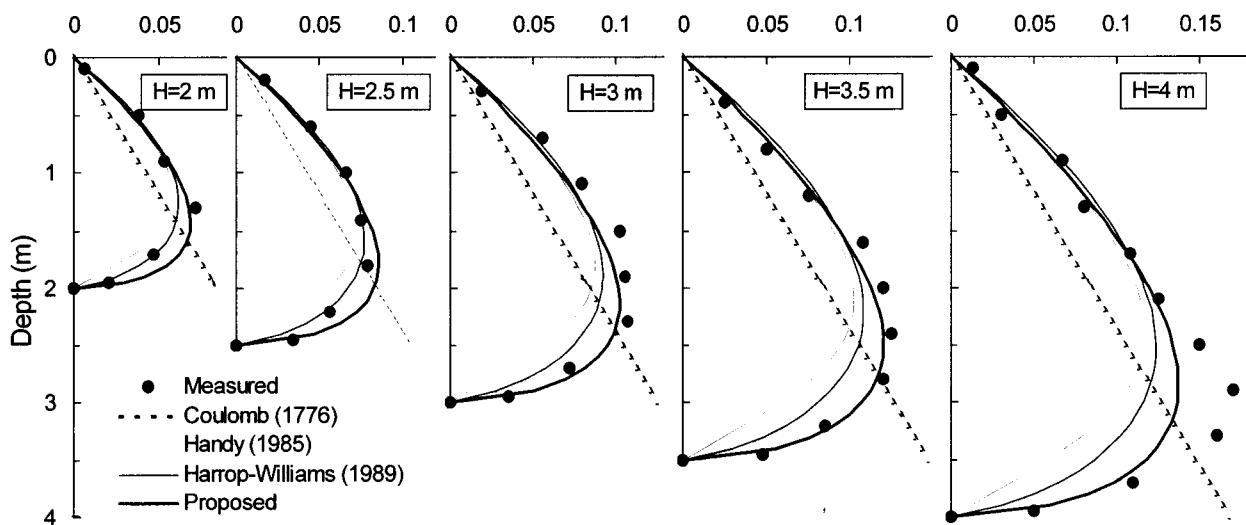


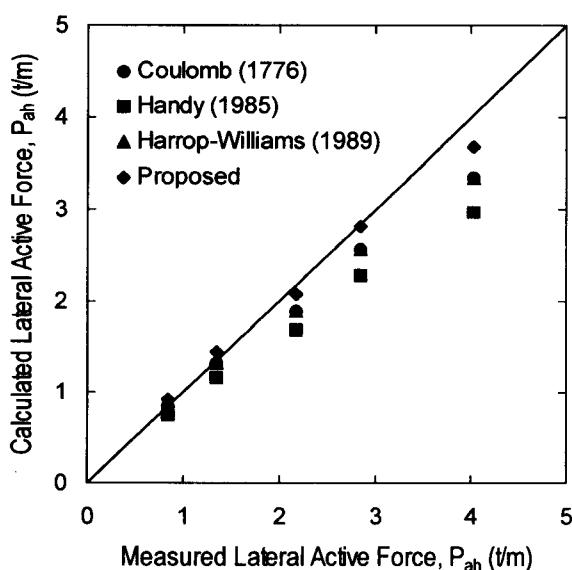
그림 7. 주동토압의 분포에 대한 측정치와 예측치의 비교

뒷채움재의 단위중량은 1.8 g/cm^3 였으며, 뒷채움재에 대한 ϕ 와 옹벽에 대한 δ 는 37° 로 동일하였다.

그림 7은 높이가 다른 5개의 옹벽에 대하여 식(1)로부터 산정된 수평주동응력의 분포를 Tsagareli(1965)의 측정 결과와 비교한 것이다. 그리고 식(1)의 결과를 기준의 토압산정식들에 의한 결과들과 비교하기 위하여 Coulomb 이론과 Handy(1985)의 제안식, Harrop-Williams(1989)의 제안식에 의한 결과들을 그림에 함께 표시하였다. 그림에서 보이듯이 Coulomb 이론을 제외한 모든 토압산정식들은 비선형의 토압분포를 보이고 있다. 그중에서도 옹벽의 높이가 2.5 m 이하인 경우에는 Harrop-Williams(1989)의 제안식이 측정치에 가장 근접한 결과를 주는 반면 본 연구에서 제안된 토압산정식은 토압을 약간 과대평가하는 경향을 보인다. 그러나 옹벽의 높이가 3.0 m 이상인 3개의 옹벽에 대해서는 새로 제안된 토압산정식이 가장 실측치에 근접한 결과를 주는 것으로 나타났다. 이러한 결과들을 전체적으로 볼 때 본 연구에서 제안된 새로운 토압산정식은 5개의 옹벽 모두에 대하여 비교적 만족스런 결과를 주는 반면, Handy(1985)나 Harrop-Williams(1989)에 의해 제안된 토압산정식들은 옹벽에 작용하는 주동토압을 다소 과소평가하는 것으로 밝혀졌다.

4.2 크기와 작용점

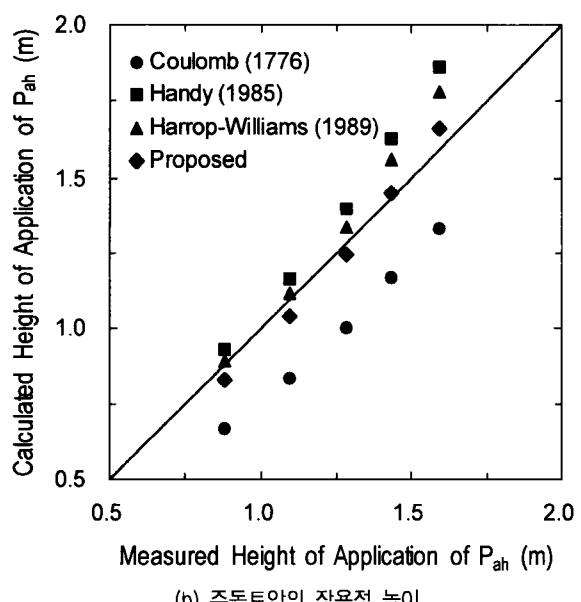
그림 8은 강성 옹벽에 작용하는 수평주동토압의 크기



(a) 수평주동토압의 크기

와 작용점 높이에 대하여 본 논문에서 제안된 토압산정식으로부터 계산된 예측치와 Tsagareli(1965)의 시험결과를 비교한 것이다. 그림 8(a)에 보이는 바와 같이 본 논문에서 제안된 토압산정식으로부터 얻어진 주동토압이 가장 측정치에 근접하였으며, Handy(1985)의 제안식으로부터 계산된 주동토압은 측정치와 가장 큰 차이를 보였다. 그리고 Harrop-Williams(1989)의 제안식은 Coulomb 이론의 결과와 동일한 크기의 주동토압을 주는 것으로 나타났다. 또한 모든 토압산정식들은 벽체의 높이가 증가함에 따라 주동토압의 예측치와 측정치간의 차이는 커지는 경향을 보였다.

옹벽에 작용하는 주동토압의 작용점 높이에 대한 측정치와 예측치의 비교가 그림 8(b)에 보여졌다. Handy(1985)와 Harrop-Williams(1989)의 제안식에 의해 산정된 토압의 작용점 높이는 측정치보다 높은 반면, Coulomb 이론에 의한 토압의 작용점 높이는 측정치보다 낮은 것을 그림에서 볼 수 있다. 그러나 본 논문에서 제안된 토압산정식은 5개의 옹벽 모두에 대하여 측정치와 상당히 일치하는 토압의 작용점 높이를 제공하는 것으로 나타났다. 또한 Tsagareli(1965)의 시험결과에 따르면 옹벽의 높이로 규준화된 주동토압의 작용점 높이는 3.3절에 언급된 매개변수 분석(parametric study)의 결과와는 달리 옹벽의 높이가 증가할수록 낮아지는 경향을 보인다. 이것은 옹벽의 높이가 증가함에 따라 옹벽의 하단부에 존재하는 뒷채움재에 가해지는 구속압이 증가되고 그로 인해 흙의 팽창성(dilatancy)이 감소하여 내부마찰각이



(b) 주동토압의 작용점 높이

그림 8. 주동토압의 크기와 작용점 높이에 대한 측정치와 예측치의 비교

작아지기 때문이다. 즉 그림 2(b)에 보이는 바와 같이 뒷채움재의 ϕ 가 작아짐에 따라 주동토압의 작용점 높이가 낮아지는 것과 관계된다.

5. 간편 계산을 위한 설계도표

본 논문을 통해 제안된 토압산정식은 옹벽이 변위를 일으킬 때 뒷채움재에서 발생하는 아침효과를 토압의 산정과정에 반영함으로써 주동토압의 크기와 분포형태에 대하여 비교적 정확한 결과를 제공하는 것으로 나타났다. 그럼에도 불구하고 새롭게 제안된 산정식은 수식이 복잡하기 때문에 실무에서 간편하게 사용하기에는 적합하지 못하다는 단점을 갖고 있다. 따라서 이러한 단점을 극복하기 위하여 평행이동하는 강성 옹벽에 적용할 수 있는 수정 주동토압계수와 주동토압의 작용점 높이가 그림 9와 같이 도표의 형식으로 정리되었다. 이 도표는 본 논문의 3절에 언급된 각종 영향인자에 대한 매개변수 분석의 결과에 근거하여 얻어졌으며, 수정 주동토압계수 K_{AW} 는 식 (10)으로부터 역으로 계산되었다.

$$P_{ah} = \frac{1}{2} K_{AW} \gamma H^2 \quad (10)$$

여기서 P_{ah} 는 식 (1)로부터 계산된 수평주동토압이고 γ 는 뒷채움재의 단위중량, H 는 옹벽의 높이를 나타낸다.

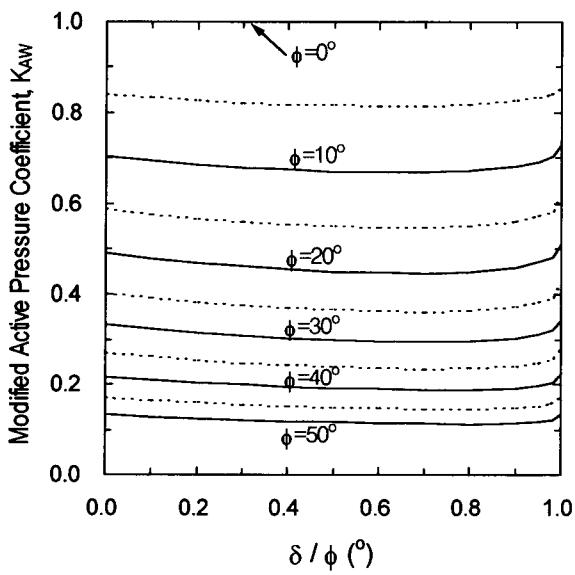
그림 9(a)는 다양한 ϕ 값에 대하여 δ/ϕ 에 따른 K_{AW}

의 변화를 보인 것이다. 그림에 따르면 K_{AW} 는 δ/ϕ 이 0.7에 이를 때까지는 δ/ϕ 이 증가함에 따라 감소하다가 그 이후에는 반대로 증가하는 경향을 보인다. 그리고 δ/ϕ 가 일정한 상태에서 K_{AW} 는 ϕ 가 감소함에 따라 증가하는데 그 증가율은 ϕ 가 감소함에 따라 점차 커지는 경향을 보였다. 또한 $\phi=0^\circ$ 에서 K_{AW} 는 δ/ϕ 에 무관하게 1.0을 유지하는 것으로 나타났다.

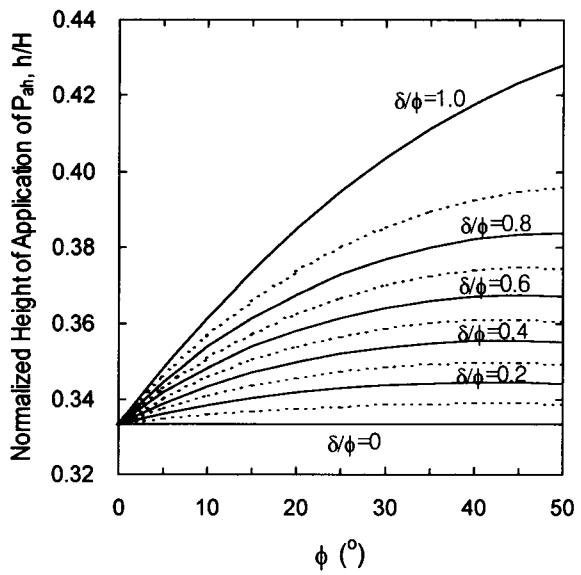
한편, ϕ 에 따른 옹벽의 높이로 규준화된 주동토압의 작용점 높이가 다양한 δ/ϕ 의 값에 대하여 계산되었으며, 그 결과가 그림 9(b)에 주어졌다. 그림에 보이는 바와 같이 규준화된 주동토압의 작용점 높이는 δ/ϕ 가 일정할 때는 ϕ 가 증가함에 따라 그리고 ϕ 가 일정할 때는 δ/ϕ 가 증가함에 따라 증가하였다. 그리고 $\delta/\phi=0$ 일 때 규준화된 주동토압의 작용점 높이는 ϕ 와 무관하게 0.33이었으며, 이것은 Rankine 이론의 결과와 일치하는 것이다. 또한 옹벽에 작용하는 주동토압의 작용점 높이의 실질적인 최대치는 $\delta=\phi$ 의 조건에서 옹벽 높이의 약 0.43배로 나타났다.

6. 결 론

많은 실험결과에 따르면 표면이 거친 강성 옹벽에 작용하는 주동토압은 Coulomb 이론의 가정과는 달리 비선형의 분포형태를 갖는 나타났다. 그러나 옹벽에 대한 설계의 대부분은 여전히 삼각형의 토압분포를 가정하



(a) 수정 수평주동토압



(b) 규준화된 주동토압의 작용점 높이

그림 9. 주동토압의 간편한 계산을 위한 간편 도표

는 Coulomb 이론에 의하여 이루어지고 있다. 이처럼 실제와 다른 토압분포를 이용하여 옹벽을 설계하면 옹벽에 유발되는 최대 휨모멘트는 물론 옹벽에 대한 전도모멘트를 잘 못 산정함으로써 옹벽 구조물의 불안정을 유발시킬 수 있게 된다. 따라서 이러한 문제를 해결하기 위하여 옹벽이 변위를 일으킬 때 뒷채움재에서 발생하는 응력상태의 변화와 아칭효과를 고려하여 비선형의 토압분포를 갖는 주동토압을 산정할 수 있는 토압산정식이 제안되었다. 그러나 이러한 토압산정식이 실무에 적용되기 위해서는 토압산정식으로부터 계산된 주동토압에 대한 정확도가 검증되어야 한다.

본 논문에서는 비선형의 토압분포를 갖는 주동토압을 제공할 수 있는 새로 제안된 토압산정식의 정확성을 검증하기 위하여 제안식으로부터 계산된 결과들을 현장실험에서 얻은 측정치와 비교하였다. 예측치와 실측치를 비교한 결과 본 논문에서 제안된 토압산정식은 주동토압의 크기와 분포형태에 있어서 만족할 만한 수준의 결과를 주는 것으로 나타났다. 그리고 ϕ 와 δ 그리고 옹벽의 높이가 주동토압의 크기와 작용점 높이에 미치는 영향을 알아보기 위하여 매개변수 분석을 수행하였다. 또한 제안된 토압산정식을 사용함에 있어 계산 절차상의 복잡함을 제거하기 위하여 $P_{ah} = \gamma H^2 K_{AW}/2$ 와 같은 토압산정식의 형태에서 사용할 수 있는 수정 주동토압계수 K_{AW} 와 토압의 작용점 높이에 대한 값들이 도표의 형식으로 제시되었다.

감사의 글

본 연구는 한국과학재단의 2002년도 산학협력지원사업의 연구비 지원에 의해 이루어진 것으로, 이에 감사드린다.

참 고 문 헌

- 백규호 (2003), “평행이동하는 강성옹벽에 작용하는 비선형 주동토압: I. 정식화”, 한국지반공학회 논문집, 제19권 1호, pp.181-189.
- Fang, Y., and Ishibashi, I. (1986), “Static earth pressures with various wall movements”, *J. of Geotech. Engrg.*, ASCE, Vol.112, No.3, pp.317-333.
- Handy, R.L. (1985), “The arch in soil arching”, *J. of Geotech. Engrg.*, ASCE, Vol.111, No.3, pp.302-318.
- Harrop-Williams, K. O. (1989), “Geostatic wall pressures”, *J. of Geotech. Engrg.*, ASCE, Vol.115, No.9, pp.1321-1325.
- Janssen, H. A. (1895), “Versuche über getreidedruck in silozellen”, Zeitschrift, Verein Deutscher Ingenieure, 39, p.1045 (partial English translation on *Proceeding of Institute of Civil Engineers*, London, England, 1986, p.553).
- Terzaghi, K. (1943), Theoretical soil mechanics, John Wiley and Sons, New York, N.K.
- Tsagareli, Z. V. (1965), “Experimental investigation of the pressure of a loose medium on retaining walls with a vertical back face and horizontal backfill surface”, *J. Soil Mech. and Found. Engrg.*, ASCE, Vol.91, No.4, pp.197-200.
- Wang, Y. Z. (2000), “Distribution of earth pressure on a retaining wall”, *Geotechnique*, Vol.50, No.1, pp.83-88.

(접수일자 2002. 11. 14, 심사완료일 2003. 1. 14)