

## 중력식 구조물의 형태에 따른 주동토압 산정과 설계법 제안

### The Calculation and Design Method of Active Earth Pressure with Type of Gravity Structures

김 병 일<sup>1</sup> Kim, Byung-II

정 영 진<sup>2</sup> Jeong, Young-Jin

김 도 형<sup>3</sup> Kim, Do-Hyung

이 충 호<sup>4</sup> Lee, Chung-Ho

한 상 재<sup>5</sup> Han, Sang-Jae

#### Abstract

In this study theories of earth pressure such as Rankine, Coulomb, Trial Wedge, Improved Trial Wedge, used in the design for onshore and offshore structures, are analyzed and the characteristics of loaded pressure to virtual back (wall, plane) and wall surface in accordance with the structure type are suggested. To investigate characteristics of earth pressure, gravity retaining wall with inclined angle and cantilever wall with inclined ground are mobilized for onshore structures and caisson and block type quay wall are mobilized for offshore structures. Based on various theories, the earth pressure applied angle(wall friction angle) and sliding angle toward the wall, which is influenced by the heel length, are calculated and compared. In the case of long heel, the pressure by Rankine's method in virtual plane and the mobilized angle are most reasonably estimated by the ground slope, and in the case of short heel, the pressure by Coulomb's method and the mobilized angle by the angle of wall friction. In addition, the sliding angle toward the wall estimated by the improved trial wedge method is large than the value of Rankine's method. Finally, in this study the reasonable method for calculating the pressure and the mobilized angle that can be applied to the routine design of port structures is proposed. The proposed method can decide the earth pressure with length of a heel and a self weight of retaining wall according to sliding angle toward the wall.

#### 요 지

육상 및 항만 구조물 설계시 적용되고 있는 토압 이론(Rankine, Coulomb, 시행썰기법, 개량시행썰기법)을 정리하였고, 구조물 형태에 따라 가상배면(Virtual back, wall, plane)과 구조물 벽면에 작용하는 토압 특성 등을 제시하였다. 토압 특성을 검토하기 위해 육상구조물의 경우 배면토 경사에 따른 캔틸레버식 옹벽과 벽경사에 따른 중력식 옹벽, 해상구조물은 케이슨식 안벽과 블록식 안벽을 적용하였다. 여러 가지 토압이론을 적용하여 뒷굽 길이에 따른 토압, 작용각(벽면마찰각), 벽면측으로의 활동각 등을 분석한 결과 뒷굽이 긴 경우 가상배면에서의 작용토압은 Rankine 토압

1 정회원, (주)지구환경전문가그룹 기술연구소 연구소장 (Member, Research Director, Research Institute, Expert Group for Earth and Environment Co., LTD.)

2 비회원, (주)알지오이엔씨 상무 (General Director, Rgeo E&C Co., LTD.)

3 비회원, (주)지구환경전문가그룹 기술연구소 연구원 (Researcher, Research Institute, Expert Group for Earth and Environment Co., LTD.)

4 정회원, (주)알지오이엔씨 대표이사 (Member, President, Rgeo E&C Co., LTD.)

5 정회원, (주)지구환경전문가그룹 대표이사 (Member, President, Expert Group for Earth and Environment Co., LTD., Tel: +82-31-478-4105, Fax: +82-31-478-4115, hansj@ege.co.kr, Corresponding author, 교신저자)

\* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2014년 10월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

과 작용각은 지표경사각, 뒷굽이 짧은 경우 Coulomb 방법과 작용각은 벽마찰각으로 산정하는 것이 가장 합리적임을 알 수 있었다. 벽면측으로의 활동각은 Rankine 이론에 의한 활동각보다 큰 것으로 나타났다. 또한, 본 논문에서는 현재 적용되고 있는 여러 가지 토압 산정법 및 작용각 중에서 항만 구조물 설계시 적용할 수 있는 적정 토압 산정 방법을 제안하였다. 제안방법은 뒷굽장단 결정과 이에 따른 적정 토압산정법을 결정하고 벽면 측으로의 활동각에 따른 옹벽자중 고려 방법을 설정하도록 하였다.

**Keywords** : Earth pressure, Wall friction angle, Virtual back

## 1. 서론

항만 관련 구조물 설계시 케이슨 및 블록식 구조물의 사용도 급증하고 있다. 과거 뒷굽이 있는 케이슨만 적용되었지만, 최근 뒷굽이 없는 광폭 케이슨 등도 적용이 증가하고 있고, 블록식의 경우도 경사 및 연직의 혼합 형태가 증가하고 있다. 캔틸레버, 역T형 또는 부벽식과 같이 뒷굽이 있는 경우 구조물이 수평이동을 하면 활동면이 2개가 발생하는데, 구조물 벽면으로 형성된 활동면은 벽면과 교차하거나 교차하지 않는 경우 등 뒷굽의 길이에 영향을 받는다(Terzaghi and Peck, 1967; Ushiro, 1991; Greco, 2001). 따라서, 작용 토압도 달라질 것으로 예상된다. 특히, 항만 구조물로서 사용되는 케이슨 또는 블록은 육상에서의 역T형 옹벽과 달리 뒷굽이 작아 활동면이 구조물 벽면과 교차함에도 불구하고 기존 국내 설계 기준(K.G.S, 2009; M.O.F, 2005)에서는 가상배면 법만을 이용하도록 제정되어 있다. 또한, 가상배면법도 설계자의 판단에 따라 Rankine 토압 또는 Coulomb 토압을 적용하기도 하며, Coulomb 토압의 작용각 역시 수평, 벽마찰각, 지표경사각, 내부마찰각 등 다양하게 지정 및 적용되고 있다(구조물 벽면과 달리 가상배면에서는 벽과의 마찰 특성이 아닌 토립자간의 마찰특성에 영향을 받으므로 본 논문에서는 구조물 벽면 및 가상배면에서의 벽면마찰각을 작용각으로 표현함).

이에 본 연구에서는 뒷굽을 가지는 구조물의 형태별로 Rankine, Coulomb, 시행썰기법, 개량시행썰기법 등을 이용하여 각각의 토압을 산정하고, 각 방법의 특징 및 그 결과들을 분석하였다. 또한, 뒷굽 길이와 뒤채움재의 내부마찰각에 따라 개량시행썰기법으로 산정된 토압 작용각과 구조물 벽면측으로의 활동각 등을 기존 단순화된 이론과 비교하였다. 마지막으로 항만 구조물 설계시 적정 토압 산정 절차 및 방법을 제안하였다.

## 2. 이론 고찰

### 2.1 토압이론

일반적으로 중력식 옹벽과 같이 벽체 배면에 토압을 작용시키는 경우, 토압작용면에서 벽체와 뒤채움간의 상대적인 변위가 발생되므로 Coulomb의 토압이론을 이용하여 토압을 계산하는 것이 바람직하지만, 역T형 옹벽과 같이 뒤채움 내부의 가상배면에 토압을 작용시키는 경우는 가상배면에서 상대적인 변위가 발생하지 않으므로 마찰력을 고려할 필요가 없으며, Rankine의 토압이론을 이용할 수 있다(Kim, 1992). 그러나 뒷굽이 작은 경우 중력식을 적용해야 하는지 역T형을 적용해야 하는지 명확하게 정의할 수 없게 된다.

#### 2.1.1 Rankine 토압론

Rankine의 토압이론은 Table 1과 같으며 본래 지표면이 수평이고 균질한 반무한 토층을 대표하는 미소요소에 대하여 유도되어 매끄러운(벽면마찰이 없는) 연직벽면에 작용하는 토압산정에 응용되었다. 그 후 경사진 지표면과 경사진 옹벽 배면에도 적용할 수 있도록 확장되었다(Paik, 2011). 일반적으로 역T형 옹벽 또는 부벽식 옹벽과 같이 토압이 뒷굽으로부터 위에 연직하게 세운 가상면에 작용할 때에는 Rankine 토압을 사용하는데, 그 이유는 옹벽구조물이 회전하거나 활동하는 경우에도 이 가상면을 따라서 전단이 일어나지 않기 때문이다. Kim(1992)에 따르면 뒤채움 흙의 지표가 수평인 경우 캔틸레버식 옹벽이 극한평형상태가 되었을 때, 가상배면을 따라 흙이 상하로 상대적인 변위를 일으키는 것이 아니라 횡방향으로 팽창되면서 극한소성평형상태로 발전하며, 가상배면에서의 마찰력은 생기지 않는 것으로 보아 이 면에 작용하는 토압은 Rankine 이론을 적용해야 한다고 하였다. 그러나, Duncan 등(1990)은 중력식

옹벽에 대한 다양한 수치해석을 통해 뒤채움은 옹벽보다 더 많이 침하하므로 옹벽의 뒷굽을 통하는 가상벽면을 따라 전단력이 발생하고, 그 크기는 옹벽의 경사각에 따라 큰 차이를 보일 수 있다고 하였다. 또한, Chae와 Park(1993)은 마찰력은 두 물체사이에 상대적인 변위가 없다 할지라도(정지상태에 있더라도) 서로 힘이 작용하는 한 어느 정도는 발휘하고 있다고 보는 것이 더 타당하다고 제시하였다. 따라서 뒷굽을 가지는 구조물에 있어서 토압을 어느 한 이론으로 통일하여 설계한다거나 Coulomb 토압이 더 경제적이다하는 생각은 잘못된 것이다(Kim, 1992).

### 2.1.2 Coulomb 토압론

Coulomb의 토압이론은 Table 2와 같으며 자중(W), 반력(F), 토압(P)이 한 점에서 만나 힘의 평형을 이루는 역학상의 원칙이 밝혀지지 않았지만, 일반적으로 각종 설계 기준에서는 실내와 야외에서의 실험결과, 비교적 측정치에 가까운 값을 보이기 때문에 원칙적으로

Coulomb의 토압공식을 사용하는 것을 권장하고 있다 (M.C.T, 2008; M.O.F., 2005).

### 2.1.3 시행썰기론

시행썰기법을 이용한 토압이론은 Table 3과 같으며 Rankine이나 Coulomb 토압공식을 이용하여 산정한 토압보다 실제 작용 토압에 더욱 근사한 토압을 구할 수 있다고 알려져 있고, 구조물 배면 지표의 경사가 불규칙하거나 배면의 지층이 토사와 암 등으로 구분 혼재된 층의 토압도 구할 수 있는 장점이 있다. 그러나, 가상배면에서의 토압 작용각으로 내부마찰각을 적용하고 있고, 뒷굽을 가지는 구조물에서 벽면을 향하는 제 2활동면을 고려하지 않았기 때문에 뒷굽길이에 따른 영향을 정확하게 고려할 수 없다.

### 2.1.4 개량시행썰기론

개량시행썰기법을 이용한 토압이론은 Table 4와 같다 (Barghouthi, 1990; Ushiro, 1991; Greco, 2001). 시행썰

Table 1. Rankine theory

Conceptual diagram	Lateral earth pressure
	<ol style="list-style-type: none"> <li>① Coefficient of active earth pressure, <math>K_a</math>  <math display="block">\Rightarrow K_a = \cos \beta \frac{\cos \beta - \sqrt{\cos^2 \beta - \cos^2 \phi}}{\cos \beta + \sqrt{\cos^2 \beta - \cos^2 \phi}}</math> </li> <li>② Unit active earth pressure, <math>\sigma_a</math>  <math display="block">\Rightarrow \sigma_a = \gamma z K_a</math> </li> <li>③ Total active earth pressure, <math>P_a</math>  <math display="block">\Rightarrow P_a = \frac{1}{2} \gamma H^2 K_a</math> </li> <li>④ Lateral active earth pressure, <math>P_{ah}</math>  <math display="block">\Rightarrow P_{ah} = P_a \cos \beta</math> </li> </ol>

Table 2. Coulomb theory

Conceptual diagram	Lateral earth pressure
	<ol style="list-style-type: none"> <li>① Coefficient of active earth pressure, <math>K_a</math>  <math display="block">\Rightarrow K_a = \frac{\sin^2(90 - \psi + \phi)}{\sin^2(90 - \psi) \sin(90 - \psi - \delta) \left[ 1 + \sqrt{\frac{\sin(\phi + \delta) \sin(\phi - \beta)}{\sin(90 - \psi - \delta) \sin(\beta + 90 - \psi)}} \right]^2}</math> </li> <li>② Unit active earth pressure, <math>\sigma_a</math>  <math display="block">\Rightarrow \sigma_a = \gamma z K_a</math> </li> <li>③ Total active earth pressure, <math>P_a</math>  <math display="block">\Rightarrow P_a = \frac{1}{2} \gamma H^2 K_a</math> </li> <li>④ Lateral active earth pressure, <math>P_{ah}</math>  <math display="block">\Rightarrow P_{ah} = P_a \cos \delta \text{ (Virtual Plane)}</math>  <math display="block">\Rightarrow P_{ah} = P_a \cos(\delta + \psi) \text{ (Wall)}</math> </li> </ol>

Table 3. Trial wedge theory

Conceptual diagram	Lateral earth pressure
	<p>① Coefficient of active earth pressure, <math>K_a</math></p> $\rightarrow K_a = \frac{2P_a}{\gamma H^2}$ <p>② Unit active earth pressure, <math>\sigma_a</math></p> $\rightarrow \sigma_a = \gamma z K_a$ <p>③ Total active earth pressure, <math>P_a</math></p> $\rightarrow P_a = \frac{W \sin(S - \phi)}{\cos(S - \phi - \delta)}$ <p>④ Lateral active earth pressure, <math>P_{ah}</math></p> $\rightarrow P_{ah} = P_a \cos \delta = P_a \cos \phi \text{ (Virtual Plane)}$ $\rightarrow P_{ah} = P_a \cos(\delta + \psi) \text{ (Wall)}$

Table 4. Improved trial wedge theory

Conceptual diagram	Lateral earth pressure
	<p>① Coefficient of active earth pressure, <math>K_a</math></p> $\rightarrow K_a = \frac{2P_a}{\gamma H^2}$ <p>② Unit active earth pressure, <math>\sigma_a</math></p> $\rightarrow \sigma_a = \gamma z K_a$ <p>③ Total active earth pressure, <math>P_a</math></p> $\rightarrow P_a = \frac{R_1 \sin(S_1 - \phi)}{\cos \delta'}$ <p>Where, <math>R_1 = \frac{(W_1 + W_2) \sin(S_2 - \phi) + P_{ac} \cos(S_2 - \phi + \delta + \psi)}{\sin(S_1 + S_2 - 2\phi)}</math></p> <p><math>P_{ac}</math> = Coulomb earth pressure,  <math>\delta</math> = Wall friction (Coulomb)</p> <p>④ Lateral active earth pressure, <math>P_{ah}</math></p> $\rightarrow P_{ah} = P_a \cos \delta' \text{ (Virtual Plane)}$ $\rightarrow P_{ah} = P_a \cos(\delta' + \psi) \text{ (Wall)}$ <p>Where, <math>\delta' = \tan^{-1} \frac{W_1 - R_1 \cos(S_1 - \phi)}{R_1 \sin(S_1 - \phi)}</math></p>

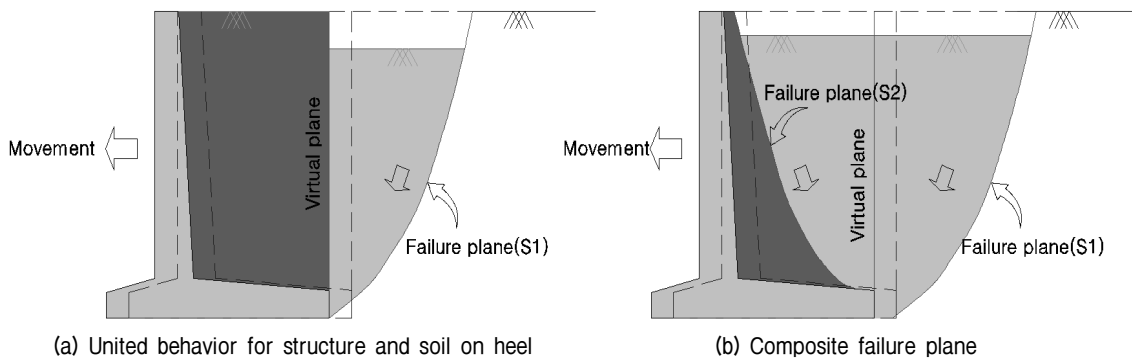


Fig. 1. Virtual and failure plane with structure movements (Ushiro, 1991)

기법과의 가장 큰 차이는 뒷굽 길이에 따라 가상배면의 좌측(구조물의 벽면측)에 있는 흙도 파괴시 썩기를 형성한다고 간주하여 주동토압을 계산한다. 또한, 벽면마

찰각(작용각)을 결정함에 있어 가정이 아닌 이론적인 수식에 의해 산정한다는 것이다. 따라서, Fig. 1에 제시된 바와 같이 뒷굽을 가지는 구조물에서 실제 거동을

가장 잘 설명할 수 있는 이론이고, 본 방법은 현재까지의 토압이론중 가장 발전된 형태의 토압산정 방법이 알려져 있고, 일본의 경우 각종 시방기준에서 채택되어 적용되고 있다(Ushiro, 2009).

### 2.1.5 조합법

위에 제시된 방법과는 별도로 뒷굽을 가지는 구조물에 작용하는 주동토압을 구하기 위한 방법으로 여러 가지 방법이 제안되어 있다. 이들 방법은 모두 Rankine 토압과 Coulomb 토압의 조합법으로 분류할 수 있다. Table 5에는 그 결과를 요약 제시하였고, 각 방법들을 크게 분류하면 다음과 같다.

- (1) 벽체측으로의 활동면: Terzaghi(1943)의 방법은 뒷굽판의 두께를 고려하여 뒷굽의 상단에서부터 적용되지만, Teng(1962) 및 Barghouthi(1990)의 방법은 뒷굽판의 두께를 고려하지 않고 뒷굽의 하단으로부터 저판을 가로질러서 적용하고 있다.
- (2) 배면측으로의 활동면: Terzaghi(1943) 및 Teng(1962)의 방법은 배면지반의 경사각과 무관하게 뒷굽의 상단 또는 하단에서 수평면에 대하여  $45 + \phi/2$ 의 파괴각을 적용하였으며, Barghouthi(1990)의 방법은 배면지반의 경사각을 고려하여  $\eta$ 의 파괴각을 적용하였다.
- (3) 수평토압:  $\eta < \psi_1$ 의 조건(뒷굽이 긴 경우)인 경우에는 모두가 뒷굽에서 연직인 가상배면에 대해 Rankine의 이론을 적용하고 있으나,  $\eta > \psi_1$ 인 조건(뒷굽이 짧은

경우)인 경우에는 Coulomb 이론과 Rankine 이론을 각각 적용하고 있다. 또한, 작용각도 서로 다르게 적용되고 있다.

여기서,  $\eta = 1/2(90 - \phi + \beta - \epsilon)$ 는 제 2활동각( $S_2$ )와  $90 - S_2$ 의 관계를 가지는 경사각(이하 제 2경사각),  $\psi_1$ 는 뒷굽 부분과 연직벽체 상단과 연결선이 수직선과 이루는 각도(Table 4 단면 참조)

### 2.2 구조물의 이동에 따른 거동

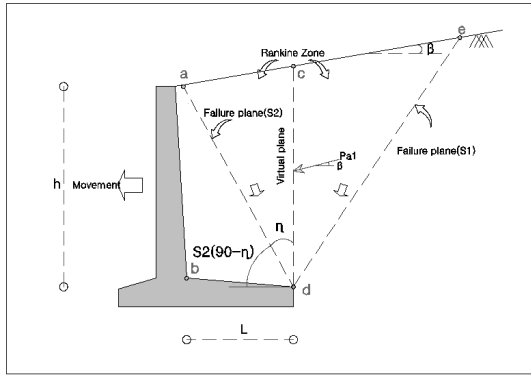
뒷굽을 가지는 옹벽의 토압 산정에 대하여, 일본 도로 토공 지침에서는 다음과 같은 설명이 제시되어 있다. “뒷굽이 긴 역 T형 옹벽 등에서는 옹벽이 전방으로 이동하면, Fig. 1(a)에 제시한 바와 같이 뒷굽상의 흙은 옹벽과 일체적으로 거동하여 옹벽 끝단에 연직의 벽면(가상배면)이 형성된다. 따라서, 이 면을 중력식 옹벽의 벽면과 같이 간주하여 토압을 계산할 수 있다”. 만약, 뒷굽상의 흙과 옹벽이 일체가 되어 전방으로 이동하여 연직의 가상벽이 형성된다면 가상벽은 자립할 수 없으므로 가상벽 전후의 토사가 미끄러지면서 활동하기 때문에 Fig. 1(b)와 같이 2개의 활동면이 발생하게 된다(Ushiro, 1991). 본 개념은 Terzaghi(1943)가 제시한 이후, Ushiro(1991a, b)에 의해 원심모형 실험 등에서 그 타당성이 검증된 바 있으며, 개량시행쇄기법의 기원이 됐다.

일반적인 토압이론 중 Rankine과 Coulomb 이론은 일반적으로 하한계와 상한계 해를 제공한다. 뿐만아니라

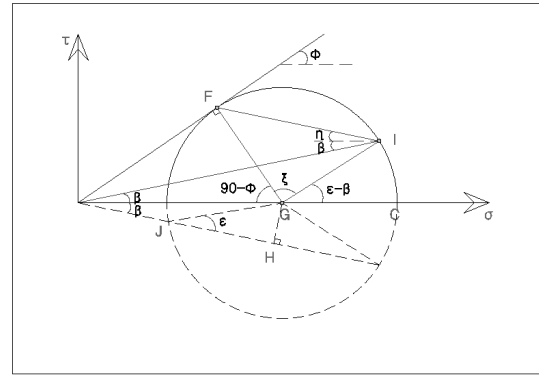
Table 5. Calculation method of earth pressure for structures with heel

Condition	Researcher	Failure		Theory	Mobilized angle
		Forward (2nd failure angle)	Backward (1st failure angle)		
$\eta < \psi_1$ (Long heel)	Terzaghi (1943)	$1/2(90 + \phi - \beta + \epsilon)$	$45 + \phi/2$	Rankine	$\beta$
	Teng (1962)				
	Hong Kong (1982)				
	Barghouthi (1990)				
$\eta > \psi_1$ (Short heel)	Terzaghi (1943)	Vertical wall above failure plane	$45 + \phi/2$	Coulomb	$\delta$
		Virtual plane connecting vertical wall and top heel			$\phi$
		heel side		Rankine	$\beta$
	Teng (1962)	Virtual plane connecting vertical wall and bottom heel	$45 + \phi/2$	Coulomb	$\phi$
	Hong Kong (1982)	Vertical wall above failure plane	$1/2(90 + \phi - \beta + \epsilon)$	Coulomb	$\phi$
		Virtual plane connecting vertical wall and top heel			
	Barghouthi (1990)	Vertical wall above failure plane	$1/2(90 + \phi - \beta + \epsilon)$	Coulomb	$0, \beta, \delta$
		Virtual plane connecting vertical wall and bottom heel			$\phi$

Note) The datum plane of angle is horizontal plane



(a) Behavior on lateral movement



(b) Mohr circle

Fig. 2. Approach method for cantilever walls (Azizi, 2000)

Rankine 이론의 한계중 한 가지는 연직벽에 대하여 벽마찰각이 지표면의 경사와 동일하다는 가정이다. 그럼에도 불구하고, Rankine 이론은 뒷굽을 가지는 구조물에서는 매우 유용하다. 뒷굽을 가지는 구조물의 경우 벽체가 이동하면 활동면이 2개가 발생하는데 벽체측으로의 활동각에 대한 이론적 접근은 다음과 같다. Fig. 2(a)에 제시된 바와 같이 뒷굽을 가지는 구조물에서 뒷채움재의 파괴는 활동면 ad와 de를 따라 발생하고, 그에 대한 모어원은 Fig. 2(b)와 같다. 벽마찰(Rankine 해석이므로 지표면경사),  $\beta$ 를 가지는 경우 전단면 FI는 수평면에 대하여 경사각  $\eta$ 로 기울어져 있으며, 벽측방향 제 2활동각( $S_2$ )과  $90-\eta$ 의 관계를 보인다. 따라서 다음과 같은 관계가 성립한다(Terzaghi, 1943; Teng, 1962; Hong Kong, 1982; Barghouthi, 1990).

$$\xi = 90 + \phi - \epsilon + \beta \quad \text{그리고} \quad \xi + 2(\eta + \epsilon - \beta) = 180 \quad (1)$$

따라서,

$$\eta = 45 - \frac{\phi}{2} + \frac{1}{2}(\beta - \epsilon) \quad (2)$$

여기서,  $\epsilon = \sin^{-1}(GH/GJ) = \sin^{-1}(\sin\beta/\sin\phi)$

만약, 지표면 경사가 없는 경우 즉, 벽마찰각이 없는 경우( $\beta = \epsilon = 0$ ) 활동면은 FC가 되고 관련 각,  $\eta$ 는 다음과 같이 된다(Terzaghi and Peck, 1967).

$$\eta = 45 - \frac{\phi}{2} \quad (3)$$

반대로,  $\beta = \phi$ 이면,  $\epsilon = 90$ ,  $\eta = 0$ 이 된다.

결과적으로 뒷굽을 가지는 구조물에 대하여 만약,  $\tan^{-1}(L/h) \geq \eta$ (뒷굽이 긴 경우)이라면, 주동토압  $P_a$ 의 크기는 ab를 따라 발생하는 벽마찰의 영향을 거의 받지 않고 Rankine 이론을 적용할 수 있게 된다. 이와 같은 특별한 경우, 토압은 가상배면, cd에 작용하는 것으로 가정하고, abdc로 구성되는 흙의 무게는 안정성 검토시 구조물의 자중에 포함시키기도 한다(Azizi, 2000).  $\sigma\tau$

### 3. 토압이론의 적용(I): 육상 구조물

#### 3.1 캔틸레버식 옹벽(뒷굽이 긴 구조물)

캔틸레버식 옹벽에 작용하는 토압 특성을 평가하기 위해 다양한 방법을 적용하였다. 본 논문에서 제시한 단면(Fig. 3)은 Das(2001)를 참조하였다. Fig. 4는 Case 1에 대해 각 방법별로 가상배면에서 작용하는 토압과 직배면에서 작용하는 토압을 산정한 결과이다. 제시된 바와 같이 가상배면에서의 전체 토압은 각 방법별로 큰 차이를 보이지 않는다. 다만, 각 이론에서 채용하는 토압 작용각에 따른 수평력은 차이를 나타내고 있다. 구조물 벽면에 작용하는 토압의 경우 Rankine 토압이 가장 크게 나타났다. 이는 Rankine 이론에서 벽면측으로 형성되는 제 2활동면에 의해 발생된 썰기의 무게를 토압으로 고려하는 방법론적 차이 때문이다. 따라서 제 2활동면 상부의 썰기 무게를 토압으로 고려하는 것은 적절하지 못한 것으로 판단된다.

Fig. 5에는 개량시행썰기법을 이용하여 Case 1에 대하여 토압 작용각 그리고 내부마찰각과의 비를 분석하여 제시하였다.  $\tan^{-1}(L/h) > \eta$ 이면 벽마찰의 영향을 받지 않는다는 기존 이론은 모든 내부마찰각에서  $L/h=0.43$

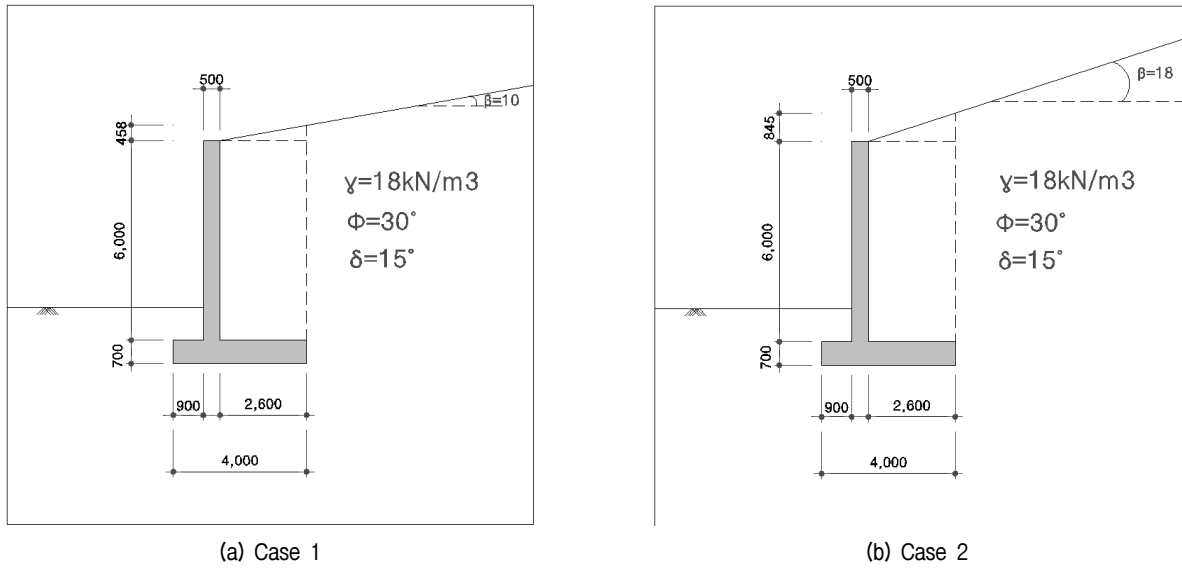


Fig. 3. Retaining structure of cantilever type

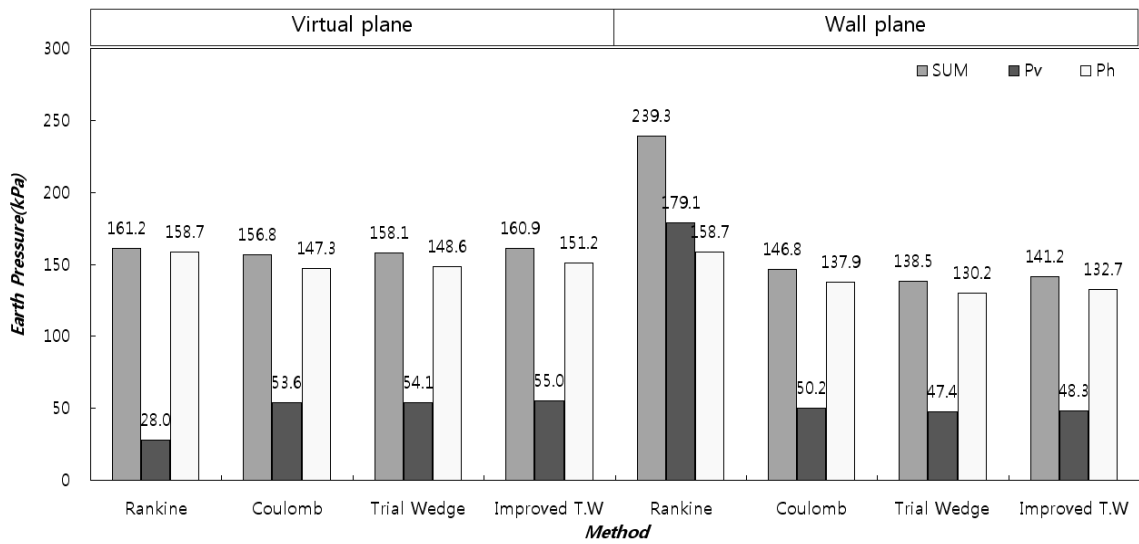


Fig. 4. Results of calculation method for cantilever walls (Case 1)

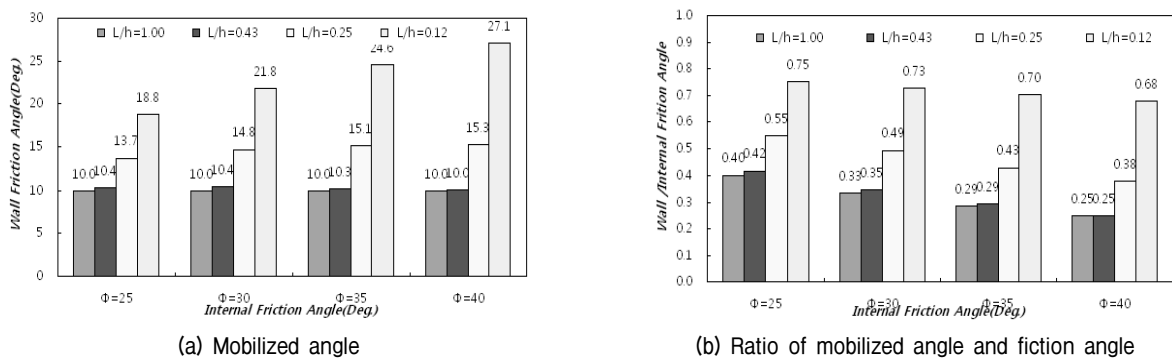
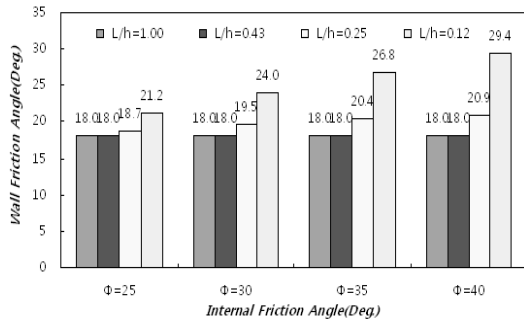


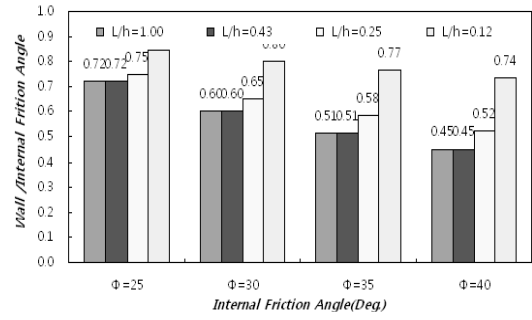
Fig. 5. Mobilized angle for cantilever walls (Wall Friction) : Case 1

까지 타당성이 있고, 작용각은 벽마찰이 아닌 지표면 경사의 영향을 받는 것으로 나타났다. 이는 Rankine 이론을 적용하는 것이 옳바르다는 것을 의미한다. L/h가 감

소하여 0.25 이하가 되면 벽마찰의 영향을 받고, Fig. 5(b)에 제시된 바와 같이 그 각은 약 1/2Φ가 되고, L/h=0.12가 되면 약 2/3Φ가 됨을 보이고 있다. 이는 Teng(1962)

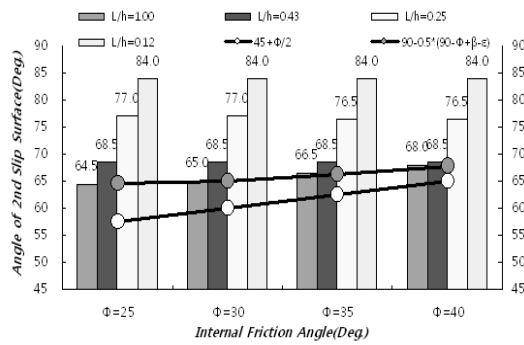


(a) Mobilized angle

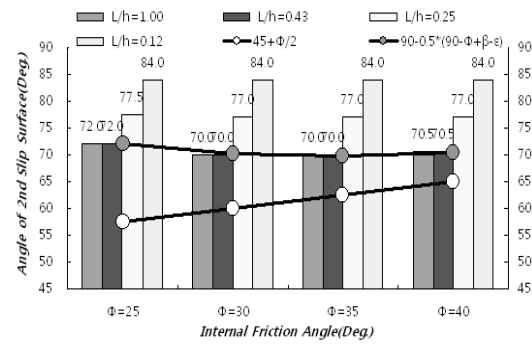


(b) Ratio of mobilized angle and friction angle

Fig. 6. Mobilized angle for cantilever walls (Wall Friction) : Case 2



(a) Case 1



(b) Case 2

Fig. 7. Backward failure angle for cantilever walls

이 제안한  $1/3 \sim 2/3\Phi$ 의 범위임을 보였다. 이를 마찰개념으로 설명하면 마찰력은 벽체와 흙 또는 흙과 흙이 상대적으로 변위가 일어날 때 발생하므로 만일 두 물체간의 변위가 없거나, 두 경계면이 완전히 미끄럽다면 벽마찰각(작용각)은 0이다. 그러나 충분한 변위는 아니지만 약간의 변위가 발생한다면 마찰각은  $0 \leq \delta \leq \Phi$ 의 범위에 있을 것이다. 따라서  $1/2 \sim 2/3\Phi$ 를 나타내는 것이다. 이상과 같은 결과는 Fig. 6에 제시된 바와 같이 지표면의 경사가 증가하는 경우에도 성립함을 보였다.

Fig. 7에는 벽면측으로의 제 2활동각을 제시하였다. 뒷굽이 긴 경우 제 2활동각은  $45 + \phi/2$ 보다는 크고,  $S_2 (= 90 - \eta)$ 와는 유사함을 보였다. 그러나,  $L/h$ 가 0.25 이하가 되면 역시 활동각은 기존 이론보다는 크게 발생함을 보였다. 뒷굽 하단에서 옹벽 최상단이 이루는 각이 수평면을 기준으로  $69^\circ$ 임을 고려하면  $L/h=0.43$  이하가 되면 제 2활동각과 벽면이 교차하지 않는다. 따라서, 본 조건에서는 Rankine 이론을 적용할 수 있다.

### 3.2 중력식 옹벽(뒷굽이 짧은 구조물)

중력식 옹벽에 작용하는 토압 특성을 평가하기 위해

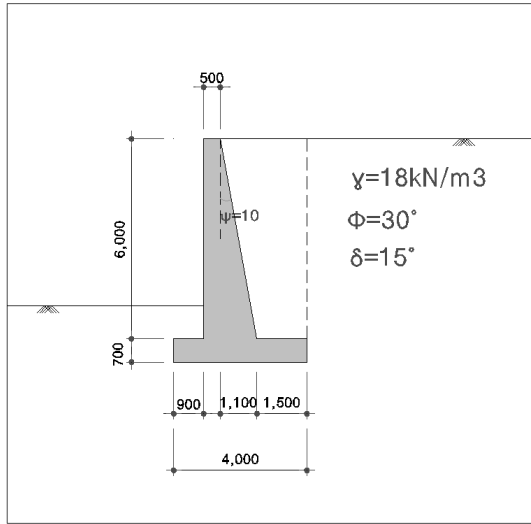
다양한 방법을 적용하였다. 본 논문에서 제시한 단면 (Fig. 8)은 Das(2001)를 참조하였다. 본 단면(Fig. 8)에서는 지표면 경사의 영향을 배제하고 벽 경사의 영향을 평가하고자 지표는 수평으로 하였다.

Fig. 9는 Case 2에 대해 각 방법별로 가상배면에서 작용하는 토압과 직배면에서 작용하는 토압을 산정한 결과이다. 제시된 바와 같이 가상배면에서의 토압보다 구조물 벽면에서의 토압이 크게 나타났다. Coulomb 토압의 경우 벽경사를 고려함에 따라 토압계수가 증가하였기 때문이며, Rankine 토압의 경우 제 2활동 췌기의 무게를 고려하여 다소 큰 것으로 나타났다. 전체 토압은 Coulomb과 시행췌기법이 유사한 값으로 보였고, Rankine과 개량시행췌기법이 유사한 값을 보였다. 시행췌기법과 개량시행췌기법의 경우 수평분력과 연직분력이 유사함을 보였다.

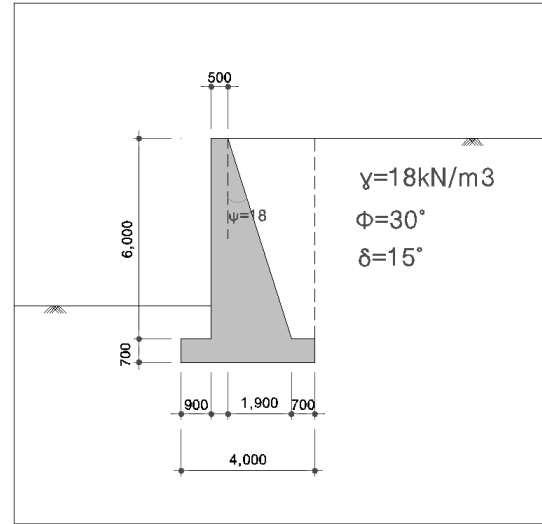
Fig. 10~11에는 각 조건별 토압 작용각을 제시하였다. 벽면경사가 존재하는 경우 대체로 긴 뒷굽에서는 토압이 수평으로 작용하는 것으로 나타났다. 또한, 뒷굽이 작은 경우에도 토압 작용각은 매우 작은 것으로 평가되었고, 벽경사각이 증가할수록 작용각은 감소함을 보였다.

Fig. 12에는 벽면측으로의 제 2활동각을 제시하였다.





(a) Case 1



(b) Case 2

Fig. 8. Retaining structure of gravity type

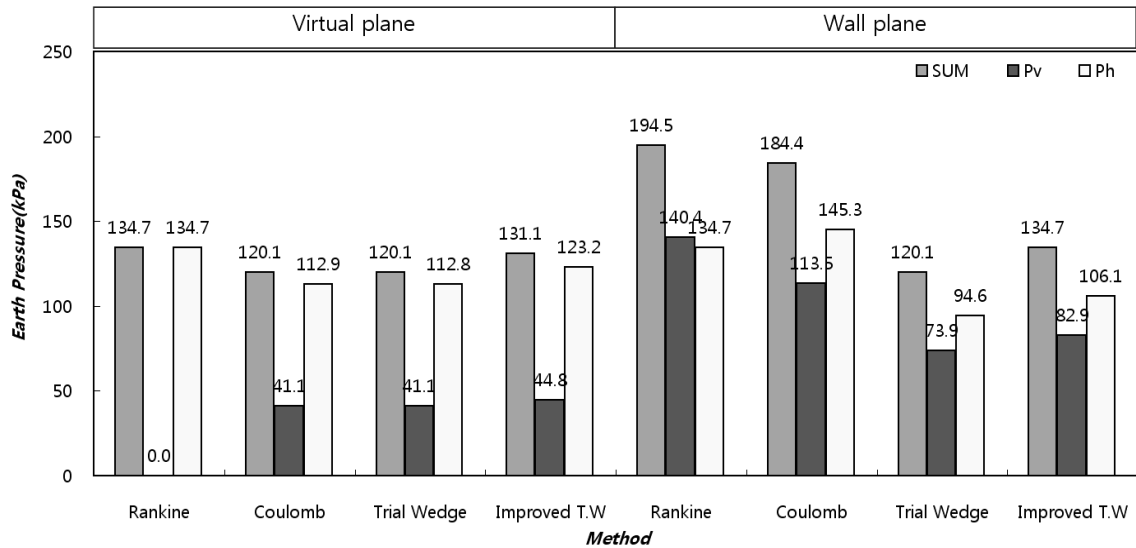
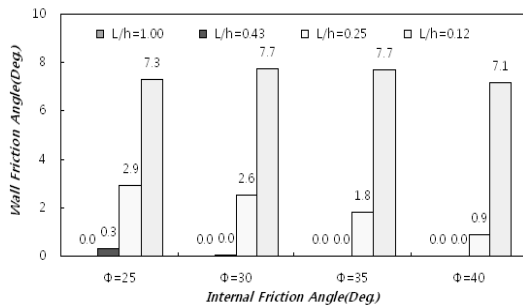
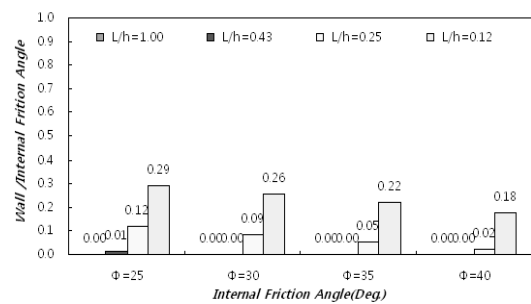


Fig. 9. Results of calculation method for gravity walls (Case 2)



(a) Mobilized angle

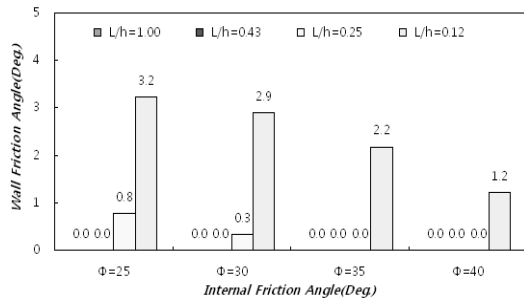


(b) Ratio of mobilized angle and friction angle

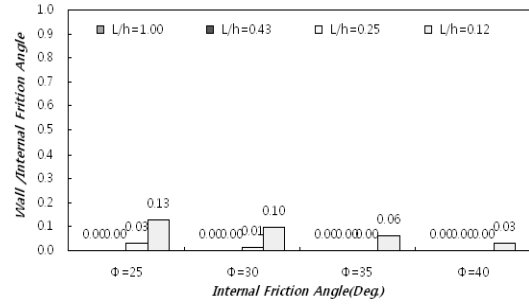
Fig. 10. Mobilized angle for gravity walls (Wall Friction) : Case 1

제 2활동각은 뒷굽이 긴 경우 지표경사가 없기 때문에  $45 + \phi/2$ 와 유사함을 보였다. 그러나,  $L/h$ 가 0.25 이하가 되면 역시 활동각은 기존 이론보다는 크게 발생하였고,

내부마찰각과 무관하게 동일한 각을 갖는다. 뒷굽 하단에서 옹벽 최상단이 이루는 각이 수평면을 기준으로  $69^\circ$ 임을 고려하면  $L/h=0.43$  미만이 되면 제 2활동각과

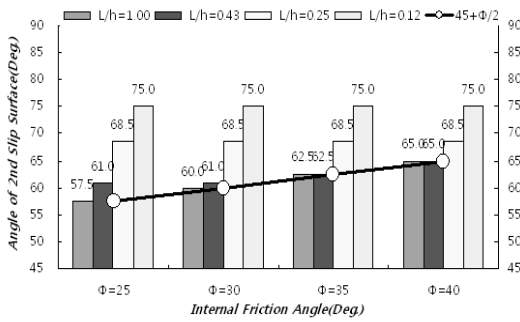


(a) Mobilized angle

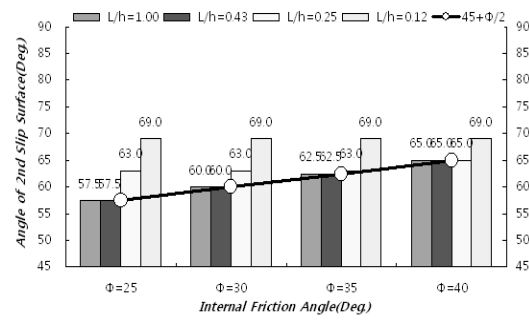


(b) Ratio of mobilized angle and friction angle

Fig. 11. Mobilized angle for gravity walls (Wall Friction) : Case 2



(a) Case 1



(b) Case 2

Fig. 12. Backward failure angle for gravity walls

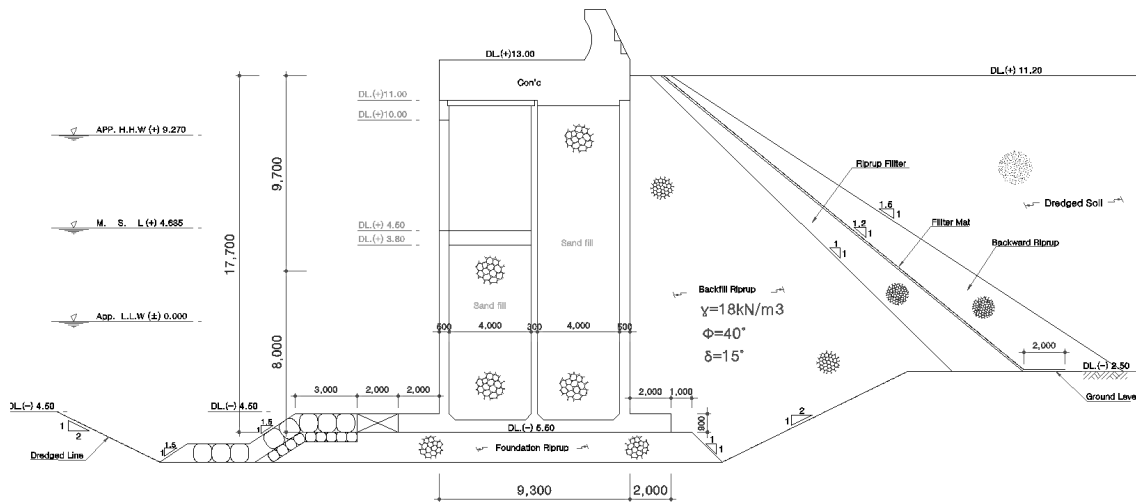


Fig. 13. Quaywall of caisson type

벽면이 교차하지 않는다. 또한, 벽경사가 증가하면 제 2활동각은 뒷굽 하단과 구조물 벽면 최상단을 연결한 각과 동일함을 보였다.

#### 4. 토압이론의 적용(II): 항만 구조물

##### 4.1 케이슨식 구조물

항만 구조물은 육상 구조물과 달리 뒷굽이 짧은 경우

가 많고, 구조물 직하부 기초지반과 뒷채움 기초지반의 상대적인 강성차이가 크고, 뒷채움 재료와 시공조건도 매우 상이하다. 따라서 육상 구조물에서의 토압 특성과 항만 구조물에서의 토압 특성은 다를 것으로 예상할 수 있다. 이에 본 논문에서는 실제 설계 단면을 고려하여 토압, 작용각, 활동각 등을 검토하였다. Fig. 13에는 인천 OO부두 설계시 적용된 단면을 제시하였고, 이하에서는 본 단면에 대한 토압을 산정하였다. 뒷굽 길이가 2.0m 이므로 L/h는 0.12로 짧은 경우에 해당한다. 뒷채

움 재료는 사석이고, 내부마찰각은 40°, 벽면마찰각은 15°(M.O.F., 2005)를 적용하였다. Fig. 14는 각 방법별로 가상배면에서 작용하는 토압과 직배면에서 작용하는 토압을 산정한 결과이다. 가상배면에서의 토압은 Rankine, 시행췌기법, Coulomb, 개량시행췌기법 순으로 나타났고, 구조물 벽면에서의 토압이 가상배면보다 같거나 크게 나타났다. 육상 구조물과 동일하게 Rankine법을 이용한 구조물 벽면에서의 토압 산정시 제 2활동 췌기의 자중을 토압으로 고려하는 것은 다소 큰 차이를 보이고 있다.

가상배면에 작용하는 토압을 산정하기 위해서는 Rankine 토압 또는 Coulomb 토압을 적용하고, 작용각은 지표경사각과 동일하게 적용한다(Oh, 1999). 그러나, 항만 및 어항설계기준(2005)에서 제시된 바와 같이 역T형 옹벽 또는 부벽식 옹벽과 같이 토압이 뒷굽으로부터 위로 연

직하게 세운 가상면에 작용할 때에는 Rankine 토압을 사용하거나, Coulomb 토압을 적용되 작용각(벽마찰각) 15°를 적용하는 경우도 있다. 또한, 일본의 경우 주로 내부마찰각을 적용한다(Kim, 1992). Fig. 15에는 각 방법별 작용각에 따른 가상배면에서의 토압을 제시하였다. 개량시행췌기법의 수평분력이 벽마찰각 15°를 적용한 Coulomb 토압 및 시행췌기법보다 작은 것으로 평가되었다. 본 결과는 L/h=0.120에 한정된 결과이다. 따라서 뒷굽의 길이를 변화시키면서 작용각을 산정하였고, 그 결과를 Fig. 16에 제시하였다.

Fig. 16에는 뒷굽 길이에 따라 변화하는 작용각을 제시하였다. 뒷굽이 긴 경우 지표경사가 없기 때문에 수평으로 작용하던 토압이 뒷굽이 감소하면서 약 1/2Φ까지 증가하였다. 이는 육상 구조물에서의 캔틸레버식과 유사한 결과로 토압 작용각에 대하여 내부마찰각을 고려

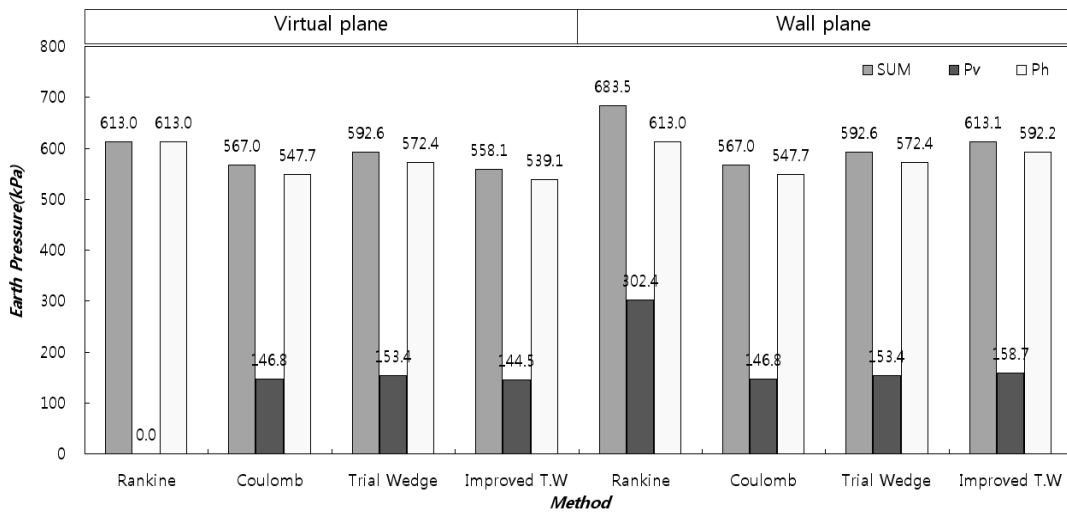


Fig. 14. Results of calculation method for caisson type quaywall

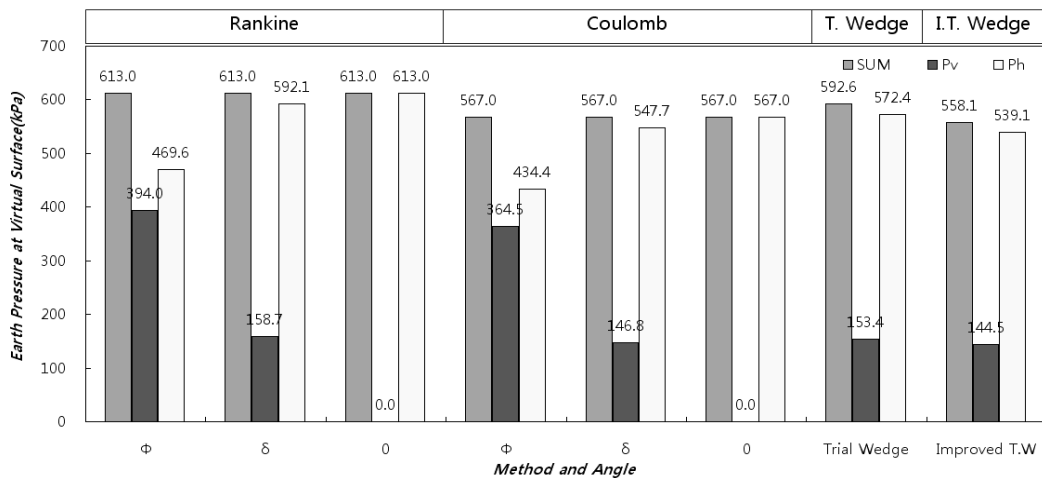
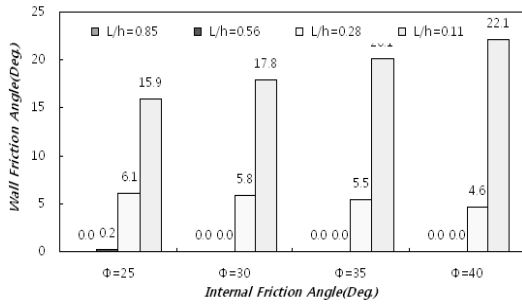


Fig. 15. Earth pressure with mobilized angle (Virtual plane)

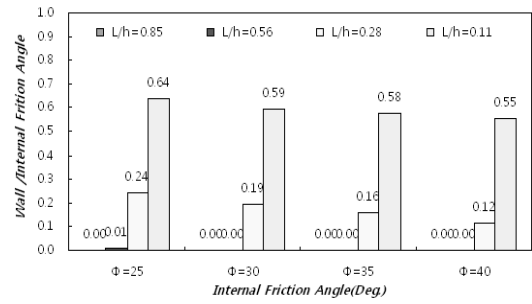
하지 않고, 벽마찰각 15°를 일괄 적용하면 수평력에 큰 오차를 유발할 수 있음을 보여주는 결과다. 뒷굽의 장단에 따라 대체로 뒷굽이 길면 작용각은 지표경사각, 짧으면 벽마찰 형태를 띠는 것으로 판단된다.

Fig. 17에는 벽면측으로의 제 2활동각을 제시하였다. 뒷굽길이가 긴 경우 제 2활동각은 지표경사가 없기 때문에  $45 + \phi/2$ 와 유사함을 보였다. 그러나, L/h가 0.28

이하가 되면 역시 활동각은 기존 이론보다는 크게 발생함을 보였다. 뒷굽 하단에서 안벽 최상단이 이루는 각이 수평면을 기준으로 84°임을 고려하면 L/h=0.11까지 제 2활동각과 벽면이 교차한 것으로 나타났다. Table 6과 7에는 제 2경사각( $\eta$ )의 크기와 케이슨 벽과의 교차 여부에 따른 작용 토압 유형을 제시하였다. 이론적인 계산값( $\eta = 0.5(90 - \phi + \beta - \epsilon)$ )은 Table 6에, 개량시행책

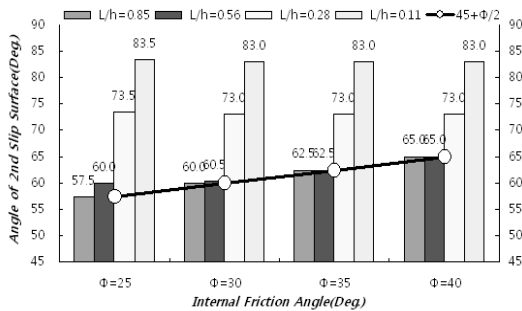


(a) Mobilized angle

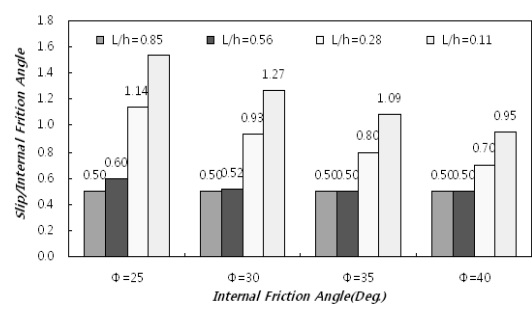


(b) Ratio of mobilized angle and friction angle

Fig. 16. Mobilized angle for caisson type quaywall (Wall Friction)



(a) Backward failure angle



(b) Ratio of backward failure angle (S2-45) and friction angle

Fig. 17. Backward failure angle for caisson type quaywall

Table 6. Forward angle (2nd failure plane) and pressure type with heel (Calculation Method)

Wall angle	Failure angle				Results			
	$\Phi=25$	$\Phi=30$	$\Phi=35$	$\Phi=40$	$\Phi=25$	$\Phi=30$	$\Phi=35$	$\Phi=40$
$\tan^{-1}(L/h)$								
41.93	29.05	27.48	25.63	23.60	R-Type	R-Type	R-Type	R-Type
30.91	29.05	27.48	25.63	23.60	R-Type	R-Type	R-Type	R-Type
16.67	29.05	27.48	25.63	23.60	C-Type	C-Type	C-Type	C-Type
6.83	29.05	27.48	25.63	23.60	C-Type	C-Type	C-Type	C-Type

Note) Intersect wall with backward plane, C-Type; Not intersect wall with backward plane, R-Type

Table 7. Forward angle (2nd failure plane) and pressure type with heel (Improved trial wedge method)

Wall angle	Failure angle				Results			
	$\Phi=25$	$\Phi=30$	$\Phi=35$	$\Phi=40$	$\Phi=25$	$\Phi=30$	$\Phi=35$	$\Phi=40$
$\tan^{-1}(L/h)$								
41.93	32.50	30.00	27.50	25.00	R-Type	R-Type	R-Type	R-Type
30.91	30.00	29.50	27.50	25.00	R-Type	R-Type	R-Type	R-Type
16.67	16.50	17.00	17.00	17.00	R-Type	C-Type	C-Type	C-Type
6.83	6.50	7.00	7.00	7.00	R-Type	C-Type	C-Type	C-Type

Note) Intersect wall with backward plane, C-Type; Not intersect wall with backward plane, R-Type

기법(90-S<sub>2</sub>)은 Table 7에 제시하였다. 두 방법 간의 경사 각은 다소 차이를 보이고 있고, 지표가 수평이므로 계산법의 경우 내부마찰각에 따른 영향만 나타났지만, 개량 시행째기법은 뒷굽길이의 영향도 나타났다. 대체로 뒷굽이 길면 Rankine 타입이고, 짧은 경우 Coulomb 타입이다. 그러나, 개량시행째기법에서는 뒷굽이 짧은 경우에도 내부마찰각이 작으면 계산법과 달리 Rankine 타입이 적정함을 보였다.

#### 4.2 블록식 구조물

블록식 구조물에서는 인천 OO부두 설계시 적용된 단면을 이용하였다(Fig. 18). 상부는 벽경사가 없는 경우이

며, 하부는 벽경사가 있는 혼합 형태를 띤다. 그림에는 Coulomb 토압과 시행째기법에서 고려한 벽경사를 함께 도시하였다.

Fig. 19는 각 방법별 토압 산정 결과를 제시하였다. Rankine과 시행째기법이, Coulomb과 개량시행째기법이 유사한 값을 보였다. 가상배면에서의 수평분력은 Coulomb 토압이 가장 작게 나타났다. 본 연구에서도 Kim(1992)에 의해 제시된 결과와 같이 벽경사가 존재하는 경우 구조물 벽면에 작용하는 토압중 가장 큰 값은 Coulomb 토압으로 나타났다. 즉, Coulomb 토압으로 설계하면 항상 경제적이다라는 생각은 잘못 된 것임을 보였다. 이에 대한 대안으로 실무에서는 Coulomb 토압이 Rankine 토압보다 클 경우 벽경사를 고려하지 않는 사례가 상당수

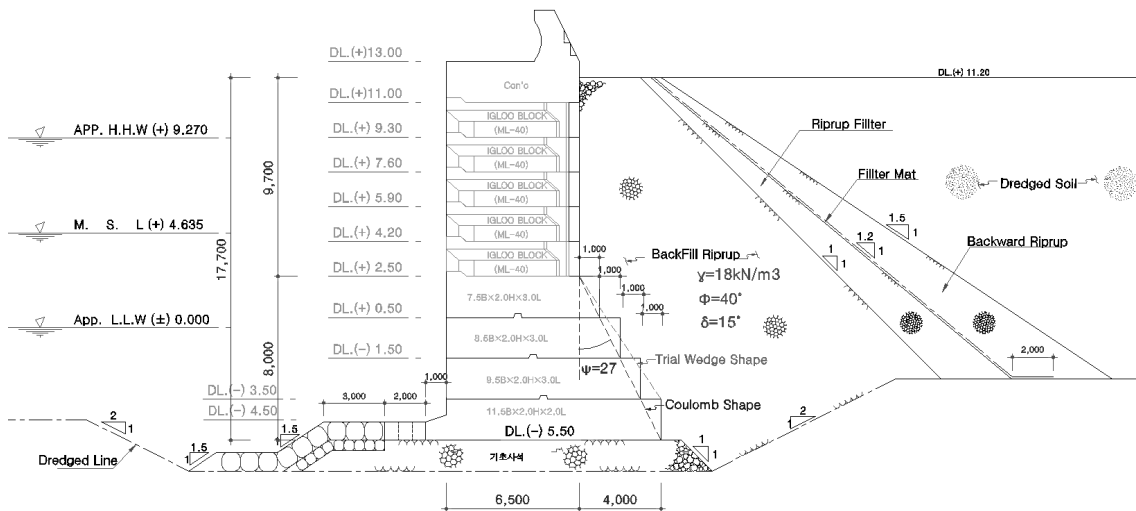


Fig. 18. Quaywall of block type

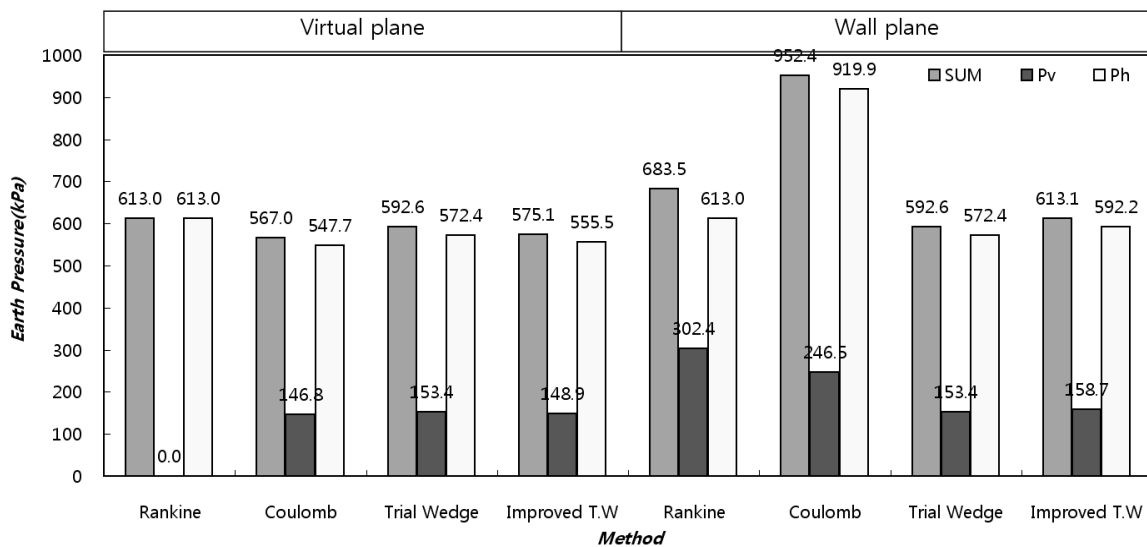


Fig. 19. Results of calculation method for block type quaywall

있음을 확인하였다. Fig. 20에는 각 방법별 토압 작용각에 따른 가상배면에서의 토압을 제시하였다. 개량시행 췌기법의 수평분력이 벽마찰각 15°를 적용한 Coulomb 토압에 비해서는 큰 것으로 평가되었다. 이는 L/h=0.230에 한정된 결과이다. 따라서 뒷굽의 길이를 변화시키면서 작용각을 산정하였고, 그 결과를 Fig. 21에 제시하였다. Fig. 21의 결과로부터 뒷굽이 긴 경우 지표경사가

없기 때문에 수평으로 작용하던 토압이 뒷굽이 감소하면서 벽마찰 특성을 가진다는 것을 알 수 있다. 또한, L/h=0.28에서는 다소 상이한 결과를 보였다. 이에 대한 추후 연구가 필요한 것으로 판단된다.

Fig. 22에는 벽면측으로의 제 2활동각을 제시하였다. 지표면이 수평이므로 대체로  $45 + \phi/2$ 에 해당하는 제 2 활동각을 나타내었다. 다만, L/h=0.28에서는 다소 상이

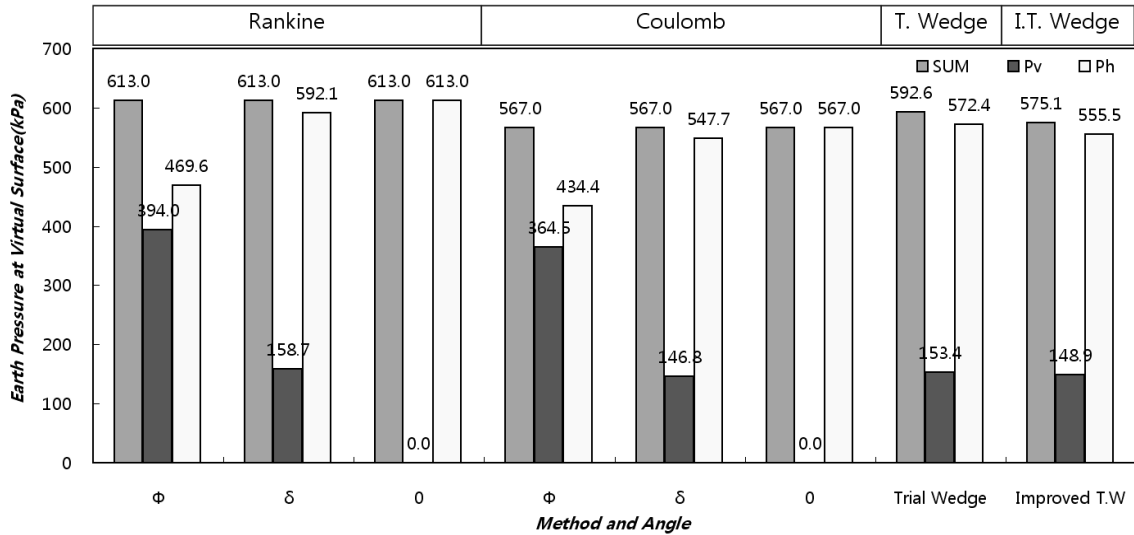
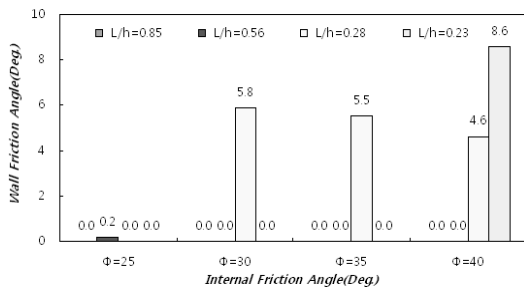
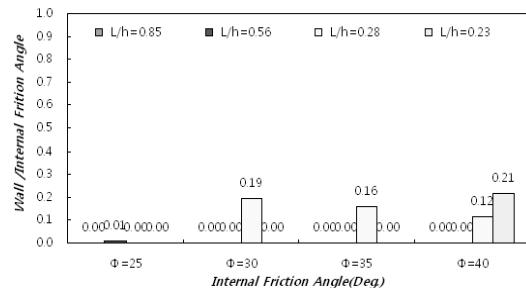


Fig. 20. Earth pressure with mobilized angle (Virtual plane)

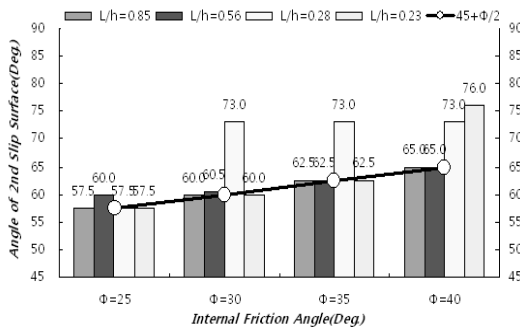


(a) Mobilized angle

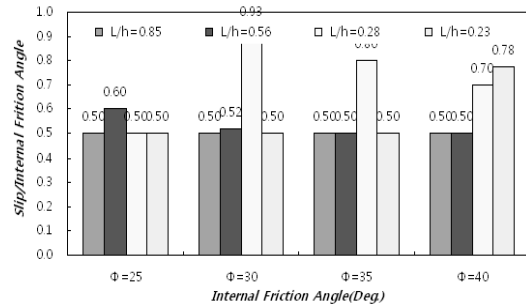


(b) Ratio of mobilized angle and friction angle

Fig. 21. Mobilized angle for block type quaywall (Wall Friction)



(a) Backward failure angle



(b) Ratio of backward failure angle (S2-45) and friction angle

Fig. 22. Backward failure angle for block type quaywall

Table 8. Forward angle (2nd failure plane) and pressure type with heel (Calculation Method)

Wall angle $\tan^{-1}(L/h)$	Failure angle				Results			
	$\Phi=25$	$\Phi=30$	$\Phi=35$	$\Phi=40$	$\Phi=25$	$\Phi=30$	$\Phi=35$	$\Phi=40$
41.93	29.05	27.48	25.63	23.60	R-Type	R-Type	R-Type	R-Type
30.91	29.05	27.48	25.63	23.60	R-Type	R-Type	R-Type	R-Type
16.67	29.05	27.48	25.63	23.60	C-Type	C-Type	C-Type	C-Type
13.47	29.05	27.48	25.63	23.60	C-Type	C-Type	C-Type	C-Type

Note) Intersect wall with backward plane, C-Type; Not intersect wall with backward plane, R-Type

Table 9. Forward angle (2nd failure plane) and pressure type with heel (Improved trial wedge method)

Wall angle $\tan^{-1}(L/h)$	Failure angle				Results			
	$\Phi=25$	$\Phi=30$	$\Phi=35$	$\Phi=40$	$\Phi=25$	$\Phi=30$	$\Phi=35$	$\Phi=40$
41.93	32.50	30.00	27.50	25.00	R-Type	R-Type	R-Type	R-Type
30.91	30.00	29.50	27.50	25.00	R-Type	R-Type	R-Type	R-Type
16.67	32.50	17.00	17.00	17.00	C-Type	C-Type	C-Type	C-Type
13.47	32.50	30.00	27.50	14.00	C-Type	C-Type	C-Type	C-Type

Note) Intersect wall with backward plane, C-Type; Not intersect wall with backward plane, R-Type

한 결과를 보였다. 이에 대한 추후 분석이 필요할 것으로 판단된다. 뒷굽 하단에서 안벽 최상단이 이루는 각이 수평면을 기준으로 77°임을 고려하면 내부마찰각, 40°, L/h=0.23 이하에서는 제 2활동각과 벽면이 교차하지 않는다.

제 2경사각에 대하여 이론적인 계산값( $\eta = 0.5(90 - \phi + \beta - \epsilon)$ )은 Table 8에, 개량시행췌기법(90-S<sub>2</sub>)은 Table 9에 제시하였다. 대체로 뒷굽이 길면 Rankine 타입이고, 짧은 경우 Coulomb 타입이다. 계산법과 개량시행췌기법이 제 2경사각은 다소 차이를 보이거나 적정 토압은 동일한 결과를 보였다.

### 5. 고찰 및 제안

Rankine 토압이나 Coulomb 토압 등의 고전적 이론은 구조물이 극한평형상태, 즉 흙의 강도가 충분히 나타났을 때의 값이다. 흙과 벽체, 또는 흙과 흙사이에 변위가 충분히 발생되지 않는 조건에서는 이와 같은 극한평형상태가 도달되지 않으므로 공용중인 구조물에 작용하는 주동토압은 일반적으로 극한평형상태에서의 토압보다는 더 크다. 그러나, 이것은 구조물을 설계할 때 적용하는 안전율로 보완하고 있다(Kim, 1992). 또한, 현존 옹벽에 작용하는 토압은 설계에서 사용한 주동상태에 대한 값보다 크게 나타나는 것으로 보고 되고 있고 (Broms and Ingleson, 1971), 옹벽이 실제로 받는 주동상태의 토압은 정지토압과 주동토압 사이에 있다(Terzaghi,

1943)고 제안되어 있다. 육상 구조물인 옹벽의 경우 허용침하량은 Terzaghi and Peck(1967) 25.4mm, K.G.S.(2009) 점성토 60mm, 사질토 40~60mm, M.C.T(2000) 신선한 암반 13.0mm로 제안되어있고, 항만 구조물인 케이슨 또는 블록식 안벽 등은 허용 침하량 100mm, 허용수평변위 100~300mm를 적용하고 있다. 항만 구조물은 기초 처리공법이 적용된 지반상에 설치되지만, 뒷채움 재료는 구조물 직하부 처리지반보다는 연약한 지반이므로 상대적으로 큰 침하를 경험하게 된다. 따라서 육상 구조물에 비해서는 구조물 기초지반과 뒤채움 기초지반 간의 상대적인 강성차 및 변위차가 커서 Duncan(1990)의 제 2범주에 속하므로 작용 토압은 육상 구조물과는 달리 주동상태에 가까울 것으로 판단된다. 또한, 육상 구조물은 뒷채움시 충분한 다짐을 수행하도록 명기되어 있어, 구조물과 뒷채움재가 밀실하게 접해있다. 그러나, 항만 구조물의 경우 뒤채움 사석을 적용하는 경우는 사석의 공극이 크고, 안식각이 커서 밀실하게 접하는데 한계가 있고, 뒷채움 모래를 적용하는 경우에도 비다짐 매립을 실시하므로 육상 구조물에 비해 상대적으로 밀실하지 못하여 토압은 육상 구조물에 비해 작을 것으로 예상된다. M.O.F(2005)의 P. 278에서는 “흙과 벽면과의 마찰각으로 통상 15~20°의 값을 사용한다. 뒷채움재 내부마찰각의 1/2 정도가 적당하다.”라고 제시되어 있지만, P. 848의 중력식 안벽에서 “벽면마찰각은 15°를 표준으로 한다.”라고 제시되어 있어, 실무에서는 안전측으로 대부분 15°를 적용한다. 뒷굽을 가지는 구조물

은 뒷굽의 길이에 따라 토압 작용각이 다르게 나타난다. 과거 뒷채움재로 사석만이 적용되어 왔던 것과는 달리 최근 항만 구조물의 뒷채움 재료로 사석이 아닌 준설 모래 또는 양질의 모래를 사용하는 경우가 증가함에 고려하면 토압 작용각을 내부 마찰각의 형태로 적용하는 것이 실제와 더 부합할 것으로 판단된다. 역T형 옹벽에 대한 외적인 안정을 검토할 때는 뒷굽을 통과하는 연직방향의 가상배면을 가정하고 이 면에 작용하는 토압을 산정하는 것이 관례로 되어 있다. Terzaghi and Peck(1967)은 이 면을 마찰이 없는 미끄러운 면이라고 가정하고, Rankine 토압을 적용하면 거의 만족된다고 하였다. 이에 Ushiro(1991)의 경우 연직의 가상벽이 형성된다면 가상벽은 자립할 수 없기 때문에, 가상벽 전후의 토사가 미끄러지면서 활동하기 때문에 2개의 활동면이 발생하게 된다고 하였다. 만약, 2개의 활동면을 고려한다면 벽과 함께 이동하는 부분 즉, 제 2활동면 하부만을 벽체로 간주해야 할 것으로 판단된다. 또한, 뒷굽이 짧은 경우 Rankine 이론에 의한 계산법보다 개량시행썰기법의 제 2활동각이 크게 산정되고, 대체로 벽천단과 뒷굽 하단을 연결한 선까지 확장되었다. 가상배면에서 Coulomb 토압을 적용하면 Rankine보다 작아지고, 개량시행썰기법과 유사한 경향을 나타냈다. 이를 종합적으로 고려하면 뒷굽이 짧은 경우 벽 천단과 뒷굽 하단을 연결한 선 하부에 존재하는 구간만 자중으로 간주하는 것도 적용하기 편리한 하나의 방법이라 판단된다. 이는 기존 가상배면법에서 적용하였던, 중량의 1/2에 해당하는 값이다. 뒷굽을 가지는 구조물 배면에 작용하는 토압은 실제 거동이 가장 잘 반영된 복합활동 파괴조건을 고려한 개량시행썰기법이 가장 신뢰성 높은 토압을 제공하지만, 실무에서 적용하기에는 많은 어려움이 있다. 따라서 위의 고찰과 육상 구조물과 항만 구조물에서의 토압 산정결과 및 분석을 바탕으로 다음과 같은 토압 산정 절차를 제안한다.

### 1) 뒷굽의 장단 결정

- 뒷굽이 짧은 경우:  $\eta = 45 - \frac{\phi}{2} + \frac{1}{2}(\beta - \epsilon) < \text{뒷굽 하단과 벽면 최상단이 이루는 각, } \psi_1$
- 뒷굽이 긴 경우:  $\eta = 45 - \frac{\phi}{2} + \frac{1}{2}(\beta - \epsilon) > \text{뒷굽 하단과 벽면 최상단이 이루는 각, } \psi_1$

### 2) 가상배면에서의 토압 산정

- 뒷굽이 짧은 경우: Coulomb 토압 적용, 작용각은 벽마찰각(=1/2Φ)
- 뒷굽이 긴 경우: Rankine 토압 적용, 작용각은 지표경사각

### 3) 가상배면 좌측(제 2 활동면) 활동 토괴 관련

- Rankine 이론을 이용한 벽면 토압산정시 제 2활동상부 토괴의 자중은 고려하지 않음
- 안정성 검토시 뒷굽이 짧은 경우 제 2활동면 하부에 존재하는 썰기 또는 뒷굽하단과 벽면 최상단을 연결한 선 하부만을 옹벽의 자중으로 고려
- 안정성 검토시 뒷굽이 긴 경우 뒷굽상의 흙썰기 전체를 옹벽의 자중 고려

위의 제안은 현재까지 국내에서 적용되어 오던 방법들중 개량시행썰기법에 가장 근접한 결과를 제공할 수 있는 방법을 제시한 것이며, 적용상 편리하기 때문에 향후 실무에서의 활용성이 높을 것으로 판단된다.

## 6. 결 론

본 연구에서는 다양한 토압이론을 이용하여 육상 구조물과 항만 구조물의 형태에 따른 토압과 작용각, 벽면측으로의 활동각 등을 산정하였고, 그 결과를 비교 분석하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 뒷굽을 가지는 구조물에서 뒷굽이 긴 경우 가상배면에서의 토압은 Rankine 토압, 작용각은 지표경사각, 짧은 경우 Coulomb 토압, 작용각은 벽마찰각이 적정한 것으로 나타났다.
- (2) 토압 작용각은 뒷굽 길이에 영향을 받는데, 약 (1/2~2/3)Φ의 범위에 있고, 특히 뒷굽이 짧은 경우 (1/2)Φ에 근접함을 보였다.
- (3) 구조물 벽면측으로의 활동각은 Rankine 이론에 의한 계산치보다 개량시행썰기법에서 크게 나타났다.
- (4) 이상의 결과로부터 향후 항만 구조물 설계시 뒷굽의 장단 결정 방법 및 그에 따른 토압산정 방법 그리고 작용각과 안정 검토시 벽면측으로 형성되는 썰기의 자중 고려 여부를 제안하였다.



## 참고문헌 (References)

1. Ministry of Construction and Transportation (2000), "*Highway Bridge Design Code*".
2. Kim, S.K. (1992), "*Earth Pressure Acting on a Retaining Wall and Abutment*", Conference of Korean Society of Civil Engineers, 159(92.2), pp.46-54.
3. Korean Society of Civil Engineers, Korea Bridge Design & Engineering Research Center (2008), "*Highway Bridge Design Code Explanation*".
4. Paik, Y. S. (2011), "*Soil Mechanics to Lecture*", Kumi, Inc.
5. Oh, J. H. (1999), "*Design and Construction of Earth Structures*", Engineers, Inc.
6. Chae, Y. S. and Park, M. S. (1993), "*A Study of the Stability of Cantilever Retaining Wall due to the Lateral Earth Pressure Acting on Virtual Surface of Backfill*", Journal of Korean Society of Civil Engineers, pp.461-464
7. Korean Geotechnical Society (2009), "*Structure Foundation Design Code Explanation*".
8. Ministry of Oceans and Fisheries (2005), "*Harbor and Fishing Port Design Code*".
9. Ushiro T, Tsutsui H., and Kataoka H. (1991a), "Study on earth pressure evaluation method of reverse T-shaped retaining wall", Geotechnical Research Society 3rd workshop at Kochi Hyun, pp.44-47.
10. Ushiro T, Tsutsui H., Kataoka H., Okura M., and Jushi N. (1991b), "A proposal on the earth pressure evaluation method of reverse T-shaped retaining wall", Technical Research Conference, Soil Mechanics Society at Sikoku, pp.39-40
11. Ushiro T., Nisimura H. (2009), "Application of theory to the Coulomb cantilevered retaining wall", Technical Research Conference, Soil Mechanics Society at Sikoku.
12. Azizi, F. (2000), "*Applied analyses in geotechnics*", E & FN SPON.
13. Barghouthi, A. F. (1990), "*Active earth pressure on walls with base projection*", Journal of Geotechnical Engineering, Vol.116, No.10, pp.1570-1575.
14. Broms, B.B. and Ingleson, I. (1971), "*Earth pressure against the abutments of a rigid frame bridge*", Geotechnique, Vol.21, No.1, pp.15-28.
15. Das, B. M. (2001), "*Principles of foundation engineering*", Jones and Bartlett publishers.
16. Greco, V. R. (2001), "*Active earth thrust on cantilever walls with short heel*", Canadian Geotechnical Journal 38(2), pp.401-409.
17. Hong Kong GEO (1982), "*Guide to retaining wall design*".
18. Duncan, J. M., Clough, G. W., and Ebeling, R. E., "*Design and Performance of Earth Retaining Structures*", ASCE Geot. Spec. Publ., No.25, pp.251-278.
19. Rowe, P. W. and Peaker, K. (1965), "*Passive earth pressure measurements*", Geotechnique, Vol.15, pp.57-78.
20. Teng (1962), "*Foundation design*", Prentice-Hall Inc.
21. Terzaghi, K. (1943), "*Theoretical soil mechanics*", John Wiley & Sons, Inc.
22. Terzaghi, K. and Peck, R. B. (1967), "*soil mechanics in engineering practice*", 2nd edn.. John Wiley, New York, London, Sydney.

Received : October 28<sup>th</sup>, 2013

Revised : January 2<sup>nd</sup>, 2014

Accepted : March 31<sup>st</sup>, 2014