

뒷굽 길이가 짧은 캔틸레버 옹벽의 Coulomb 토압 산정에 대한 영향 인자 분석

Analysis of Influencing Factors for Calculation of the Coulomb Earth Pressure of Cantilever Retaining Wall with a Short Heel

유 건 선¹ Yoo, Kun-Sun

Abstract

In this study, the calculation method of the active earth pressure acting on the imaginary vertical plane at the end of the heel of the wall is proposed. For cantilever retaining wall, a change of shear zone behind the wall affects the earth pressure in the vertical plane at the end of heel of the wall depending on wall friction and angle of ground slope. It is very complicated to calculate the earth pressure by a limit equilibrium method (LEM) which considers angles of failure planes varying according to the heel length of the wall. So, the limit analysis method (LAM) is used for calculation of earth pressure in this study. Using the LAM, the earth pressures considering the actual slope angles of failure plane are calculated accurately, and then horizontal and vertical earth pressures are obtained from them respectively. This study results show that by decreasing the relative length of the heel, the slope angle of inward failure plane becomes larger than theoretical slope angle but the slope angle of outward failure plane does not change. And also the friction angle on the vertical plane at the end of the heel of the wall is between the ground slope angle and the wall friction angle, thereafter the active earth pressure decreases. Finally, the Coulomb earth pressure can be easily calculated from the relationship between friction angle (the ratio of vertical earth pressure to horizontal earth pressure) and relative length of the heel (the ratio of heel length to wall height).

요 지

본 연구에서는 사질토 뒷채움재의 캔틸레버 옹벽에서 뒷굽 끝단 연직면에 작용하는 주동토압을 산정하는 방법을 제안하였다. 캔틸레버 옹벽에서 뒷굽길이에 따른 전단 영역의 변화는 벽체의 벽마찰력, 뒷채움 경사에 따라 뒷굽 끝단 연직면에 작용하는 주동토압에 영향을 준다. 뒷굽길이에 따라 변하는 파괴면각도를 가정하여 토압을 산정하는 한계평형법은 적용하기에 매우 복잡하므로 본 연구에서는 한계해석법을 사용하여 토압을 구하였다. 한계해석법으로 뒷굽길이에 따라 실제 파괴면각도가 고려된 토압을 정확히 산정하고, 이로부터 뒷굽 끝단 연직면에 작용하는 수평토압과 연직토압을 분석하였다. 본 연구결과에 의하면, 뒷굽길이가 짧아짐에 따라 내측 파괴면 경사각은 이론식보다 증가한 반면에 외측 파괴면 경사각은 영향을 받지 않았다. 뒷굽 끝단의 연직면에 작용하는 배면마찰각은 지표면 경사각과 벽면마찰각 사이의 값을 나타내었으며, 주동토압 또한 감소하였다. 최종적으로 상대적인 뒷굽길이와 뒷굽 끝단의 연직면에 작용하는 마찰각(연직토압/수평토압의 비)의 상관관계를 사용함으로써 Coulomb 토압을 간편하게 산정할 수 있도록 하였다.

Keywords : Cantilever retaining wall, Sand backfill, Heel, Earth pressure, Limit analysis method, Wall friction angle

¹ 정회원, 한라대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Halla Univ., Tel: +82-33-760-1265, Fax: +82-33-760-1261, ksyoo@halla.ac.kr, Corresponding author, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2018년 5월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서론

옹벽은 대표적인 토류구조물로 매우 큰 토압을 지지하는 케이슨안벽과 같은 항만구조물은 중력식 옹벽으로 설계하며 작은 토압에서는 캔틸레버 옹벽이 사용된다. 이러한 옹벽들의 안정성을 검토할 때, 한계평형법을 사용하여 벽면마찰력의 유무에 따라 Rankine 토압론 또는 Coulomb 토압론을 적용하고 있다. Coulomb 토압론은 파괴시 활동파괴면 사이의 흠뻑기에 대한 힘의 평형조건으로부터 옹벽에 작용하는 토압을 구하는 이론이다. 반면에 Rankine 토압론에서는 뒤채움 토사의 미소 요소에 대하여 연직방향과 수평방향 두 평면에서 파괴시 각각 유발되는 응력상태를 Mohr-Coulomb 파괴규준식을 이용하여 토압계수를 구함으로써 토압을 구한다.

옹벽의 수평변위에 의해 뒤채움 토사가 파괴상태에 도달하면 옹벽 뒷채움재에서 내측(inward)과 외측(outward) 두 방향의 활동파괴면(slip failure planes)들이 발생하게 된다. Fig. 1(a)와 같이 사질토로 뒤채운한 캔틸레버 옹벽의 뒷굽이 충분히 긴 경우, 전단영역이 옹벽 벽체의 간섭에서 벗어나 활동파괴면의 형상에 영향을 주지 않는다. 따라서 뒷굽 끝단에서의 가상 연직면(\overline{BE})에 작용하는 토압을 산정할 때 Rankine 토압론을 적용하는 것이 이론적으로 문제가 되지 않는다(Terzaghi, 1943; Teng, 1962). 그러나 Fig. 1(b)와 같이 뒷굽의 길이가 충분하지 않아 내측 파괴면($\overline{A'B}$)이 벽체와 만나면 전단영역이 영향을 받게 되므로 내측 파괴면의 경사가 가파라지며, 상부 벽체(\overline{AD})에서 발생하는 마찰력의 영향으로 가상의 연직면(\overline{BE})에 작용하는 마찰각, δ' 가 지표면 경사, β 와 같지 않을 경우 이론적으로 Rankine 토압을 적용할 수

없다. 따라서 이와 같은 경우에는 Coulomb 토압을 사용하는 것이 타당하나, 그럼에도 불구하고 Rankine 토압을 사용하는 것은 그 결과가 안전측이기 때문이다. Barghouthi (1990)는 Coulomb 토압을 유도하는 방법과 유사하게 한계평형법(limit equilibrium method)을 사용하여, 뒷굽이 짧은 캔틸레버 옹벽 배후 흠뻑기의 내측파괴면과 외측파괴면 경사각을 반복해서 바꾸어가면서 최대 토압을 나타내는 파괴면 경사각과 토압을 힘의 다각형으로부터 각각 구하였다. Barghouthi(1990)는 단지 2종류의 뒷굽 길이, 한 종류의 벽면마찰각과 한 종류의 지표면 경사각에 대해서만 분석하므로써 Coulomb 토압에 대한 영향 인자를 분석하는데 한계가 있다. Greco(2001)는 이론적 파괴면 경사각을 사용하여 한계평형법으로 뒷굽이 짧은 캔틸레버 옹벽에 대한 주동토압을 구하는 방법을 제안하였다. Yoo(2017)은 뒤채움 지표경사가 수평한 케이슨 안벽에서 바닥판이 돌출한 경우에 작용하는 토압을 한계해석법(limit analysis method)으로 구하였다. 한계해석법은 파괴시 발생하는 토체의 변위를 고려하여 파괴토체가 활동하면서 한 일과 이에 따라 옹벽이 움직이면서 한 일을 구하고 활동파괴면(토체와 원지반, 토체와 옹벽 사이의 활동면)을 따라 소모된 에너지를 각각 구하여 토압을 구하는 이론이다. 이때 파괴토체와 이에 상응하는 활동파괴면의 형상은 다양하게 가정한 파괴토체에 의해 발생하는 일과 소모되는 에너지의 양이 가장 작은 경우에 의해 결정된다(Chen, 1975). 따라서 다양한 파괴토체를 가정하기 위해서는 컴퓨터에 의한 시산법이 사용된다.

본 연구에서는 Fig. 1(b)와 같이 사질토로 뒤채움하고 지표면이 경사진 캔틸레버 옹벽에서 뒷굽 길이에 따라

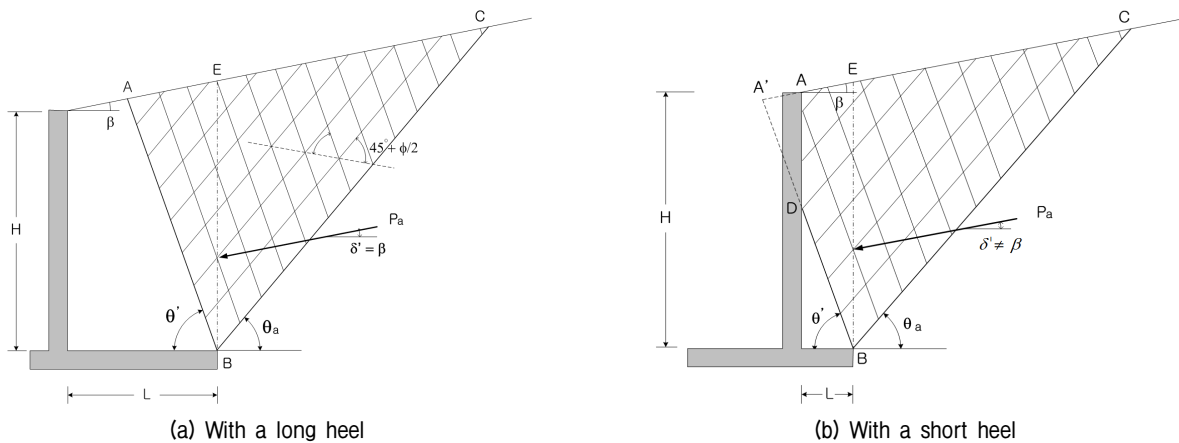


Fig. 1. Failure planes of cohesionless soil behind cantilever retaining wall

흙쌓기의 자중, 옹벽의 벽체, 내측 파괴면, 외측 파괴면에 작용하는 힘을 한계해석법으로 구하였다. 이로부터 뒷굽 길이가 옹벽 배후에서 발생하는 파괴면의 경사각, 가상의 연직면에 작용하는 주동토압과 마찰각 등에 미치는 영향을 분석하였다. 본 연구에서는 옹벽 벽체에 작용하는 마찰각을 “벽면마찰각” δ 로 표시하며, 뒷굽 끝단 연직면에 작용하는 마찰각을 “배면마찰각” δ' 로 표시한다.

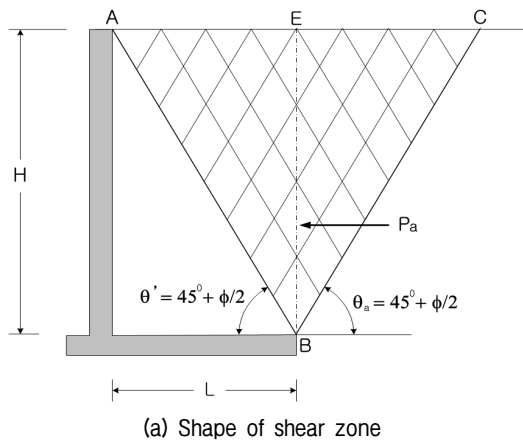
2. Rankine 토압론을 적용할 수 있는 뒷굽의 최소 길이와 이론적 파괴면 경사각

본 연구에서 뒷굽길이가 짧다 또는 길다함은 뒷굽길이(L)가 아래식의 L_{\min} 보다 작거나 긴 경우를 말한다. 뒤채움 토사의 지표면이 수평한 경우에는 Fig. 2에 나타낸 바와 같이, 이론적으로 내측 파괴면(\overline{AB}) 경사각, θ' 와 외측 파괴면(\overline{BC}) 경사각, θ_a 는 최대주응력면 또는 수평면과 $45^\circ + \phi/2$ 의 각도를 이루며, 그 값은 식 (1)과 같다. 따라서 뒷굽의 최소 길이, L_{\min} 는 식 (2)와 같으며, Fig. 2(a)와 같은 조건이다.

$$\theta' = \theta_a = 45^\circ + \frac{\phi}{2} \quad (1)$$

$$L_{\min} = \frac{H}{\tan(45^\circ + \phi/2)} \quad (2)$$

뒤채움 토사의 지표면이 경사진 경우에도 Fig. 3(b)에 나타낸 바와 같이, θ' 와 θ_a 는 최대주응력면(\overline{HF})과 각각 $45^\circ + \phi/2$ 의 각도를 이룬다. 지표면이 경사짐에 따라 최



(a) Shape of shear zone

대주응력면이 κ 만큼 회전하므로, θ' 는 수평면과 $45^\circ + \phi/2 + \kappa$, θ_a 는 수평면과 $45^\circ + \phi/2 - \kappa$ 의 각도를 이루며, 그 값은 각각 식 (3)과 식 (4)와 같다. 따라서 뒷굽의 최소 길이, L_{\min} 는 식 (5)와 같으며, Fig. 3(a)와 같은 조건이다.

$$\theta' = 45^\circ + \frac{\phi}{2} + \kappa = 45^\circ + \frac{\phi}{2} + \frac{1}{2}(\lambda - \beta) \quad (3)$$

$$\theta_a = 45^\circ + \frac{\phi}{2} - \kappa = 45^\circ + \frac{\phi}{2} - \frac{1}{2}(\lambda - \beta) \quad (4)$$

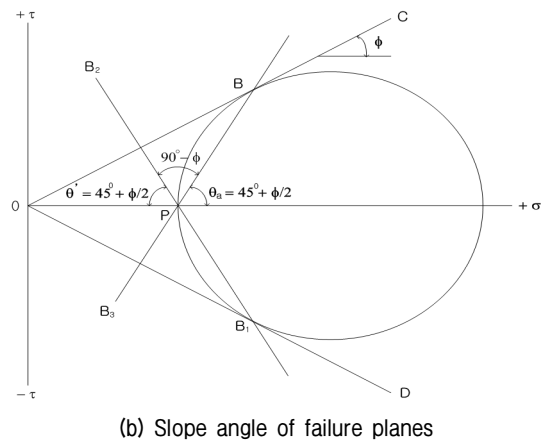
$$L_{\min} = \frac{H}{\tan(\theta')} = \frac{H}{\tan(45^\circ + \phi/2 + \sin^{-1}(\sin\beta/\sin\phi)/2 - \beta/2)} \quad (5)$$

여기서, κ 는 Fig. 3(c)에 도시한 바와 같이 구할 수 있다. $\triangle CDP$, $\triangle CEP$, $\triangle CFP$ 는 이등변삼각형이므로, $\angle EPF = \angle PFC = \kappa$, $\angle EPC = 2\kappa = \angle PEC = \lambda - \beta$ 이다. 따라서 $\kappa = (\lambda - \beta)/2$ 이다. 한편 $\triangle CDP$ 에서 $\sin\lambda = \frac{\overline{CJ}}{\overline{CD}} = \frac{\overline{CJ}}{\overline{CB}}$ 이므로 $\lambda = \sin^{-1}(\sin\beta/\sin\phi)$ 이다.

식 (1), (3), (4)에서 알 수 있듯이 이론적 파괴면 경사각은 벽면마찰각, δ 의 영향을 받지 않는다.

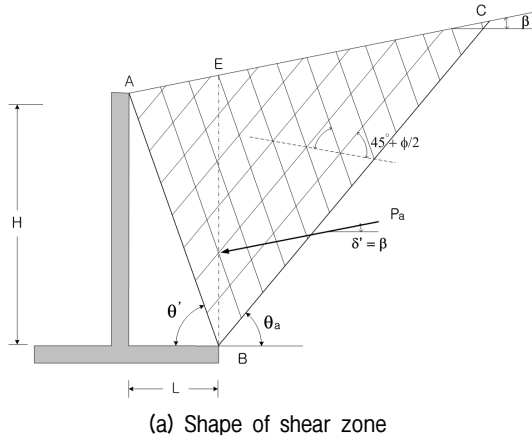
3. 한계해석법에 의한 주동토압 산정

토압을 구할 때 한계평형법(LEM)은 옹벽 배후에서 발생하는 파괴면을 직선으로 단순화하여 만들어지는 흙쌓기에 대하여 힘의 평형조건을 만족시킴으로써 정역학적으로 문제를 해결하는 방법인 반면에, 한계해석법

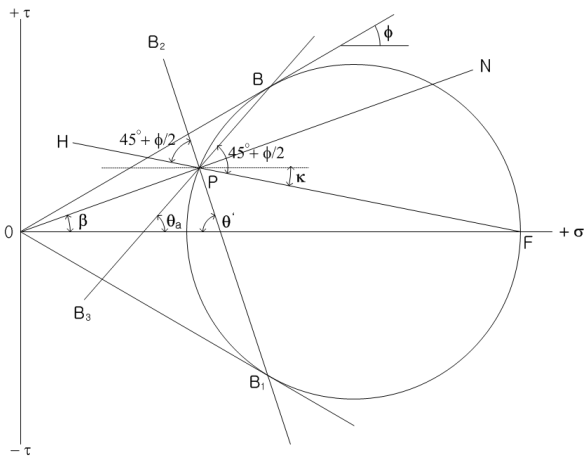


(b) Slope angle of failure planes

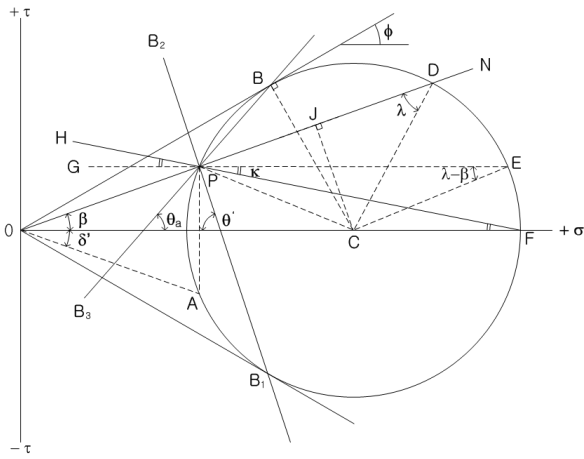
Fig. 2. Shear zone and slope angle of failure planes for cantilever retaining wall with a long heel ($\beta=0^\circ$)



(a) Shape of shear zone



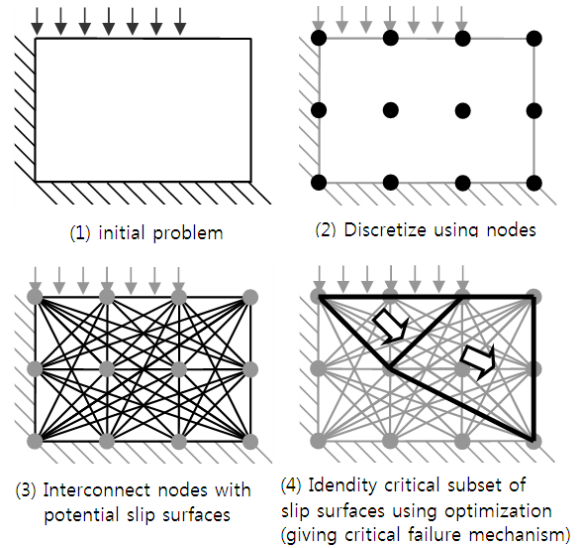
(b) Slope angle of failure planes



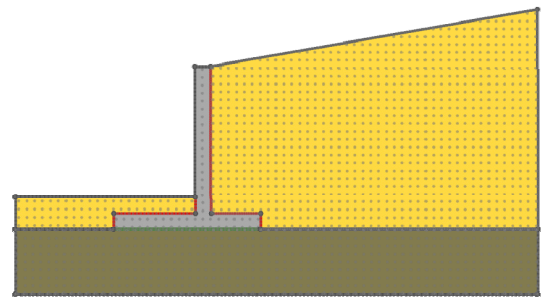
(c) Derivation of theoretical slope angles, θ' and θ_a

Fig. 3. Shear zone and slope angle of failure planes for cantilever retaining wall with a long heel ($\beta > 0^\circ$)

(LAM)에서는 한계평형법에서 고려하지 않은 변형에 대한 적합조건을 고려한다(Chen, 1975). 한계해석법을 적용함에 있어 이전에는 비교적 단순한 형상을 갖는 문제에 대해서만 한정된 갯수의 활동면을 가정하였다. 최근에는 이러한 문제점을 극복하기 위하여 DLO(Discontinuity



(a) DLO procedures (Smith et al., 2010)



(b) Modelling for this study

Fig. 4. DLO procedures and modelling

Table 1. Assumed material properties of models

Material type	Model	c (kN/m ²)	ϕ (deg)	γ (kN/m ³)
Retaining wall	Rigid	—	—	—
Backfill soil	Mohr-Coulomb	—	30	18
Foundation soil	Mohr-Coulomb	10,000	45	27

Layout Optimization) 기법(Smith et al., 2007)을 적용함으로써 복잡한 형상의 문제들에 대해서도 거의 무제한의 활동면들을 가정하여 해석결과의 정밀도를 획기적으로 제고할 수 있게 되었다. 본 연구에서는 Fig. 4(a)와 같이 파괴시 최소한의 에너지로 파괴에 이르도록 임의 활동면들의 방향성을 효율적으로 선택함으로써 파괴토체를 여러 개로 나누어 극한하중을 결정하는 DLO기법을 사용하는 한계해석법을 사용하였다. 뒷굽을 갖는 캔틸레버 옹벽을 Fig. 4(b)와 같이 모델링하였으며, 구성 모델의 물성값을 Table 1에 요약하였다. Table 1에서 캔틸레버 옹벽은 토압에 의해 변형되지 않는 강체로 가정하였으며, 기초 지반과 뒤채움 토사는 Mohr-Coulomb 파괴

모델을 따르며, 기초 지반은 지지력이 충분한 암반으로, 그리고 뒤채움 토사는 일반적인 모래로 가정하였다.

뒷굽의 길이가 토압에 미치는 영향을 분석하기 위하여, 뒷굽길이(L)와 옹벽높이(H)의 비(L/H)를 0.1~ L_{min}/H 까지, 뒤채움 지표면의 경사(β)를 0°, 10°, 20°로, 그리고 벽면마찰각(δ)을 뒤채움토사의 내부마찰각의 1/2과 2/3로 즉, 15°와 20°로 각각 가정하여 수치해석하였으며, Table 2에 수치해석의 경우를 정리하였다. 본 수치해석에서는 옹벽높이를 5m로 가정하였으며, 옹벽 바닥판의

Table 2. Cases of numerical analyses

β	δ	L/H		
0°	15°	0.0		
		0.1		
		0.2		
		0.3		
		0.4		
		0.5		
		0.577		
	20°	0.0		
		0.1		
		0.2		
		0.3		
		0.4		
		0.5		
		0.577		
10°	15°	0.0		
		0.1		
		0.2		
		0.3		
		0.4		
		0.463		
	20°	0.0		
		0.1		
		0.2		
		0.3		
		0.4		
		0.463		
		20°	15°	0.0
				0.1
0.2				
0.3				
0.333				
20°	0.0			
	0.1			
	0.2			
	0.3			
	0.333			

두께가 토압에 미치는 영향을 최소화하기 위하여 옹벽 구조물을 강체로 그리고 두께를 1mm로 가정하였다.

4. 수치해석 결과

4.1 파괴면 경사각의 변화

Table 2의 수치해석결과 중에서 대표적으로 지표면 경사각이 10°이며 벽면마찰각이 15°인 경우에 대하여 뒷굽의 상대길이가 각각 0.0, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.463 일 때 뒤채움 토사에서 발생하는 내측 및 외측 파괴면들을 Fig. 5에 나타내었다. 지표면 경사각과 벽면마찰각에 따라 해석된 내측 파괴면 경사각(θ'), 외측 파괴면 경사각

Table 3. Slope angles of failure planes ($\beta=0^\circ$)

L/H	$\beta=0^\circ$					
	$\delta=15^\circ$		$\delta=20^\circ$		Theory	
	θ'	θ_a	θ'	θ_a	θ'	θ_a
0.0	90.00	57.96	90.00	57.52	60.00	60.00
0.1	67.08	58.52	68.74	58.52		
0.2	65.59	59.55	67.47	59.10		
0.3	64.69	59.74	66.11	59.68		
0.4	63.31	59.80	63.91	59.80		
0.5	61.31	59.92	62.14	59.92		
0.577	59.99	60.00	59.99	60.00		

Table 4. Slope angles of failure planes ($\beta=10^\circ$)

L/H	$\beta=10^\circ$					
	$\delta=15^\circ$		$\delta=20^\circ$		Theory	
	θ'	θ_a	θ'	θ_a	θ'	θ_a
0.0	90.00	54.62	90.00	53.78	65.16	54.84
0.1	67.49	54.78	70.07	54.13		
0.2	67.00	54.80	69.28	54.48		
0.3	66.49	54.50	67.49	54.50		
0.4	65.68	54.52	66.22	54.52		
0.463	65.16	54.93	65.16	54.93		

Table 5. Slope angles of failure planes ($\beta=20^\circ$)

L/H	$\beta=20^\circ$					
	$\delta=15^\circ$		$\delta=20^\circ$		Theory	
	θ'	θ_a	θ'	θ_a	θ'	θ_a
0	90.00	49.13	90.00	48.45	71.58	48.42
0.1	69.10	48.47	71.42	48.47		
0.2	69.52	48.63	71.42	48.48		
0.3	70.71	48.79	71.65	48.79		
0.333	71.58	48.39	71.58	48.39		

(θ_a), 이론적 파괴면 경사각을 Tables 3~5에 그리고 Fig. 6과 Fig. 7에 각각 나타내었다. 표와 그림에서 이론 파괴면 경사각을 “Theory”로 표현하였다. 수치해석결과에 의하면, 뒷굽길이가 짧아질수록 내측 파괴면 상부의 옹벽 벽체(Fig. 1(b)에서 \overline{AD} 구간)에서 유발되는 마찰력의 영향을 크게 받아 내측 파괴면의 경사각이 Fig. 6에 나타낸 바와 같이 식 (3)에서 구한 이론 경사각보다 증가하나, 뒷굽길이가 길어질수록 벽면마찰력의 영향이 감소하여 식 (3)의 이론 경사각에 근접하며, 뒷굽의 길이가 최소길이(L_{min}) 이상이 되면 식 (3)의 이론 경사각과 같아지는 것으로 확인되었다. 뒷굽길이가 짧아질수록 내측파괴면의 경사각이 이론 경사각보다 크게 나타나는 경향은 뒤채움 지표면 경사각이 작을수록 그리고 벽면마찰각이 클수록 뚜렷하였다. 그러나 Fig. 6(c)에 나타낸 바와 같이 벽면마찰각이 지표면 경사각과 같을 경

우(Rankine 토압 상태)에는 내측파괴면 경사각이 이론 경사각과 동일하며, 지표면 경사각보다 작을 경우에는 이론 경사각보다 작게 나타났다. 반면에, 옹벽 벽체와 멀리 떨어져 옹벽 벽체의 영향을 거의 받지 않는 외측 파괴면의 경사각은 Fig. 7에 나타낸 바와 같이 지표면 경사각이 수평하며 $L/H < 0.3$ 이내의 경우를 제외하면 식 (4)의 이론 경사각과 거의 같았다. Barghouthi(1990)가 한계평형법으로 구한 계산결과(Table 6, Fig. 6, Fig.

Table 6. Slope angles of failure planes (Barghouthi, 1990)

L/H	Barghouthi (1990), $\delta=20^\circ$			
	$\beta=0^\circ$		$\beta=10^\circ$	
	θ'	θ_a	θ'	θ_a
0.176	68.00	60.00	69.50	54.82
0.364	64.00	60.00	66.50	54.82

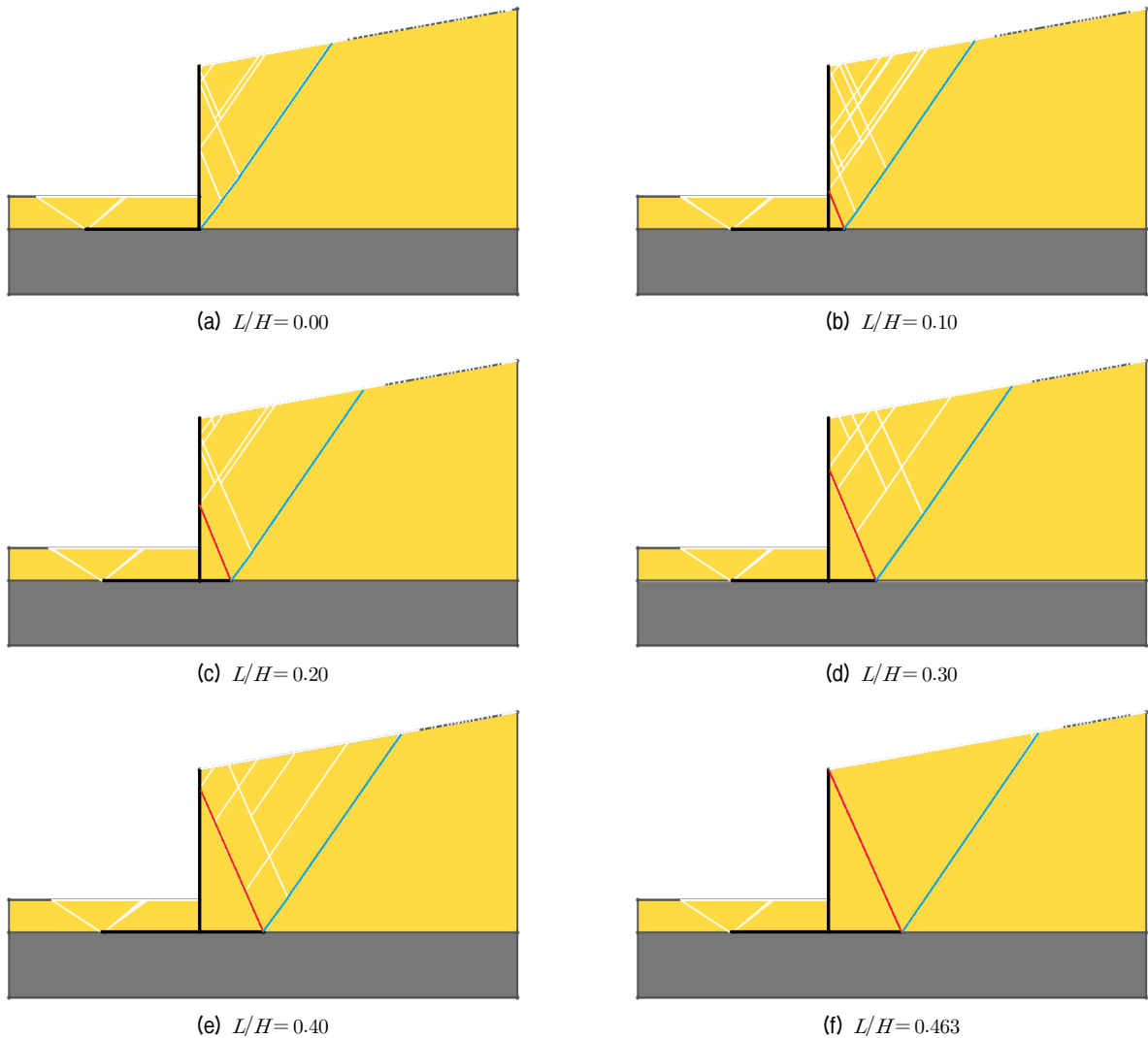


Fig. 5. Typical shapes of failure planes depending on a heel length (Case of $\beta=10^\circ$, $\delta=15^\circ$)

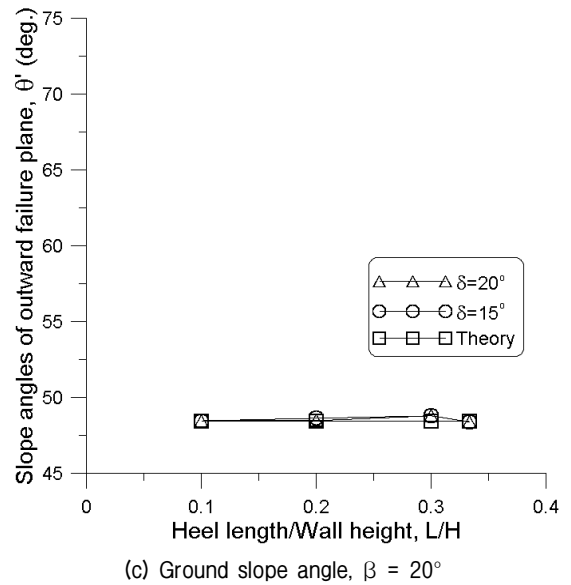
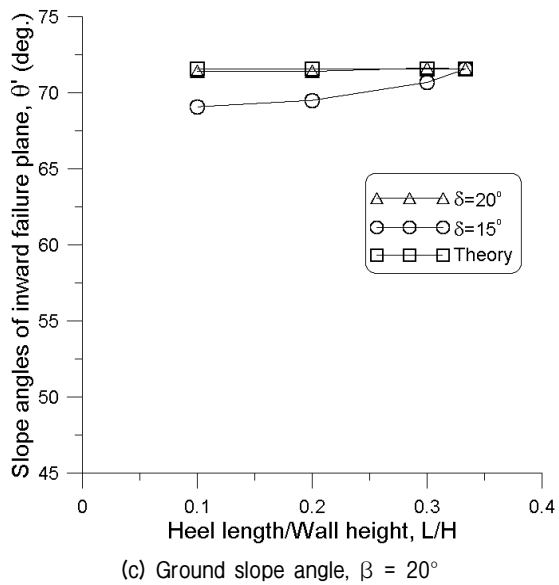
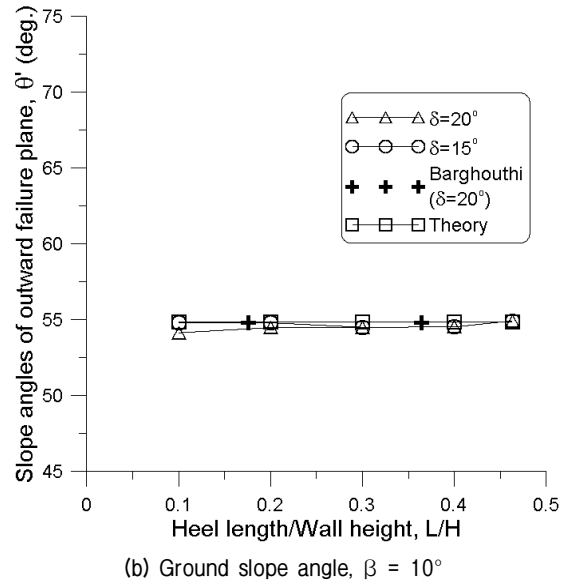
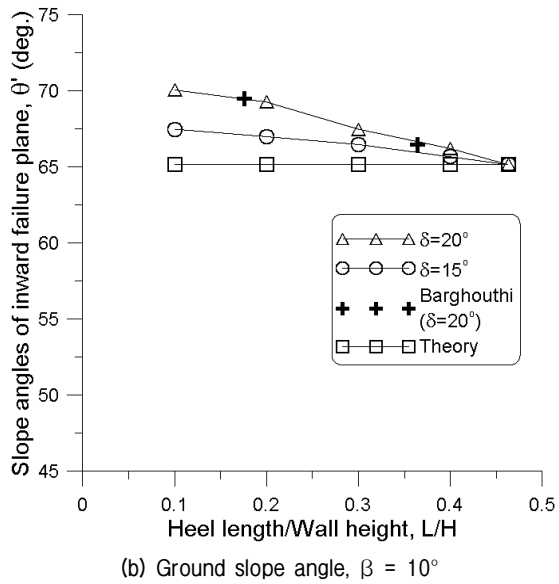
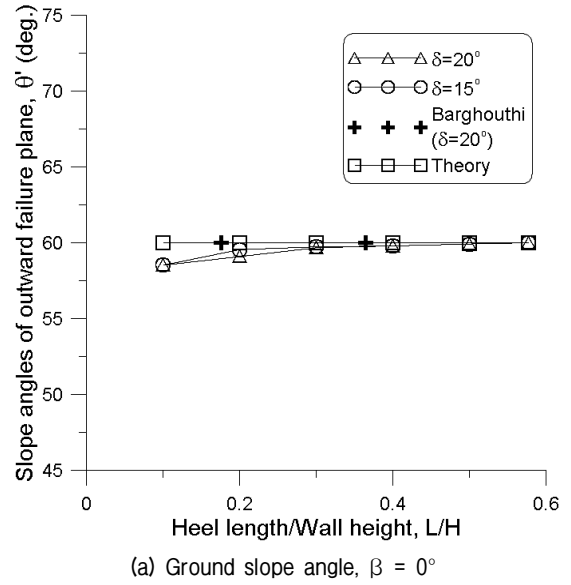
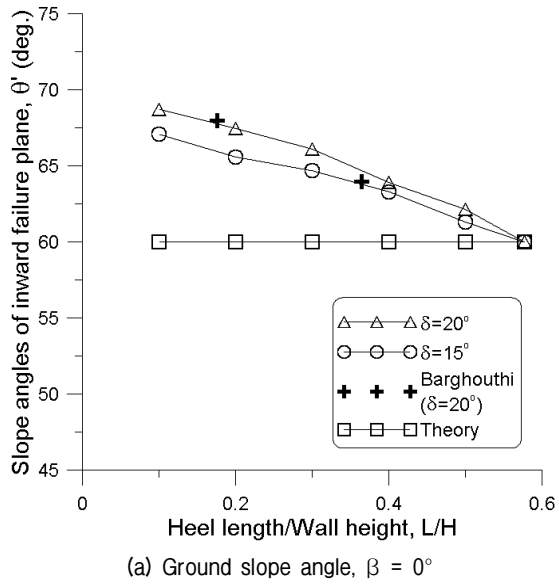


Fig. 6. Slope angles, θ' of inward failure plane

Fig. 7. Slope angles, θ_a of outward failure plane

7 참조)는 본 연구결과와 잘 일치함을 보였다.

4.2 가상 연직면에 작용하는 배면마찰각, δ'

수치해석결과로부터 뒷굽 끝단에서의 가상 연직면 (Fig. 1(b)에서 \overline{BE})에 작용하는 수평토압과 연직토압을 분리해내기 위하여 Fig. 1(b)를 Fig. 8과 같이 재구성하였다. Fig. 8(b)의 자유물체도에 나타낸 바와 같이 수치해석에서 파괴시 내측 파괴면 상부의 뒤채움 자중 (W_1), 옹벽의 벽체에 작용하는 힘(P_W), 내측 파괴면에 작용하는 힘(P_{S1})으로부터 가상 연직면에 작용하는 수평토압(P_h)과 연직토압(P_v)을 식 (6)과 식 (7)을 사용하여 각각 산정하였다. 이 수평토압과 연직토압의 합력(식 (9))이 가상 연직면에 작용하는 주동토압이다. 가상연직면에 대하여 수평토압은 수직력, 그리고 연직토압은 전단력에 해당하므로, 이들의 비는 가상연직면에 작용하는 배면마찰각, δ' 이라고 할 수 있다. 따라서 식 (8)을 사용하여 가상연직면에 작용하는 배면마찰각을 산정하였다.

그 산정 결과를 지표면 경사각, $\beta = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$, 벽면마찰각, $\delta = 15^\circ, 20^\circ$ 인 경우에 뒷굽의 상대길이에 따라 분석하여 부록 A에 각각 수록하였으며, Table 7과 Fig. 9에 그 분석결과를 요약하였다. 한편 Barghouthi(1990)가 한계평형법으로 구한 계산결과(Table 7 참조) 또한 본 연구결과와 잘 일치함을 보였다.

$$P_h = P_W \cdot \cos\delta + P_{S1} \cdot \cos(90^\circ - \theta' + \phi) \quad (6)$$

$$P_v = P_W \cdot \sin\delta + P_{S1} \cdot \sin(90^\circ - \theta' + \phi) - W_1 \quad (7)$$

$$\delta' = \tan^{-1}\left(\frac{P_v}{P_h}\right) \quad (8)$$

$$P_a = \sqrt{P_h^2 + P_v^2} \quad (9)$$

Fig. 9에 의하면, 배면마찰각(δ')은 뒷굽 길이가 짧을수록 벽면마찰각(δ)에 근접하며, 뒷굽길이가 길수록 즉, 최소길이, L_{\min} 에 가까워질수록 지표면 경사각(β)

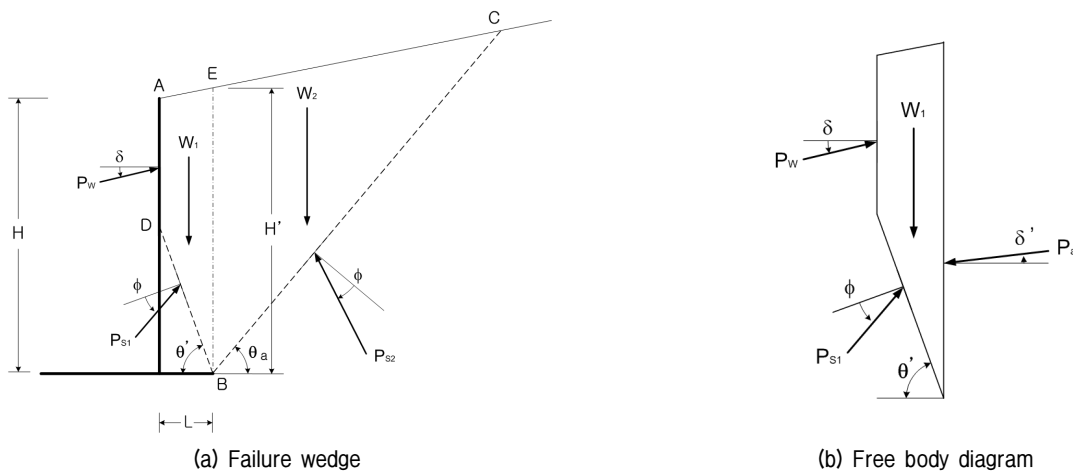
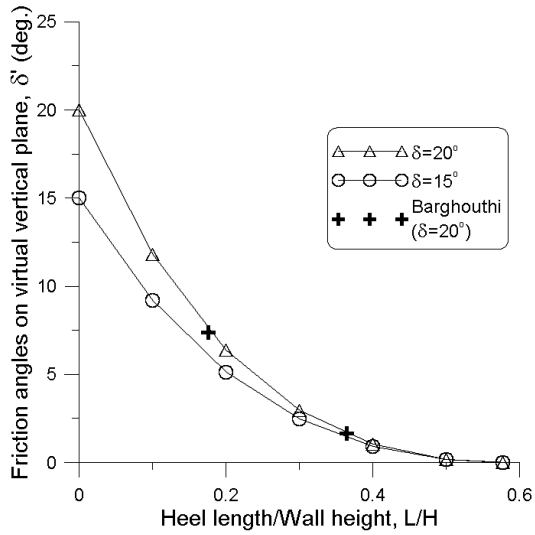


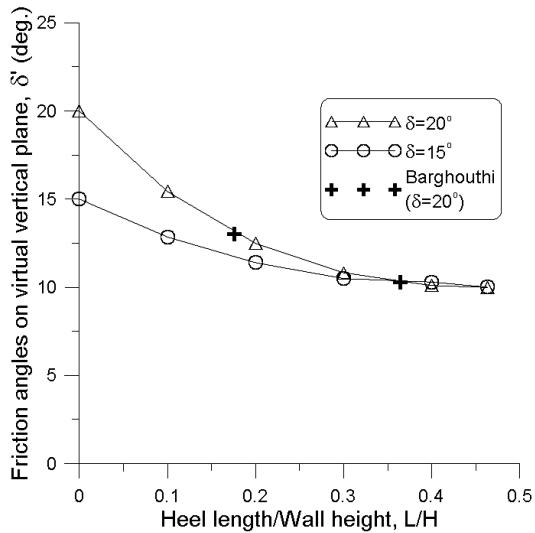
Fig. 8. Failure wedge and free body diagram

Table 7. Friction angles on a imaginary vertical plane at the end of heel

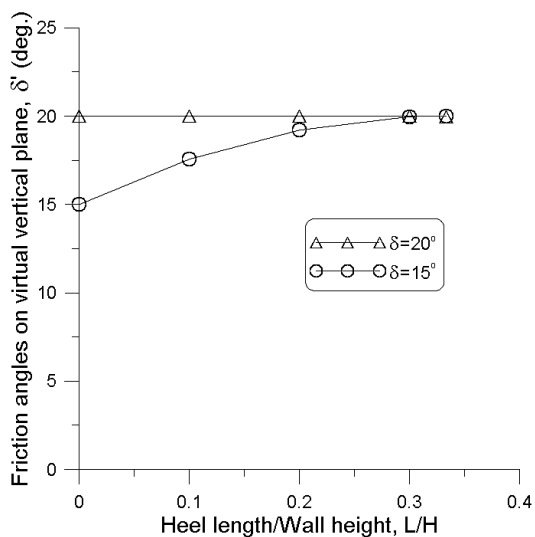
Limit Analysis Method									Barghouthi (1990)		
L/H	$\beta=0^\circ$		L/H	$\beta=10^\circ$		L/H	$\beta=20^\circ$		L/H	$\delta=20^\circ$	
	$\delta=15^\circ$	$\delta=20^\circ$		$\delta=15^\circ$	$\delta=20^\circ$		$\delta=15^\circ$	$\delta=20^\circ$		$\beta=0^\circ$	$\beta=20^\circ$
0	15.00	20.00	0	15.00	20.00	0	15.00	20.00	0.176	7.36	13.00
0.1	9.20	11.82	0.1	12.85	15.43	0.1	17.57	20.01	0.364	1.67	10.29
0.2	5.14	6.37	0.2	11.39	12.49	0.2	19.21	20.01			
0.3	2.48	2.96	0.3	10.50	10.83	0.3	19.98	20.01			
0.4	0.92	1.05	0.4	10.30	10.10	0.333	20.01	19.98			
0.5	0.17	0.18	0.463	10.01	9.99						
0.573	0.01	0.02									



(a) Ground slope angle, $\beta = 0^\circ$



(b) Ground slope angle, $\beta = 10^\circ$



(c) Ground slope angle, $\beta = 20^\circ$

Fig. 9. Friction angles, δ' on a imaginary vertical plane at the end of heel

에 수렴한다. 따라서 배면마찰각(δ')은 뒷굽 길이에 따라 벽면마찰각(δ)과 지표면 경사각(β) 사이의 값을 갖는다.

또한 배면마찰각(δ')은 벽면마찰각(δ)이 증가할수록 증가하며, 뒷굽 길이가 짧을수록 그 증가폭은 크며 뒷굽 길이가 길어질수록 증가폭은 작다.

배면마찰각(δ')은 벽면마찰각(δ)과 지표면 경사각(β) 사이의 값을 가지므로, Fig. 9(a), (b)에 나타난 바와 같이 지표면 경사각(β)이 증가할수록 뒷굽 길이에 따라 변하는 배면마찰각(δ')의 변화폭($\delta - \beta$)은 감소한다. 지표면 경사각($\beta = 20^\circ$)이 벽면마찰각($\delta = 20^\circ$)과 같게 되면, Fig. 9(c)에 나타난 바와 같이 배면마찰각(δ')의 변화폭($\delta - \beta$)이 0(영)이 되어 뒷굽 길이에 관계없이 배면마찰각(δ')은 지표면 경사각(β)과 같게 된다. 이 경우가 Rankine 토압 상태이다. 지표면 경사각($\beta = 20^\circ$)이 벽면마찰각($\delta = 15^\circ$)보다 크게 되면, Fig. 9(c)에 나타난 바와 같이 배면마찰각(δ')이 벽면마찰각(δ)보다 커지는 현상이 발생한다.

4.3 가상 연직면에 작용하는 주동토압

4.2절에서 구한 수평토압과 연직토압을 사용하여 식 (9)로부터 합력을 산정하였다. 이 합력은 가상 연직면에 작용하는 주동토압, P_a 를 의미하며, 식 (10)으로 나타낼 수 있다. 따라서 가상연직면의 높이, H' 와 뒤채움토사의 단위중량, γ 을 사용하여 식 (11)로부터 한계해석법에 의한 주동토압계수, K_a 를 산정하였다. 또한 지표면 경사각, $\beta = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$, 벽면마찰각, $\delta = 15^\circ, 20^\circ$ 인 경우에 뒷굽의 상대길이(L/H)에 따라 가상 연직면에 배면마찰각(δ')이 작용하는 경우의 Coulomb 주동토압계수 ($\theta = 90^\circ$ 인 경우), K_{aC} 와 단지 뒤채움토사의 내부마찰각과 지표면 경사각의 함수인 Rankine 주동토압계수, K_{aR} 를 식 (12)와 식 (13)으로 각각 구하여 이들을 부록 A에 각각 수록하였다. 이들의 관계를 뒷굽길이/옹벽높이, L/H 비에 따라 Table 8과 Table 9에 요약하였으며, Fig. 10과 Fig. 11에 각각 나타내어 비교하였다.

$$P_a = \frac{1}{2} \gamma H'^2 K_a \quad (10)$$

$$K_a = \frac{P_a}{0.5 \gamma H'^2} \quad (11)$$

Table 8. Comparison of earth pressure coefficients in case of $\delta=15^\circ$

L/H	$\beta=0^\circ$			L/H	$\beta=10^\circ$			L/H	$\beta=20^\circ$		
	K_a	K_{aC}	K_{aR}		K_a	K_{aC}	K_{aR}		K_a	K_{aC}	K_{aR}
0	0.3031	0.3014	0.3333	0	0.3434	0.3432	0.3495	0	0.4149	0.4150	0.4142
0.1	0.3108	0.3099		0.1	0.3456	0.3455		0.1	0.4141	0.4141	
0.2	0.3189	0.3185		0.2	0.3475	0.3474		0.2	0.4141	0.4141	
0.3	0.3256	0.3256		0.3	0.3486	0.3487		0.3	0.4141	0.4142	
0.4	0.3303	0.3303		0.4	0.3496	0.3490		0.333	0.4142	0.4142	
0.5	0.3328	0.3328		0.463	0.3495	0.3495					
0.577	0.3332	0.3333									

Table 9. Comparison of earth pressure coefficients in case of $\delta=20^\circ$

L/H	$\beta=0^\circ$			L/H	$\beta=10^\circ$			L/H	$\beta=20^\circ$		
	K_a	K_{aC}	K_{aR}		K_a	K_{aC}	K_{aR}		K_a	K_{aC}	K_{aR}
0	0.3005	0.2973	0.3333	0	0.3411	0.3400	0.3495	0	0.4142	0.4142	0.4142
0.1	0.3071	0.3055		0.1	0.3432	0.3428		0.1	0.4142	0.4142	
0.2	0.3163	0.3157		0.2	0.3460	0.3459		0.2	0.4141	0.4142	
0.3	0.3243	0.3242		0.3	0.3482	0.3482		0.3	0.4142	0.4142	
0.4	0.3299	0.3299		0.4	0.3492	0.3494		0.333	0.4142	0.4142	
0.5	0.3327	0.3327		0.463	0.3494	0.3495					
0.577	0.3333	0.3333									

$$K_{aC} = \frac{\cos^2 \phi}{\cos \delta' \left[1 + \sqrt{\frac{\sin(\phi + \delta') \sin(\phi - \beta)}{\cos \delta' \cos \beta}} \right]^2} \quad (12)$$

$$K_{aR} = \cos \beta \frac{\cos \beta - \sqrt{\cos^2 \beta - \cos^2 \phi}}{\cos \beta + \sqrt{\cos^2 \beta - \cos^2 \phi}} \quad (13)$$

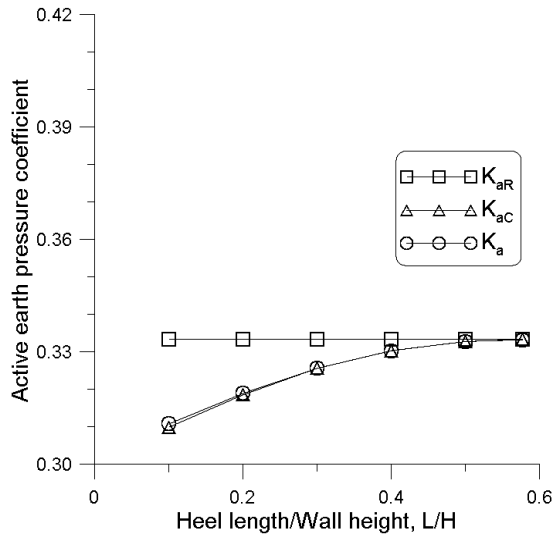
Table 8과 Table 9, 그리고 Fig. 10과 Fig. 11에 의하면, 한계해석법으로 구한 주동토압계수, K_a 와 배면마찰각(δ')을 고려한 Coulomb 토압론으로 산정한 주동토압계수, K_{aC} 가 거의 일치함을 알 수 있다. 토압계수는 뒷굽 길이가 짧을수록 Coulomb 토압계수와 같아지며, 뒷굽 길이가 길수록 Rankine 토압계수와 같아진다. 지표면 경사각(β)이 벽면마찰각(δ)보다 클 경우, Coulomb 토압계수와 Rankine 토압계수와와의 차이는 거의 발생하지 않는다. 그러나 지표면 경사가 수평한 경우에는 뒷굽의 길이가 짧아질수록 배면마찰각(δ')을 고려한 Coulomb 토압계수와 이를 무시한 Rankine 토압계수 사이에는 큰 차이가 발생한다. 또한 Fig. 12에 나타낸 바와 같이 토압계수는 벽면마찰각(δ)이 증가할수록 감소하였다. 뒷굽 길이에 따른 토압계수의 변화폭은 지표면 경사각(β)가 증가할수록 감소하며, 이 현상은 4.2절에서 기술한 배면

마찰각(δ')의 변화와 관계있다.

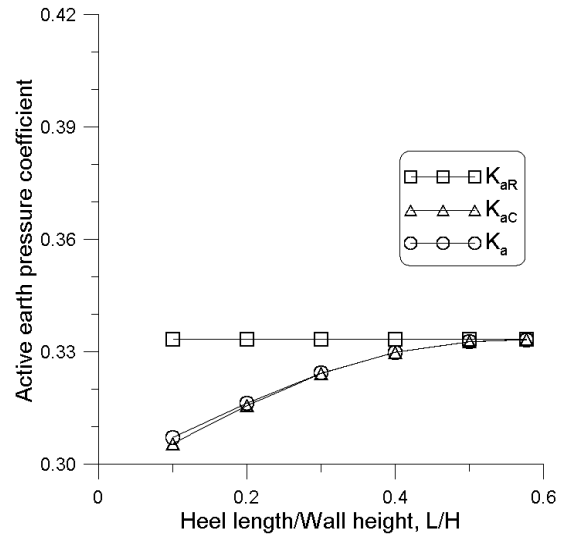
뒷굽이 짧고 지표면 경사각(β)이 0° , 10° , 20° , 벽면마찰각, $\delta = 15^\circ$, 20° 인 캔틸레버 옹벽에 내부마찰각이 30° 인 사질토로 뒷채움할 경우, 뒷굽 끝단에서의 가상 연직면에 작용하는 주동토압을 다음 방법으로 구할 수 있다:

- 1) 가상 연직면의 높이(H')를 구한다.
- 2) 뒷굽의 상대 길이(L/H)에 따라 가상 연직면에 작용하는 배면마찰각(δ')을 지표면 경사각(β)과 벽면마찰각(δ)을 고려하여 Table 7 또는 Fig. 9에서 구한다.
- 3) 상기 2)항에서 구한 배면마찰각(δ')을 벽면마찰각(δ)으로 가정하고, 지표면 경사각(β)과 벽면마찰각(δ)을 고려하여 $\theta' = 90^\circ$ 인 경우의 Coulomb 토압계수, $K_{aC} = f(\phi, \beta, \delta')$ 를 식 (12)로 구한다.
- 4) 가상 연직면(높이= H')에 대한 Coulomb 주동토압(P_{aC})을 식 (14)를 사용하여 산정한다.

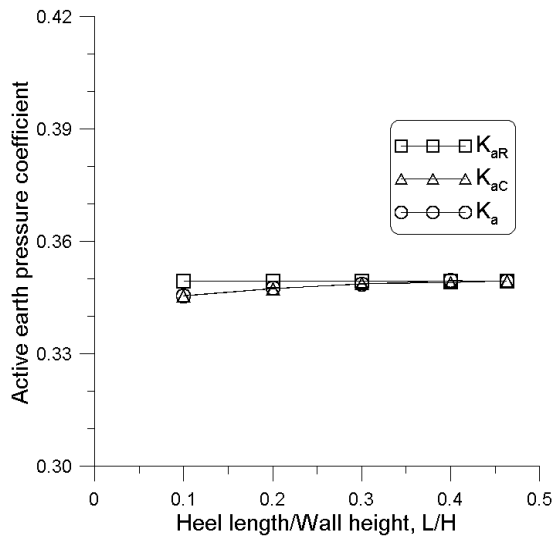
$$P_{aC} = \frac{1}{2} \gamma H'^2 K_{aC} \quad (14)$$



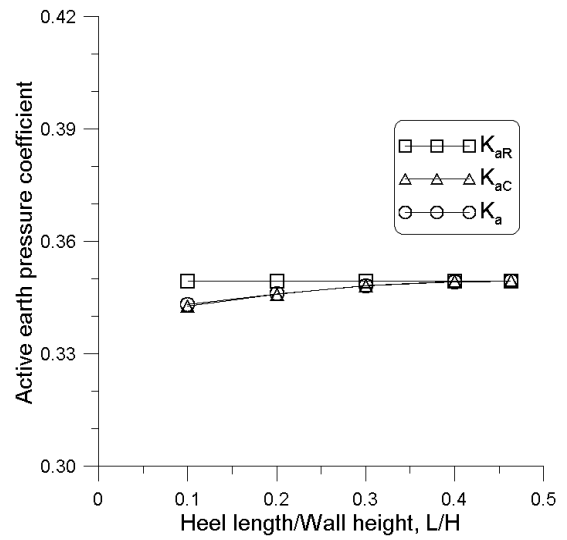
(a) Ground slope angle, $\beta = 0^\circ$



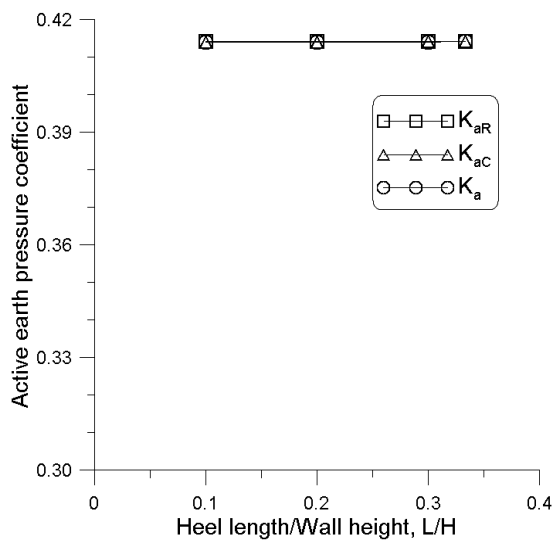
(a) Ground slope angle, $\beta = 0^\circ$



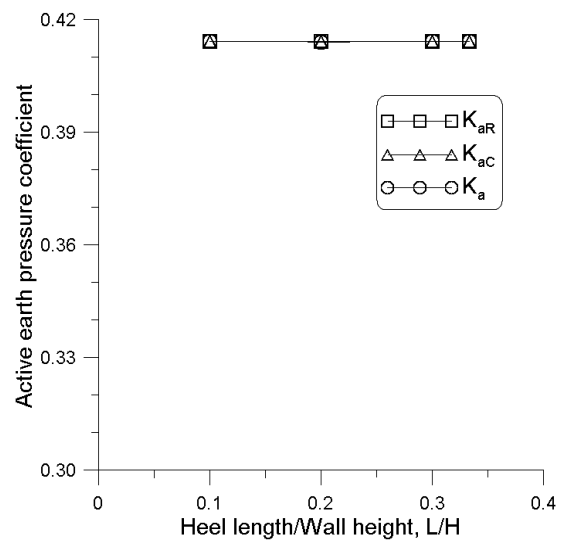
(b) Ground slope angle, $\beta = 10^\circ$



(b) Ground slope angle, $\beta = 10^\circ$



(c) Ground slope angle, $\beta = 20^\circ$



(c) Ground slope angle, $\beta = 20^\circ$

Fig. 10. Comparison of earth pressure coefficients due to ground slope angle for wall friction angle, $\delta=15^\circ$

Fig. 11. Comparison of earth pressure coefficients due to ground slope angle for wall friction angle, $\delta=20^\circ$

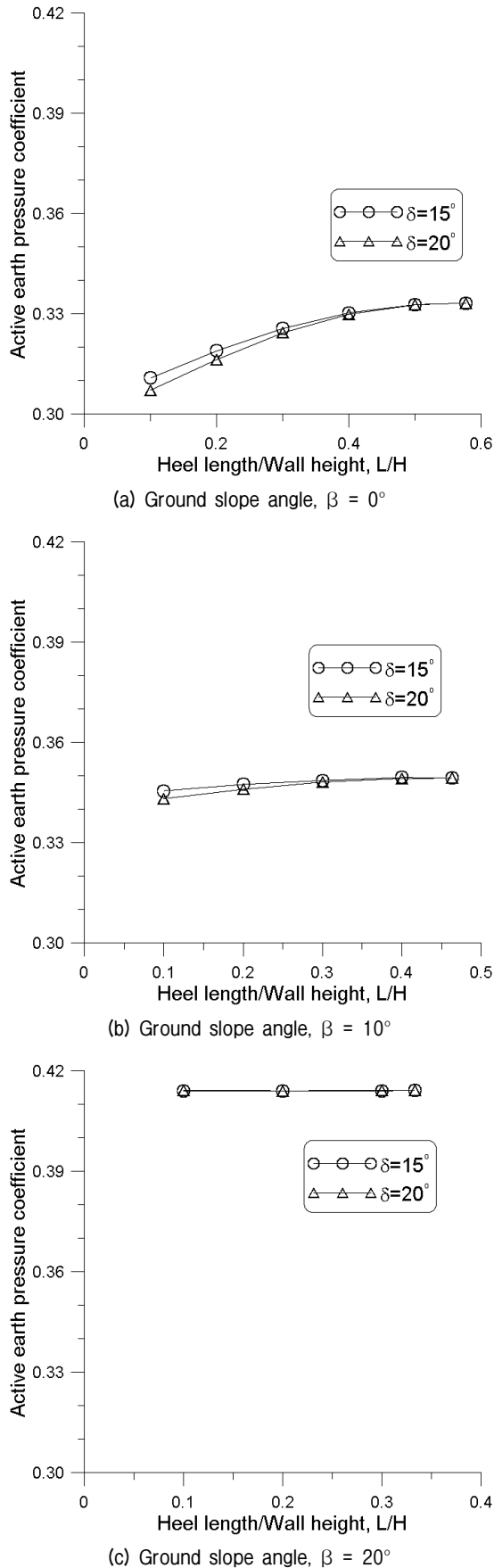


Fig. 12. Changes of earth pressure coefficients due to wall friction angle

5. 결론

뒷굽의 길이가 상대적으로 짧은 캔틸레버 옹벽에 대하여 한계해석법을 사용하여 옹벽 뒷굽 끝단 가상 연직면에 작용하는 토압에 대한 수치해석결과를 분석하여 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) 뒷굽길이가 짧아질수록 내측 파괴면의 경사각이 Mohr 원에서 구한 이론경사각보다 증가하였으며, 이러한 경향은 벽면마찰각이 클수록, 그리고 뒷채움 지표면 경사각이 작을수록 크게 나타났다.
- (2) 가상 연직면에 작용하는 배면마찰각(δ')은 뒷굽길이가 짧을수록 벽면마찰각(δ)에 근접하며, 뒷굽길이가 길수록 즉, 최소길이, L_{\min} 에 가까워질수록 지표면 경사각(β)에 수렴하였다.
- (3) 뒷굽의 길이가 그 옹벽에 대한 최소길이(L_{\min}) 이상으로 길다면, 어떠한 경우라도 가상 연직면에 대한 토압을 Rankine 토압론을 사용하여 구할 수 있음이 확인되었다.
- (4) 지표면 경사가 수평한 경우 뒷굽의 길이가 짧아질수록 배면마찰각(δ')을 고려한 Coulomb 토압과 이를 무시한 Rankine 토압 사이에는 큰 차이가 발생한다.
- (5) 본 연구결과인 뒷굽길이/옹벽높이 비(L/H)와 뒷굽 끝단의 가상 연직면에 작용하는 배면마찰각(δ')과의 상관관계 도표로부터 가상 연직면에 작용하는 배면마찰각(δ')을 구하고 이를 사용하여 Coulomb 토압계수를 산정하면, 뒷굽이 짧고 지표면 경사각(β)이 0° , 10° , 20° , 벽면마찰각, $\delta = 15^\circ$, 20° 인 캔틸레버 옹벽에 내부마찰각이 30° 인 사질토로 뒷채움할 경우, 뒷굽 끝단에서의 가상 연직면에 작용하는 주동 토압을 구할 수 있다.

참고문헌 (References)

1. Yoo, K.S. (2017), "Study on Earth Pressure Acting Against Caisson Structure with the Heel", *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, Vol.29, No.2, pp.67-76.
2. Barghouthi, A. F. (1990), "Active Earth Pressure on Walls with base Projection", *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.116, No.10, pp.1570-1575.
3. Chen, W.F. (1975), "Limit Analysis and Soil Plasticity", *Developments in Geotechnical Engineering*, Vol.7, Elsevier Scientific Publishing Company, Amsterdam, pp.341-351.

4. Greco, V. R. (2001), "Active Earth Thrust on Cantilever Walls with Short Heel", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.38, No.2, pp.401-409.

5. Smith, C.C. and Gilbert, M. (2007), "Application of Discontinuity Layout Optimization to Plane Plasticity Problems", *Proc. Royal Society A*, Vol.463, No.2086, pp.2461-2484.

6. Smith, C.C. and Gilbert, M. (2010), "Advances in Computational Limit State Analysis and Design", *Advances in Analysis, Modeling, & Design, Proceedings of the GeoFlorida 2010 Conference*.

7. Teng, W.C. (1962), "Foundation design", Prentice-Hall, Inc. pp. 316-317.

8. Terzaghi, K. (1943), "Theoretical Soil Mechanics", JohnWiley & Sons, Inc. pp.246-247.

Received : August 28th, 2017
 Revised : October 19th, 2017
 Accepted : November 9th, 2017

부 록 A

Table A.1 Friction angles and earth pressures on a imaginary vertical plane at the end of heel in case of $\beta=0^\circ$ and $\delta=15^\circ$

L/H	P_h	P_v	P_a	δ'	H'	K_a	K_{aC}	K_{aR}
0.0	65.882	17.653	68.206	15.000	5.000	0.3031	0.3014	0.3333
0.1	69.024	11.176	69.923	9.197	5.000	0.3108	0.3099	
0.2	71.463	6.428	71.752	5.140	5.000	0.3189	0.3185	
0.3	73.198	3.166	73.266	2.477	5.000	0.3256	0.3256	
0.4	74.310	1.189	74.319	0.917	5.000	0.3303	0.3303	
0.5	74.874	0.220	74.874	0.169	5.000	0.3328	0.3328	
0.577	74.976	0.009	74.976	0.007	5.000	0.3332	0.3333	

Table A.2 Friction angles and earth pressures on a imaginary vertical plane at the end of heel in case of $\beta=0^\circ$ and $\delta=20^\circ$

L/H	P_h	P_v	P_a	δ'	H'	K_a	K_{aC}	K_{aR}
0.0	63.528	23.122	67.605	19.999	5.000	0.3005	0.2973	0.3333
0.1	67.643	14.154	69.108	11.818	5.000	0.3071	0.3055	
0.2	70.727	7.897	71.166	6.371	5.000	0.3163	0.3157	
0.3	72.874	3.771	72.972	2.962	5.000	0.3243	0.3242	
0.4	74.214	1.359	74.226	1.049	5.000	0.3299	0.3299	
0.5	74.857	0.233	74.857	0.178	5.000	0.3327	0.3327	
0.577	74.987	0.020	74.987	0.015	5.000	0.3333	0.3333	

Table A.3 Friction angles and earth pressures on a imaginary vertical plane at the end of heel in case of $\beta=10^\circ$ and $\delta=15^\circ$

L/H	P_h	P_v	P_a	δ'	H'	K_a	K_{aC}	K_{aR}
0.0	74.625	19.996	77.258	15.000	5.000	0.3434	0.3432	0.3495
0.1	78.499	17.910	80.516	12.853	5.088	0.3456	0.3455	
0.2	82.141	16.552	83.793	11.393	5.176	0.3475	0.3474	
0.3	85.507	15.843	86.962	10.497	5.264	0.3486	0.3487	
0.4	88.683	16.112	90.135	10.297	5.353	0.3496	0.3490	
0.463	90.596	15.984	91.995	10.006	5.408	0.3495	0.3495	

Table A.4 Friction angles and earth pressures on a imaginary vertical plane at the end of heel in case of $\beta=10^\circ$ and $\delta=20^\circ$

L/H	P_h	P_v	P_a	δ'	H'	K_a	K_{aC}	K_{aR}
0.0	72.129	26.252	76.758	20.000	5.000	0.3411	0.3400	0.3495
0.1	77.083	21.281	79.967	15.433	5.088	0.3432	0.3428	
0.2	81.461	18.046	83.436	12.491	5.176	0.3460	0.3459	
0.3	85.299	16.313	86.845	10.827	5.264	0.3482	0.3482	
0.4	88.659	15.794	90.055	10.101	5.353	0.3492	0.3494	
0.463	90.575	15.954	91.969	9.990	5.408	0.3494	0.3495	

Table A.5 Friction angles and earth pressures on a imaginary vertical plane at the end of heel in case of $\beta=20^\circ$ and $\delta=15^\circ$

L/H	P_h	P_v	P_a	δ'	H'	K_a	K_{aC}	K_{aR}
0.0	90.172	24.162	93.352	15.000	5.000	0.4149	0.4150	0.4142
0.1	95.405	30.206	100.07	17.568	5.182	0.4141	0.4141	
0.2	101.25	35.286	107.22	19.213	5.364	0.4141	0.4141	
0.3	107.73	39.161	114.63	19.975	5.546	0.4141	0.4142	
0.333	110.07	40.095	117.15	20.014	5.606	0.4142	0.4142	

Table A.6 Friction angles and earth pressures on a imaginary vertical plane at the end of heel in case of $\beta=20^\circ$ and $\delta=20^\circ$

L/H	P_h	P_v	P_a	δ'	H'	K_a	K_{aC}	K_{aR}
0.0	87.581	31.876	93.202	20.000	5.000	0.4142	0.4142	0.4142
0.1	94.065	34.262	100.11	20.013	5.182	0.4142	0.4142	
0.2	100.76	36.691	107.24	20.007	5.364	0.4141	0.4142	
0.3	107.73	39.234	114.65	20.011	5.546	0.4142	0.4142	
0.333	110.10	40.036	117.15	19.982	5.606	0.4142	0.4142	