

뒷굽이 짧은 캔틸레버 옹벽의 안정성에 관한 연구

A Study on the Stability of Cantilever Retaining Wall with a Short Heel

유 건 선¹ Yoo, Kun-Sun

Abstract

Important parameters for the stability checks of cantilever wall are the active earth pressure and the weight of soil above the heel of the base slab. If the heel length is so long enough that the shear zone bounded by the failure plane is not obstructed by the stem of the wall, the Rankine active condition is assumed to exist along the vertical plane which is located at the edge of the heel of the base slab. Then the Rankine active earth pressure equations may be theoretically used to calculate the lateral pressure on the vertical plane. However, in case of the cantilever wall with a short heel, the application of Rankine theory is not only theoretically incorrect but also makes the lateral earth pressure larger than the actual pressure and results in uneconomical design. In this study, for the cantilever wall with a short heel the limit analysis method is used to investigate the mechanism of development of the active earth pressure and then the magnitude and location of the resultants of the pressure and the weight of the soil above the heel are determined. The calculated results are compared with the existing methods for the stability check. In case of the cantilever wall with a short heel, the results by the Mohr circle method and Teng's method show max. 3.7% and 32% larger than those of the limit analysis method respectively.

요 지

캔틸레버 옹벽의 안정성 평가에서 중요한 변수는 옹벽에 작용하는 주동토압과 옹벽과 함께 움직이는 뒷굽 상부의 뒤채움토사의 무게이다. 캔틸레버 옹벽의 뒷굽 길이가 충분히 길면, 뒷굽 끝단에서의 연직면에 Rankine 토압이 작용한다고 가정하여 옹벽의 안정성을 평가해도 이론적으로 문제가 되지 않는다. 그러나 뒷굽이 짧은 캔틸레버 옹벽에 대하여 이와 같은 방법을 적용하는 것은 이론적으로 옳지 않으며, 주동토압을 실제보다 크게 산정하므로써 비경제적인 설계를 초래한다. 본 연구에서는 한계해석방법을 사용하여 캔틸레버 옹벽에 토압이 작용하는 메카니즘을 조사하고 이를 토대로 주동토압의 크기 및 합력의 위치, 뒤채움토사의 무게를 산정하였으며, 산정결과를 기존의 방법과 비교하였다. 뒷굽길이가 짧을 경우, 옹벽에 대한 안정성은 한계해석방법에 비해 기존의 Mohr원 방법은 최대 3.7%, Teng 방법은 최대 32% 크게 산정되었다.

Keywords : Cantilver retaining wall, Heel length, Ground slope, Wall friction, Coulomb theory, Limit Analysis method

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)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2019년 4월 30일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

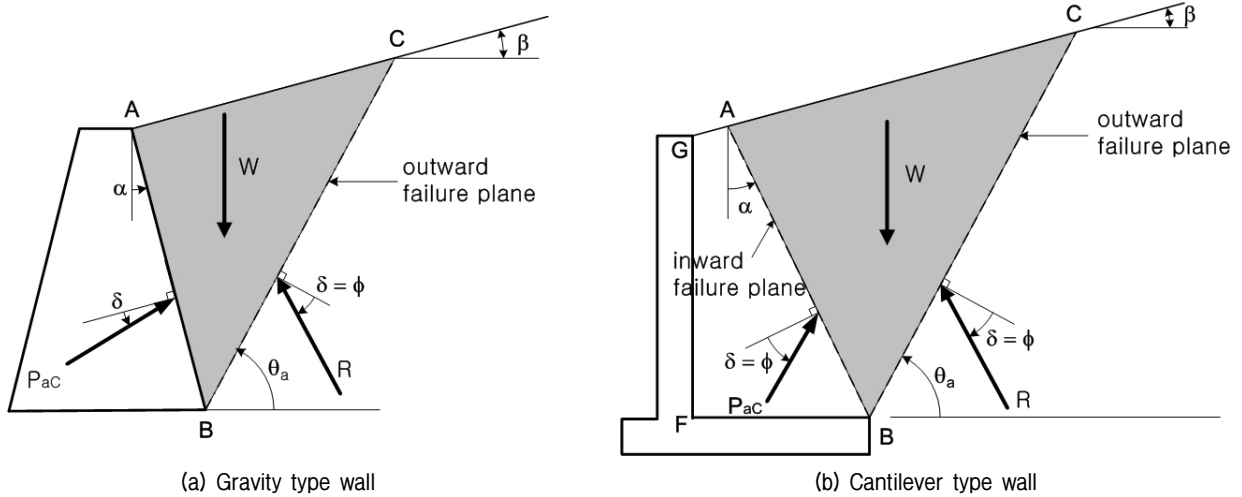


Fig. 1. Application of Coulomb theory for retaining wall

1. 서론

옹벽 벽체의 배후에 충분한 뒷채움공간이 확보되지 않은 경우와 항만공사에서 뒷굽이 있는 케이슨안벽의 경우 등, 옹벽의 높이에 비해 뒷굽의 길이가 상대적으로 짧게 시공될 때, 편의상 뒷굽 끝단에서의 연직면에 Rankine 토압을 적용하므로서 비경제적인 설계 및 시공이 이루어지는 경우가 있다. 옹벽에 작용하는 주동토압은 옹벽 변위에 의해 뒷채움 토사 내부에서 발생하는 활동면들 중에서 에너지가 가장 작게 소모되는 활동면을 따라 중력에 의해 흠뻐기가 이동하면서 옹벽에 힘을 가함으로써 발생한다. Coulomb(1776)은 중력식 옹벽에 작용하는 주동토압을 한계평형상태의 흠뻐기의 안정성을 분석함으로써 구하였다. 일반적으로 옹벽의 형식이 중력식이든 캔틸레버식이든 관계없이 옹벽에 작용하는 주동토압의 산정은 Coulomb 토압이론을 따른다. 중력식 옹벽의 경우, Fig. 1(a)와 같이 흠뻐기는 옹벽 벽면(AB)을 따라 이동할 수 밖에 없으므로 흠뻐기 형상은 중력식 옹벽의 형상에 따라 결정된다. 즉, 옹벽의 벽면이 흠뻐기의 내측 활동파괴면과 일치하므로, 내측파괴면에 작용하는 수직력과 전단력(벽면마찰각, δ 의 함수)의 합력이 옹벽 벽면에 작용하는 주동토압(P_{ac})이다.

반면에 벽체의 높이가 “H”인 캔틸레버식 옹벽의 경우 뒷굽의 길이(L_h)가 충분히 길면, 즉 L_h/H 가 식 (1)의 값보다 크면 Fig. 1(b)와 같이 옹벽 배후에서 발생하는 흠뻐기(ABC)는 옹벽 뒷굽의 끝단에서 시작되는 내측파괴면과 외측파괴면을 따라 자유롭게 활동한다.

$$L_h/H = \tan \left\{ 45^\circ - \frac{\phi}{2} + \frac{1}{2} \left[\beta - \sin^{-1} \left(\frac{\sin \beta}{\sin \phi} \right) \right] \right\} \quad (1)$$

이때 내측파괴면은 지표면과 만나게 되며 그 경사(Fig. 1(b)에서 α)는 벽체의 형상과 무관하며 오로지 뒷채움 토사의 내부마찰각(ϕ)과 지표면 경사(β)에 의존하며, 내측파괴면 아래에 놓인 뒷채움 토사(ABFG)는 옹벽과 같이 움직인다. 이 경우 주동토압(P_{ac})은 뒷굽 상부의 뒷채움 토사 내부에서 발생하는 내측파괴면(AB)에 작용하는 수직력과 전단력(흠의 내부마찰각, ϕ 의 함수)의 합력이다. 한편 흠뻐기 ∇ABC 는 Rankine의 소성상태에 있으므로 옹벽 뒷굽 끝단에서의 연직면(Fig. 2에서 \overline{BD})에 작용하는 주동토압(P_{aR})을 Rankine 토압이론을 사용하여 간편하게 산정하여도 이론적으로 문제가 없다. 이때 주동토압의 경사는 지표면경사, β 와 같으며,

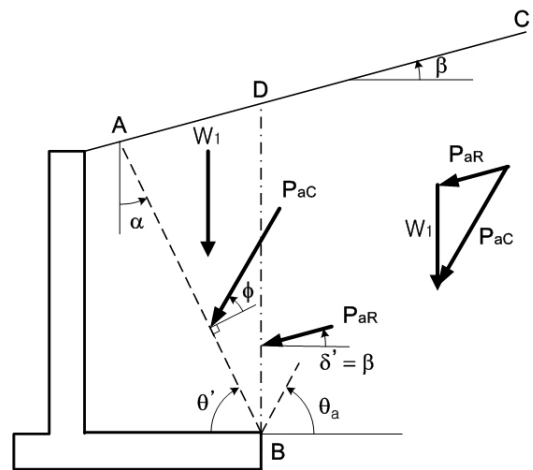


Fig. 2. Application of Rankine theory

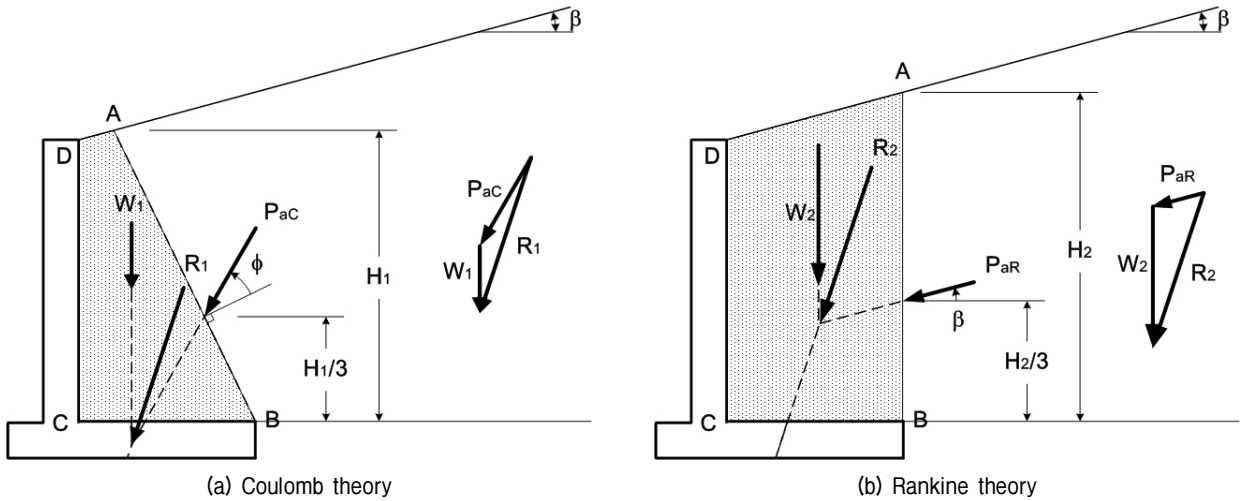


Fig. 3. Resultant acting to retaining wall structure

Coulomb 토압이론을 사용하든 Rankine 토압이론을 사용하든 옹벽 구조물에 작용하는 합력은 Fig. 3과 같이 동일하다($\vec{R}_1 = \vec{R}_2$).

그러나 뒷굽이 짧은 캔틸레버 옹벽에 작용하는 주동 토압을 산정하는 방법은 옹벽의 배후에 생성되는 흠췌기의 파괴면 경사를 어떻게 가정하느냐에 달려있다. 뒷굽 길이가 충분히 길지 않으면, Fig. 1(b)의 내측파괴면 (\overline{AB})이 Fig. 4와 같이 옹벽의 벽체와 만나게 됨에 따라 \overline{AE} 구간의 벽면마찰력으로 인하여 흠췌기 내부에는 Rankine의 소성상태가 온전히 발현되지 않는다. 이러한 경우 옹벽의 뒷굽 끝단에서의 연직면에 대하여 Rankine 토압이론을 사용하여 주동토압을 산정하는 것은 이론적으로 옳지 않으며 과다하게 토압을 산정하게 된다.

유건선(2017)은 이 벽면마찰력이 연직면, \overline{BD} 에 미친 영향으로 인하여 \overline{BD} 에 작용하는 주동토압의 경사각

이 지표면 경사각(β)과 다름을 밝혔다. 따라서 흠췌기 (\overline{AEBC}) 내부는 Rankine의 소성상태에 있지 않으므로 연직면, \overline{BD} 에 작용하는 주동토압을 Rankine 토압이론을 사용하여 구할 수 없다. 따라서 뒷굽 길이가 충분히 길지 않은 캔틸레버 옹벽에 작용하는 주동토압은 Coulomb 토압이론으로 구할 수 밖에 없다. 본 연구에서는 한계해석방법을 사용하여 캔틸레버 옹벽에 토압이 작용하는 메카니즘을 조사하여 이를 토대로 주동토압의 크기 및 합력의 위치, 뒤채움토사의 무게를 구하고, 뒷굽 길이에 따른 옹벽의 활동과 전도에 대한 안전율을 각각 산정하였다. 산정결과를 동일한 조건에 대하여 기존의 다른 방법의 산정결과 비교하였다.

2. 활동 파괴면의 경사

뒷굽이 짧은 캔틸레버 옹벽에 작용하는 주동토압을 산정하는데 중요한 것은 활동하는 흠췌기의 내측파괴면 경사각을 가정하는 것이다. 본 연구에서는 지표면 경사와 벽면마찰각에 따라 변하는 내측파괴면의 경사각을 다음의 세가지 방법을 사용하여 구하고 그 값을 비교하였다.

2.1 한계 해석 방법(limit analysis method)

한계해석방법에서는 한계평형방법(limit equilibrium method)에서 고려하지 않은 변형에 대한 적합조건을 고려한다(Chen, 1975). 본 연구에서는 활동파괴시 최소한의 에너지로 파괴에 이르도록 임의의 활동면들의 방향성을

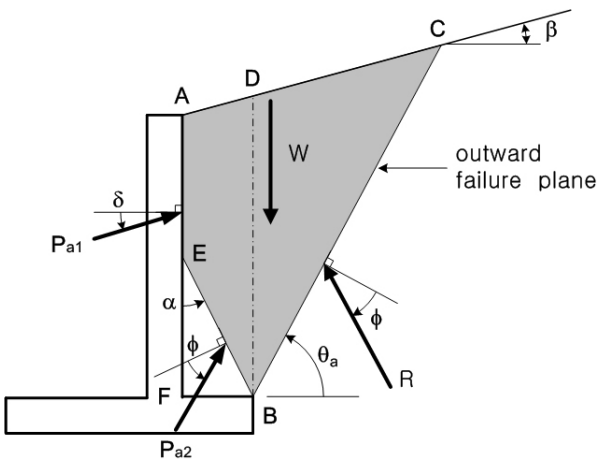


Fig. 4. Truncated soil wedge due to short heel length

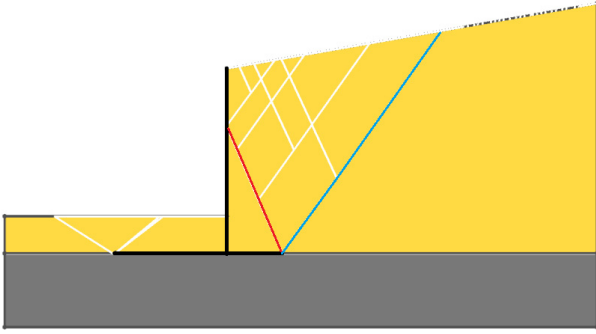


Fig. 5. Estimation of Failure plane by limit analysis method

효율적으로 선택함으로써 파괴토체를 여러 개로 나누어 극한하중을 결정하는 한계해석법 프로그램인 LimitState: GEO(Smith, C.C. and Gilbert, M.(2007, 2010))를 사용하여 활동파괴면의 경사각을 구하였다. 해석결과의 한 예를 Fig. 5에 나타내었다. 해석결과에서 파괴면은 여러 개의 활동면들로 구성되어 나타나므로, 내측 파괴면의 경사각, θ' 은 파괴면이 벽체와 만나는 점과 뒷굽의 끝단을 연결한 직선의 경사각으로 가정하였다.

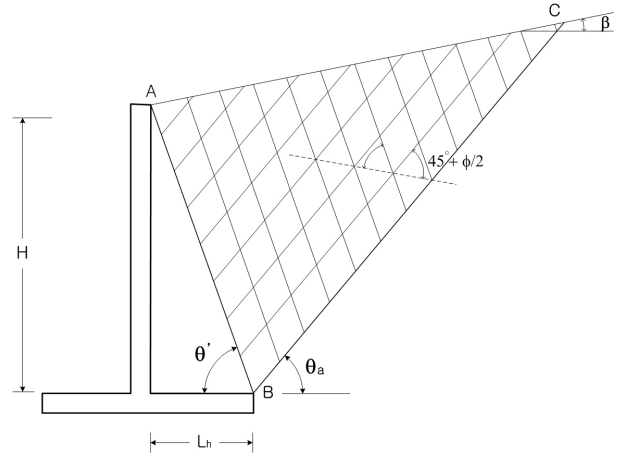
2.2 Mohr원 방법

일반적으로 사용되고 있는 방법으로서 Fig. 4에 나타난 바와 같이 내측파괴면이 벽체에 의해 차단되는 경우의 파괴면의 경사각이 Fig. 6(a)와 같이 Rankine의 소성 상태를 보이는 흙재의 활동면의 경사각과 같다고 가정한다. 따라서 파괴면의 경사각을 Fig. 6(b)와 같이 Mohr 원에서 작도하여 구한다. Fig. 6(a)와 (b)에 나타난 바와 같이, 내외측 파괴면의 경사각, θ' 와 θ_a 는 최대 주응력면(\overline{HF})과 각각 $45^\circ + \phi/2$ 의 각도를 이룬다. 지표면이 경사짐에 따라 최대주응력면이 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 (2)와 식 (3)과 같다.

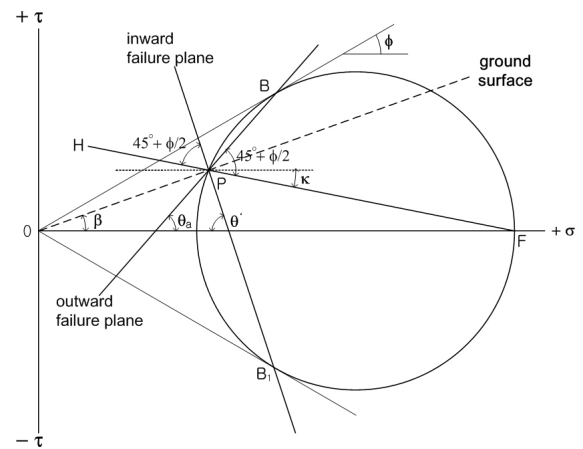
$$\theta' = 45^\circ + \frac{\phi}{2} + \kappa = 45^\circ + \frac{\phi}{2} + \frac{1}{2}(\lambda - \beta) \quad (2)$$

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

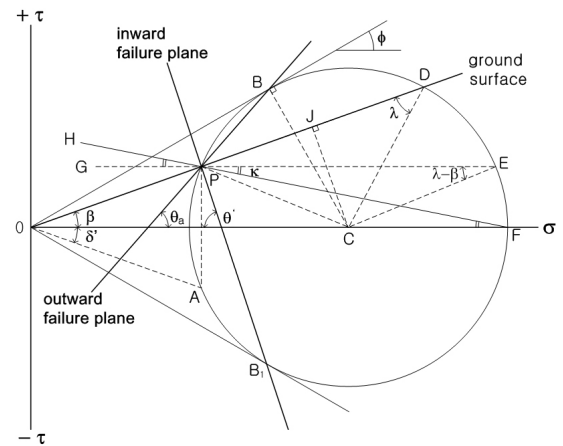
여기서, κ 와 λ 는 Fig. 6(c)에 도시한 바와 같이 구할 수 있다. $\triangle CDP$, $\triangle CEP$, $\triangle CFP$ 는 이등변삼각형이므로,



(a) Rankine's plastic zone



(b) Slip planes on Mohr circle



(c) Derivation of κ

Fig. 6. Slope angles of failure plane

$\angle EPF = \angle PFC = \kappa$, $\angle EPC = 2\kappa = \angle PEC = \lambda - \beta$ 이다. 따라서 $\kappa = (\lambda - \beta)/2$ 이다. 한편 $\triangle CDP$ 에서 $\sin \lambda = \frac{CJ}{CD} = \frac{CJ}{CB} = \frac{\overline{OC}^* \sin \beta}{\overline{OC}^* \sin \phi} = \frac{\sin \beta}{\sin \phi}$ 이므로 $\lambda = \sin^{-1}(\sin \beta / \sin \phi)$ 이다.

2.3 Teng 방법

Teng(1962)은 캔틸레버 옹벽이 옹벽높이에 비해 바닥판의 길이가 적절하다면 Fig. 7에 나타난 바와 같이 흠뻑기는 옹벽 벽체 상단과 뒷굽 끝단을 연결한 평면을 따라 활동한다고 단순하게 가정하였다. 따라서, 내측 파괴면 경사각, α 또는 θ' 는 식 (4)와 같다. 이 방법의 문제는 “적절한 뒷굽 길이”의 정의가 모호하다는 점이다.

$$\alpha = \tan^{-1}\left(\frac{L_h}{H}\right), \quad \theta' = 90^\circ - \alpha \quad (4)$$

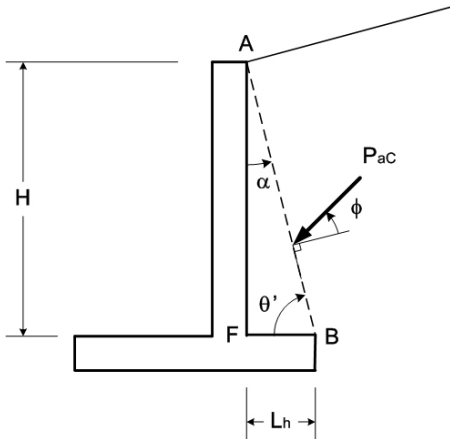


Fig. 7. Teng's method (Teng, 1962)

2.4 내측 활동파괴면의 경사각 산정

본 연구에서는 캔틸레버 옹벽에 시공되는 뒤채움토사의 내부마찰각, $\phi = 30^\circ$, 단위중량, $\gamma = 18kN/m^3$, 벽면

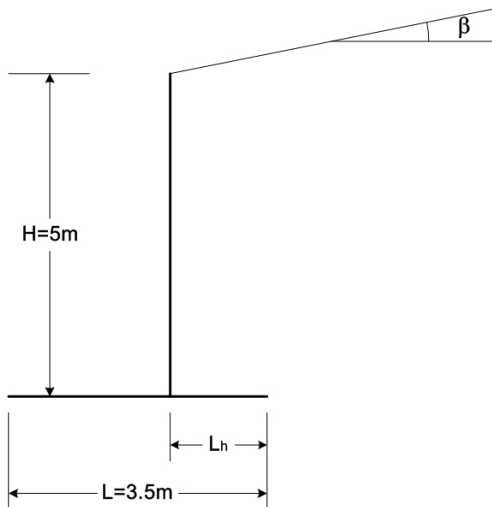


Fig. 8. Modelling of cantilever wall for estimation of slope angle of failure plane

마찰각, $\delta = \frac{\phi}{2} = 15^\circ$, $\frac{2}{3}\phi = 20^\circ$, 지표면 경사각, $\beta = 0^\circ$, 10° , 20° 로 가정하였다. 또한 Fig. 8에 나타난 바와 같이 옹벽 바닥판 두께가 파괴면의 경사와 옹벽의 안정성에 미치는 영향을 최소화하기 위하여 옹벽의 벽체와 바닥판을 두께 1mm의 강체로 모델링하였으며, 옹벽 높이(H)와 바닥판의 길이(L)를 각각 5m와 3.5m로 가정하였다. 그리고 짧은 뒷굽을 갖는 옹벽을 모델링하기 위하여 옹벽 벽체를 옹벽 바닥판 맨 끝단으로부터 앞으로 0.5m 씩 이동하여 설치하였다. 이로써 뒷굽 길이(L_h)가 옹벽 높이(H)의 10%, 20%, 30%, 등이 되도록, 즉 $L_h/H = 0.1, 0.2, 0.3$ 등의 값에 대하여 내측파괴면 경사각을 산정하였으며, 산정방법에 따라 얻은 결과를 요약하여 Table 1, 2, 3과 Fig. 9에 각각 나타내었다.

Fig. 9에 의하면, 한계해석방법에서는 벽면마찰력이 고려된 실제에 가까운 파괴면 경사각을 나타내었다. 따라서 이 방법을 정밀해로 가정하여 다른 두 방법의 결과를 비교하는데 사용하였다. 한계해석방법으로 구한 파괴면 경사각은 Mohr원 방법으로 구한 경사각보다 크게

Table 1. Slope angles of failure plane ($\beta = 0^\circ$)

L_h/H	Teng's method	Limit analysis method		Mohr circle method
		$\delta = 15^\circ$	$\delta = 20^\circ$	
0.1	84.29	67.08	68.74	60.00
0.2	78.69	65.59	67.47	60.00
0.3	73.30	64.69	66.11	60.00
0.4	68.20	63.31	63.91	60.00
0.5	63.43	61.31	62.14	60.00
0.577	60.02	59.99	59.99	60.00

Table 2. Slope angles of failure plane ($\beta = 10^\circ$)

L_h/H	Teng's method	Limit Analysis Method		Mohr circle method
		$\delta = 15^\circ$	$\delta = 20^\circ$	
0.1	84.29	67.49	70.07	65.16
0.2	78.69	67.00	69.28	65.16
0.3	73.30	66.49	67.49	65.16
0.4	68.20	65.68	66.22	65.16
0.463	65.16	65.16	65.16	65.16

Table 3. Slope angles of failure plane ($\beta = 20^\circ$)

L_h/H	Teng's method	Limit Analysis Method		Mohr circle method
		$\delta = 15^\circ$	$\delta = 20^\circ$	
0.1	84.29	69.10	71.42	71.58
0.2	78.69	69.52	71.42	71.58
0.3	73.30	70.71	71.65	71.58
0.333	71.58	71.58	71.58	71.58

나타났다. 이러한 결과는 Terzaghi(1943)가 Fig. 10에서 나타낸 바와 같이 벽체 근처에서 발생하는 활동면(\overline{EF})은 벽면마찰력으로 인하여 회전하면서 Rankine의 소성 영역에 있는 활동면(\overline{AD})의 경사보다 급해진다고 설명한 내용과 같다. 그러나 벽면마찰각이 지표면 경사각보다 작은 경우(Fig. 9(c)의 $\delta=15^\circ$), 내측파괴면 경사각이 Mohr원 방법으로 구한 경사각보다 작게 나타났다.

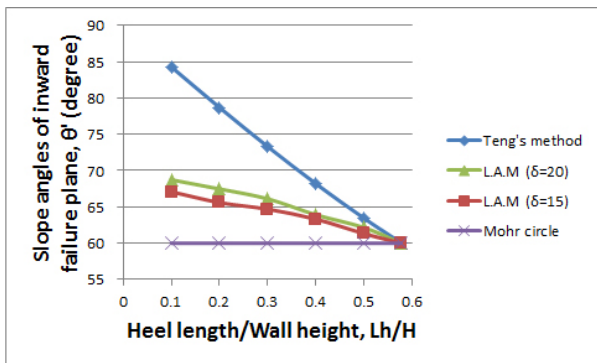
Teng 방법의 경사각은 당연히 옹벽의 형상에 의해 결정되므로 실제 경사각보다 훨씬 크다. 반면, Mohr원 방법으로 산정한 경사각은 벽면마찰력을 고려하지 못해 벽면마찰각이 지표면경사각보다 작지 않는 한 실제 경

사각보다 작게 나타났다. Fig. 9에 의하면 뒷굽 길이(옹벽 높이(H))에 대한 뒷굽 길이(L_h)의 비(L_h/H)가 식 (5)에 이를 정도로 뒷굽 길이가 충분히 길면, 즉 한계비 (L_h/H)_{critical}에 이르면, 어느 방법을 사용하든지 내측파괴면 경사각(θ')은 모두 동일하게 산정됨을 알 수 있다.

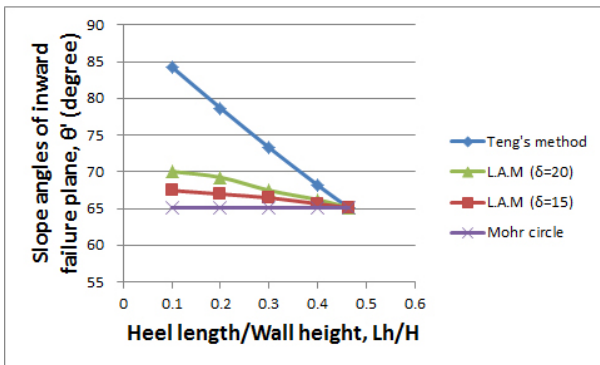
$$(L_h/H)_{critical} = \tan(\alpha) = \tan(90^\circ - \theta')$$

$$= \tan\left\{45^\circ - \frac{\phi}{2} + \frac{1}{2}\left[\beta - \sin^{-1}\left(\frac{\sin\beta}{\sin\phi}\right)\right]\right\} \quad (5)$$

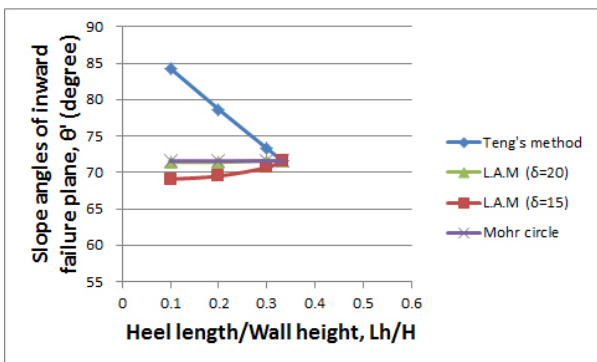
$$L_{h,critical} = H^* \tan\left\{45^\circ - \frac{\phi}{2} + \frac{1}{2}\left[\beta - \sin^{-1}\left(\frac{\sin\beta}{\sin\phi}\right)\right]\right\} \quad (6)$$



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



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



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

Fig. 9. Slope angles, θ' of inward failure plane

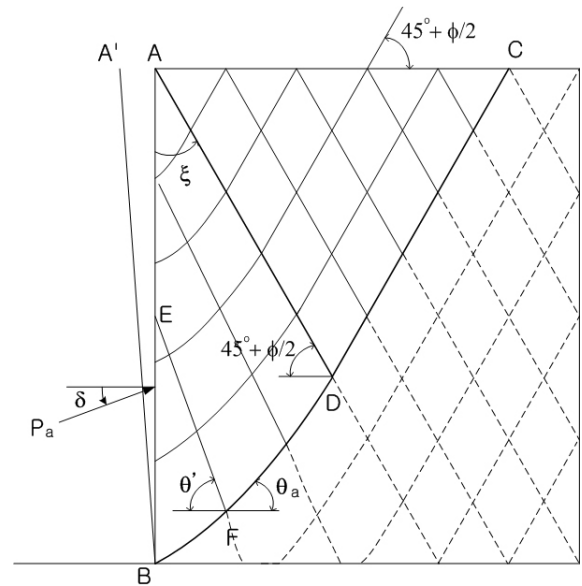


Fig. 10. Slope change of slip planes along the wall due to wall friction (Terzaghi, 1943)

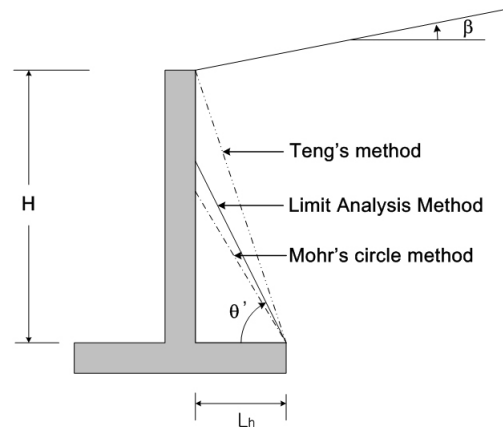


Fig. 11. Comparison of slope angle of inward failure plane estimated by different method

식 (5)에서 알 수 있듯이, 한계비는 뒤채움 토사의 내부마찰각(ϕ)과 지표면 경사각(β)의 함수로서, 본 연구에서 내부마찰각, $\phi = 30^\circ$ 인 뒤채움 지반의 한계비는 지표면 경사, $\beta = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ 에 따라 각각 0.577, 0.463, 0.333 으로 산정된다. 각 방법에 따른 흙썰기의 내측파괴면 경사각의 일반적인 경향을 Fig. 11에 나타내었다.

3. 캔틸레버 옹벽의 안정성 산정

캔틸레버 옹벽의 안정성 산정을 위하여 가정한 파괴면과 토압의 분포는 Fig. 12와 같다. Fig. 12(a)에는 옹벽 벽체(AB)와 내측 파괴면(BC)에 작용하는 토압의 분포를 나타내었다. Fig. 12(b)에는 안정성을 평가할 때 모멘트를 계산하기 위하여 각 토압을 수평분력과 연직분력으로 각각 나누었고, 그 위치를 활동파괴면상에 각각 표시하였다. 기초지반과 옹벽 바닥판 사이의 마찰각은 30° 로 가정하였다.

이때 내측파괴면의 경사각(θ')은 옹벽에 작용하는 주동토압(P_{aC})의 크기 및 작용 위치에 직접적인 영향을 미칠 뿐만 아니라, 옹벽 구조물의 일부로 포함되어 옹벽과 같이 움직이는 내측파괴면의 하부 뒤채움 토사의 자중(W)의 크기에 영향을 미친다. 옹벽의 벽체(Fig. 12에서 \overline{AB} 구간)와 활동파괴면(\overline{BC} 구간)에 작용하는 주동토압을 산정하기 위하여 사용한 Coulomb의 주동토압계수(K_{aC})는 식(7, Terzaghi, 1943)과 같다. 옹벽의 안정성

을 평가하기 위하여 Fig. 12(b)의 각 토압의 수평분력(P_{ah})들을 식 (10)의 수평토압계수(K_{ah})를 사용하여 구하였으며, 각 토압의 연직분력(P_{av})들은 식 (11)을 사용하여 구하였다. 상기 식들에서 θ' 와 δ 의 값은, 벽체의 경우 $\theta' = 90^\circ$ 이며, 내측 파괴면의 경우 $\delta = \phi$ 이다.

본 연구에서는 뒤채움 토사의 내부마찰각, $\phi = 30^\circ$, 지표면 경사, $\beta = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ 이며, 벽면마찰각, $\delta = 15^\circ, 20^\circ$ 에 대하여, 뒷굽의 길이에 따라 변하는 주동토압과 옹벽과 같이 거동하는 토사의 자중을 각각 산정하여, 옹벽 구조물의 활동과 전도에 대한 안전율을 각각 산정하였으며 산정결과를 부록에 수록하였다. 이 중에서 활동과 전도에 대한 안전율의 산정결과를 비교하기 위하여 Teng 방법과 Mohr원 방법에 대한 산정결과를 정밀해인 한계해석법의 산정결과로 표준화하였다. 표준화 결과를 상대적인 뒷굽길이(L_h/H)에 따라 정리하여 Table 4~9 와 Fig. 13~18에 각각 나타내었다.

주동토압계수, K_{aC} ;

$$K_{aC} = \frac{\sin^2(\theta' + \phi)}{\sin^2\theta' \sin(\theta' - \delta) \left[1 + \sqrt{\frac{\sin(\phi + \delta) \sin(\phi - \beta)}{\sin(\theta' - \delta) \sin(\theta' + \beta)}} \right]^2} \quad (7)$$

수평토압계수, K_{ah} ;

$$K_{ah} = K_{aC} * \cos(90 - \theta' + \delta) = K_{aC} * \sin(\theta' - \delta) \quad (8)$$

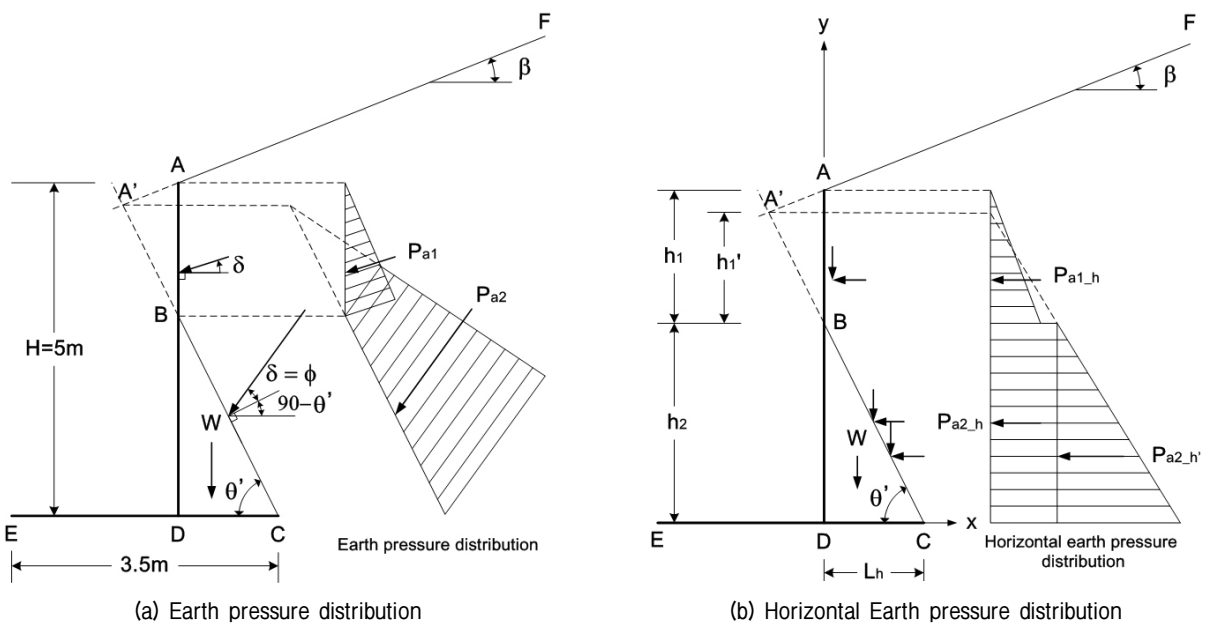


Fig. 12. Calculation model for a stability of cantilever retaining wall

$$K_{ah} = \frac{\sin^2(\theta' + \phi)}{\sin^2\theta' \left[1 + \sqrt{\frac{\sin(\phi + \delta) \sin(\phi - \beta)}{\sin(\theta' - \delta) \sin(\theta' + \beta)}} \right]^2} \quad (9)$$

$$\therefore K_{ah} = \left[\frac{\sin(\theta' + \phi)}{\sin\theta' \left[1 + \sqrt{\frac{\sin(\phi + \delta) \sin(\phi - \beta)}{\sin(\theta' - \delta) \sin(\theta' + \beta)}} \right]} \right]^2 \quad (10)$$

Table 4. Normalized factor of safety (Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 0^\circ, \delta = 15^\circ$)

L_h/H	Mohr circle		Teng	
	Sliding	Over-turning	Sliding	Over-turning
0.1	102.0	101.8	132.0	130.6
0.2	101.7	102.0	114.6	112.6
0.3	101.1	101.9	106.7	105.5
0.4	100.5	101.1	102.5	102.0
0.5	100.1	100.3	100.5	100.4
0.577	100.0	100.0	100.0	100.0

Table 5. Normalized factor of safety (Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 0^\circ, \delta = 20^\circ$)

L_h/H	Mohr circle		Teng	
	Sliding	Over-turning	Sliding	Over-turning
0.1	103.5	103.2	122.6	120.3
0.2	103.0	103.7	111.6	109.1
0.3	101.8	103.2	105.6	104.3
0.4	100.8	101.8	102.2	101.6
0.5	100.1	100.4	100.4	100.3
0.577	100.0	100.0	100.0	100.0

Table 6. Normalized factor of safety (Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 10^\circ, \delta = 15^\circ$)

L_h/H	Mohr circle		Teng	
	Sliding	Over-turning	Sliding	Over-turning
0.1	100.3	100.3	127.2	125.9
0.2	100.2	100.4	109.9	107.8
0.3	100.1	100.4	103.1	101.5
0.4	100.0	100.2	100.4	99.8
0.463	100.0	100.0	100.0	100.0

$$P_{av} = P_{ah} * \tan(90 - \theta' + \delta) \quad (11)$$

Table 7. Normalized factor of safety (Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 10^\circ, \delta = 20^\circ$)

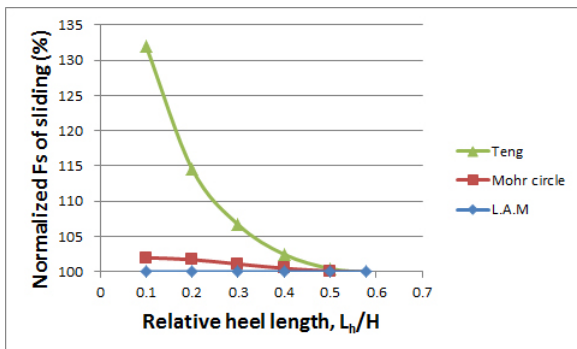
L_h/H	Mohr circle		Teng	
	Sliding	Over-turning	Sliding	Over-turning
0.1	101.1	101.2	118.5	116.6
0.2	100.8	101.5	107.5	105.1
0.3	100.4	101.1	102.5	100.9
0.4	100.1	100.4	100.3	99.8
0.463	100.0	100.0	100.0	100.0

Table 8. Normalized factor of safety (Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 20^\circ, \delta = 15^\circ$)

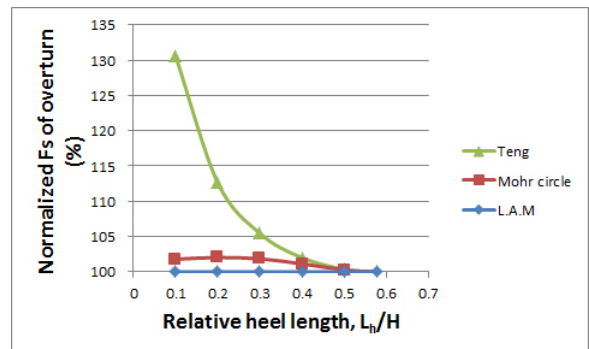
L_h/H	Mohr circle		Teng	
	Sliding	Over-turning	Sliding	Over-turning
0.1	100.4	100.3	121.1	119.7
0.2	100.3	99.8	104.8	102.6
0.3	100.0	99.7	100.3	99.3
0.333	100.0	100.0	100.0	100.0

Table 9. Normalized factor of safety (Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 20^\circ, \delta = 20^\circ$)

L_h/H	Mohr circle		Teng	
	Sliding	Over-turning	Sliding	Over-turning
0.1	100.0	100.0	113.4	111.6
0.2	100.0	100.0	103.1	100.9
0.3	100.0	100.0	100.2	99.5
0.333	100.0	100.0	100.0	100.0

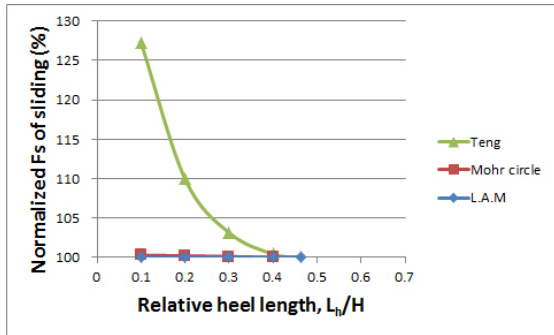


(a) Safety factor for sliding

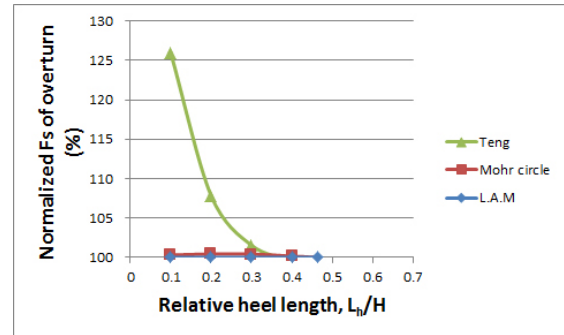


(b) Safety factor for overturning

Fig. 13. Normalized analysis results for $\beta = 0^\circ$ and $\delta = 15^\circ$

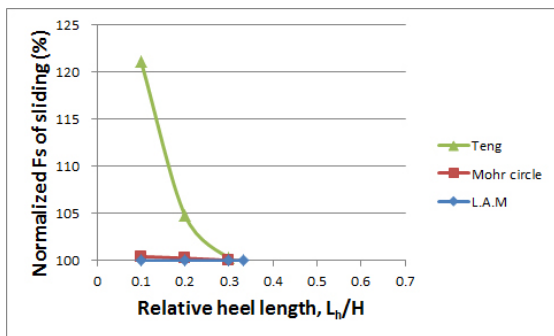


(a) Safety factor for sliding

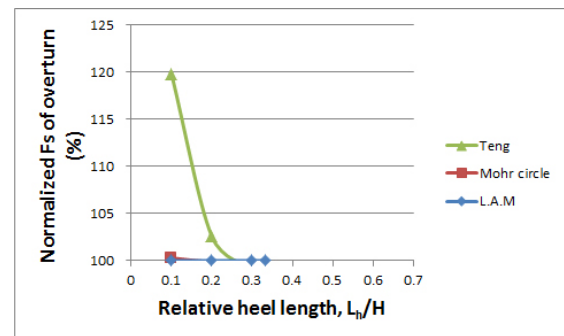


(b) Safety factor for overturning

Fig. 14. Normalized analysis results for $\beta = 10^\circ$ and $\delta = 15^\circ$

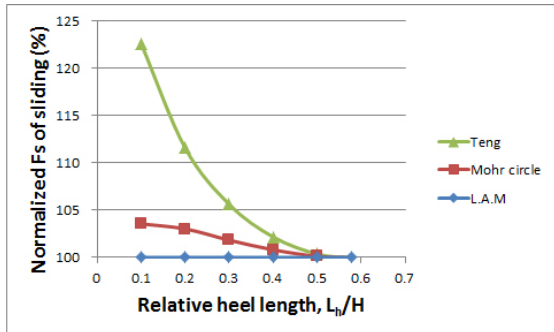


(a) Safety factor for sliding

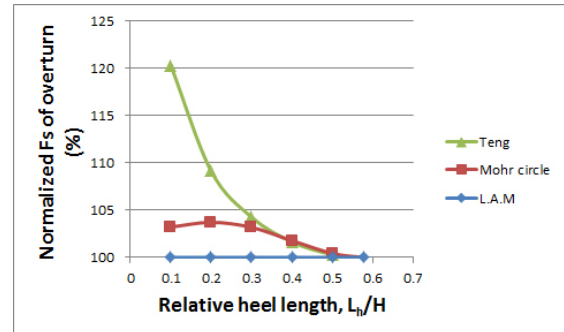


(b) Safety factor for overturning

Fig. 15. Normalized analysis results for $\beta = 20^\circ$ and $\delta = 15^\circ$

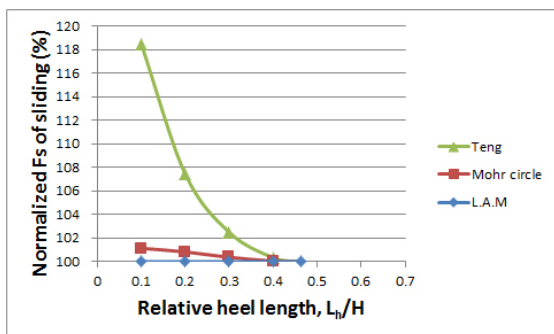


(a) Safety factor for sliding

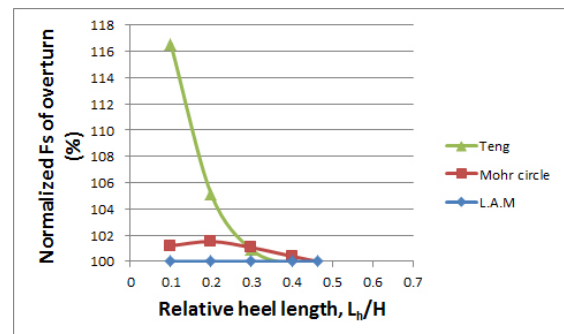


(b) Safety factor for overturning

Fig. 16. Normalized analysis results for $\beta = 0^\circ$ and $\delta = 20^\circ$

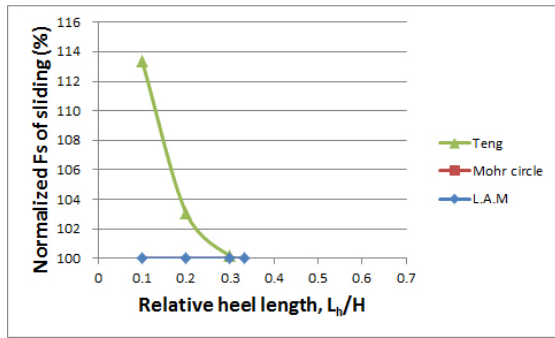


(a) Safety factor for sliding

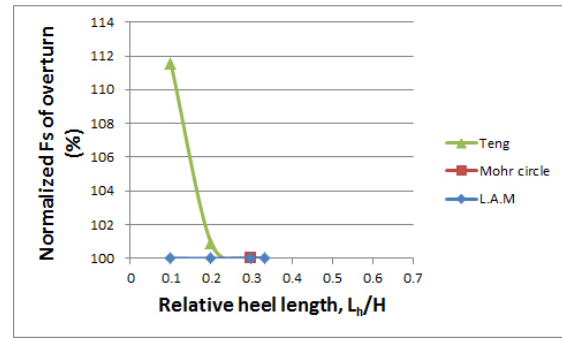


(b) Safety factor for overturning

Fig. 17. Normalized analysis results for $\beta = 10^\circ$ and $\delta = 20^\circ$



(a) Safety factor for sliding



(b) Safety factor for overturning

Fig. 18. Normalized analysis results for $\beta = 20^\circ$ and $\delta = 20^\circ$

옹벽산정결과 중에서 한계해석법을 정밀해로 가정하여 나머지 두 방법의 신뢰도를 평가하였다. 일반적으로 지표면 경사각이 클수록, 벽면마찰각이 클수록, 뒷굽 길이가 길수록 두 방법에 의한 산정 오차는 감소하였다. 정밀해에 비해 Mohr원 방법은 최대 3.7% 정도의 오차를 나타낸 반면에, Teng 방법은 최대 32%의 오차를 보였다. 따라서 캔틸레버 옹벽의 안정성 평가를 위한 산정 방법을 선택할 때 오차한계를 5%로 가정할 경우, Mohr원 방법은 뒷굽 길이에 상관없이 그대로 사용할 수 있다. 그러나 Teng 방법은 뒷굽 길이가 다음 경우보다 짧을 경우 사용해선 안된다. 지표면 경사각 $\beta = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ 일 경우, 뒷굽 길이, $L_h = 0.4H, 0.3H, 0.2H$ 보다 각각 길어야 Teng 방법을 사용할 수 있다.

4. 결론

내부마찰각이 30° 인 토사로 뒤채움할 경우, 지표면 경사각이 $0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ 이며, 벽면마찰각이 $15^\circ, 20^\circ$ 인 조건에서 뒷굽 길이에 따른 캔틸레버 옹벽의 활동과 전도에 대한 안정성을 한계해석방법, Mohr원방법, Teng 방법으로 산정하고 결과를 분석하여 다음의 결론을 얻었다.

- (1) 일반적으로 지표면 경사각이 클수록, 벽면마찰각이 클수록, 뒷굽 길이가 길수록 두 방법에 의한 산정 오차는 감소하였다.
- (2) 정밀해에 비해 Mohr원 방법은 최대 3.7% 정도의 오차를 나타낸 반면에, Teng 방법은 최대 32%의 오차를 보였다.

를 보였다.

- (3) 오차한계를 5%로 가정할 경우, Mohr원 방법은 뒷굽 길이에 상관없이 그대로 사용할 수 있다.
- (4) Teng 방법은 지표면 경사각(β)에 따라 뒷굽 길이 (L_h)가 다음 경우보다 짧을 경우 사용해선 안된다. 즉, $\beta = 0^\circ$ 일 경우, $L_h = 0.4H$; $\beta = 10^\circ$ 일 경우, $L_h = 0.3H$; $\beta = 20^\circ$ 일 경우, $L_h = 0.2H$.

참고문헌 (References)

1. Yoo, K. S. (2017), "Analysis of Influencing Factors for Calculation of the Coulomb Earth Pressure for Cantilever Retaining Wall with a Short Heel", *Journal of the Korean Geotechnical Society*, Vol.33, No.11, pp.59-72.
2. Chen, W. F. (1975), "Limit analysis and soil plasticity", *Developments in Geotechnical engineering*, vol. 7. Elsevier Scientific Publishing Company, Amsterdam, pp.341-351.
3. Coulomb, C. A. (1976), "Essai sur une Application des Règles des Maximis et Minimis à quelques Problèmes de Statique Relatifs à l'Architecture", *Mém. acad. roy. prés. divers savants*, Vol.7, Paris.
4. Smith, C. C. and Gilbert, M. (2007), "Application of discontinuity layout optimization to plane plasticity problems", *Proc. Royal Society A*, Volume 463, Number 2086, pp.2461-2484.
5. 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.
6. Teng, W. C. (1962), "Foundation design", Prentice-Hall, Inc. pp. 316-317.
7. Terzaghi, K. (1943), "Theoretical Soil Mechanics", JohnWiley & Sons, Inc. pp.26-99.

Received : August 9th, 2018
 Revised : October 12th, 2018
 Accepted : October 15th, 2018

부록 A. 한계해석법에 의한 산정결과

Table A.1 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 0^\circ, \delta = 15^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	68.91	50.88	5.32	0.471	1.621
0.2	71.44	76.68	19.83	0.780	2.492
0.3	73.20	95.45	42.82	1.091	3.168
0.4	74.30	109.64	71.61	1.408	3.684
0.5	74.88	122.43	102.79	1.737	4.066
0.577	75.00	129.96	129.96	2.001	4.275

Table A.3 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 10^\circ, \delta = 15^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	78.50	57.87	5.43	0.466	1.605
0.2	82.14	86.92	21.20	0.760	2.444
0.3	85.54	107.86	46.55	1.042	3.063
0.4	88.71	122.44	79.66	1.315	3.490
0.463	90.61	128.63	104.16	1.483	3.674

Table A.5 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 20^\circ, \delta = 15^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	95.44	70.14	5.89	0.460	1.591
0.2	101.29	104.41	24.10	0.732	2.375
0.3	107.78	123.62	57.86	0.972	2.871
0.333	110.09	124.09	74.93	1.044	2.968

부록 B. Mohr원 방법에 의한 산정결과

Table B.1 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 0^\circ, \delta = 15^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	68.51	53.10	3.90	0.480	1.650
0.2	70.95	81.91	15.59	0.793	2.543
0.3	72.81	103.98	35.07	1.103	3.227
0.4	74.10	119.30	62.35	1.415	3.726
0.5	74.83	127.89	97.43	1.738	4.078
0.577	75.00	129.90	129.90	2.000	4.275

Table A.2 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 0^\circ, \delta = 20^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	67.41	53.40	5.78	0.507	1.759
0.2	70.66	76.33	21.70	0.801	2.572
0.3	72.83	93.25	45.72	1.102	3.204
0.4	74.18	107.97	73.52	1.413	3.697
0.5	74.83	118.88	106.42	1.738	4.068
0.577	75.00	129.96	129.96	2.001	4.275

Table A.4 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 10^\circ, \delta = 20^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	77.02	60.47	6.21	0.500	1.734
0.2	81.46	85.89	23.79	0.777	2.507
0.3	85.31	106.07	48.86	1.049	3.083
0.4	88.68	120.47	81.70	1.316	3.488
0.463	90.61	128.63	104.16	1.483	3.674

Table A.6 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 20^\circ, \delta = 15^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	94.07	73.36	6.69	0.491	1.708
0.2	100.79	103.19	26.77	0.744	2.414
0.3	107.74	120.54	61.05	0.973	2.865
0.333	110.09	124.09	74.93	1.044	2.968

Table B.2 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 0^\circ, \delta = 20^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	66.70	56.74	3.90	0.525	1.816
0.2	69.81	84.19	15.59	0.825	2.668
0.3	72.20	105.21	35.07	1.122	3.306
0.4	73.85	119.81	62.35	1.424	3.763
0.5	74.78	127.98	97.43	1.740	4.086
0.577	75.00	129.90	129.90	2.000	4.275

Table B.3 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 10^\circ, \delta = 15^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	78.44	58.57	4.86	0.467	1.609
0.2	82.08	88.82	19.44	0.762	2.454
0.3	85.50	110.75	43.75	1.043	3.076
0.4	88.70	124.34	77.77	1.316	3.495
0.463	90.61	128.63	104.15	1.483	3.674

Table B.5 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 20^\circ, \delta = 15^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	95.35	69.53	6.76	0.462	1.596
0.2	101.21	101.71	27.02	0.734	2.372
0.3	107.77	120.71	60.80	0.972	2.863
0.333	110.09	124.09	74.93	1.044	2.968

Table B.4 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 10^\circ, \delta = 20^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	76.79	62.37	4.86	0.505	1.754
0.2	81.21	90.82	19.44	0.784	2.545
0.3	85.17	111.51	43.75	1.052	3.116
0.4	88.65	124.46	77.77	1.317	3.502
0.463	90.61	128.63	104.15	1.483	3.674

Table B.6 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 20^\circ, \delta = 20^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	94.07	73.30	6.76	0.491	1.707
0.2	100.79	102.94	27.02	0.744	2.413
0.3	107.74	120.78	60.80	0.973	2.866
0.333	110.09	124.09	74.93	1.044	2.968

부록 C. Teng 방법에 의한 산정결과

Table C.1 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 0^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	62.93	45.24	22.50	0.621	2.117
0.2	67.27	59.12	45.00	0.894	2.807
0.3	70.75	75.08	67.50	1.163	3.341
0.4	73.24	93.08	90.00	1.443	3.758
0.5	74.66	113.08	112.50	1.744	4.081
0.577	75.00	129.90	129.90	2.000	4.275

Table C.2 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 10^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	73.31	52.70	22.50	0.592	2.021
0.2	79.22	69.62	45.00	0.835	2.635
0.3	84.35	89.50	67.50	1.075	3.110
0.4	88.52	112.50	90.00	1.321	3.482
0.463	90.61	128.63	104.15	1.483	3.674

Table C.3 Case: $\phi = 30^\circ, \beta = 20^\circ$

L_h/H	Force in kN/m			Factor of Safety	
	P_{ah}	P_{av}	W	Sliding	Over-turning
0.1	91.41	65.71	22.50	0.557	1.905
0.2	99.86	87.76	45.00	0.768	2.436
0.3	107.68	114.27	67.50	0.975	2.850
0.333	110.09	124.09	74.93	1.044	2.968