

암 근처에 설치되는 옹벽의 발생토압에 관한 연구

A Study on Developed Earth Pressures behind Retaining Walls Built Close to Rock Faces

김 흥 태^{*1}
Kim, Hong-Taek

Abstract

To deal with the case of a rigid retaining wall built close to a stable rock face with cohesionless backfill, analytical solution methods proposed by Spangler-Handy and Sokolovskii are modified. The modified solution methods, taking into account different friction angles along the wall and the rock face, can estimate the developed static or dynamic horizontal earth pressures behind vertical retaining walls experiencing various types of outward wall movements. The range of application of each proposed method, which is represented by the ratio of the distance between the wall and the rock face to the height of the wall, is compared with each other and also is examined for different wall friction angles as well as soil friction angles. Further, the result predicted by the modified Spangler-Handy solution method is compared with that from the experimental model test on sand. The comparison shows in general good agreements at various stages of retaining wall rotation about its toe. Finally results of analytical parametric study, together with the design charts, are presented to demonstrate the effects of wall friction angles and horizontal acceleration coefficients.

요 지

본 연구에서는 안정된 암 표면으로부터 가까운 거리에 강성재료로 이루어진 수직 옹벽이 설치될 때, 옹벽 뒷면에 작용하는 발생토압 문제를 다루기 위해 Spangler-Handy가 제시한 식 및 Sokolovskii 응력특성법을 각각 수정하였다. 수정된 해석방법들은 옹벽 및 암 뒷면에서의 벽마찰각의 크기를 서로 구분하여 고려하였으며, 뒷채움 흙이 비점성토인 경우에 바깥쪽으로 움직이는 옹벽의 다양한 이동형태 및 각각의 이동단계에 관련된 정적 및 동적수평토압 계산에 이용 가능하다. 수정된 Spangler-Handy 식 및 Sokolovskii 응력특성법의 적용범위(옹벽-암 사이의 거리 b 와 옹벽 높이 H 의 비)를 서로 비교하였으며, 또한 뒷채움 흙의 내부마찰각 및 옹벽 뒷면의 벽마찰각이 각 해석방법의 적용범위에 미치는 영향도 분석하였다. 아울러, $b/H=0.3$ 인 경우에 수정된 Spangler-Handy 식을 토대로 얻어진 계산치를 Frydman-Keissar이 밝힌 실험치와 비교 하였으며, 비교를 통해 하단

*1 정회원 홍익대학교 공과대학 토목공학과, 조교수

을 중심으로 한 옹벽의 다양한 회전이동 단계에서 발생토압의 크기가 잘 일치함을 알 수 있었다. 이외에도 옹벽 뒷면의 벽마찰각 및 수평가속계수가 정적 및 동적주동토압에 미치는 영향도 검토하였으며, 뒷채움 흙의 내부마찰각 및 수평가속계수의 크기가 다양할 때 적용 가능한 설계도표도 아울러 제시되었다.

1. 서 론

옹벽 뒷면으로 부터 가까운 곳에 안정된 암 표면(stable rock face)이 존재 할 경우에(그림 1), 옹벽이 바깥쪽으로 움직임에 따라 아래쪽으로 미끄러지는 뒷채움 모래는 옹벽과의 마찰뿐만 아니라 암과의 마찰에 의해서도 지지되게 되므로, Rankine 또는 Coulomb 토압이론에 의한 계산치 보다는 크기가 작은 토압이 옹벽 뒷면에 발생하게 된다. 이와같은 경우의 옹벽설계와 관련하여, Spangler-Handy⁽⁶⁾는 Janssen 등⁽⁷⁾이 제시한 이론(뒷채움 모래에 작용하는 수직응력을 지표면으로 부터의 깊이 z 만의 함수라는 가정하에 제시된 이론)을 다소 수정하여 옹벽 뒷면에 작용하는 주동토압 계산식을 제시하였으며, 또한 Sokolovskii⁽⁵⁾도 두개의 강성벽체(twin rigid walls) 사이에 뒷채움 모래가 존재할 때 주동토압 계산방법을 제시하였다. 그러나 두가지 방법 모두 옹벽의 움직임이 충분하여 뒷채움 내의 모든 모래입자에 관련된 응력이 Mohr-Coulomb의 파괴규준에 만족되는 상태-즉, 한계평형상태(limiting equilibrium state)에서의 정적토압(static earth pressures)만을 다루고 있으며, 또한 Spangler-Handy 식의 경우에는 옹벽 및 암 뒷면에서의 토압계수(=수평토압/연직응력) 표현식에 벽마찰각이 고려되지 않는 등 미흡한 점을 내포하고 있다. 이외에도, Spangler-Handy 식 및 Sokolovskii 응력특성법(method of stress characteristics)의 적용범위와 관련된 옹벽과 암 사이의 거리 b (그림 1)의 한계값에 대해서는 명확히 밝혀져 있지 않은 상태이다. 이와같은 이론적 접근 방법과는 달리, Frydman-Keissar⁽³⁾은 뒷채움 모래의 응력-변형률 거동을 실제 현장상황과 유사하게 하기 위해 원심모형기법(centrifuge modelling technique)을 이용한 실험

을 실시하였으며, 이를 통해 옹벽과 암 사이의 거리가 다양할 때 정지토압상태에서 주동토압 상태에 이르는 정적토압 변화를 측정하였다.

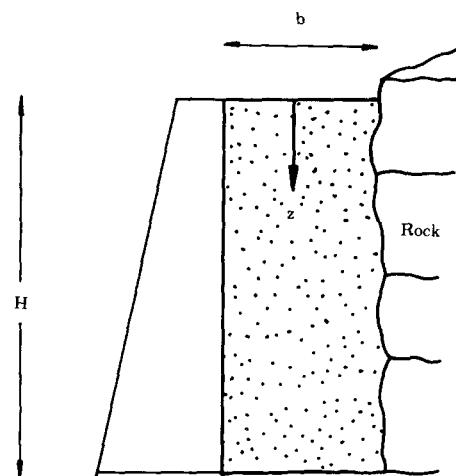


그림 1. Schematic representation of retaining wall near rock

본 연구에서는 위에서 기술한 이론상의 미흡한 점 등에 차안하여, 옹벽 및 암 뒷면에서의 벽마찰각의 크기를 서로 구분하고, 옹벽이 바깥쪽으로 움직일 경우에 다양한 이동단계에서 발생되는 정적 및 동적 수평토압(static and dynamic horizontal earth pressures)을 예측하기 위해 Spangler-Handy 식 및 Sokolovskii 응력특성법을 각각 수정하였다. 아울러, 각각 제시된 해석방법의 적용범위에 대한 비교 및 분석, Frydman-Keissar 이 밝힌 실험치와의 비교를 통해 제시된 해석방법의 적합성 검토, 옹벽 뒷면의 벽마찰각 및 수평가속계수(horizontal acceleration coefficient)가 정적 및 동적 수평주동토압에 미치는 영향에 대한 분석 등이 이루어졌으며, 이외에도 실제 설계에 참고가 될 설계도표를 제시하였다.

본 연구에서 제시된 해석방법은 옹벽 뒷면이 연직이고, 안정된 암 표면도 옹벽과 평행하게 거의 연직인 경우에 한해 적용 가능하다.

2. 해석방법의 제시

2.1 Spangler-Handy 식의 수정

옹벽 및 암(rock)의 전 깊이에 걸쳐 주동토압 상태인 한계평형상태 뿐만 아니라 옹벽의 움직임이 충분치 못할 경우에 예상되는 정적 및 동적 수평발생토압을 다루기 위해, Spangler-Handy⁽⁶⁾ 가 제시한 식을 수정하였다. 즉, 각각의 깊이 Z에서 발휘되는 뒷채움 모래의 강도를 ψ 로 옹벽 및 암 뒷면에서 동원되어지는 벽마찰각을 δ_{wm} 및 δ_{rm} 으로 각각 구분하여 표시하고 지진에 의한 수평가속계수 k_h (여기서, 가속계수는 정적내진계 산에 관련된 지진력을 나타내기 위해 자중에

곱하는 계수를 의미하며, 일반적으로 수직가속계 수 k_v 는 고려하지 않으므로 포함시키지 않았다)를 포함하여, 옹벽과 암 사이에 위치한 뒷채움 모래의 일부분(미소깊이 dz 에 해당되는)에 작용하는 모든 응력을 표시하면 그림 2와 같다. 그럼 2에서 b는 옹벽과 암 사이의 거리를, q는 지표면에 작용하는 등분포 하중을, σ_x 는 정적 및 동적 수평발생토압을, σ_z 는 연직응력을, γ 는 모래의 단위중량을 각각 나타낸다. 연직방향에 관련된 힘들의 평형조건식으로 부터,

$$\begin{aligned} \gamma\{1+k_h\tan(\frac{\delta_{wm}+\delta_{rm}}{2})\} \\ = \frac{d\sigma_z}{dz} + \frac{\sigma_z}{b}\{2Kz\tan(\frac{\delta_{wm}+\delta_{rm}}{2})\} \quad (1) \end{aligned}$$

위의 식 (1)에 포함된 $\frac{\delta_{wm}+\delta_{rm}}{2}$ 은, $\delta_{wm}\neq\delta_{rm}$ 인 경우에도 수평방향으로의 평형조건식을 만족시키기 위해(즉, 옹벽 및 뒷면에서의 토압계수 Kz

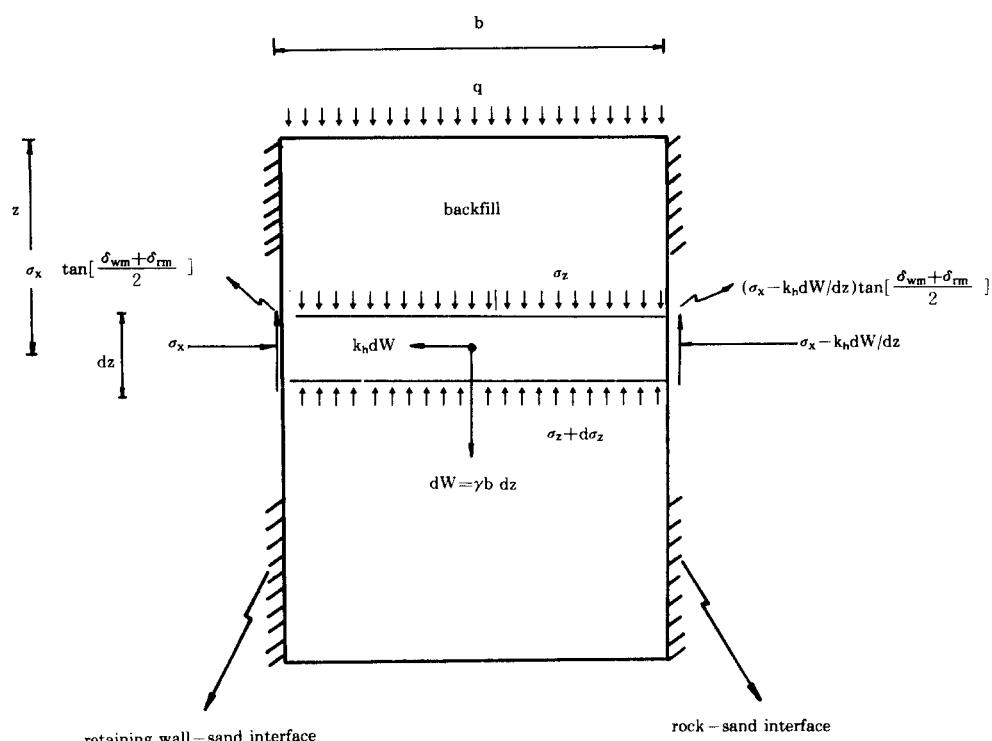
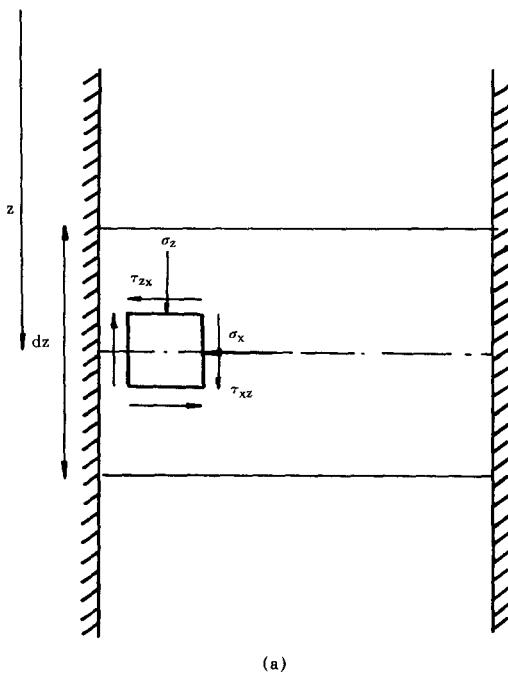
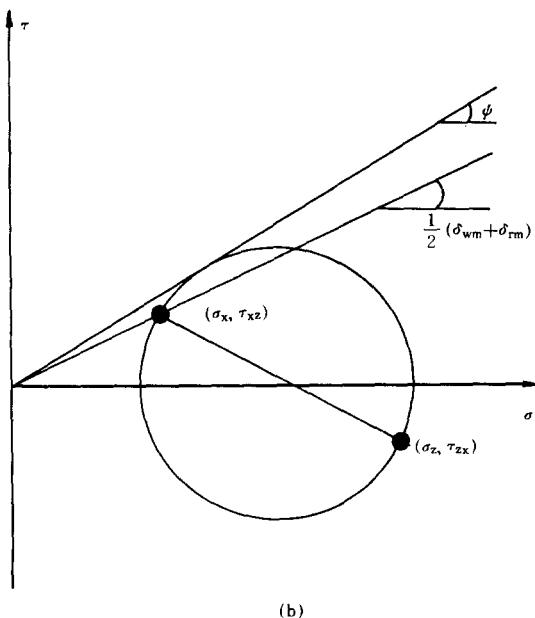


그림 2. Diagram illustrating assumptions on which computation of pressure in sand between two vertical interfaces of sliding is based
(modified Spangler-Handy eq.)



(a)



(b)

그림 3. Stress conditions adjacent to retaining wall

$=\sigma_x/\sigma_z$ 를 동일하게 하기 위해) 채택한 근사적 방법이며, K_z 의 계산식은 그림 3에 표시된 응력 조건 및 삼각법(trigonometry)을 토대로 아래와 같이 표현되어 진다.

$$K_z = \frac{1 - \{\sin\psi \cos(\Delta_z - \frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})\}}{1 + \{\sin\psi \cos(\Delta_z - \frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})\}},$$

$$\Delta_z = \sin^{-1} \left\{ \frac{\sin(\frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})}{\sin\psi} \right\} \quad (2)$$

위의 식(1)의 선형 1계 미분방정식을 풀어서, 임의의 깊이 z에 해당되는 연직응력 σ_z 의 계산식을 정리하면 다음과 같다.

$$\sigma_z = \frac{\gamma b [1 + k_h \tan(\frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})]_{ave}}{2 K_z \tan(\frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})_{ave}}$$

$$\times [1 - \exp(-\frac{z}{b} \{2 K_z \tan(\frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})\}_{ave})]$$

$$+ q \exp(-\frac{z}{b} \{2 K_z \tan(\frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})\}_{ave}) \quad (3)$$

위의 식(3)에 포함된 $\{\tan(\frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})\}_{ave}$

$$= \sum_{z=0}^{z=z} \tan(\frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2}) \text{ 및}$$

$$\{2 K_z \tan(\frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})\}_{ave} = \sum_{z=0}^{z=z} \{2 K_z \tan(\frac{\delta_{wm} + \delta_{rm}}{2})\}$$

는 응벽의 다양한 회전이 동 단계에서의 – 즉, 응벽이 회전이동할 경우에는 깊이에 따라 변위량이 서로 다르게 되므로 발휘되는 모래의 강도 및 동원되어지는 벽마찰각도 깊이 z에 따라 변화하는 경우의 – 수평발생토압을 다루기 위해 제시된 방법이다. 여기서 한계평형상태일 경우에(즉, $\psi(z)=\varphi$) 응벽 및 암 뒷면의 벽마찰각 크기를 동일하게(즉, $\delta_{wm}(z)=\delta_r(z)=\delta$) 간주하고 지진에 의한 영향을 고려하지 않으면(즉, $k_h=0$), 위의 식(3)은 Spanger – Handy 가 제시한 식과 동일하게 된다.

최종적으로, 뒷채움 모래가 응벽과 암 사이에 존재할 때 응벽의 다양한 이동형태 및 각각의 이동단계에 관련된 정적 및 동적 수평발생토압 σ_x 는 위의 식(2), 식(3) 및 본인 등^(1,8)이 기 발표한 연구논문에 상세히 기술되어 있는 표현식 – 즉, 장성벽체가 바깥쪽으로 이동함에 따른 뒷채움 모래의 강도 변화 및 벽마찰각의 변화 등에 관련된 표현식 – 등을 토대로 아래식으로부터 계산되어 진다.

$$\sigma_x = \sigma_z \frac{\sum_{z=0}^{z=z} K_z}{z} \quad (4)$$

2.2 Sokolovskii 응력특성법의 수정

수정된 Sokolovskii 응력특성법의 기본이론에 관한 설명은 본인⁽⁶⁾이 최근에 발표한 연구논문에 상세히 기술되어 있으므로, 본 연구에서는 응벽과 암(rock) 사이에 뒷채움이 존재할 경우에 적용해야 될 경계조건 및 해를 얻기 위한 방법에 관해 중점적으로 설명하고자 한다.

그림 4에 표시된 대로, 활동면으로 구성 되어지는 모든 영역(region)내의 모래입자에 대한 x좌표, z좌표, $\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$, 여기서 σ_1 은 최대주응을, σ_3 은 최소주응력을 나타낸다)값 및 θ (σ_1 의 작용방향과 x축이 이루는 각도)값등이 영역번호 순서에 따라 응벽의 다양한 이동단계 각각에 대해 계산되어 지며, Cauchy, Goursat 및 Mixed로 이루어진 이와같은 경계치 문제를 풀어내기 위해 유한차분법 및 적절한 경계조건이 필요하게 된다. 필요한 경계조건을 정리하면,

$$A_{00} - A_{10} : 0 \leq x \leq \frac{b}{2}, z=0,$$

$$\sigma = \frac{q}{1+\sin\psi}, \theta = \frac{\pi}{2}$$

$$A_{10} - A_{20} : x = \frac{b}{2}, z=0, \sigma = \frac{q}{1+\sin\psi},$$

$$\theta = \frac{\pi}{2} \sim \frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} (\Delta_w - \delta_{wm}) \mid_{z=0}$$

$$A_{20} - A_{53} : x = \frac{b}{2}, \theta = \frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} (\Delta_w - \delta_{wm}) \mid_{z=z}$$

$$A_{01} - A_{00} : -\frac{b}{2} \leq x \leq 0, z=0,$$

$$\sigma = \frac{q}{1+\sin\psi}, \theta = \frac{\pi}{2}$$

$$A_{01} - A_{02} : x = -\frac{b}{2}, z=0, \sigma = \frac{q}{1+\sin\psi},$$

$$\theta = \frac{\pi}{2} \sim \frac{\pi}{2} + \frac{1}{2} (\Delta_r - \delta_{rm}) \mid_{z=0}$$

$$A_{02} - A_{24} : x = -\frac{b}{2},$$

$$\theta = \frac{\pi}{2} + \frac{1}{2} (\Delta_r - \delta_m) \mid_{z=z}$$

여기서, ψ = 발휘되는 모래의 강도

δ_{wm} = 응벽 뒷면에서 동원되어지는 벽마찰각

δ_{rm} = 암 뒷면에서 동원되어지는 벽마찰각

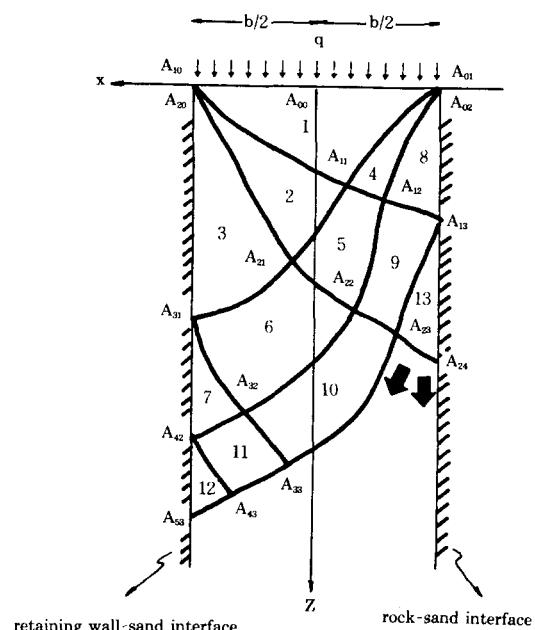
$$\Delta_w = \sin^{-1}\left(\frac{\sin \delta_{wm}}{\sin \psi}\right)$$

$$\Delta_r = \sin^{-1}\left(\frac{\sin \delta_{rm}}{\sin \psi}\right)$$

3. 분석 및 고찰

3.1 적용범위의 결정

응벽의 높이 H가 일정할 때 응벽과 암(rock) 사이의 거리 b(그림 1)가 증가함에 따라 응벽 뒷면에 작용하는 발생토압은 점차적으로 커지게 되며, 거리 b가 일정한 값 이상이 되면 암과 뒷채움 모래의 마찰이 응벽 뒷면의 발생토압에 거의 영향을 못 미치게 되어, 이와같은 경우에는 잘 알려진 Rankine 또는 Coulomb 이론에 의한 토압계산이 타당하다고 볼 수 있다. 즉 Sokolovskii⁽⁶⁾가 밝힌대로, b/H가 본 연구에서 제시된 해석방법의 적용범위를 결정하기 위한 중요 요소임을 쉽게 예상할 수 있다. 따라서 실제 설계에서 주로 다루게 되는 한계평형상태(응벽 및 암의 전 깊이에 걸쳐 주동토압상태)에 대해, Coulomb 이론에 의한 수평주동토압계수 KasCOS δ_w 와 같게되는 b/H의 한계값을 다양한 크기의 ϕ 값(뒷채움 모래의 내부마찰각) 및 δ_w 값(응벽 뒷면의 벽마찰각)에 대해 비교 분석하였다. 분석에 이용된 ϕ 값은 30°, 35° 및 40°이며, 암 뒷면의 벽마찰각 δ_r 값은 ϕ 값과 동일하게 가정하였다. 또한, 응벽뒷면의 벽마찰각 δ_w 값은 Bowles⁽²⁾가 밝힌 내용-즉, δ_w 값은 응벽 및 뒷채움의 구성재료 등에 따라 달라지나, 일반적으로 0° 보다는 크고 뒷채움 흙의 내부마찰각 ϕ 보다는 작은 값을 지닌다고 밝힌 내용-을 토대로 $\phi/3$, $\phi/2$ 및 $2\phi/3$ 로 결정하였다. 아울러, 본 절에서의 분석은 수평가속계수 k_h 를 고려하지 않은 정적경우(static case)만 다루었으며, 또한 본절 및 앞으로의 비교 및 분석에서 등분포 하중 q(그림 2 및 그림 4)는 포함되지 않았다.



(a) pseudo-slip line envelope

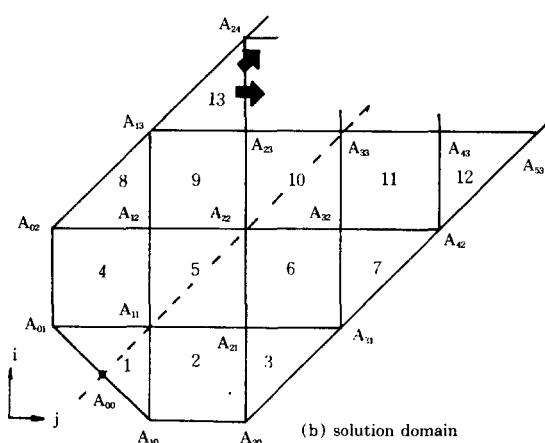


그림 4. Schematic of solution procedure(modified Sokolovskii method)

위에서 기술한 ϕ 값 및 δ_w 값 각각에 대해 계산된 b/H 의 한계값(즉, 해석방법의 적용범위)은 <표 1>에 명시되어 있다. 전체적으로 볼 때, 서로 다른 크기의 ϕ 값($=30^\circ, 35^\circ, 40^\circ$) 각각에 대해 δ_w 값이 커짐에 따라 또한 서로다른 크기의 δ_w 값($=\phi/3, \phi/2, 2\phi/3$) 각각에 대해 ϕ 값이 커짐에 따라 b/H 의 한계값은 점차적으로 작아지는

현상을 나타내고 있으며, 또한 모든 ϕ 값 및 δ_w 값에 대해 Sokolovskii 응력특성법에 의한 b/H 의 한계값이 수정된 Spangler-Handy 식에 비해 작게 평가되고 있음을 알 수 있다. 세부적으로 살펴보면, 수정된 Spangler-Handy 식의 경우에 각각의 ϕ 값에 대해 δ_w 값의 증가에 따른 b/H 한계값의 감소율은 13.97–18.95%이고, 각각의 δ_w 값에 대해 ϕ 값의 증가에 따른 b/H 한계값의 감소율은 5.88–7.25%이다. 또한 Sokolovskii 응력특성법의 경우에는 각각 2.40–2.79%(δ_w 값이 증가하는 경우) 및 9.59–10.33%(ϕ 값이 증가하는 경우)의 감소율을 나타내고 있다. 이를 통해 볼 때, 수정된 Spangler-Handy 식의 경우에는 δ_w 값의 크기 변화가, 또한 Sokolovskii 응력특성법의 경우에는 ϕ 값의 크기 변화가 b/H 한계값의 감소율에 더 큰 영향이 있음을 알 수 있다. 여기서 감소율 등에 관련하여 상이한 결과가 초래되는 현상은, Sokolovskii 응력특성법의 경우와는 달리 수정된 Spangler-Handy 식의 경우에는 응변 및 암 뒷면 각각에 해당되는 벽마찰각의 평균값을 토대로 계산이 이루어진 데 원인이 있다고 믿어진다.

표 1 Limiting values of b/H for different values of ϕ and δ_w

		b/H(limiting value)	
		Modified Spangler-Handy eq.	Sokolovskii method
$\phi=30^\circ$	$\delta_w=\phi/3$	0.4423	0.2337
	$\delta_w=\phi/2$	0.3616	0.2281
	$\delta_w=2\phi/3$	0.3111	0.2218
$\phi=35^\circ$	$\delta_w=\phi/3$	0.4163	0.2113
	$\delta_w=\phi/2$	0.3385	0.2059
	$\delta_w=2\phi/3$	0.2910	0.2003
$\phi=40^\circ$	$\delta_w=\phi/3$	0.3885	0.1900
	$\delta_w=\phi/2$	0.3149	0.1847
	$\delta_w=2\phi/3$	0.2699	0.1796

3.2. 수정된 Spangler-Handy 식과 Sokolovskii 응력특성법의 비교

각각의 해석방법을 좀 더 구체적으로 비교하기 위해, $\phi=35^\circ$, $\delta_w=23.333^\circ(=2\phi/3)$ 및 $\delta_r=35^\circ$

($=\phi$)일 때 b/H 값의 증가에 따른 수평주동토 압계수 K_s 의 변화를 그림 5-a에 표시하였다. 그림 5-a를 통해 볼 때, 수정된 Spangler-Handy 식의 적용범위에 해당되는 b/H 의 한계값인 0.2910 이내에서는, Sokolovskii 응력특성법에 의해 계산된 수평주동토압합력이 수정된 Spangler-Handy 식에 의한 계산치 보다 큼을 알 수 있으며, 그 차이는 b/H 값의 증가에 반비례함을 알 수 있다. 이와같은 결과가 초래되는 원인을 좀 더 구체적으로 살펴보기 위해, 용벽 상단으로부터의 각각의 깊이 z 에 해당되는 $K_s'(\sigma_{xs}/\gamma_z)$, 여기서 σ_{xs} 는 정적수평주동토압을, γ 는 모래의 단위중량을 각각 나타낸다)값을 계산하여 그림 5-b에 표시하였다. 그림 5-b에 표시된 대로, $z/b=2.0$ 인 부근까지는 Sokolovskii 응력특성법에 의한 K_s' 값이 수정된 Spangler-Handy 식에 비해 오히려 작게 계산됨을 알 수 있다. 그러나 z/b 가 2.0보다 큰 경우에는 수정된 Spangler-Handy 식에 의한 K_s' 값이 Sokolovskii 응력특성법에 의한 계산치 보다 작고, 그 차이는 $z/b=6.0$ 인 부근까지 점차적으로 증가하다가 그 이후로는 0.07정도의 거의 일정한 차이를 유지하고 있다. 이외에도, 두가지 해석방법에 의해 각각 계산된 K_s' 값이 Coulomb 이론에 의한 수평주동토압계수 $K_{as} \cos \delta_w (=0.2244)$ 값 보다 작아지기 시작하는 z/b 값은, 수정된 Spangler-Handy 식의 경우에는 $z/b=2.2$ 인 부근이고, 또한 Sokolovskii 응력특성법의 경우에는 $z/b=3.7$ 인 부근으로서 수정된 Spangler-Handy 식의 경우에 비해 훨씬 큰 현상을 나타내고 있다.

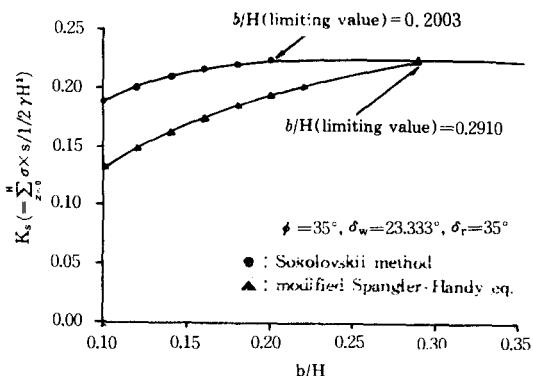


그림 5-a. Variations of K_s with b/H for two different methods

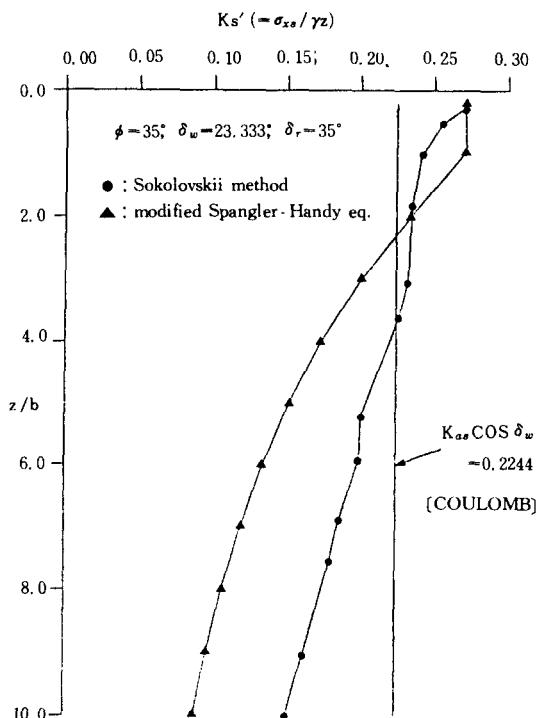


그림 5-b. Variations of K_s' with z/b for two different methods

3.3 실험치와의 비교

본 연구에서 제시된 해석방법의 적합성 검토를 위해, Frydman-Keissar⁽³⁾이 밝힌 실험치와의 비교가 이루어졌다. Frydman-Keissar은 0.64 ft. 높이의 알루미늄 판을 용벽으로 또한 알루미늄 판과의 거리조절이 가능한 나무로 된 블럭(wooden block)을 암(rock)으로 하여, 알루미늄 판의 회전이동(하단을 중심으로 바깥쪽으로)에 따른 발생토압의 변화를 측정하였다. 발생토압의 측정은 알루미늄 판 상단으로부터 $z=0.213\text{ft}$. 및 $z=0.416\text{ft}$. 깊이에 설치된 2개의 토압계를 이용했다. 실험에 이용된 뒷채움 흙은 Haifa Bay 지역에서 채취한 균질한 세립 모래(uniform fine sand)이며, 직접전단실험 등을 통해 밝힌 토성정수는 $\gamma=89.1\text{pcf}-104.4\text{pcf}$, $\phi=36^\circ$, $\delta_w=20^\circ-25^\circ$ 및 $\delta_r=30^\circ$ 이다.

Frydman-Keissar⁽³⁾ 행한 여러번의 실험에서 각각 사용된 뒷채움 모래의 강도 등이 동일하다

고 볼 수는 없으나 이에 대한 명확한 값들이 제시되지 않았기 때문에, 위에서 기술한 $\phi = 36^\circ$, $\delta_w = 20^\circ$ 및 $\delta_r = 30^\circ$ 를 비교에 적용하였다. 또한 알루미늄 판과 나무로 된 블럭 사이의 거리 b 를 달리한 여러번의 실험결과 중에서, b/H (H =알루미늄 판의 높이)가 0.3일 때 수정된 Spangler-Handy 식의 적용이 가능하여(그림 6-a) 이를 토대로 한 비교가 이루어졌다. 비교가 이루어 진 발생토압의 측정깊이 z 는 알루미늄 판 상단으로부터 0.213ft.이고, 그림 6-b의 비교를 통해 볼 때, 본 연구에서 얻어진 계산치와 Frydman-Keissar 이 밝힌 실험치가 잘 일치하고 있음을 알 수 있으며, 이를 통해 볼 때 수정된 Spangler-Handy 식의 타당성은 일부 인정되어 진다. 그림 6-b에서 β 값은 정지토압상태($\beta=0.0$)로부터 한계평형상태($\beta=2.0$)에 이르는 옹벽의 다양한 회전이동 단계를 나타내는 변수로서 구체적인 내용은 본인 등^(1,8)이 기 발표한 연구 논문에 상세히 기술되어 있으며, 본 비교에서는 발생토압의 변화가 거의 없는 상태(그림 6-b에서 $\Delta/H=0.16\%$ 인 상태, 여기서 Δ =알루미늄 판 상단의 변위량)를 깊이 $z=0.213\text{ft}$.에 위치한 모래 입자가 주동토압상태에 도달한 것으로 간주하였다.

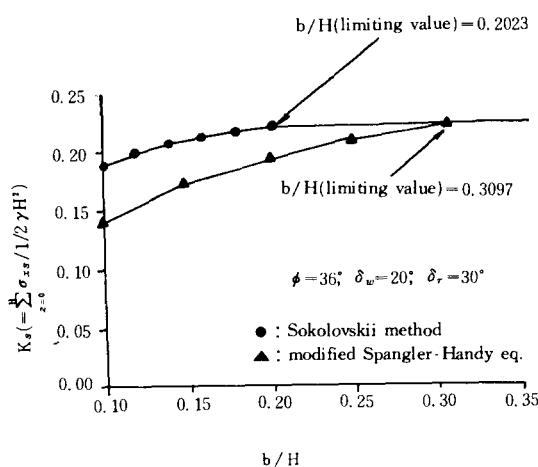


그림 6-a. Variations of K_s with b/H for two different methods

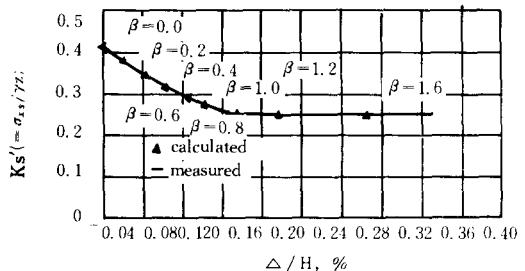


그림 6-b. Comparision of K_s' at $z=0.213 \text{ ft}$. with experimental test result

3.4 벽마찰각 δ_w 및 수평가속계수 k_h 에 의한 영향

본 절에서의 분석은 위의 3.2 실험치와의 비교에서 타당성이 일부 입증된 수정된 Spangler-Handy 식을 토대로 이루어졌으며, 또한 한계평형상태와 관련된 정적 또는 동적수평주동토압을 옹벽 뒷면의 벽마찰각 δ_w 값 및 지진에 의한 수평 가속계수 k_h 값의 크기를 서로 달리하여 비교 분석하였다.

분석에 이용된 δ_w 값은 10° ($= \phi/3$), 15° ($= \phi/2$) 및 20° ($= 2\phi/3$)이고, 각각의 δ_w 값에 대해 계산된 K_s' ($= \sigma_{xs}/\gamma z$, 여기서 σ_{xs} 는 정적수평주동토압을 나타낸다) 값의 깊이 z 에 따른 변화는 그림 7에 표시되어 있다. 그림 7에 표시된 결과는 수정된 Spangler-Handy 식의 적용범위 이내에서의 계산치이며, 수평가속계수 k_h 는 고려하지 않았으며, $\delta_w=0^\circ$ 인 경우는 단지 참고적인 목적으로 표시하였다. 그림 7의 결과를 분석해 볼 때, $z/b=2.0$ 인 부근까지는 δ_w 값이 클수록 K_s' 값이 큼을 알 수 있으나 $z/b=2.0$ 인 부근을 지나면서부터는 δ_w 값이 클수록 K_s' 값이 작아지는 현상을 보이고 있다. 이와같은 현상은, 앞의식 (2)로부터 계산되는 K_z 값은 δ_w 값의 크기에 비례하여 증가하나, 지수함수 등으로 표현된 식(3)으로부터 계산되는 연직응력 σ_z 값이 $z/b > 2.0$ 인 경우에 오히려 감소하는데 원인이 있다. 여기서 $z/b > 2.0$ 인 경우를 좀 더 구체적으로 살펴보면, δ_w 값이 5° 만큼씩 증가함에 따른 K_s' 의 감소율은 z/b 의 증가에 따라 대체적으로 0.21–10.66% 정도이나, $\delta_w=0^\circ$ 와 $\delta_w=10^\circ$ 인 경우의 감소율 2.97–23.49%에 대해서는 훨씬 적은 편이

다. 아울러 다양한 크기의 δ_w 값 모두에 대해, $z/b=1.4$ 인 부근까지의 K_s' 값은 Coulomb 이론에 의한 수평주동토압계수 $K_{as} \cos \delta_w = 0.3038$ ($\delta_w = 10^\circ$ 인 경우)보다 $1.50 - 9.73\%$ 정도 더 큰 현상을 나타내고 있다. 또한 각각의 δ_w 값에 해당되는 Coulomb 수평주동토압계수 $K_{as} \cos \delta_w$ 값 보다 K_s' 값이 작아지기 시작하는 z/b 값은, δ_w 값의 크기 증가에 따라 점차적으로 커지는 현상을 나타내고 있다. 즉, $\delta_w = 10^\circ$ 일 때 $z/b = 1.6$ 이고, $\delta_w = 15^\circ$ 일 때는 $z/b = 2.0$ 또한 $\delta_w = 20^\circ$ 일 때는 $z/b = 2.2$ 등이다.

지진에 의한 영향을 살펴보기 위해 수평가속계수 k_h 값의 크기를 달리하여 z/b 의 증가에 따른 $K_d' (= \sigma_{xd}/\gamma z)$ 값의 변화를 분석하였으며, 결과는 그림 8에 표시되어 있다. 또한 k_h 값의 선택은 현재 옹벽의 내진설계와 관련하여 제시된 내용 등^{9, 10)}을 참고로 하였다. 예상했던 대로 k_h 값의 크기에 비례하여 k_d' 값이 모든 z/b 에 대해 커지

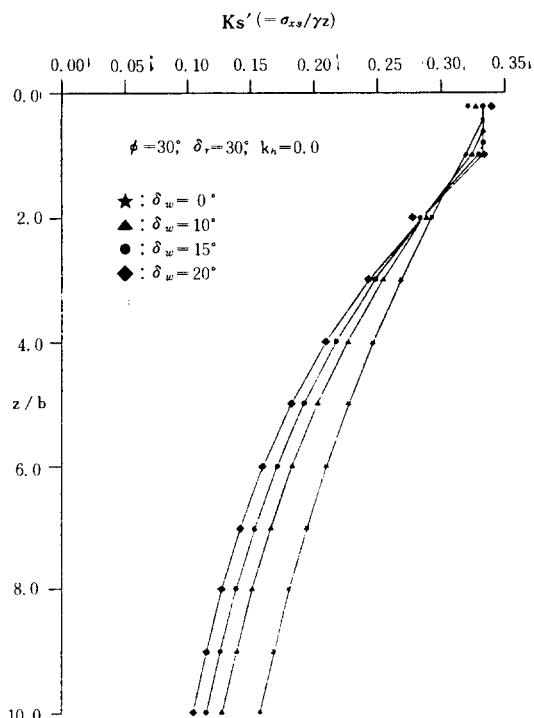


그림 7. Variations of K_s' with z/b for different values of δ_w

고 있으며, 특히 $z/b > 1.0$ 인 경우에는 k_h 값이 0.1 만큼씩 커짐에 따라 k_d' 은 z/b 값에 상관없이 $4.27 - 4.66\%$ 정도의 거의 일정한 증가율로 커짐을 알 수 있다. 그러나 K_d' 의 증가량은 z/b 가 커짐에 따라 점차적으로 감소하는 현상을 보이고 있다. 이외에도, 각각의 k_h 값에 해당되는 Mononobe-Okabe⁽⁴⁾ 동적수평주동토압계수 $K_{ad} \cos \delta_w$ 값 보다 K_d' 값이 작아지기 시작하는 z/b 값은 k_h 값이 커짐에 따라 점차적으로 감소하고 있으며, 구체적으로는 $k_h = 0.1$ 일 때 $z/b = 1.2$ 이고 $k_h = 0.2$ 일 때 $z/b = 0.4$ 등이다.

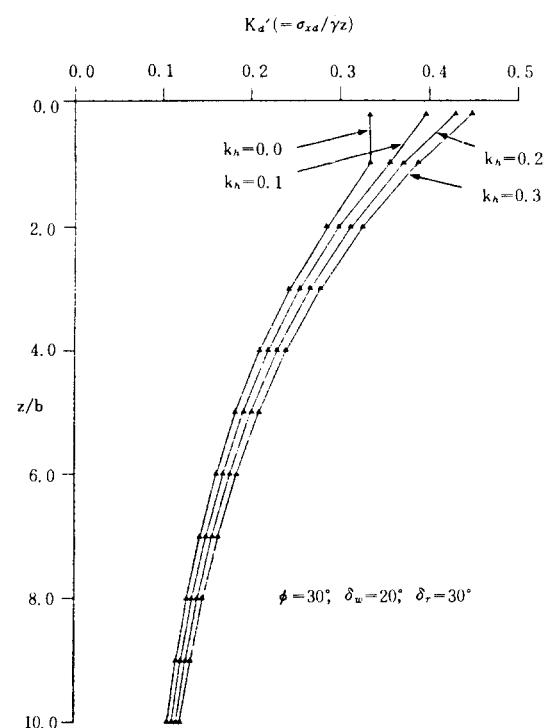


그림 8. Variations of K_d' with z/b for different values of k_h

그림 9는 뒷채움 모래의 내부마찰각 ϕ 값이 $30^\circ, 35^\circ$ 및 40° 일 때, 수정된 Spangler-Handy식을 토대로 제시된 설계도표이며, 각각의 그림을 비교해 볼 때 수정된 Spangler-Handy 식의 적용범위(즉, b/H 의 한계값)는 수평가속계수 k_h 값이 커짐에 따라 점차적으로 증가함을 알 수 있다.

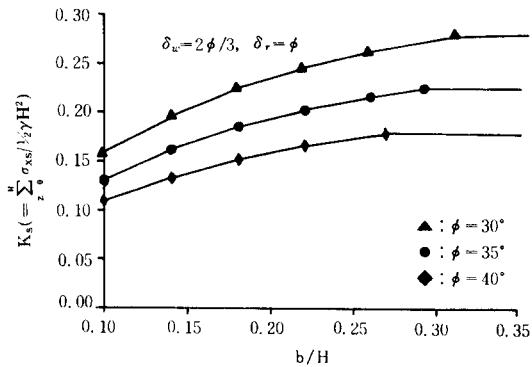


그림 9-a. Design Chart 1($k_h=0.0$)

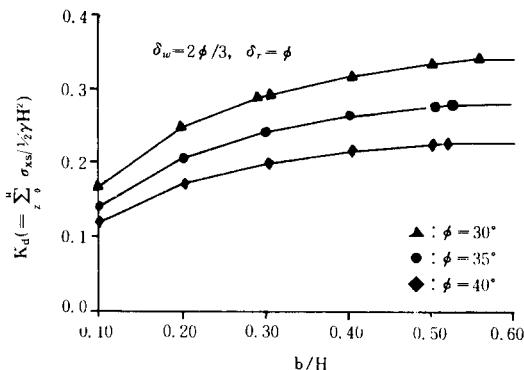


그림 9-b. Design Chart 2($k_h=0.1$)

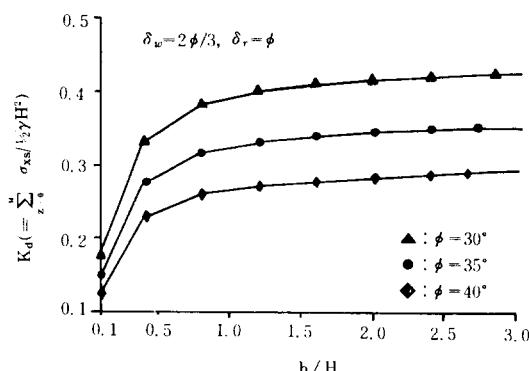


그림 9-c. Design Chart 3($k_h=0.2$)

4. 요약 및 결론

본 연구에서는, 비점성토(cohesionless soils)로 이루어진 뒷채움 흙이 옹벽과 암(rock) 사이

에 존재하는 경우에 옹벽설계와 관련된 정적 및 동적 발생토압의 크기를 예측하기 위해, Spangler-Handy 식 및 Sokolovskii 응력특성법을 각각 수정하였다. 본 연구에서 제시된 해석방법은 옹벽의 다양한 이동형태 및 각각의 이동단계에 관련된 수평발생토압의 계산에 이용 가능하며, 옹벽 및 암이 경사진 경우에도 확대 적용되어 질 수 있다. 제시된 해석방법의 적용범위에 관련된 분석 및 Frydman-Keissar^[1] 밝힌 실험치와의 비교 등은 3.1 분석 및 고찰에 상세히 기술되어 있으며, 주요내용을 정리하면 아래와 같다.

1) 수정된 Spangler-Handy 식 및 Sokolovskii 응력특성법 모두의 적용범위(즉, Coulomb 이론에 의한 수평주동토압계수와 일치하는 단계에서의 b/H 값)는, 뒷채움 흙의내부마찰각 ϕ 값이 일정할 때 옹벽 뒷면의 벽마찰각 δ_w 값이 커질수록 점차적으로 감소하는 경향을 나타내고 있다. 또한 수정된 Spangler-Handy 식의 적용범위가 Sokolovskii 응력특성법에 비해 큰 경향을 다양한 ϕ 값 및 δ_w 값 모두에 대해 보이고 있다. 아울러 수정된 Spangler-Handy 식의 적용범위 이내에 해당되는 일정한 b/H 값에 대해, 수정된 Spangler-Handy 식에 의한 수평주동토압합력이 Sokolovskii 응력특성법에 의한 계산치 보다 작게 평가되는 현상을 나타내고 있다.

2) $b/H=0.3$ 이고 옹벽이 하단을 중심으로 바깥 쪽으로 회전이동 할 경우에, 다양한 이동단계에 대해 Frydman-Keissar^[1] 밝힌 발생토압의 측정치와 수정된 Spangler-Handy 식에 의한 계산치가 잘 일치하고 있음을 알 수 있었다. 이를 통해 볼 때, 수정된 Spangler-Handy 식의 타당성은 일부 인정된다 하겠다.

3) 동적 발생토압의 경우 또는 실제 설계와 관련된 안전한 측면 및 경제적인 측면을 모두 고려할 때, 좀 더 체계적인 실험 등을 통해 본 연구에서 제시된 해석방법 및 결과에 대한 뒷받침이 필요할 것으로 사료된다.

참고문헌

- Bang, S. and Kim, H.T(1986), "At-Rest to Active Earth Pressure Transition," Transporta-

- tion Research Record 1105, pp.41–47.
2. Bowles, J.E(1985)., Foundation Analysis and Design, 3rd Edition, McGraw-Hill Book Co.
 3. Frydman, S. and Keissar, I(1987)., "Earth Pressure on Retaining Walls near Rock Faces," Journal of Geotechnical Eng., ASCE, Vol.113, No.6, June, pp.586–599.
 4. Richards, R. and Elms, D.G(1979)., "Seismic Behavior of Gravity Retaining Walls," Journal of Geotechnical Eng., ASCE, Vol.105, No.4, pp. 449–464.
 5. Sokolovskii, V.V(1965)., Statics of Granular Media, Translated from Russian by Luscher, J.K., Pergamon Press, London.
 6. Spangler, M.G. and Handy, R.L(1982)., Soil Engineering, 4th Edition, Harper & Row, Publishers, Inc., New York.
 7. Terzaghi, K(1956)., Theoretical Soil Mechanics, John Wiley & Sons Inc., New York.
 8. 김홍태(1990), "연직 또는 경사진 강성벽체에 작용하는 정적 및 동적수평도압," 대한토질공학회지, 제6권 제2호, pp.35–46.
 9. 윤우정(1987), 옹벽의 설계(제3판), 법문출판사, 1990.
 10. IPS 편집부, 실용 옹벽의 설계와 계산례, 희성출판사.

(접수일자 1990. 8. 23)