

사질토 지반의 원형수직구에 설치된 흙막이벽에 작용하는 토압

Earth Pressure on the Cylindrical Wall in Cohesionless Soils

천 병 식*¹ Chun, Byung-Sik

신 영 완*² Shin, Young-Wan

Abstract

The earth pressure acting on the cylindrical retaining wall in cohesionless soils is different from that on the retaining wall in plane strain condition due to three dimensional arching effect. Accurate estimation of earth pressure is required for the design of vertical cylindrical retaining wall. Failure modes of the ground behind vertical shaft are dependent on ground in-situ stress conditions. Failure modes are actually divided into two modes of cylindrical failure mode and funnel-shaped mode with truncated cone surface. Several researchers have attempted to estimate the earth pressure on cylindrical wall for each failure mode, but they have some limitations. In this paper, several equations for estimating the earth pressure on cylindrical wall in cohesionless soils are investigated and new formulations for two failure modes are suggested. It rationally takes into account the overburden pressure, wall friction, and force equilibriums on sliding surface.

요 지

일반적으로 사질토 지반의 원형수직구에 설치된 흙막이벽에 작용하는 토압은 삼차원 아칭효과로 인하여 평면변형 조건의 옹벽에 작용하는 토압과는 다르며, 원통형 벽체의 설계를 위해서는 벽체에 작용하는 토압의 정확한 산정이 필요하다. 원형수직구에 설치된 벽체 배면지반의 파괴모드는 지중응력상태에 의존하게 되는데, 파괴모드는 실질적으로 원기둥형 활동면을 갖는 경우와 깔대기형 파괴면을 갖는 경우로 구분할 수 있다. 기존의 연구결과에 의하면 각각의 파괴모드에 대하여 원통형 벽체에 작용하는 토압공식이 제안되었으나, 도입된 가정으로 인하여 불합리한 경향을 보이는 문제점이 있다. 본 연구에서는 원통형 벽체에 작용하는 토압을 산정하기 위하여 각각의 파괴모드에 대하여 제안된 토압공식을 살펴보고, 각 토압공식에서 가정된 사항을 수정 제안하였다. 각각의 파괴모드에 대하여 수정 제안된 토압 공식들은 상재하중과 벽면마찰을 고려하였으며, 활동면에서의 힘의 평형관계를 실제적으로 고려하였다.

Keywords : Arching effect, Cylindrical retaining wall, Earth pressure, Failure mode, Plastic equilibrium method, Vertical shaft

1. 서 론

도심지에 터널을 시공하기 위해서는 수평터널에 접근하기 위한 수직구의 시공이 필수적이다. 이러한 수직구는 공간이용의 비효율성에도 불구하고 직사각형 모

양보다는 원형단면으로 설계 및 시공되고 있다. 이는 원형단면에서 발생하는 아칭효과로 인하여 흙막이벽에 작용하는 토압이 훨씬 감소하는 잇점이 있기 때문이다(Szechy, 1966). Terzaghi(1943)는 "아칭효과는 전단응력에 의해 발생하며 주변보다 과도한 변위를 받

*1 정회원, 한양대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Hanyang Univ.)

*2 정회원, 한양대학교 토목공학과 박사과정 (Member, Ph. D. Candidate, Dept. of Civil Engrg., Hanyang Univ., ywshin@hakyong21.co.kr)

은 토체가 항복상태에 도달하여 주변지반에 응력을 전달하므로써 전체적으로 응력이 재분배되고 항복상태에 도달한 토체의 응력이 작아지는 현상"이라고 정의하였다.

사질토지반에 설치되는 원통형 벽체의 설계를 위해서는 벽체에 작용하는 토압의 정확한 산정이 필요하다. 지금까지 제안된 원통형 벽체에 작용하는 토압산정 방법들은 지하수의 영향은 고려하지 않았으며 소성평형법(plastic equilibrium methods), 극한평형법(limit equilibrium methods)과 지반반응곡선을 이용한 변형구속법(CCM, convergence-confinement method) 등이 있다. 소성평형법은 벽체에 작용하는 토압을 벽체 배면지반의 항복에 의해 소성상태로 된 지반과의 평형조건으로부터 산정하는 방법으로써 Terzaghi(1943), Berezantzev(1952), Wong 등(1988)이 제안한 방법이 있다. 극한평형법은 가정된 파괴면에 대한 힘의 평형조건으로부터 토압을 산정하는 방법으로 Karafiath(1953), Steinfeld(1958), Prater(1977), Müller-Kirchenbauer 등(1980)이 제안한 방법이 있다. 변형구속법은 지반과 벽체의 상호작용에 의한 힘의 평형상태를 고려하여 벽체에 작용하는 토압을 산정하는 방법으로, 암반과 같이 지반강도가 크거나 벽체의 강성이 커서 지반소성영역 발생에 의한 토체의 파괴면이 생성되지 않는 경우에 적합한 방법이다. Wong 등은 소성영역이 작게 발생하는 벽체 하부에서의 토압을 계산하기 위하여 변형구속법을 도입했다.

Terzaghi는 그림 1(a)와 같이 원기둥형 파괴면에 대하여 벽체의 안정성을 확보할 수 있는 최소토압 산정을 위한 토압공식을 제안하였는데, 벽체 인접지반에서의 응력집중은 접선응력과 반경응력에 기인한 항복을 유발하고, 벽체 배면에서의 연직응력은 접선응력과 같은 것으로 가정하였다. 또한, 토압공식 유도를 위해 토체에 작용하는 힘의 평형조건 고려시 활동면에 작용하는 수평응력을 삼각형 분포로 가정하여 안전측의 결과를 유도하였다. Terzaghi는 상재하중과 벽면마찰은 고려하지 않았다. Berezantzev는 그림 1(b)와 같이 $45^\circ + \phi/2$ 의 경사를 갖는 깔대기 모양의 파괴면에 대해 원통형 벽체에 작용하는 토압을 산정하는 근사해를 제시하였다. Terzaghi와 Berezantzev의 토압공식은 서로 상이한 파괴면을 가정했음에도 불구하고 거의 유사한 토압을 산정하며 깊이가 증가함에 따라 아칭효과로 인하여 일정한 값에 수렴함을 보여준다. 그러나 Prater 등의 많은 연구자들은 Terzaghi와 Berezantzev의 공식이 토압을 과소평가 함을 지적하였다.

Steinfeld, Karafiath와 Prater, Müller-Kirchenbauer 등은

깔대기형 파괴면이 발생하는 것으로 가정하여 수평아칭은 접선응력에 의해 발생하고, 연직아칭은 파괴면에서의 전단저항력에 의해 발생하는 것으로 간주하고 토압공식을 유도하였다. 그러나, Müller-Kirchenbauer 등의 토압공식은 원통형 벽체 하단에서 토압이 작용하는 것으로 예측되어, 벽체 하단에서 토압이 거의 발생하지 않는 자신들의 모형시험 결과와 맞지 않는 문제점이 있으며, Steinfeld의 토압공식은 벽체 상부에서 부(-)의 토압이 발생하는 것으로 예측된다. 한편, Prater의 토압공식은 벽체 하단에서 부(-)의 토압이 발생하는 것으로 예측되며 깊이별 작용토압 분포를 산정하기 위해서는 몇 개의 수식을 이용하여 몇 단계의 계산과정을 거쳐야 하는 문제점이 있다.

Wong 등은 그림 1과 같이 원통형 벽체 배면지반의 파괴면을 세가지 형태로 정의하고 깔대기 모양의 파괴면을 갖는 경우에 대한 토압산정식을 제안하였다. 그들은 원통형 벽체에서 발생하는 아칭현상을 중력에 의한 연직아칭과 수평아칭이 각각 독립적으로 발생하는 것으로 간주하였다. 벽체 변위에 따라 수평아칭 발생 후 소성영역 증가에 따라 깔대기 모양의 파괴면이 형성되어 중력에 의한 연직아칭이 발생하는 것으로 간주하였으며 연직아칭에 의한 토압은 소성평형법으로, 수평아칭에 의한 토압은 지반반응곡선을 이용한 변형구속법으로 산정하는 방법을 제시하고 각각의 최대값을 취한 후 설계를 위한 하중계수를 적용할 것을 제안하였다. 한편 저심도로 굴착된 원형수직구의 경우에는 연직아칭에 의존함을 언급하였다. 그러나, Wong 등은 깔대기형 파괴면에 대해 연직아칭에 의한 토압공식을 유도하는데 있어 소성파괴면에서의 힘의 평형조건을 근사적으로 고려하였다. 또한, 깔대기형 파괴면에 대해 Steinfeld, Karafiath와 Prater 등 기존의 많은 연구자들이 수평방향 아칭을 고려한 반면 그들은 이러한 파괴면은 단지 연직아칭만 유발하는 것으로 가정한 문제점이 있다.

본 연구에서는 지하수의 영향을 받지 않는 건조한 사질토지반에서 원형수직구에 설치된 흙막이벽체의 파괴형태를 살펴보고 소성평형법에 의한 파괴면이 원기둥형인 경우에 대한 Terzaghi의 토압공식을 수정하였으며, 파괴면이 깔대기형일 경우에 대한 토압공식을 제안하였다. Terzaghi의 토압공식에 대해서는 미소요소의 평형조건에서 전단응력을 실제적으로 고려하고, 상재하중과 벽면마찰각을 고려하였다. 깔대기형 파괴형태에 대해서는 Wong 등이 연직아칭을 고려한 토압공식 유도시 근사화 시킨 파괴면에서의 힘의 평형조건을 실제적으로

고려한 토압공식을 제안하였다.

$$p_i = \frac{2 K_o - N}{\sigma_{z0}} \quad (\text{모드 C, } \sigma_\theta - \sigma_z) \quad (6)$$

2. 원형수직구 주변지반의 거동

2.1 지반 파괴모드

Wong 등은 원형수직구의 거동은 지표근처 저심도에서는 중력에 주로 의존한다고 언급하고 그림 1과 같이 세 가지 응력성분인 σ_z , σ_θ 와 σ_r 의 영향을 받는 삼차원 문제로 설명하였다.

굴착에 의해 변형이 발생함에 따라 파괴모드는 세 응력성분의 상대적인 크기와 초기 지중응력에 의존한다. 최대주응력이 σ_θ 와 σ_r 일 경우에는 모드 A, 최대주응력이 σ_z 와 σ_r 일 경우에는 모드 B, 그리고 σ_θ 와 σ_z 가 최대주응력일 경우에는 모드 C의 파괴모드를 보인다.

Terzaghi는 탄성체의 축대칭인 경우 응력분포를 식 (1)~식 (3)과 같이 나타내었다.

$$\sigma_{z0} = \gamma h = p_o \quad (1)$$

$$\sigma_r = K_o p_o - (K_o p_o - p_i) \left(\frac{R}{r} \right)^2 \quad (2)$$

$$\sigma_\theta = K_o p_o + (K_o p_o - p_i) \left(\frac{R}{r} \right)^2 \quad (3)$$

Wong 등에 의하면, 이 때 $r=R$ 에서의 토압은 무한탄성체 내의 원형공동이론(thick wall cylinder theory)과 선형 Mohr-Coulomb 파괴기준에 근거하여 식 (4)~식 (6)과 같이 표현된다.

$$p_i = \frac{2 K_o \sigma_{z0}}{N+1} \quad (\text{모드 A, } \sigma_\theta - \sigma_r) \quad (4)$$

$$p_i = \frac{\sigma_{z0}}{N} \quad (\text{모드 B, } \sigma_z - \sigma_r) \quad (5)$$

여기서,

p_i : 원통형 벽체에 작용하는 토압

K_o : 정지토압계수

N : 최대주응력비(= $\tan^2(45^\circ + \phi/2)$)

σ_{z0} : 초기 연직 지중응력

r : 벽체 중심으로부터의 거리

R : 원통형 벽체 반경

식 (4)~식 (6)으로부터 K_o 값이 다음과 같을 때 모드 A, B, C의 항복이 시작된다.

$$\frac{N+1}{2N} < K_o < \frac{N+1}{2} \quad (\text{모드 A}) \quad (7)$$

$$K_o < \frac{N+1}{2N} \quad (\text{모드 B}) \quad (8)$$

$$\frac{N+1}{2} < K_o \quad (\text{모드 C}) \quad (9)$$

모드 A는 일반적인 수평터널의 경우이며, 모드 C는 일반적으로 존재하기 어려운 경우로써 무시되어 왔다. 모드 B는 일반적인 사질토지반의 지중응력상태임을 알 수 있다. 따라서, 일반적으로 사질토지반에 설치되는 원형수직구 배면지반에서는 모드 B와 같은 깔대기형 파괴면이 발생함을 예측할 수 있다. Wong 등은 두 파괴모드의 경계에서의 K_o 를 $K_{cr} = (N+1)/2N$ 로 정의하였다. 내부마찰 각 $\phi = 30^\circ$ 인 사질토 지반에 대해서 파괴모드를 구분 짓는 K_o 값은 아래와 같으며, 여기서, $K_{cr} = 0.67$ 이다.

$$0.67 < K_o < 2.0 \quad (\text{모드 A})$$

$$K_o < 0.67 \quad (\text{모드 B})$$

$$2.0 < K_o \quad (\text{모드 C})$$

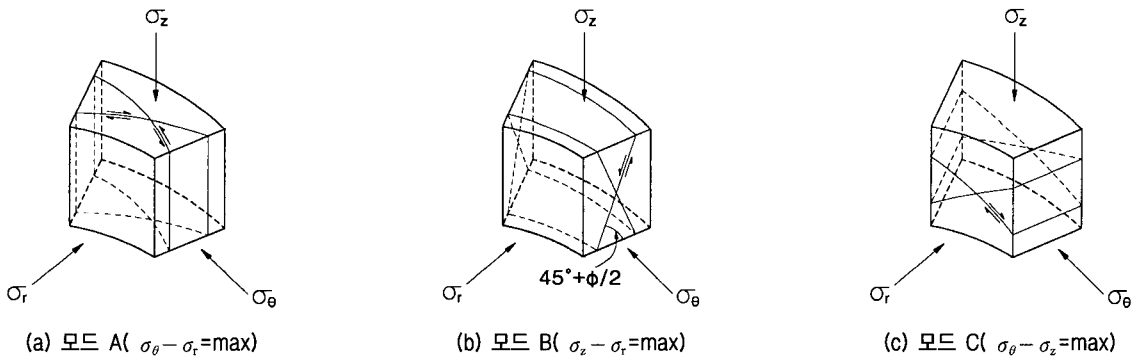


그림 1. 주응력 상태에 따른 파괴모드(Wong 등)

2.2 수평면에서의 토압계수

Müller-Kirchenbauer 등, Karafiath, Steinfeld와 Prater 등은 수평면에서의 아칭에 의한 토압감소를 고려하기 위하여 연직응력에 대한 접선응력의 비인 수평면(radial plane)에서의 토압계수 λ 를 도입하였다. Wong 등은 원통형 벽체 배면지반이 탄성상태에서 소성상태에 도달함에 따른 응력상태를 그림 2와 같이 설명하였으며, 탄성상태에서는 초기연직응력 σ_z 가 접선응력 σ_θ 보다 크지만, 벽체변위가 증가함에 따라 소성상태에 도달하면서 점차 $\sigma_z = \sigma_\theta$, 즉 $\lambda=1$ 이 됨을 설명하였다.

Steinfeld는 수평면에서의 토압계수 $\lambda=1$ 로 가정하였으며, Prater는 원통형 벽체의 배면지반에서 주동상태에서는 $\sigma_\theta = \sigma_z = \sigma_1$ 이고 $\sigma_r = \sigma_2 = \sigma_3$ 이며, 소성상태에 도달하였을 때 $\lambda=1$ 로써 $\sigma_z = \sigma_\theta$ 로 가정할 수 있음을 설명하였다. 그러나 그는 K_0 는 1보다 훨씬 작으므로 극한평형상태에서 λ 가 1까지 증가하지는 않는 것으로 보았으며 따라서, $\sigma_z = \sigma_\theta(\lambda=1)$ 로 간주한 Berezantzev의 토압 공식은 토압을 과소평가하는 것으로 설명하였다. 또한 그는 기존에 제안된 토압공식들을 비교한 결과로써 수평면에서의 토압계수 λ 는 $K_a < \lambda < K_0$ 이며 $\lambda=1$ 은 토압을 과소평가하고 $\lambda=0$ 은 토압을 과대평가하는 것으로 설명하였다. 이러한 이유로 Prater는 $\lambda=1 - \sin\phi$ 를 적용하는 것이 $\lambda=1$ 을 적용하는 것 보다 합리적이고 안전측인 것으로 보았다. 한편, Müller-Kirchenbauer 등은 $\lambda=0.7 \sim 0.85$ 로 보았으며 토압공식 적용시 $\lambda=0.7$ 을 적용하였다.

본 연구에서는 연직응력에 대한 접선응력의 비인 수평면에서의 토압계수 λ 는 Prater와 같이 $\lambda=1 - \sin\phi$ 를 적용하였다.

2.3 연직면에서의 토압계수

Handy(1985)는 아칭효과를 고려한 토압을 산정하기 위하여 $\phi=10^\circ \sim 40^\circ$ 와 $\delta=\phi$ 인 조건에서 옹벽 배면에 위치하는 미소수평요소에 작용하는 연직응력의 평균치 $\bar{\sigma}_z$ 와 벽체에 작용하는 수평응력 σ_{ahw} 의 비로 정의되는 벽면마찰을 고려한 주동토압계수를 제안하였으나, 일반적으로 $\phi=0$ 인 경우에 연직응력에 대한 수평응력의 비는 1.0이 되어야 하는 것에 비해 Handy의 토압계수는 1.06을 제공하는 문제점이 있다.

본 연구에서 토압산정을 위한 토압계수 K_w 는 Harrop-Williams(1989)가 아칭효과를 고려한 토압을 산정하기 위하여 제안한 벽면마찰각을 고려한 주동토압계수인 식 (10)을 이용하였으며, 이 식은 $\phi=0$ 이고 $\delta=0$ 일 때 주동토압계수는 1.0이 되며 Coulomb의 주동토압계수와 같은 값을 나타낸다.

$$K_w = \frac{1 + K \tan^2 \theta}{\tan^2 \theta + K} \quad (10)$$

여기서, $K = \tan^2(45^\circ - \phi/2)$

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

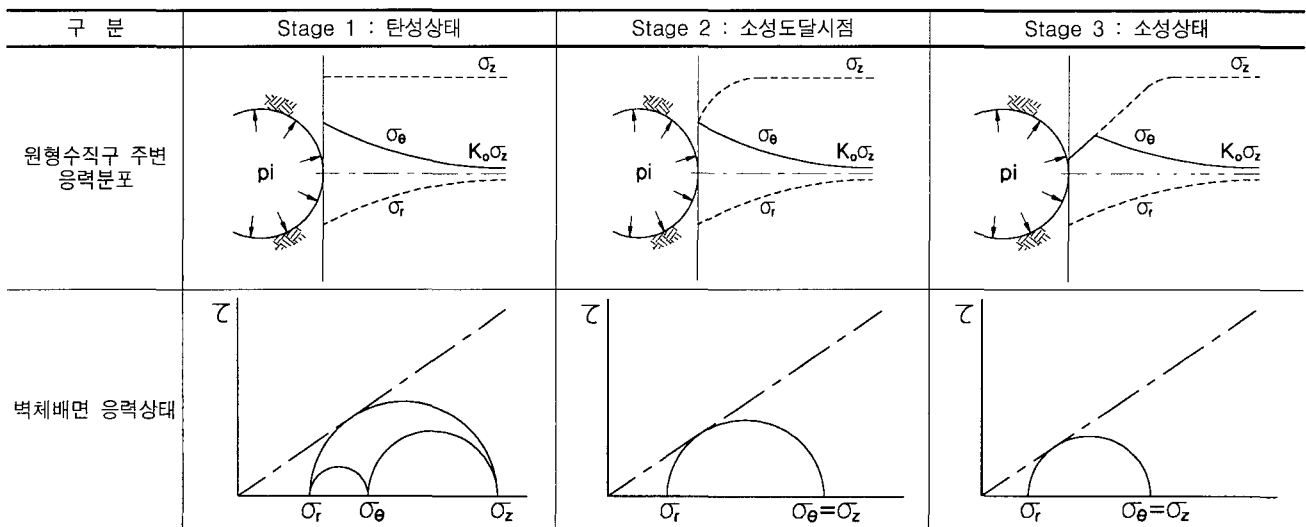


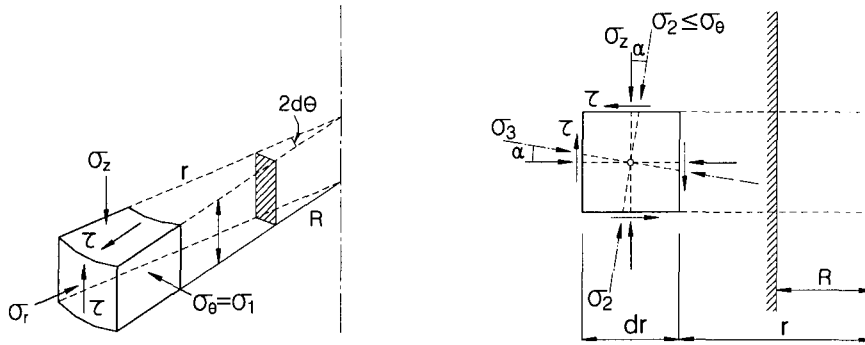
그림 2. 원통형 벽체 배면지반의 응력상태 ($K_0 > K_a$)

3. 원기둥형 파괴모드(모드 A)에 대한 토압공식

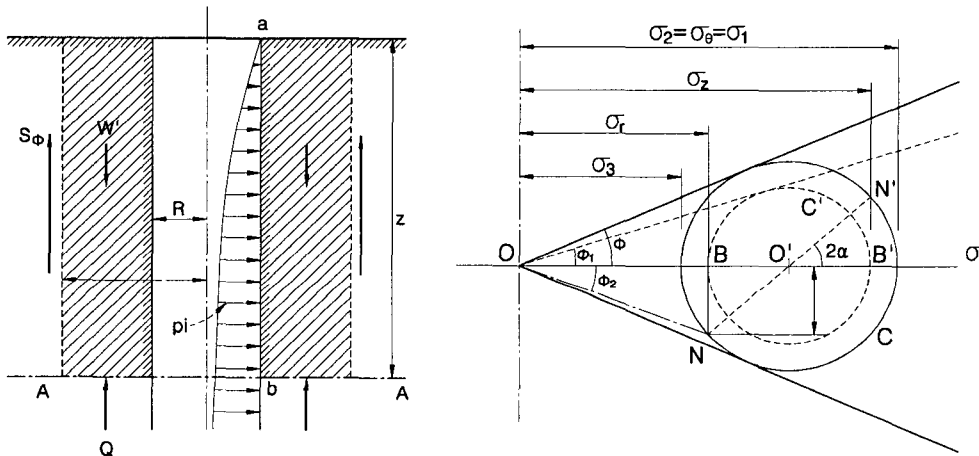
3.1 기존 토압공식의 고찰

Terzaghi는 원형수직구 배면지반의 파괴면과 응력상태를 그림 3과 같이 가정하였으며, 흙요소에 작용하는

$\sigma_z, \sigma_r, \sigma_\theta$ 는 실제로는 주응력이 아니며 임의의 각 α 만큼 기울어진 것으로 설명하였다. 한편, 그는 연직응력 σ_z 와 접선응력 σ_θ 는 근사적으로 같다고 가정하였다. 이는 앞에서 설명한 바와 같이 수평면에서의 토압계수 λ 를 1로 가정한 것으로 볼 수 있다. 그러나, Terzaghi는 수평방향 아칭을 접선응력에 의한 토압감소로 고려하



(a) 원통형 벽체 중심에서의 임의의 거리 r에서 미소요소의 응력상태



(b) 토압산정을 위한 가정조건의 도식화

그림 3. 원통형 벽체의 파괴면과 응력상태의 가정(Terzaghi, 1943)

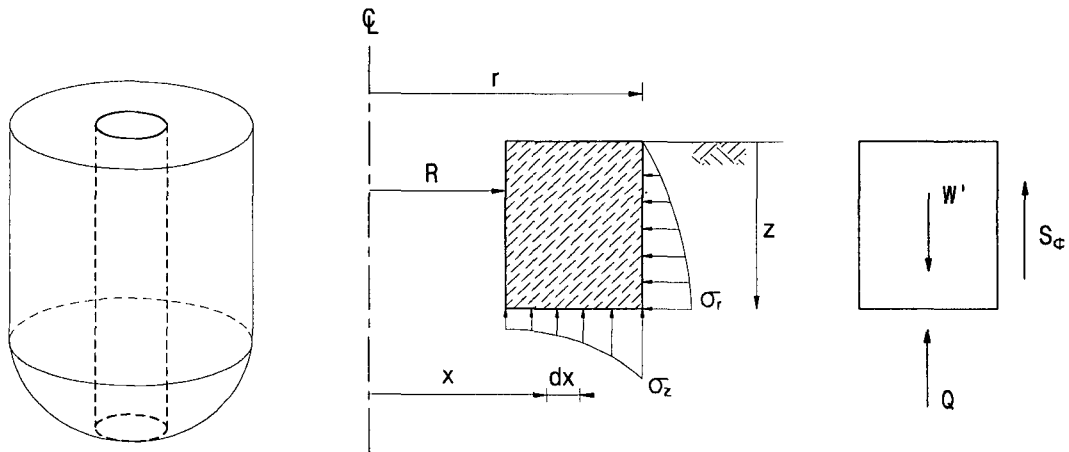


그림 4. 원기둥형 파괴면을 따른 토체의 힘의 평형

지 않고 식 (17)과 같이 원형공동이론과 선형 Mohr-Coulomb 파괴기준에 근거한 소성영역에서의 반경방향 응력과 의 관계식으로 고려하였다.

그림 3에서 R은 수직구 반경, r은 수직구 중심에서 파괴면까지의 거리, p_i는 깊이 z에서의 토압, σ₁, σ₂, σ₃는 주응력, φ₁은 그림 3(b)와 같이 최소주응력이 σ_r이고 최대주응력이 σ_z인 Mohr원에서의 내부마찰각이며 φ₂는 파괴면에서의 흙의 마찰각이다. 그림 3(b)의 파괴면에 대한 토체의 힘 평형조건을 고려하면 그림 4와 같다. 활동 토체의 힘 평형조건으로부터 원통형 벽체에 작용하는 토압은 식 (11)과 같이 표현할 수 있다. Terzaghi는 파괴면에 작용하는 전단응력은 $\frac{1}{2} \sigma_r \tan \phi_2 \sim \sigma_r \tan \phi_2$ 이나 안전측으로 $\frac{1}{2} \sigma_r \tan \phi_2$ 를 적용하였다.

$$p_i = \frac{\gamma z (n_1^2 - 1)}{\frac{2a}{a+1}(n_1^{a+1} - 1) + \frac{n_1^a}{R} \tan \phi_2 \cdot z} \quad (11)$$

여기서, z : 지표면으로부터의 깊이

γ : 흙의 단위중량

n : 벽체 반경에 대한 파괴면까지의 거리의 비(= $\frac{r}{R}$)

a : 반경응력에 대한 연직응력의 비

$$\left(= \frac{\sigma_z}{\sigma_r} = \tan^2(45^\circ + \frac{\phi_1}{2}) \right)$$

φ₂ : 파괴면에서의 흙의 마찰각

Terzaghi는 변수 m_σ를 식 (13)과 같이 취하여 벽체 토압을 식 (12)와 같이 산정하도록 제안하였다.

$$p_i = m_\sigma \gamma R \quad (12)$$

여기서,

$$m_\sigma = \frac{z(n_1^2 - 1)}{\frac{2a}{a+1}(n_1^{a+1} - 1)R + n_1^a \tan \phi_2 z} \quad (13)$$

Terzaghi는 흙의 내부마찰각이 30° ~ 40° 일 때, φ₁ = φ₂ = φ - 5°를 제안하였다. 식 (11)에서 z = ∞일 때 p_i가 최대일 n₁값과 이 때의 m_σ는

$$n_1 = \sqrt{\frac{a}{a-2}}, \quad m_\sigma = \frac{(a-2)^{\frac{a-2}{2}}}{n_1^{a/2} \tan \phi_2} \quad (14)$$

이다. 여기서, 파괴면까지의 거리 r는 n₁ · R이다.

3.2 수정된 토압공식의 유도

상재하중, 벽면마찰, 그리고 파괴면에 작용하는 전단 저항력을 고려한 활동 토체의 미소수평요소는 그림 5와 같이 나타낼 수 있다. 그림 5에서 파괴면 근처 지반에서의 연직응력과 반경응력의 관계는 식 (15)와 같다.

$$\sigma_z = a \sigma_r \quad (15)$$

여기서, a : 반경방향응력에 대한 연직응력의 비

$$\left(= \frac{\sigma_z}{\sigma_r} = \tan^2(45^\circ + \frac{\phi_1}{2}) \right)$$

또한, 미소요소의 자중은

$$dW = \pi \gamma (r^2 - R^2) dz \quad (16)$$

이다. 한편, Mohr-Coulomb 파괴기준에 근거하여 원형 공동 내부압력 p_i와 소성영역내의 임의의 거리 r에서의 반경방향응력 σ_r의 관계는

$$\sigma_r = p_i \left(\frac{r}{R} \right)^{a-1} \quad (17)$$

로 나타낼 수 있으므로(Westergaard, 1940), 미소요소의 윗면에 작용하는 연직응력의 합력은 식 (17)을 이용하여 식 (18)과 같다.

$$\int_R^r \int_0^{2\pi} \sigma_z x \, d\theta dx = 2\pi a p_i \frac{R^2}{a+1} \left\{ \left(\frac{r}{R} \right)^{a+1} - 1 \right\} \quad (18)$$

한편, 미소 요소의 밑면 연직응력의 합력은 식 (15)와 식 (17)을 이용하면

$$\int_R^r \int_0^{2\pi} (\sigma_z + d\sigma_z) x \, d\theta dx = 2\pi a p_i \frac{R^2}{a+1} \left\{ \left(\frac{r}{R} \right)^{a+1} - 1 \right\} + 2\pi a dp_i \frac{R^2}{a+1} \left\{ \left(\frac{r}{R} \right)^{a+1} - 1 \right\} \quad (19)$$

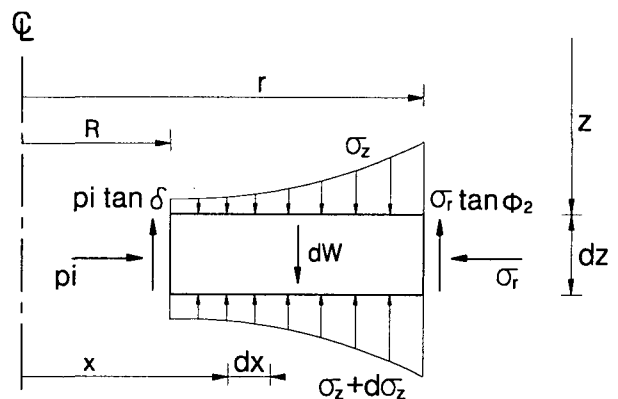


그림 5. 원기둥형 활동토체의 미소수평요소에서의 힘의 평형

와 같이 나타낼 수 있다. 연직응력의 평형조건을 고려하면

$$dW + \int_R^r \int_0^{2\pi} \sigma_z x \, d\theta dx - \int_R^r \int_0^{2\pi} (\sigma_z + d\sigma_z) x \, d\theta dx - 2\pi R p_i \tan \delta dz - 2\pi r \sigma_r \tan \phi_2 dz = 0 \quad (20)$$

로 나타낼 수 있으며, 다시 미분방정식의 형태로 정리하면

$$\frac{dp_i}{dz} + \frac{(a+1) \left\{ r \left(\frac{r}{R} \right)^{a-1} \tan \phi_2 + R \tan \delta \right\}}{aR^2 \left\{ \left(\frac{r}{R} \right)^{a+1} - 1 \right\}} p_i = \frac{\gamma(a+1)(r^2 - R^2)}{2aR^2 \left\{ \left(\frac{r}{R} \right)^{a+1} - 1 \right\}} \quad (21)$$

와 같이 표현된다. 식 (21)은 비제차 선형 일계 미분방정식이다.

경계조건 $z=0$ 에서 $\sigma_z = q$ (q : 상재하중)를 고려하면 식 (21)의 해는

$$p_i = \left\{ \frac{q}{a} n^{1-a} - \frac{\gamma R(n^2 - 1)}{2(n^a \tan \phi_2 + \tan \delta)} \right\} e^{-\frac{(a+1)(n^a \tan \phi_2 + \tan \delta)}{aR(n^{a+1} - 1)} z} + \frac{\gamma R(n^2 - 1)}{2(n^a \tan \phi_2 + \tan \delta)} \quad (22)$$

이고, 식 (22)가 최대일 때의 n 값(n_1)은 $p_i, z=\infty$ 를 n 에 대해 편미분하면

$$n_1 = \sqrt{\frac{a}{a-2}} \quad (23)$$

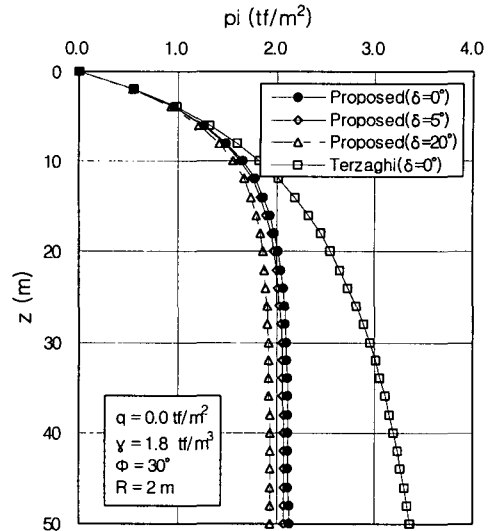
이다. 식 (23)은 Terzaghi가 식 (14)와 같이 제시한 n_1 과 같은 값을 나타내고 있다.

표 1은 내부마찰각에 따른 원형수직구 중심에서 활동면까지의 거리의 비 n_1 값을 나타내고 있다. 내부마찰각이 증가함에 따라 n_1 이 감소하므로 활동면까지의 거리 r 이 작아지고 따라서 활동토체의 자중이 감소하므로 벽체에 작용하는 토압은 그림 6(b)와 같이 감소할 것이라는 것을 예측할 수 있다.

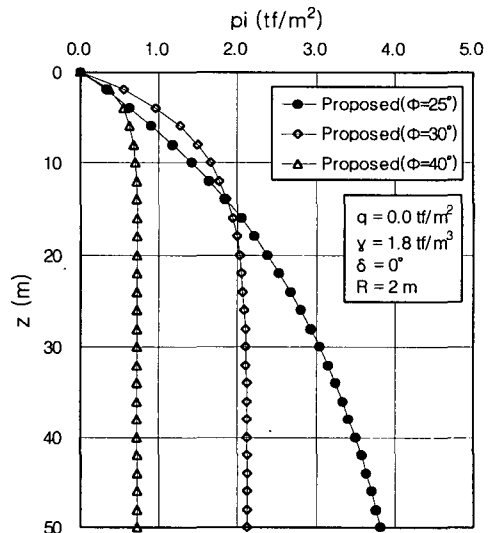
그림 6(a)는 원기둥형 파괴면을 갖는 파괴모드 A에

표 1. 내부마찰각에 따른 원형수직구 중심에서 활동면까지의 거리 ($r = n_1 \cdot R$)

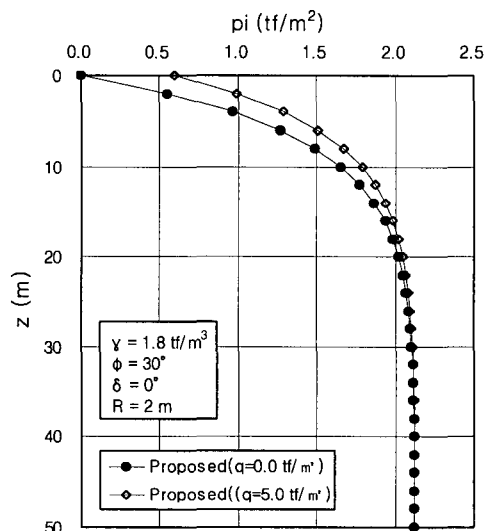
ϕ	25°	30°	35°	40°
a	2.040	2.464	3.000	3.690
n_1	7.176	2.305	1.732	1.478



(a) 벽면마찰각의 영향



(b) 내부마찰각의 영향



(c) 상재하중의 영향

그림 6. 원기둥형 파괴모드(모드 A)에 대한 토압 비교

대한 Terzaghi의 토압공식과 제안식인 식 (22)를 비교한 그래프이다. 제안된 토압공식은 활동면에서의 전단저항력을 실제적으로 고려한 결과, 전단저항력을 안전측으로 작게 고려한 Terzaghi의 토압공식보다 다소 작은 토압을 산정하였다. 또한, 그림 6(a)는 제안된 토압공식에 대한 벽면마찰각의 영향을 나타낸다. 벽면마찰각이 증가할수록 토압이 감소하는 경향을 보여주고 있다. 그림 6(b)는 제안된 토압공식에 대한 흙의 내부마찰각의 영향을 나타낸다. 내부마찰각이 감소할수록 토압이 증가하면서 깊이에 따른 토압의 수렴속도가 감소하는 경향을 보여주고 있다. 이는 표 1과 같이 내부마찰각이 감소할수록 중력에 의해 미끄러져 내려오는 토체의 크기가 감소하고 활동면에서의 전단저항력이 감소하면, 결국 아칭효과의 감소로 이어져 깊이가 증가함에 따른 전단저항력의 증가율이 감소하는 현상을 잘 반영하고 있는 것으로 판단된다. 그림 6(c)는 제안된 토압공식에 대한 상재하중의 영향을 나타낸다. 지표면 근처에서는 상재하중을 고려한 경우 큰 수평토압을 산정하나 깊이가 깊어짐에 따라 상재하중의 영향은 감소하여 일정깊이 이상에서는 그 영향이 없어지는 경향을 보인다. 이는 일정깊이 이상의 심도에서는 자중과 상재하중에 의한 연직하중과 활동면에서의 전단저항력이 평형을 이루기 때문으로 판단된다.

4. 깔대기형 파괴모드(모드 B)에 대한 토압공식

4.1 기존 토압공식의 고찰

Berezantzev는 $45^\circ + \phi/2$ 의 경사를 갖는 깔대기 모양의 파괴면에 대해 접선응력 σ_θ 를 주응력으로 고려하고 토압계수 λ 를 도입하여 토압공식을 근사적으로 제안하였다. 그러나 그의 토압공식은 모드 A형 파괴면에 대한 Terzaghi 제안식과 유사한 토압을 산정하며, 기타 토압공식이나 실측값에 비하여 토압을 실제보다 과소평가하는 경향이 있다(Szechy). Müller-Kirchenbauer 등, Karafiath, Steinfeld와 Prater 등은 깔대기형 파괴면이 발생하는 것으로 가정하여 수평아칭은 접선응력에 의해 발생하고, 연직아칭은 파괴면에서의 전단저항력에 의해 발생하는 것으로 간주하고 토압공식을 유도하였다. 그러나, Müller-Kirchenbauer 등의 토압공식은 벽체 하단에서 일정 크기의 토압이 작용하는 것으로 예측되어 원통형 벽체 하단에서 토압이 거의 발생하지 않는 자신들

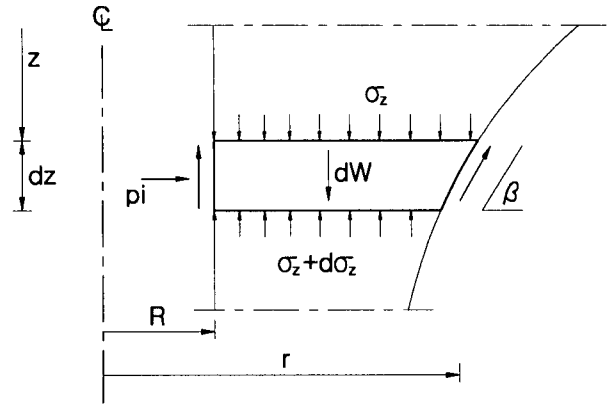


그림 7. 활동토체의 미소요소에서의 힘의 평형(Wong 등)

의 모형시험 결과와 맞지 않는 문제점이 있다. Steinfeld는 수평면과 임의의 각 β 의 경사각을 갖는 활동면에 대하여 활동토체의 아칭효과는 접선응력에 기인하는 것으로 가정하여 토압공식을 유도하였다. 이 때 β 는 벽체에 작용하는 토압이 최대인 경사각이다. 그러나 그의 토압공식은 지표와 가까운 깊이에서는 부(-)의 토압을 산정하는 문제점이 있다. 즉, 토압이 작용하지 않는 것으로 예측된다. 한편, Prater의 토압공식은 벽체 하단에서 부(-)의 토압이 발생하는 것으로 예측되는 문제점이 있다.

Wong 등은 원통형 벽체에서 발생하는 아칭현상을 중력에 의한 연직아칭과 원형단면으로 인한 수평아칭으로 구분하고 각각 독립적으로 발생하는 것으로 간주하였다. 벽체 변위에 따라 수평아칭 발생 후 소성영역 증가에 따라 깔대기 모양의 파괴면이 형성되어 중력에 의한 연직아칭이 발생하는 것으로 간주하였으며 연직아칭에 의한 토압은 소성평형법으로, 수평아칭에 의한 토압은 지반반응곡선을 이용한 변형구속법으로 산정하는 방법을 제시하고 각각의 최대값을 취한 후 설계를 위한 하중계수를 적용할 것을 제안하였다. 그러나, Wong 등은 깔대기형 파괴면에 대해 연직아칭에 의한 토압공식을 유도하는데 있어 소성파괴면에서의 힘의 평형조건을 근사적으로 고려하였다. 또한, 깔대기형 파괴면에 대해 Steinfeld, Karafiath와 Prater 등 기존의 많은 연구자들이 썩기효과(wedge effect)에 의한 접선응력에 의한 수평방향아칭을 고려한 반면 그들은 이러한 파괴면은 단지 연직아칭만 유발하는 것으로 가정한 문제점이 있다.

Wong 등은 수평면과 β 의 경사각을 갖는 파괴면에 대하여 미소수평요소의 힘의 평형관계로부터 소성 평형법에 의한 원통형 벽체에 작용하는 토압공식을 식 (24), 식 (25)와 같이 제안하였다.

$$\frac{d\sigma_z}{dz} + \frac{2\pi}{A} \left(\frac{K_s \mu_s r}{\sin \beta} + K_w \mu_w R \right) \sigma_z = \gamma \quad (24)$$

- 여기서, A : 임의의 깊이에서의 활동토체의 수평단면적
R : 수직구 반경
r : 파괴면까지의 거리
 β : 파괴면의 경사각 ($\beta=90^\circ$: 모드 A, $\beta=45^\circ + \phi/2$
: 모드 B)
 K_s, K_w : 흙-흙, 흙-벽체 경계면 응력비(= K_a)
 μ_s : 흙-흙 경계면 마찰계수(= $\tan \phi$)
 μ_w : 흙-벽체 경계면 마찰계수(= $\tan \delta$)

식 (24)에서 연직응력 σ_z 를 계산하여 식 (25)에 의해 벽체에 작용하는 토압을 산정한다.

$$p_i = K_a \sigma_z \quad (25)$$

그러나, Wong 등은 파괴면에서의 힘의 평형관계를 실제로 고려하지 않고 $\sin \beta$ 를 이용하여 근사적으로 토압공식을 유도하였다.

4.2 깔대기형 파괴모드에 대한 토압공식의 제안

본 절에서는 깔대기형 파괴모드에 대한 새로운 토압 공식을 제안하였다. 상재하중과 벽면마찰의 영향을 고려하였으며, 지반은 건조한 상태로 가정하고 지하수의 영향은 고려하지 않았다.

미소 수평요소와 파괴면에서의 힘의 평형을 실제적으로 고려하면 그림 8과 같다. 그림 8(b), (c)에서 수평방향 힘의 평형을 고려하면

$$\int_0^{2\pi} p_w \cos \delta R d\theta dz + \int_0^{2\pi} 2\sigma_\theta \sin\left(\frac{d\theta}{2}\right)(r-R) dz = \int_0^{2\pi} p_s \sin(\beta-\phi) r d\theta dz \quad (26)$$

이고, $d\theta$ 가 매우 작은 경우 $\sin\left(\frac{d\theta}{2}\right) \approx \frac{d\theta}{2}$ 로 간주할 수 있으므로 각 항을 적분 후 다시 정리하면

$$2\pi R p_w \cos \delta + 2\pi(r-R)\sigma_\theta = 2\pi \sin(\beta-\phi) p_s \quad (27)$$

이다. $p_i = p_w \cos \delta = K_w \sigma_z$ 이고 $\sigma_\theta = \lambda \sigma_z$ 이므로

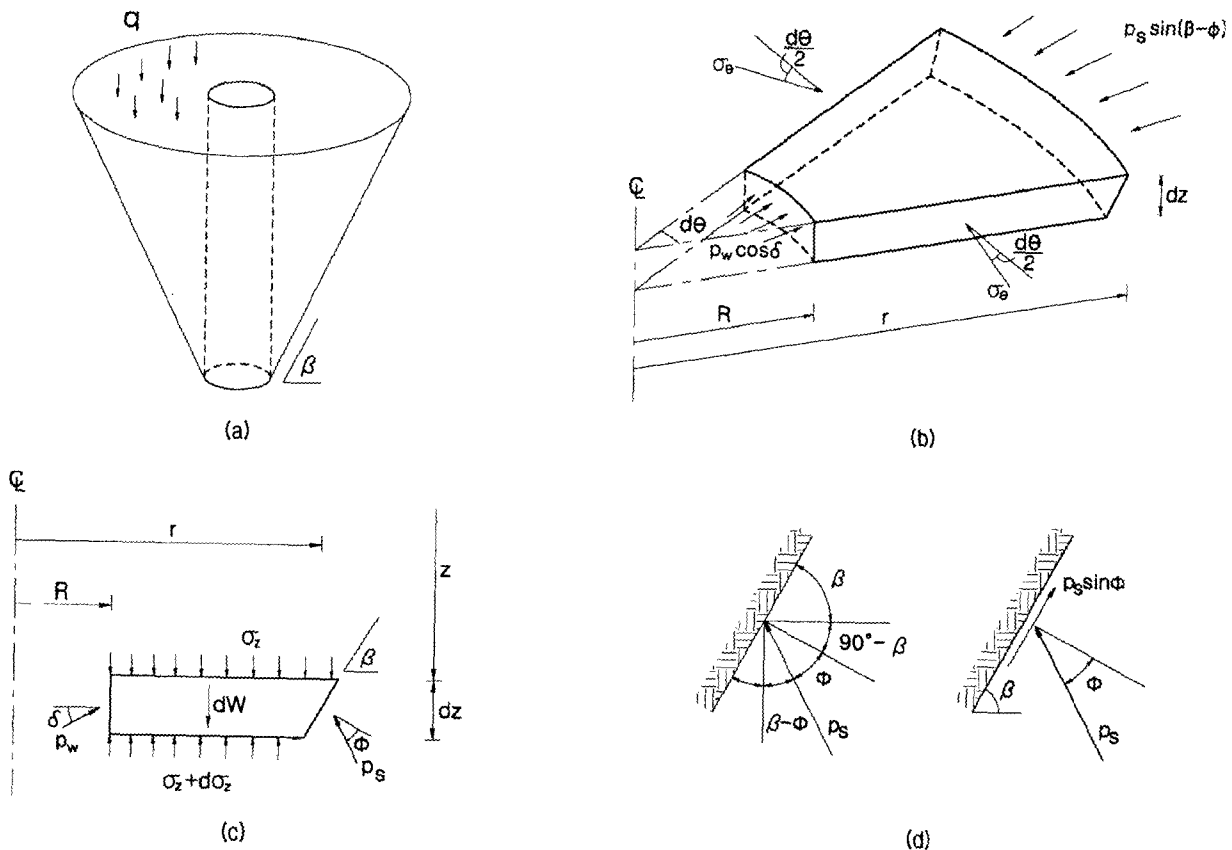


그림 8. 활동토체의 미소수평요소에서의 힘의 평형

$$p_s = \frac{1}{r \sin(\beta - \phi)} \{K_w R + \lambda(r - R)\} \sigma_z \quad (28)$$

로 나타낼 수 있고, 연직면에 대하여 벽체에 작용하는 토압은 식 (29)와 같다.

$$p_i = p_w \cos \delta = K_w \sigma_z \quad (29)$$

그림 8(c)에서 연직방향 힘의 평형을 고려하면

$$A d\sigma_z + 2\pi R p_w \sin \delta dz + 2\pi p_s \sin \phi dz = \gamma A dz \quad (30)$$

이고, 식 (28)과 식 (29)를 식 (30)에 대입하여 정리하면 식 (31)과 같은 비제차 선형 일계 미분방정식을 얻을 수 있다.

$$\frac{d\sigma_z}{dz} + \frac{2\pi}{A} [K_w R \tan \delta + \frac{\sin \phi}{\sin(\beta - \phi)} K_w R + \lambda(r - R)] \sigma_z = \gamma \quad (31)$$

식 (31)을 경계조건 $z=0$ 에서 $\sigma_z = q$ (q : 상재하중)를 고려하여 풀면 식 (32)를 얻을 수 있으며, 식 (29)와 식 (32)를 이용하여 원통형 벽체에 작용하는 토압을 산정할 수 있다.

$$\sigma_z = (q - \frac{\gamma}{M}) e^{-Mz} + \frac{\gamma}{M} \quad (32)$$

여기서,

$$M = \frac{2\pi}{A} [K_w R \tan \delta + \frac{\sin \phi}{\sin(\beta - \phi)} \{K_w R + \lambda(r - R)\}]$$

A = 임의의 깊이 z 에서의 활동토체의 수평 단면적

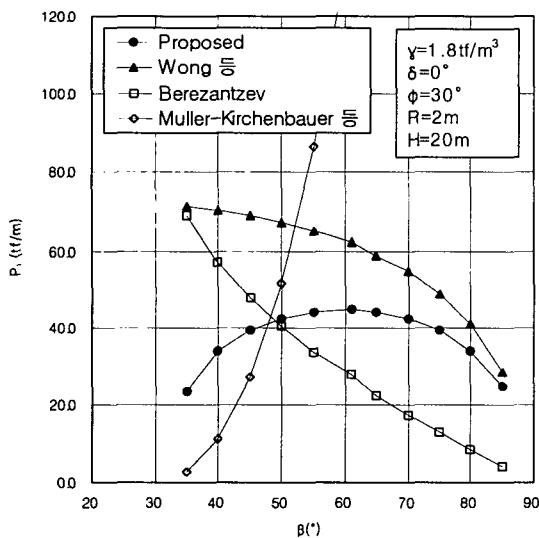
$$\lambda = \frac{\sigma_\theta}{\sigma_z} = 1 - \sin \phi$$

q = 상재하중

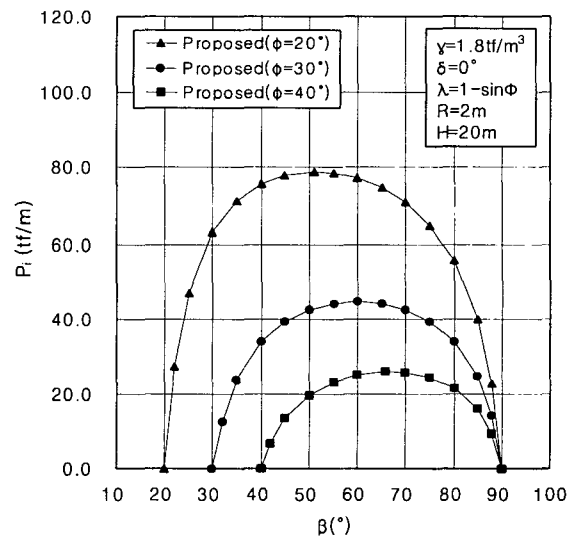
$$\beta = 45^\circ + \phi/2$$

그림 9(a)는 파괴모드 B에 대한 기존의 토압공식과 제안식에 대한 파괴면 경사각의 영향을 보여주고 있다. Wong 등이 제안한 식 (24), 식 (25)와 Berezantzev의 토압공식에 의하면 항복영역의 크기가 감소할수록, 즉 파괴면의 경사각이 커질수록 벽체에 작용하는 토압은 점차 감소하는 것으로 예측된다. Müller-Kirchenbauer 등의 토압공식은 파괴면의 경사각이 증가할수록 토압은 무한히 증가하는 것으로 예측된다. 그러나, 이는 일반적으로 파괴면의 경사각이 증가하면 활동토체의 중량이 감소하여 토압이 감소하는 현상과 상충된다. 본 연구에서 제안된 토압공식의 경우는 파괴면의 경사각이 증가함에 따라 토압이 점차 증가하다가 임의의 경사각에서 최대값을 보인 후 점차 감소하는 경향을 나타내므로 토압의 실제거동을 적절히 예측하는 것으로 판단된다.

한편, 그림 9(b)는 제안된 토압공식에 대하여 흙의 내부마찰각과 파괴면의 경사각의 영향을 보여주고 있다. 제안된 토압공식은 내부마찰각의 값에 상관없이 파괴면의 경사각 β 가 대략 $45^\circ + \phi/2$ 일 때 최대값을 보임을 알 수 있으며, 이는 벽면마찰이 없을 때 평면변형조건의



(a) 각종 토압공식에 대한 파괴경사각의 영향



(b) 제안식에 대한 파괴경사각의 영향

그림 9. 파괴면 경사각의 영향

옹벽에 작용하는 Coulomb의 주동토압과 유사한 경향을 나타낸다. 또한, 제안식은 파괴면의 경사각이 흙의 내부 마찰각과 같을 경우에는 파괴면을 따라 활동이 발생하지 않아 토압이 작용하지 않는 것으로 계산 되고, 파괴면의 경사각이 90°일 경우에는 활동토체의 체적이 0이므로 토압이 발생하지 않는 것으로 계산 된다. 따라서, 파괴모드 B에 대하여 제안된 토압공식은 토압의 실제 거동을 잘 표현하고 있는 것으로 판단된다.

그림 10은 Berezantzev의 식, Wong 등의 식, 그리고 제안식 모두 내부마찰각 증가시 토압이 감소함을 보여주고 있으며, 깊이가 얇은 곳에서는 Coulomb의 주동토압과 거의 근사한 토압분포를 나타낸다.

그림 11은 토압에 대한 벽면마찰각의 영향을 보여주고 있다. 평면변형상태의 아칭효과를 고려한 Harrop-Williams의 토압공식은 벽면마찰각이 0보다 큰 경우에는 아칭효과로 인하여 벽체하단에서 토압이 0인 곡선분포를 나타내고, 벽면마찰각이 증가함에 따라 아칭효과로 인하여 얇은 깊이에서는 토압이 증가하고 깊은 깊이에서는 토압이 감소하는 경향을 나타내고 있다. 평면변형상태의 벽면마찰을 고려한 Coulomb토압은 벽면마찰각 증가시 깊이에 관계없이 토압이 일률적으로 감소함을 보여주고 있어 아칭효과를 고려하지 못하고 있고, 축대칭 조건인 원통형 벽체에 작용하는 토압에 대한 Wong 등의 식도 Coulomb토압과 동일한 경향을 나타내고 있다. 이는 Wong 등의 토압공식도 연직면에서의 토

압계수를 식 (25)와 같이 벽면마찰을 고려하지 않은 Rankine의 주동토압계수를 사용하므로써 아칭효과를 적절히 반영하지 못하기 때문에 판단된다. 한편, 제안된 토압공식은 벽면마찰각이 증가함에 따라 얇은 깊이에서는 평면변형조건인 Coulomb의 주동토압보다 크게 예측하고 깊은 깊이에서는 작게 예측함을 보여주고 있다. 또한, 벽면마찰각이 증가함에 따라 벽체상부에서는 토압이 증가하고 벽체하단 근처에서는 토압이 미소하게 감소하는 경향을 나타낸다. 따라서, 제안된 토압공식은 벽면마찰의 영향을 적절히 반영하고 있는 것으로 판단된다.

그림 12는 수평면에서의 토압계수 λ 의 영향을 나타내고 있다. 토압계수가 감소할수록, 즉 접선응력이 감소할수록 벽체에 작용하는 토압은 증가하는 경향을 나타내고 있다. 이는 Steinfeld 등 수평토압계수 λ 를 고려한 토압공식들과 동일한 경향을 나타내고 있다.

그림 13은 파괴모드 B에 대하여 기존에 제안된 토압공식을 비교한 그래프이다. 앞에서 기술한 바와 같이 Steinfeld의 토압공식은 지표와 가까운 깊이에서는 부(-)의 토압을 예측하고 있고, Prater의 토압공식은 벽체 하단에서 부(-)의 토압이 발생하는 것으로 나타나고 있다. Wong 등의 식과 제안된 식은 벽면마찰각 $\delta=0^\circ$ 일 때에도 벽체하부에서는 토압이 감소함을 보여주고 있는데, 이는 갈대기 모양의 파괴면 형성으로 하부로 갈수록 좁아져서 최하단부에서는 활동토체의 단면적이 0에 수

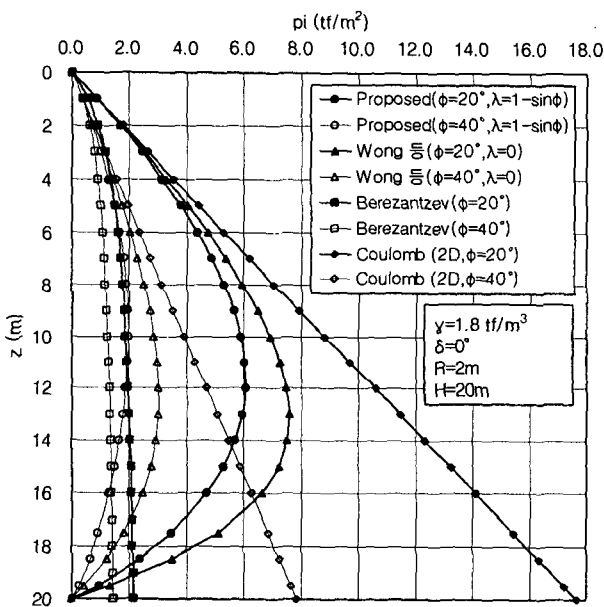


그림 10. 흙의 내부마찰각의 영향

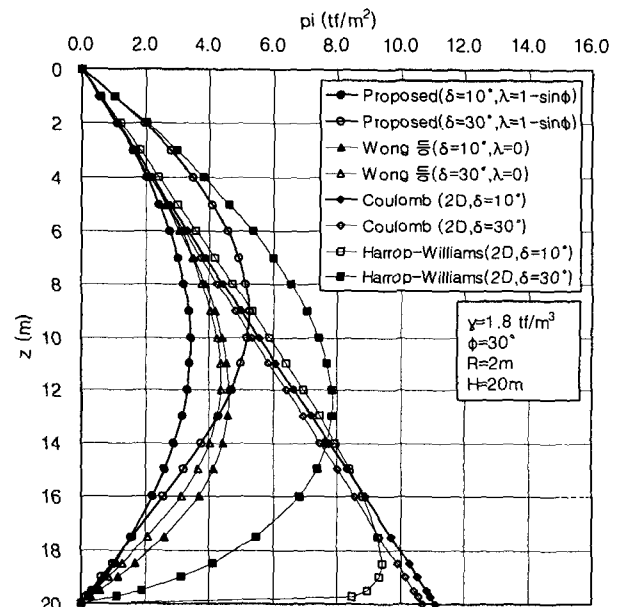


그림 11. 벽면마찰각의 영향

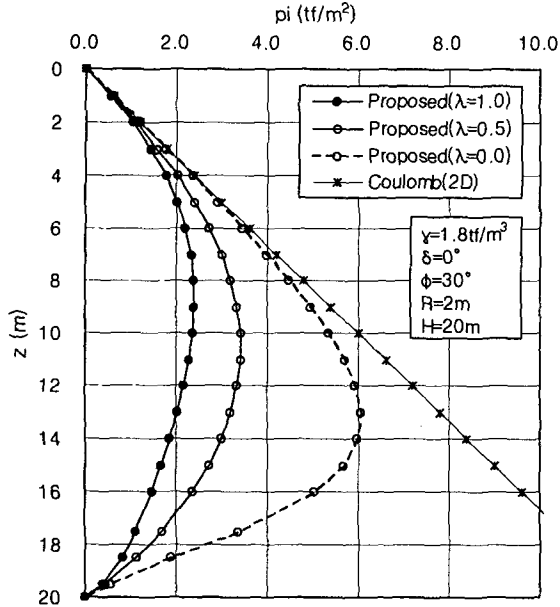


그림 12. 수평면에서의 토압계수의 영향

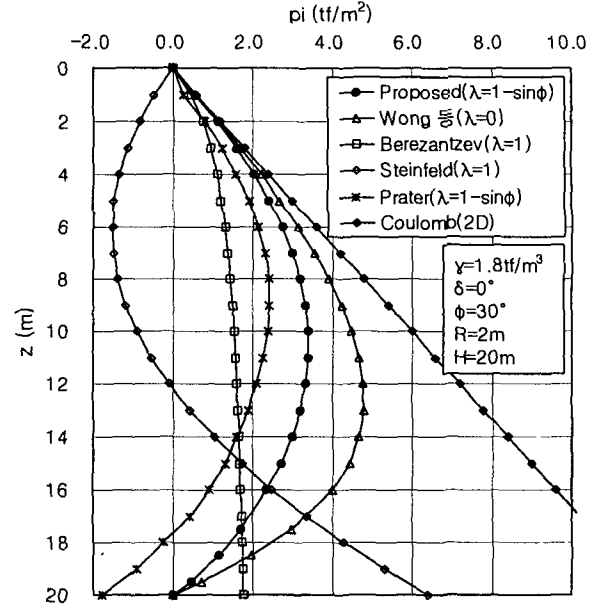


그림 13. 모드 B에 대한 토압공식 비교

림하기 때문으로 판단된다. 이는 아칭효과를 고려한 평면변형조건의 토압공식이 벽체 하단부에서 토압이 작용하지 않는 것으로 예측되는 것과 유사한 결과를 보여 주고 있다.

5. 결론

사질토지반에서 원형수직구가 시공될 경우 초기지중 응력상태에 따른 지반의 파괴모드를 살펴보고, 원기둥형 파괴면을 갖는 모드 A와 깔대기형 파괴면을 갖는 모드 B의 두 가지 파괴모드에 대해 제안된 원통형 흙막이 벽에 작용하는 토압산정공식을 고찰하였다. 평면변형상태의 Coulomb 파괴형태와 유사한 모드 B에 대하여 기존에 제안된 토압공식 중 Berezantzev의 토압공식은 실제보다 과소평가하는 경향이 있으며, 모드 A에 대한 토압공식과 근사한 토압을 예측하였다. Müller-Kirchenbauer 등의 토압공식은 벽체 하단에서 토압이 작용하는 것으로 예측되어 원통형 벽체 하단에서 토압이 거의 발생하지 않는 자신들의 모형시험 결과와 맞지 않는 문제점이 있다. Steinfeld의 토압공식은 지표와 가까운 깊이에서는 부(-)의 토압을 산정하는 문제점이 있다. 한편, Prater의 토압공식은 벽체 하단에서 부(-)의 토압이 발생하는 것으로 예측되는 문제점이 있다. Wong 등의 토압공식은 수평방향 아칭을 고려하지 않았고, 경사진 활동면에서의 힘의 평형관계를 실제적으로 고려하지 않으므로써 활동면의 경사각에 따른 토압의 거동을 합리적으로

나타내지 못하는 문제점이 있다.

본 연구에서는 지하수의 영향을 고려하지 않은 사질 토지반의 원통형 벽체에서 발생할 수 있는 각각의 파괴 모드에 대한 토압공식의 가정사항을 수정하여 새로운 토압공식을 제안하였으며, 제안된 토압공식에 대해 각종 매개변수의 영향을 분석하고 기존에 제안된 토압공식과 비교·분석한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 모드 A에 대한 토압공식인 Terzaghi의 토압공식은 토체에 작용하는 힘의 평형관계를 고려할 때 지표에서부터 임의의 깊이까지의 토체를 고려하므로써 활동면에서의 전단저항력을 실제적으로 고려하지 못하였다. 본 논문에서는 미소수평요소에 대한 힘의 평형관계를 고려하여 활동면에서의 전단저항력을 실제적으로 고려한 토압공식을 수정 제안하였으며, 제안된 토압공식은 Terzaghi의 토압공식보다 다소 작은 토압을 산정하였다.
- (2) 본 연구에서는 수평방향 아칭을 고려하고 활동면에서의 힘의 평형관계를 실제적으로 고려한 토압공식을 제안하였다. 제안된 토압공식은 벽면마찰이 없을 경우 파괴면의 경사각이 $45^\circ + \phi/2$ 일 때 최대값을 보여 벽면마찰이 없을 때 평면변형조건에서 Coulomb의 주동토압과 일치하는 경향을 보였다. 한편, 제안된 토압공식은 벽체 하단에서 토압이 작용하지 않는 것으로 예측되었으며, Prater의 토압공식보다는 크

고 수평방향 아칭을 고려하지 않은 Wong 등의 토압 공식보다는 작은 토압을 산정하였다.

- (3) 기존의 연구자들이 제안한 토압공식을 포함하여 본 연구에서 제안된 토압공식은 일반적으로 벽체의 붕괴를 방지하기 위해 필요한 최소토압을 산정한다. 따라서, 시공상 굴착벽면의 변형을 충분히 허용할 수 있는 흙막이벽 구조물에 적용될 수 있다.

이상과 같이 제안된 토압공식은 그 적용성 평가를 위하여 모형실험 및 현장계측 값 등의 실측값과의 비교를 위한 연구가 계속 수행되어야 한다.

참 고 문 헌

1. Berezantzev, V. G. (1952), "An axial-symmetric problem of limit equilibrium in a cohesionless medium", Moscow.
2. Handy, R. L. (1985), "The arch in soil arching", *J. of Geotech. Engrg.*, ASCE, Vol.111, No.3, pp.302-318.
3. Harrop-Williams, K. O. (1989), "Geostatic wall pressures", *J. of Geotech. Engrg.*, ASCE, Vol.115, No.9, pp.1321-1325.
4. Karafiath, L. (1953), "On some problems of earth pressure", *Acta Tech. Acad. Sci. Hung.*, pp.328-357.
5. Müller-Kirchenbauer, H., B. Walz U. H. Klapperich (1980), "Experimentelle und Theoretische Untersuchungen zum Erddruckproblem auf radial symmetrische Senkkästen und Schächte. Veröff. des Grundbauinstitutes der TU Berlin", H.7, p.113.
6. Prater, E. G. (1977), "An examination of some theories of earth pressure on shaft linings", *Can. Geotech. J.*, Vol.14, pp.91-106.
7. Steinfeld, K. (1958), "Über den erddruck auf schacht und brunnenwandungen", Contribution to the Foundation Engineering Meeting, Hambrug, *German Soc. of Soil Mech. Found. Eng.*, pp.111-126.
8. Szechy, K. (1966), "The art of tunnelling", Akademiai kiado, Budapest, pp.909-924.
9. Terzaghi, K. (1943), "Theoretical soil mechanics", John Wiley and Sons, pp.202-215.
10. Westergaard, H. M. (1940), "Plastic state of stress around a deep well", *J. Boston Soc. Civil Engrs.*, Vol.27, pp.1-5.
11. Wong, R. C. K. and Kaiser, P. K. (1988a), "Design and performance evaluation of vertical shafts : rational shaft design method and verification of design method", *Can. Geotech. J.*, Vol.25, pp.320-337.
12. Wong, R. C. K. and Kaiser, P. K. (1988b), "Behavior of vertical shafts : reevaluation of model test results and evaluation of field measurements", *Can. Geotech. J.*, Vol.25, pp.338-352.

(접수일자 2003. 5. 19, 심사완료일 2003. 9. 2)