

## 탄소성 방법과 유한요소법에 의한 붕괴 토류벽의 거동차이 분석

### Characteristics of Collapsed Retaining Walls Using Elasto-plastic Method and Finite Element Method

정 상 섬<sup>1</sup> Jeong, Sang-Seom

김 영 호<sup>2</sup> Kim, Young-Ho

#### Abstract

In this study, a numerical analysis was performed to predict the sequential behavior of anchored retaining wall where the failure accident took place, and verified accuracy of prediction through the comparisons between prediction and field measurement. The emphasis was given to the wall behaviors and the variation of sliding surface based on the two different methods of elasto-plastic and finite element (shear strength reduction technique). Through the comparison study, it is shown that the bending moment and the soil pressure at construction stages produce quite similar results in both the elasto-plastic and finite element method. However, predicted wall deflections using elasto-plastic method show underestimate results compared with measured deflections. This demonstrates that the elasto-plastic method does not clearly consider the influence of soil-wall-reinforcement interaction, so that the tension force (anchor force and earth pressure) on the wall is overestimated. Based on the results obtained, it is found that finite element method using shear strength reduction method can be effectively used to perform the back calculation analysis in the anchored retaining wall, whereas elasto-plastic method can be applicable to the preliminary design of retaining wall with suitable safety factor.

#### 요 지

본 연구에서는 실제 붕괴가 발생한 토류벽을 대상으로 해석 기법에 따른 시공단계별 거동특성을 분석하기 위하여, 단계별 굴착에 따른 토류벽의 변위, 휨모멘트, 토압분포, 예상 활동 파괴면을 수치해석을 통해 분석하였다. 특히 수치 해석에 사용되는 해석기법으로, 벽체와 지반의 상호작용이 고려되는 전단강도 감소기법과 상호작용을 고려하지 않는 탄소성 해석으로 나누어 해석기법에 따른 벽체의 거동 차이를 비교 하였다. 본 연구결과, 벽체의 휨모멘트와 토압은 해석기법에 따른 차이가 크지 않았지만, 지표 근처에서의 벽체 변위는 큰 차이를 나타냈다. 또한 실측 데이터와의 비교결과 탄소성 해석을 통한 해석 결과가 전단강도 감소기법을 통한 해석 결과보다 전체적으로 변위 및 파괴면 예측에서 과소 평가 되는 것으로 나타났다. 따라서, 전단강도 감소기법을 통한 유한요소 해석은 벽체의 시공 안정성 및 붕괴 후 원인 분석 등의 좀 더 세밀한 검토가 필요한 작업에서 유용하게 사용할 수 있으며, 탄소성 해석기법은 1차적인 설계 정도에 사용하여야 할 것으로 판단된다.

**Keywords :** Anchored retaining wall, Elasto-plastic method, Finite element method, Shear strength reduction technique, Sliding surface

1 정희원, 연세대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Yonsei Univ., soj9081@yonsei.ac.kr, 교신저자)

2 정희원, 연세대학교 토목공학과 박사과정 (Member, Graduate Student, Dept. of Civil Engrg., Yonsei Univ.)

\* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2009년 10월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

## 1. 서론

최근 대도시 지역에서와 같이 좁은 공간을 최대한 효과적으로 활용할 필요성이 있는 지역에서 건물의 고층화에 따른 굴착깊이의 증가는 지하굴착시 시공관리의 필요성을 증대시켰으며 단순한 벽체의 변형뿐만 아니라 주변지반의 침하와 인접건물의 영향 등에 대한 종합적인 검토를 요구하고 있다. 또한 최근 빈번하게 발생하고 있는 시공현장 토류벽 붕괴사고는 인명과 재산피해가 발생하여 분쟁을 일으킬 수 있기 때문에, 적절한 사고 원인 분석 및 사후 대책공법 개발도 시급한 실정이다. 이러한 도심지 고층건물과 지하시설물의 안전하고 효율적인 시공, 관리를 위하여 지반의 변형과 토류구조물의 거동, 그리고 그에 따른 주변지반의 침하를 보다 효과적으로 예측, 관리할 필요성이 증대되고 있다. 따라서 지반 굴착에 따른 흙막이 벽체의 안정성 해석을 위해 국내외 많은 연구자들(Haliburton, 1968; Clough, 1971; Clough and Tsui, 1974; Briaud and Kim, 1998; Jeong and Seo, 2004)에 의해 연구가 이루어져 왔지만, 보다 정확한 해석을 위해서는 벽체와 지반의 상호작용에 대한 이해가 필요하며 설계 시 이러한 상호작용의 영향을 고려하여야 한다.

지하연속벽체 안정성 해석 방법 중 탄소성 해석법은 입력자료가 간편하고 전문성을 많이 요구하지 않기 때문에 설계 시 사용빈도가 높지만, 해석 자체는 구조물의 질점을 대상으로 벽체와 지반을 각기 해석하여 조합하는 해석방법이다. 하지만, 이러한 분석 방법은 붕괴가 발생한 토류벽의 사고원인 분석 등의 역해석 수행시 벽체와 어스 앵커 및 주변 지반의 영향을 고려한 활동 파괴면의 정확한 산정이 어렵다. 그러나 본 연구에서 고려한 전단강도 감소기법을 적용한 유한요소 해석은 연속체 해석을 수행하므로 시공단계에 따른 굴착단계와 구조물 시공으로 인한 활동파괴면의 변화정도를 자동적으로 고려할 수 있다는 장점을 가지고 있다.

이와 같은 배경에서 본 연구는 붕괴가 발생한 토류벽을 대상으로, 전단강도 감소기법을 이용한 유한요소 해석과 탄소성 해석기법을 통하여 다단계 굴착에 따른 시공단계별 벽체의 안정성 분석을 수행하였다. 또한 현장에서 계측된 값과 예측 값, 파괴면을 비교, 분석하여 각 방법의 장단점과 적용성을 살펴보고자 한다.

## 2. 토류벽의 안정성 해석방법

### 2.1 탄소성 해석법

본 연구에서는 탄소성 해석법을 적용하여 토류벽체를 모델링 하기위해 그림 1과 같이 토류벽은 보요소로, 지반과 어스 앵커는 탄소성 스프링으로 모델화한 beam-column 이론을 적용하였다. 이러한 탄소성 지반상의 보이론은 처음 Hetenyi(1946)에 의해 이론 해가 제안되었으며, 유한 차분법을 바탕으로 탄성 보 벽체의 각절점에 가해지는 지반과 어스 앵커의 합력을 해석하는 것이다. 특히 지반의 토압의 경우, rankine의 삼각분포하중을 굴착단계별로 일일이 산정하여 적용하였으며, 최종굴착 후에는 흙막이벽체의 강성, 어스앵커의 지지구조, 지반의 특성, 시공환경(상재하중, 발파작업 등) 등의 인자에 따라 하중이 재배치되는 배면지반의 arching 현상에 따른 토압재분배 현상을 고려하여 Terzaghi-Peck의 사다리꼴 토압을 적용하여 단계별 해석 시 적게 산정되는 상부지반의 토압에 대한 보정을 해 주는 것이 일반적이다. 이러한 방법을 통해 흙막이 벽체의 변위, 전단력, 휨모멘트 및 지보공의 축방향력을 산정할 수 있다. 탄소성 모델에서의 하중과 변형에 대한 기본식은 식 (1)과 같다.

$$EI \frac{d^4 x}{dy^4} + \frac{A \cdot E'}{L} \cdot x = P_i - K_s \cdot x \quad (1)$$

- 여기서, E : 흙막이 벽체의 탄성계수
- I : 흙막이 벽체의 단면 2차 Moment
- A : 지보공의 단면적
- E' : 지보공의 탄성계수
- L : 지보공의 길이

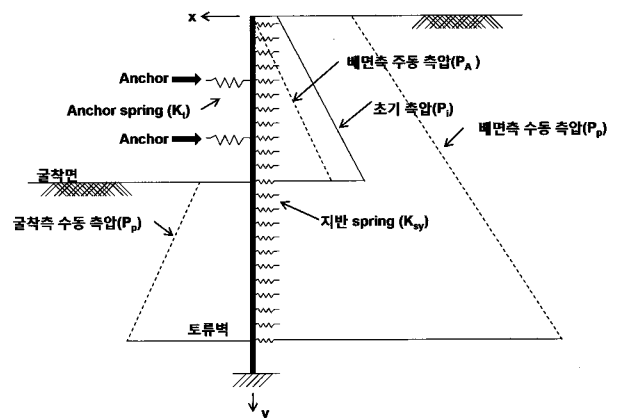


그림 1. 탄소성법을 통한 벽체의 모델링

- Pi : 초기토압 (주로 정지토압)
- Ks : 지반의 수평방향 지반반력계수
- x : 깊이 y 지점에서의 벽체의 x 방향변위이다.

$$c^{trial} = \frac{1}{F_s^{trial}} c \quad (2)$$

$$\phi^{trial} = \tan^{-1} \left( \frac{1}{F_s^{trial}} \tan \phi \right) \quad (3)$$

탄소성 해석법은 입력자료가 간단하며, 해석이 간편하여 벽체 설계시 가장 많이 사용되고 있는 해석 방법이다. 하지만, 기존 연구 결과(Jeong, 2003)에 따르면, 탄소성 해석법은 각 해석 절점의 구조물과 지반의 저항력을 동시에 고려할 수 없어서 해석의 연속성 및 지반-구조물의 상호작용을 고려할 수 없는 단점이 있는 것으로 나타났다.

### 2.2 전단강도 감소기법을 이용한 유한요소법

전단강도감소기법을 고려한 유한요소 해석법은 일반적으로 활동 파괴면 예측을 위한 사면안정 분석에 많이 사용되어 왔으며(Zienkiewicz, 1975; Naylor, 1982; Donald and Giam, 1988; 박연준, 1999, Won, 2005), 본 연구에서는 이러한 방법을 붕괴가 발생한 벽체의 역해석에 적용하였다. 유한요소법을 이용한 벽체안정성 해석에서 안전율은 실제 지반의 강도를 굴착면의 파괴가 발생할 때까지 점진적으로 감소시켜가며 해석을 반복 수행하여 구할 수 있다. 연속벽체 해석에서 전단강도 감소기법을 사용하려면 실제지반의 점착력(c)과 내부마찰각( $\phi$ )을 시험안전율( $F_s^{trial}$ )로 나누어 일련의 해석을 반복 수행하는 과정을 거치게 되며, 시험안전율과 이에 의해 감소된 지반 물성치와는 식 (2)와 식 (3)의 관계를 갖는다. 이때 지반의 파괴포락선과 시험안전율( $F_s^{trial}$ )에 의해 감소된 파괴포락선은 그림 2에 도시한 바와 같이 동일한 인장강도 점에서 단지 기울기만 감소한 직선으로 나타나게 된다.

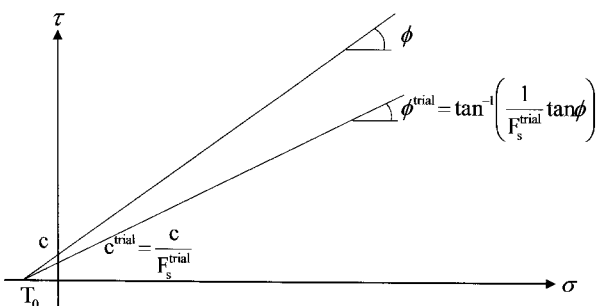


그림 2. 전단강도 감소기법

해석에서는 한계상태를 찾기 위해, 점진적으로 전단강도를 낮추어 가며 찾는 방법(Incremental Search Method)을 사용하였다. 즉, 초기 시험안전율을 1.0으로 정하고 이 결과가 수렴하면 시험안전율을 0.2 간격으로 증가시켜 가며(즉 1.0, 1.2, 1.4) 해석을 수행한다. 이 때 해석에 사용되는 지반의 강도는 점차 감소하게 된다. 만일 해석 결과가 1.4에서 수렴하지 않을 경우, 실제 안전율은 1.2에서 1.4의 값을 가지게 되므로 다시 1.2에서부터 0.1 간격으로 시험안전율을 증가시켜 해석을 수행한다. 그리고 1.3에서도 결과가 수렴하지 않으면 실제 안전율은 1.2에서 1.3 사이에 존재하므로 1.2에서부터 0.02의 간격으로 시험안전율을 증가시켜가며 해석을 수행한다. 이러한 절차는 시험안전율 증가분( $F_s^{inc}$ )이 해석 프로그램 내의 허용오차( $\epsilon$ )보다 작아질 때까지 반복된다.

이러한 유한요소 해석은 연속성이 고려되고 지반과 구조물 사이의 상호작용이 고려된다는 장점이 있지만, 경계조건, 구성 모델에 따라 결과의 차이가 크고 사용자의 전문지식이 요구된다는 단점이 있다.

### 2.3 활동파괴면 예측

일반적인 토류벽체 설계에서는 탄소성 해석 결과를 바탕으로 그림 3에서 보듯이 풍화암층 하부에서는 파괴가 발생되지 않는 것으로 간주하고, 매립층에서 풍화암

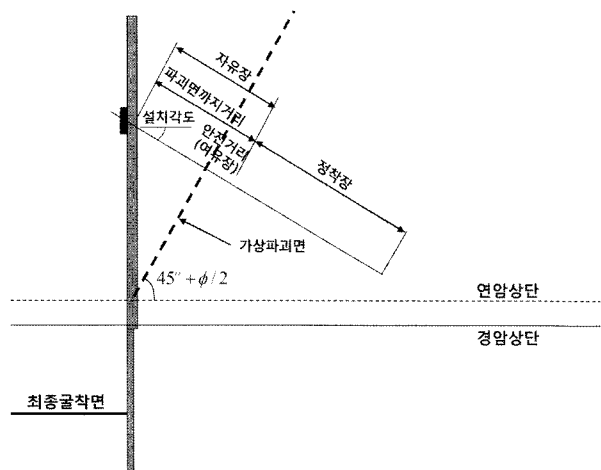


그림 3. 탄소성 해석에서의 가상파괴면

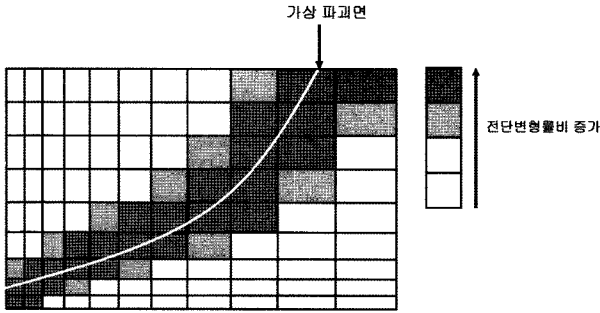


그림 4. 전단강도 감소기법을 이용한 가상파괴면

까지는 흙의 전단강도(C)에 비해 토압이 훨씬 크므로 거의 대부분 최대토압이 발생하는 가상 활동파괴면의 형성각도가 수평면으로부터  $45^\circ + \phi/2$  ( $\phi$ 는 흙의 내부마찰각) 각도로 위로 연장되게 산정되어진다(구조물기초 설계기준 해설, 2003). 비록, 이러한 탄성 해석법은 단순하여 많이 사용되고 있지만 연암층에서의 파괴형태를 고려하지 못하며, 지반과 구조물의 상호작용에 의한 효과를 적절하게 모사할 수 없다는 단점을 가지고 있다. 따라서, 붕괴가 발생한 벽체의 정확한 역해석을 위하여 유한요소법의 사용이 증대되고 있으며, 본 연구에서 사용하는 전단강도 감소기법 또한 이러한 유한요소 해석의 한 부분이다. 전단강도 감소기법을 이용한 활동 파괴면은 그림 4와 같이 전단변형률 비(shear strain ratio)가 최대가 되는 지점, 즉 안전율이 가장 작게 나타나는 지점들을 연결한 면을 의미하며, 시공단계별 해석을 통해 활동 파괴면의 변화 양상을 예측할 수 있다.

### 3. 토류벽 모델링

#### 3.1 해석 대상 구간

본 연구의 해석 대상 구간은 OO지역 신축 공사 현장으로, 터파기 굴착작업 중(총 40m 굴착 중 38m 굴착) 가시설 측벽이 무너지는 사고가 발생한 현장단면을 대표단면으로 선정하였다. 그림 5와 같이 총 18.3m의 CIP (Cast-In Place) 복합벽체와 21.7m의 H-pile로 구성된 연속벽체는 9단의 서로 다른 자유장을 가진 에스 앵커와 13단의 락볼트로 굴착 배면지반을 지지하고 있다.

현장 지반조사결과 해석구간의 지층은 매립층, 퇴적층, 풍화토, 풍화암, 연암, 경암층이 연속적으로 분포하고 있으며, 경암층 내부에 파쇄가 심한 하부연암 층이 있는 것으로 나타났다. 지하수위는 지표면 하부 11.9m

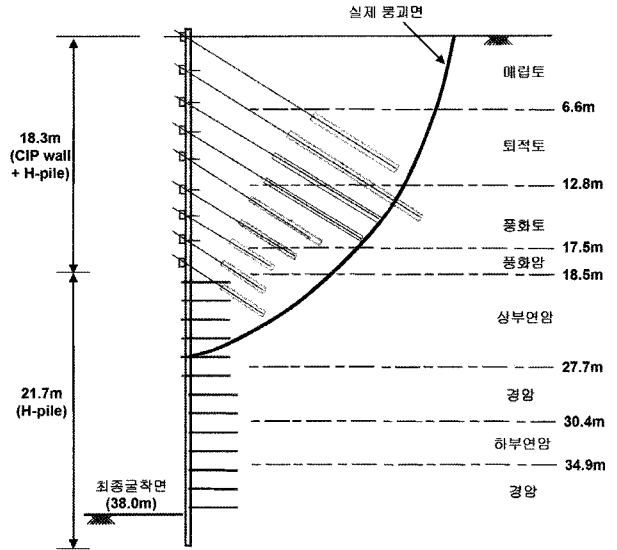


그림 5. 대상구간 단면

부근에 분포하고 있으며 붕괴 발생일을 전후하여 큰 변화는 없었던 것으로 계측됐다.

#### 3.2 해석적용 재료정수

실제 붕괴 현장을 최대한 반영하기 위해 설계물성 및 사고 발생 후 실시한 추가 지반조사 결과를 바탕으로 지반의 물성을 산정하였다. 특히, 본 연구의 경우 풍화토 층 하부의 암반층이 연속벽체의 안정성 해석에 중요한 영향인자가 될 수 있으므로 정확한 암반 물성 산정을 위하여 시추조사 결과 획득한 시편을 사용하여 Hoek-Brown(Hoek, 2002)의 파괴기준(식 (4))을 결정하고 이를 Mohr-Coulomb 파괴기준에 적용하여 암석의 점착력,  $c$ (식 (5)) 와 내부마찰각,  $\phi$ (식 (6)) 값을 산정하였다.

$$\sigma_1' = \sigma_3' + \sigma_{ci} \left( m \frac{\sigma_c'}{\sigma_{ci}} + s \right)^{0.5} \quad (4)$$

$$\phi = \sin^{-1} \left[ \frac{6am_b(s + m_b\sigma_{3n}')^{a-1}}{2(1+a)(2+a) + 6am_b(s + m_b\sigma_{3n}')^{a-1}} \right] \quad (5)$$

$$c = \frac{\sigma_{ci} [(1+2a)s + (1-a)m_b\sigma_{3n}'] (s + m_b\sigma_{3n}')^{a-1}}{(1+a)(2+a) \sqrt{1 + (6am_b(s + m_b\sigma_{3n}')^{a-1}) / ((1+a)(2+a))}} \quad (6)$$

여기서,  $\sigma_{3n}' = \sigma_{3max} / \sigma_{ci}$  을 나타내며 각각의 parameter 및 하부 연암에 적용된 값은 표 1에 정리하였으며, 같은 방법으로 상부 연암과 경암의  $c$ 와  $\phi$ 값도 산정 하였다.

토류벽체 및 에스 앵커와 락볼트 등의 구조물은 실제로 3차원 모델링이 필요하지만, 연속벽체이기 때문에

표 1. Hoek-Brown(2002) 분류 기준

구분	산정값 (MPa)	산정식	비고
$D$	1.0	-	암석 교란 계수
$\sigma_{ci}$	10	-	무결암의 일축압축강도
GSI	31	-	지질강도지수
$m_i$	28	-	암석계수
$m_b$	0.2	$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI-100}{28-14D}\right)$	암반계수
s	$1.0e^{-5}$	$s = \exp\left(\frac{GSI-100}{9-3D}\right)$	암반상수
a	0.52	$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} (e^{-GSI/15} - e^{-20/3})$	암반상수
$\sigma_t$	-0.0005	$\sigma_t = -\frac{s\sigma_{ci}}{m_b}$	인장응력
$\sigma_c$	0.025	$\sigma_c = \sigma_{ci} s^a$	압축응력
$\sigma_{3max}$	0.5	-	최대구속압

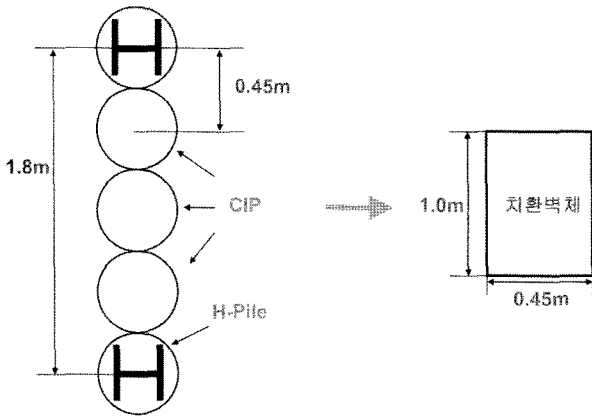


그림 6. 연속벽체의 등가 치환과정

본 연구에서는 등가의 물성치를 입력하여 이를 2차원 평면 변형률(Plane Strain) 조건으로 고려하여 해석하였다. 등가의 물성치 산정은 다음의 식 (7)을 이용하여 그림 6과 같이 연속벽체의 탄성계수(E)와 단면 2차 모멘트(I)를 단위폭 1m의 널말뚝 벽체로 치환하여 적용하였으며, 락볼트와 어스 앵커의 경우도 같은 방법으로 치환하여 적용하였다.

$$E_p I_p \times N_p + E_c I_c \times N_c = E_a I_a \quad (7)$$

여기서,  $E_p$  = H-pile의 탄성계수(kPa)

$I_p$  = H-pile의 단면2차모멘트(m<sup>4</sup>)

$N_p$  = 단위폭 1m당 H-pile의 개수

$E_c$  = 콘크리트 벽체의 탄성계수(kPa)

$I_c$  = 콘크리트 벽체의 단면이차모멘트(m<sup>4</sup>)

$N_c$  = 단위폭 1m 당 콘크리트 벽체의 개수

$E_a$  = 치환된 널말뚝 벽체의 탄성계수(kPa)

$I_a$  = 널말뚝 벽체의 단면2차 모멘트

또한 유한요소 해석의 경우, 탄소성 해석과는 달리 해석 재료 모델의 결정이 결과 산정에 중요한 영향을 주는 관계로 본 연구에서는 유한요소해석 프로그램인 PLAXIS (Ver 8, 2005)의 적용 가능 모델중에서 적절한 재료모델을 각 부분에 적용시켰다. 지반 모델은 실무에서 가장 일반적으로 사용하고 있는 Mohr-coulomb 모델을 사용하였으며, 연속벽체와 H-pile의 경우 beam 요소를 사용하여 모델링하였고, 어스 앵커의 자유장 부분은 prestress 를 고려할 수 있는 node-to-node anchor 모델을 사용하고 정착장 부분은 geogrid 모델을 사용하여 고정시켰다. 락볼트의 경우도 어스 앵커의 정착부와 마찬가지로 geogrid 모델을 사용하여 암층에 정착되도록 모델링 하였다. Geogrid 모델은 인장력에 지배를 받는 모델로, normal stiffness가 고려되는 지반보강재(쏘일네일, 락볼트, 앵커의 정착부)를 모사하기위해 주로 사용한다(Brinkgreve et al., 2005). 탄소성 해석과 유한요소 해석에 적용된 종합적인 지반과 구조물의 물성 및 모델은 표 2에 정리하였다.

### 3.3 경계 조건 및 하중 산정

본 연구에서는 각 어스 앵커에 가해지는 서로 다른

표 2. 해석 적용 재료 물성

구분	Model	Type	$\gamma_t$ (kN/m <sup>3</sup> )	c (kN/m <sup>2</sup> )	$\phi$ (deg)	E (kN/m <sup>2</sup> )	v
매립층	M.C	배수	18	0	26	8,000	0.3
퇴적층 A	M.C	배수	18	0	27	13,000	0.3
퇴적층 B	M.C	배수	18	5	31	20,000	0.3
풍화토	M.C	배수	19	10	33	40,000	0.3
풍화암	M.C	배수	20	30	35	151,900	0.3
상부연암	M.C	배수	21	120	42	381,600	0.25
하부연암	M.C	배수	20	71	26	266,750	0.3
경암	M.C	배수	23	1074	63	5,000,000	0.2
CIP wall*	Beam	non-porous	50	-	-	8.2x10 <sup>7</sup>	0.2
H-pile wall*	Beam	non-porous	50	-	-	5.6x10 <sup>7</sup>	0.2
구분	Model	시공간격 (m)	규격 (mm)	설치각도 (deg)	원물성 E·A(kN)	치환물성 E·A(kN)	v
1~3단 Anchor*	Node-to-Node Anchor & Geogrid	2.7	$\phi$ 12.7x3	30°	19,742	24,324	0.2
4단 Anchor*		1.8	$\phi$ 12.7x3	30°	32,968	55,058	0.2
5~9단 Anchor*		1.8	$\phi$ 12.7x4	30°	236,223	524,416	0.2
Rockbolt*	Geogrid	1.8	$\phi$ 25	0°	272,180	302,119	0.2

\* 토류벽체와 지보재의 물성 산정법은 등가 널말뚝벽 치환과정식 (7)) 참조

표 3. 어스 앵커의 제원 및 인장력

구분	정착장 (m)	자유장 (m)	강선 개수	Jacking Force (kN)	
				설계하중	치환하중
1단 어스 앵커	12	9	3	131.1	48
2단 어스 앵커	10.5	12.5	3	233	86
3단 어스 앵커	9	10	3	255.6	94
4단 어스 앵커	8	9	3	277.8	154
5단 어스 앵커	6.5	6.5	4	346.4	192
6단 어스 앵커	5.5	5	4	352	195
7단 어스 앵커	4.5	4	4	369.9	205
8단 어스 앵커	4	3.5	4	375.2	208
9단 어스 앵커	4	3.5	4	375.2	208

인장력을 고려하여 하중 조건을 모델링 하였다. 표 3에 정리한 바와 같이, 어스 앵커의 인장력은 구조물 기초설계기준 해설집(2003)에 의거하여 설계된 각 어스 앵커의 강선 개수 및 jacking force를 토대로 3.2절에서 언급한 등가 치환법을 이용하여 단위폭 1m 당의 하중으로 치환하여 사용하였다.

유한요소해석에 있어 최적의 유한요소망은 지반-구조물 상호작용 문제에 있어 상당히 중요한 영향을 미친다(Potts and Zdravkovic, 1999). 연속 토류벽체 구조물의 경우, 유한요소망은 수평하중형태와 벽체의 종류 및 제원(벽체길이, 벽체강성, 벽체 경계조건)에 주로 의존한다. 이를 바탕으로 본 연구대상인 붕괴 토류벽 모델링

에서는 최적의 유한요소망을 설정하기 위하여 유한요소 해석에 필요한 경계조건 및 범위를 각각 전면 굴착부는 25m, 배면 경계부는 굴착깊이의 2배가 넘는 약 95m로 하였으며, 저면부는 60m 깊이까지로 경계 범위를 설정하였다. 경계조건은 수직면에 대해서는 수평방향 변위 구속을 하였고 저면부는 수직방향 변위 구속을 하여 모델링하였다. 완성된 유한요소 모델링 모식도는 그림 7에 나타내었다. 또한, 표 3에 정리한 바와 같이, 어스 앵커의 가해지는 인장력은 구조물 기초설계기준 해설집(2003)에 의거하여 설계된 앵커의 강선 개수 및 jacking force를 토대로 3.2절에서 언급한 등가 치환법을 이용하여 단위폭 1m 당의 하중으로 치환하여 사용하였다.

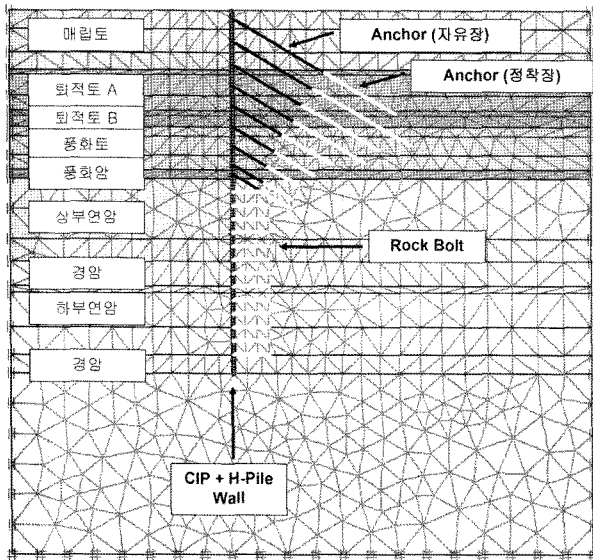


그림 7. 유한요소 해석 mesh

### 3.4 수치해석 방법과 절차

선정된 모델링 기법을 바탕으로 현장 조건에 따라 유한요소 해석과 탄소성 해석을 수행하여 토류벽체와 주변

지반의 안정성 분석을 수행하였다. 탄소성 해석은 상용 연속벽체 해석 프로그램인 SUNNEX(Ver. 5.3, Geogroup)를 사용하였으며, 유한요소해석은 앞서 언급한 PLAXIS를 사용하였다. 본 연구에서는 정확한 해석을 위하여 붕괴 사고 현장의 시공일지를 바탕으로 H-pile과 CIP wall 시공을 시작으로 단계별 굴착을 통해 어스 앵커시공(9단까지 반복)과 락볼트 시공(13단까지 반복)까지의 일련의 시공단계를 해석단계별로 모사하였다. 또한 지하수위는 원 설계기준에 나타난 굴착단계별 잔류수압을 고려하여 굴착에 따라 하강하는 것으로 모델링하였다. 본 해석에서 고려한 시공단계와 지하수위는 표 4에 정리하였다.

### 4. 해석 결과 및 분석

본 연구에서는 실제 붕괴가 발생한 현장을 대상으로 탄소성 해석과 유한요소 해석을 수행하여, 벽체의 변위 및 휨모멘트, 토압을 시공단계에 따라 비교하였고 각각의 방법으로 산정된 예상 활동과괴면과 실제 붕괴 현장

표 4. 시공단계 및 지하수위 변화

시공 단계	굴착 깊이 (지표 기준)	굴착 배면 지하수위 (지표기준)	비 고
토류벽 및 H-pile 시공	-	11.90m	-
1단굴착	2.04m	11.90m	매립토
2단굴착 및 1단 앵커시공	4.58m	11.90m	
3단굴착 및 2단 앵커시공	7.01m	11.90m	
4단굴착 및 3단 앵커시공	9.30m	11.90m	퇴적토
5단굴착 및 4단 앵커시공	11.60m	11.90m	
6단굴착 및 5단 앵커시공	13.84m	11.90m	
7단굴착 및 6단 앵커시공	15.91m	13.91m	풍화토
8단굴착 및 7단 앵커시공	17.46m	15.46m	
9단굴착 및 8, 9단 앵커시공	18.59m	16.59m	풍화암
10단굴착 및 1단 락볼트시공	20.66m	18.66m	
11단굴착 및 2단 락볼트시공	22.16m	20.16m	상부연암
12단굴착 및 3단 락볼트시공	23.66m	21.66m	
13단굴착 및 4단 락볼트시공	25.16m	23.16m	
14단굴착 및 5단 락볼트시공	26.66m	24.66m	
15단굴착 및 6단 락볼트시공	28.16m	26.16m	
16단굴착 및 7단 락볼트시공	29.66m	27.66m	
17단굴착 및 8단 락볼트시공	31.16m	29.16m	경암
18단굴착 및 9단 락볼트시공	32.66m	30.66m	
19단굴착 및 10단 락볼트시공	34.16m	32.16m	하부연암
21단굴착 및 11단 락볼트시공	35.66m	33.66m	
22단굴착 및 12단 락볼트시공	37.16m	35.16m	경암
23단굴착 및 13단 락볼트시공	38.00m	36.00m	

의 파괴면을 비교 분석 하였다.

#### 4.1 벽체의 수평변위 분석

그림 8은 굴착 단계에 따른 토류벽체의 깊이별 수평 변위 분포를 해석기법에 따라 경사계를 통한 실측값과 비교한 것이다. 전반적으로 두 해석기법 모두 실측값과 유사하게 굴착 심도가 깊어짐에 따라 벽체의 최대 변위량이 증가하는 경향을 나타냈으며, 변위발생량은 탄소

성 해석 결과가 유한요소 해석보다 작게 나타났다. 하지만 굴착 심도 증가에 따른 벽체 두부 변위는 해석 방법에 따라 큰 차이를 나타냈다. 초기 굴착 단계에서는 10mm 정도로 두 해석방법 모두 유사한 결과를 나타냈으나, 굴착 심도가 증가함에 따라 유한요소 해석결과는 지속적으로 증가하는 반면, 탄소성 해석결과는 0mm에 가깝게 줄어드는 경향을 나타냈다. 이러한 탄소성 해석 결과는 현장의 실측 변위와도 부합하지 않는 결과로, 탄소성 해석 자체가 지반과 구조물의 상호작용을 고려한

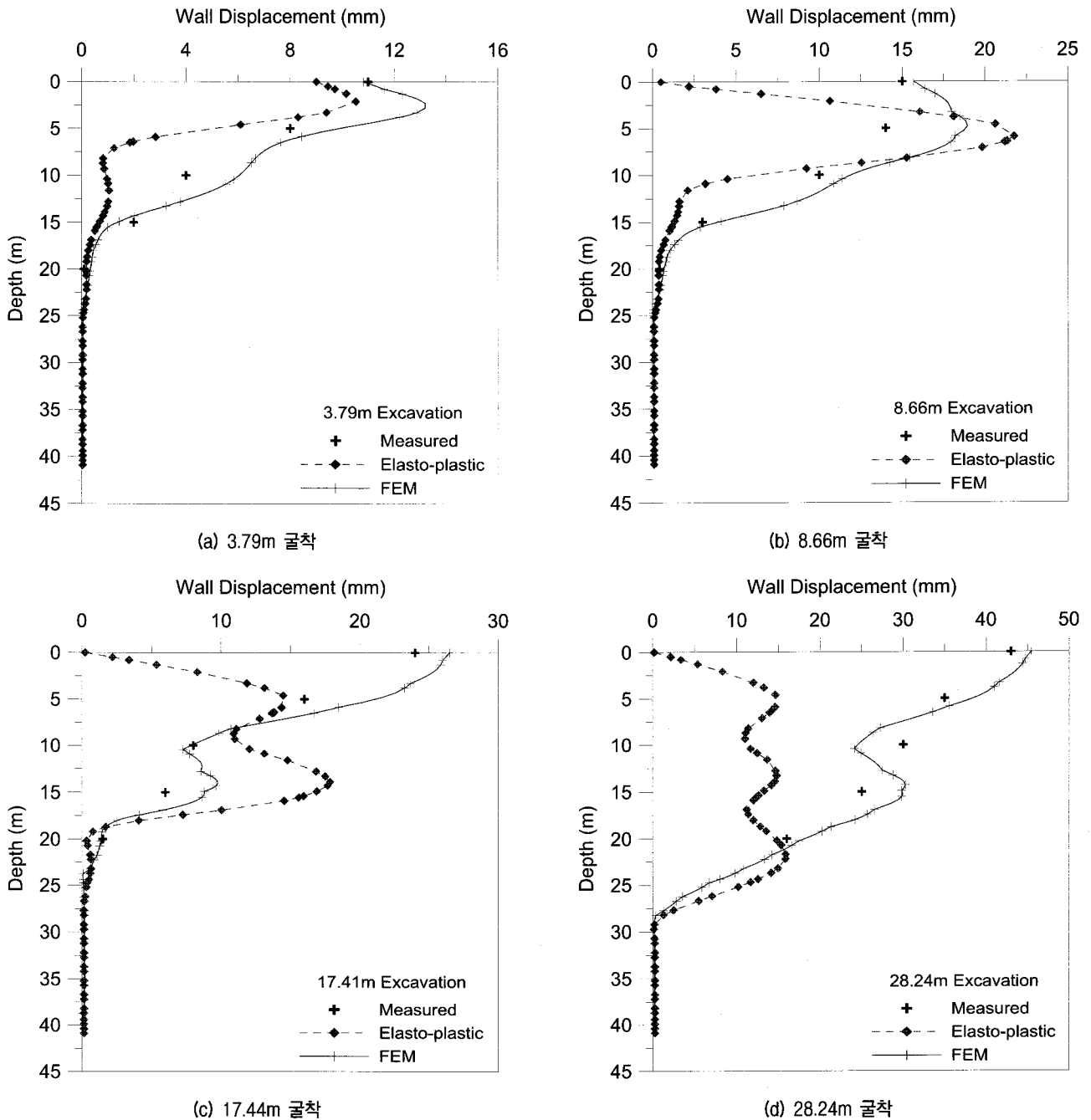


그림 8. 시공단계별 수평변위 분포

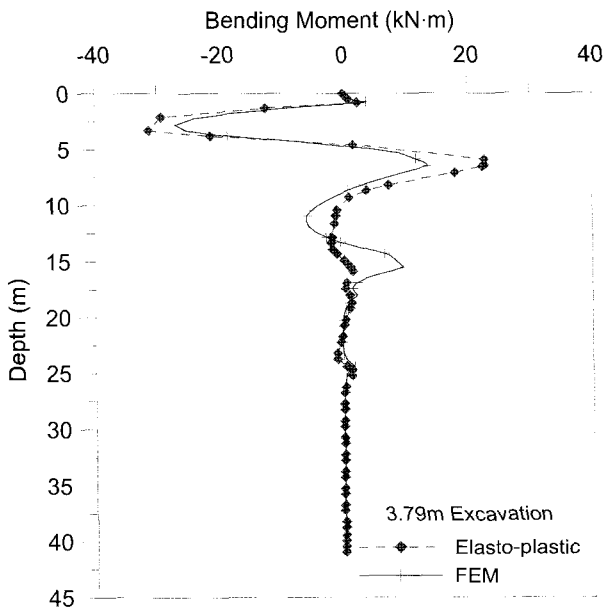


연속체 해석이 아닌 1차원적인 해석이기 때문에 굴착단계가 진행됨에 따라 벽체 상부 해석 지점(node) 걸리는 anchor force와 토압 등에 의한 힘의 합력이 과다하게 배면측으로 작용한 것으로 판단됩니다.

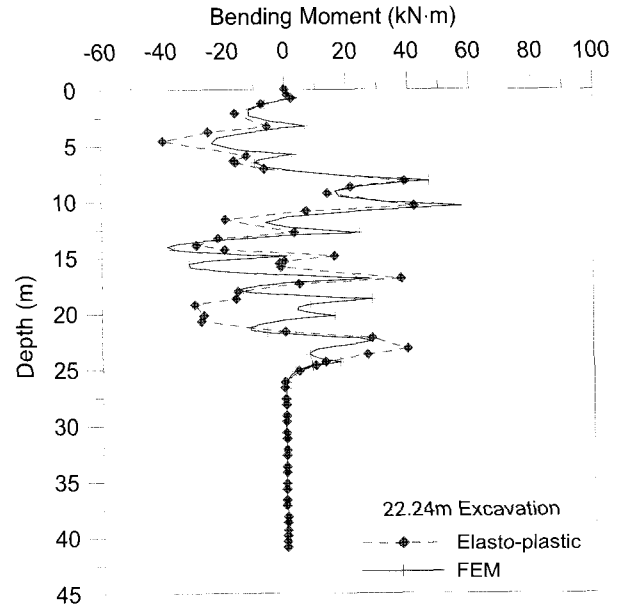
#### 4.2 벽체의 휨모멘트 및 토압 분포

그림 9는 해석기법에 따른 벽체의 휨모멘트를 비교한

것이다. 시공단계에 따른 최대 발생 휨모멘트와 전단력은 탄소성 해석이 더 큰 것으로 나타났지만 전반적인 경향과 최대발생점 위치는 유사한 것으로 나타났다. 또한 그림 10은 벽체에 걸리는 지반의 토압 분포를 나타낸 것으로, 탄소성 해석의 경우는 각 해석 절점에서의 주동 및 수동 양측의 토압 그리고 수압 및 기타 압력을 모두 고려한 합력을 바탕으로 토압을 산정하였으며, 유한요소 해석의 경우는 주변 지반과 잔류수압을 고려한 연속

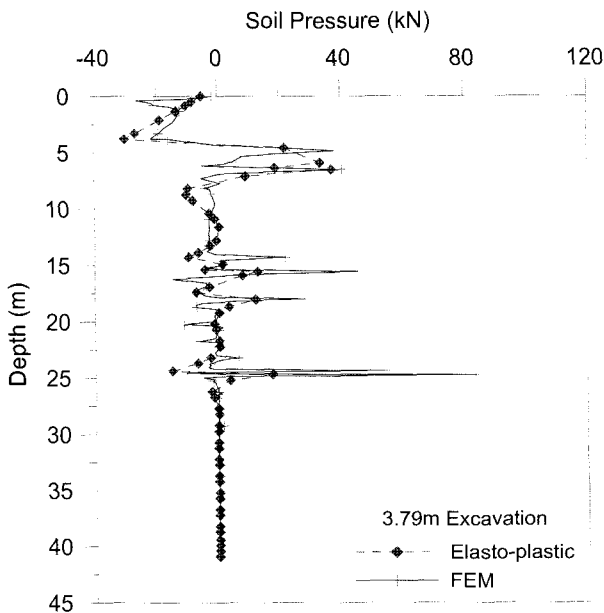


(a) 3.79m 굴착

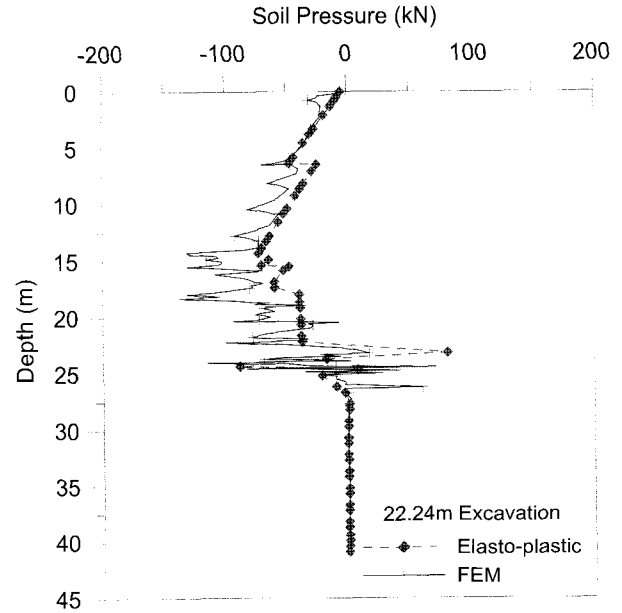


(b) 22.24m 굴착

그림 9. 시공단계별 휨모멘트 분포



(a) 3.79m 굴착



(b) 22.24m 굴착

그림 10. 시공단계별 토압분포

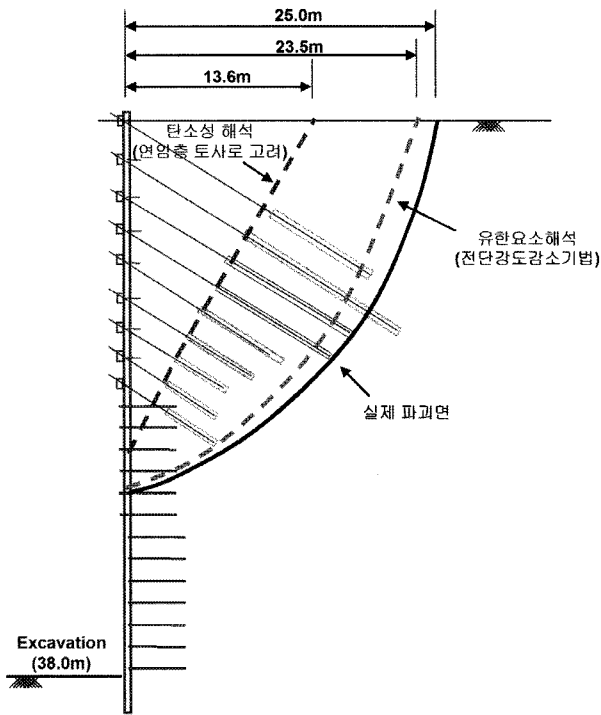
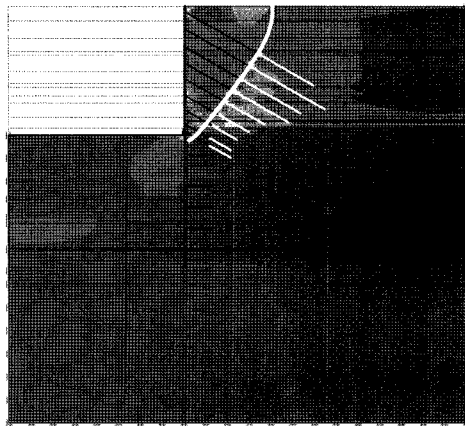


그림 11. 활동파괴면 분포

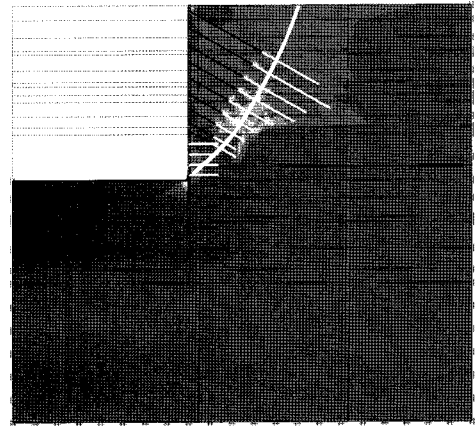
벽체 요소에 작용하는 유효 수직 응력의 합으로 토압을 산정하였다. 비교결과 전체적인 토압 분포양상은 두 해석 방법 모두 유사하게 나타났다.

### 4.3 활동파괴면 분석

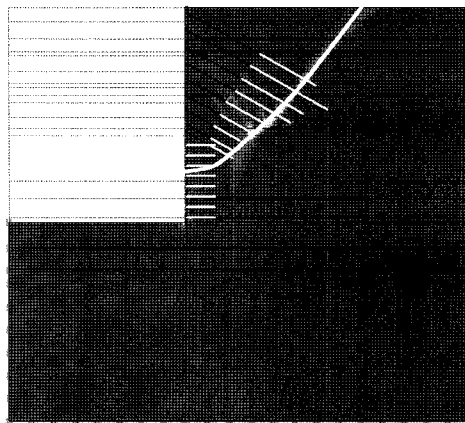
전단강도 감소기법에 의한 지반과 구조물의 상호작용 효과를 검증하기 위해 대상 사고 현장의 실제 파괴면과의 비교, 분석을 수행하였다. 그 결과, 그림 11에 나타난 바와 같이 탄성 방법에 의한 가상 파괴면 예측은 연암층에서의 파괴면 예측을 할 수 없기 때문에 본 현장과 같은 연암까지 파괴가 발생한 경우에는 적용에 있어 한계가 있는 것으로 나타났다. 따라서, 이런 경우에는 구조물기초설계기준 해설(p.509)에서 규정한 ‘균열이 발달되었거나 풍화가 진행된 암반은 토사층에 기준한다.’는 내용에 따라 가상파괴면을 재구성하면 좀더 현장 값에 가까운 형태를 얻을 수 있으나 실제 파괴면과는 형태나 크기 면에서 여전히 정확한 예측이 어려운 것으로



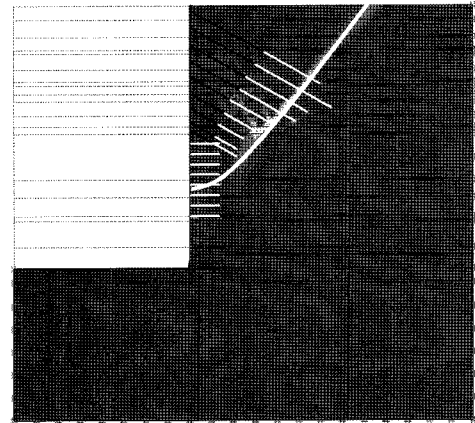
(a) 18m 굴착



(b) 25m 굴착



(c) 31m 굴착



(d) 38m 굴착

그림 12. 시공단계에 따른 활동파괴면의 변화

나타났다. 반면, 전단강도 감소기법을 통하여 얻은 가상 파괴면은 락볼트 4단까지 파괴가 발생한 실제 파괴면과 거의 유사한 결과를 나타냈으며, 파괴면 영역에 속하는 구조물의 지지력 상실로 연속벽체의 붕괴가 발생한 것으로 나타났다. 또한 전단강도 감소기법에 의한 해석 결과는 그림 12와 같이 시공단계에 따라 최대 변형률 값(최저 안전율)의 분포를 바탕으로 활동 파괴면 변화 양상도 파악할 수 있으므로, 정밀한 분석 결과가 필요한 사고원인 조사와 같은 역해석의 경우는 지반-구조물의 상호거동 뿐 아니라 활동파괴면의 예측도 가능한 전단강도 감소기법을 고려한 유한요소해석법이 적절할 것으로 판단된다.

## 5. 결론

본 연구에서는 실제 토류벽의 붕괴가 발생한 시공현장의 대표단면을 대상으로 구조물과 지반의 상호작용을 고려하지 않은 탄소성 해석과 전단강도 감소기법에 의해 토류벽체의 상호작용을 고려한 수치해석 결과를 비교, 분석 하였으며, 특히 현장의 시공일지를 바탕으로 한 시공단계별 벽체의 안정성 해석 및 실제 파괴면과의 비교를 통하여 각 해석 기법의 장단점 및 적용성 분석에 중점을 두었다. 이상의 분석결과로부터 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 시공단계에 따른 토류벽체의 휨모멘트 및 토압의 분포는 두 해석방법 모두 유사한 결과를 나타냈으나, 수평 변위의 경우는 전단강도 감소기법의 해석 결과와 다르게 벽체 상단에서의 탄소성 해석결과가 0mm에 근접하게 줄어드는 경향을 나타냈다. 이는 실측값과도 부합하지 않는 결과로, 탄소성 해석 자체가 지반과 구조물의 상호작용을 고려한 연속체 해석이 아닌 1차원적인 해석이기 때문에 굴착단계가 진행됨에 따라 벽체 상부 해석 지점(node) 걸리는 anchor force와 토압 등에 의한 힘의 합력이 과다하게 배면측으로 작용한 것으로 판단됩니다.
- (2) 전단강도 감소기법을 통하여 얻은 가상 파괴면이 실제 파괴면과 거의 유사한 결과를 나타냈으며, 시공단계가 진행함에 따라 활동파괴면이 변화하는 상호작용 효과를 명확하게 보여주었다. 반면, 탄성 해석법에 의한 활동파괴면 예측은 암반 부분의 파괴 발생을 정밀하게 예측할 수 없으며 구조물과 지반

의 상호작용을 고려할 수 없어 실제 파괴면의 형상을 적절하게 반영하지 못하는 것으로 나타났다.

- (3) 이상의 해석결과를 종합하면, 사고붕괴 원인 분석과 같은 정밀한 역해석시에는 지반과 구조물의 상호작용을 고려한 전단강도 감소기법의 해석이 적절함을 알 수 있다.

## 참 고 문 헌

1. 박연준, 채영수, 유광호, 백영식 (1999), 절편법과 유한차분법에 의한 사면안정해석 비교연구, *한국지반공학회 논문집*, 제 15권 6호, pp.263-272.
2. 최충식, 정상섭, 김수일 (1997), 직접탐색법에 의한 굴착단계별 토류벽의 역해석, *대한토목학회 논문집*, 제 17권 6호, pp.651-663.
3. 한국지반공학회 (2003), 구조물기초 설계기준 해설, p.509.
4. Briaud J.L., Kim, N.K. (1998), "Beam-column method for tieback walls", *J. Geotech. Geoenviron. Eng. ASCE*. 124(1), 67-79.
5. Brinkgreve, R. B. J., Broere, W., and Waterman, D. (2005), PLAXIS 2D - Version 8. Professional Version, PLAXIS B.V., Netherlands.
6. Hetenyi, M. (1946), "Beams on elastic foundation", University of Michigan Press Ann Arbor, MI.
7. Clough G.W., Duncan J.M. (1971), "Finite element analyses of retaining wall behavior", *J. Geotech. Eng. ASCE*. 97(12), 1657-1673.
8. Clough G.W., Tsui Y. (1974), "Performance of tieback walls in clay", *Proc J. Geotech. Div ASCE*. 12(100), 1259-1273.
9. Donald IB, Giam SK. (1988), Application of the nodal displacement method to slope stability analysis. Proceedings of the 5th Australia-New Zealand conference on geomechanics, Sydney, Australia. 456-460.
10. Haliburten T.A. (1968), "Numerical analysis of flexible retaining structure", *Proc ASCE*. 94(6), 1233-1251.
11. Hoek, E., Carranza-Torres, C. and Corkum, B. (2002), "Hoek-Brown Failure Criterion 2002 Edition", *NARMS-TAC 2002: Mining and Tunnelling Innovation and Opportunity*, Vol.1, pp.267-273.
12. Jeong, S.S., Seo, D.H. (2004), "Analysis of tieback walls using proposed P.y curves for coupled soil springs", *Computers and Geotechnics*, Vol.31, pp.443-456.
13. Jeong, S.S., Kim, B.C., Won, J.O., Lee J. (2003), Uncoupled analysis of stabilizing piles in weathered slopes. *Computer & Geotechnics*. Vol.30, pp.671-682.
14. Naylor, D.J. (1981), "Finite element and slope stability", *Numerical Method in Geomechanics and Proc. NATO Advanced study Institute*, Lisbon, Portugal, pp.229-244.
15. SUNEX (2002), Program manual, 8th edition for Ver w5.3, Geogroup Inc.
16. Won, J.O., You, G.H., Jeong, S. S., Kim, S.I. (2005), "Coupled effects in stability analysis of pile.slope systems", *Computers and Geotechnics*, Vol.32, pp.304-315.
17. Zeinkiewicz, O.C., Humpheson, C., and Lewis, R.W. (1975), "Associated and non-associated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics", *Geotechnique*, Vol.25, No.4, pp.671-689.

(접수일자 2008. 4. 7, 심사완료일 2009. 4. 21)