

# Mass Movement가 타이백 앵커 벽체의 거동에 미치는 영향평가

## Investigation of Tieback Wall Behavior based on Generated Mass Movement

임 유 진\*<sup>1</sup> Lim, Yu-Jin

### Abstract

Role of mass movement on the behavior of the tied-back anchored wall is investigated through a finite element analysis and case histories. The mass movement occurring due to the movement of the anchor and the settlement of the soil mass. A finite element technique is used to investigate the mass movement in tieback wall and the load change in anchor unbonded length. The mass movement can be estimated effectively using the FEM technique. The finite element analysis shows that the proposed method can predict the load change in anchor tendon unbonded length with construction sequences. It is also verified from the finite element analysis and the case histories that mass movement affects the behavior of tied-back anchored wall, especially the wall deflection.

### 요 지

벽체의 수평변위 중 토체의 침하 및 앵커체 자체의 움직임 등으로 인해 발생하는 mass movement가 타이백 앵커 토류벽의 거동에 미치는 영향을 조사하였다. 시공사례에 대한 유한요소해석을 실시하여 벽체의 변위, 결보기토압, mass movement 및 앵커 자유장 내에서의 하중 변화를 추적하였다. 유한요소해석법을 이용해 mass movement를 계산, 예측할 수 있었으며, 시공 순서에 따른 앵커 자유장 내의 하중변화를 예측할 수 있었다. 현장계측결과와 유한요소해석결과로부터 벽체변위, 결보기토압 및 앵커의 하중 변화에 미치는 mass movement의 영향이 매우 큼을 확인 할 수 있었다.

**Keywords :** Tied-back anchor wall, Mass movement, Finite element analysis, Case histories, Anchor load

### 1. 서 론

타이백 앵커 토류벽체의 설계 및 해석은 근래에 이르러서도 경험적인 토압 분포도(Terzaghi and Peck, 1967; Canadian Geotechnical Society, 1997)를 바탕으로 소요 앵커인장력을 계산하고 휨모멘트를 산출하여 벽체를 설계하는 방법이 일반적으로 사용되어 왔으나 국내에서는 1차원 탄소성보법 등을 이용하여 프로그램화시킨 설계방법이 보편화되어, 벽체변위와 휨모멘트 등의 해석결과를 구하여 이를 설계에 바로 적용하는 것이 관행화 되어있다. 그러나 탄소성법은 기본적으로 벽체를 탄성지반상의 1차원 보 요소로 가정하고 이를 주변 지반과 여러 개의 독립적

인 탄(소)성 스프링으로 연결된 것으로 가정함으로써 주변지반의 거동과 앵커체의 정착위치 또는 자유장이 전체 토류벽체의 거동에 미치는 영향을 평가하기에는 한계가 있었다. 대표적인 1차원 탄소성보법인 Beam-Column 방법은 이와 같이 앵커 정착부의 위치를 고려하기 힘든 한계로 인하여 정착부의 위치에 의한 영향을 제대로 평가할 수 없는 단점이 있다.

Beam-Column 방법을 이용한 타이백 앵커벽체의 거동 분석중 최근의 것으로는 Briaud and Kim (1998)에 의한 연구를 들 수 있다. 유한요소기법을 이용한 타이백 앵커 벽체의 해석은 Clough et al. (1972), Tsui(1974), Fernandes and Falcao(1988) 및 Briaud and Lim (1999)등에 의해 시도

\*경희원, 배게대학교 공과대학 토목환경공학과 전임강사

된 바 있다. 이중 Briaud와 Lim(1999)은 앵커 자유장 및 정착장을 각각 해석에 고려함으로써 앵커체의 정착장 위치 변화에 의한 벽체 변위와 앵커 하중의 크기 변화를 조사할 수 있는 모델링 기법을 제안하여 벽체 변위 및 mass movement가 기존의 1차원 탄소성보법 해석에서는 정확히 해석될 수 없음을 지적한 바 있다.

본 연구에서는 현장계측값과 유한요소해석에 의해 계산된 결과로부터 mass movement의 발생원인과 크기를 추적, 조사하였다. 유한요소해석에서는 앵커 하중과 앵커 자유장을 임의로 변화시키면서 mass movement가 벽체 거동에 미치는 영향을 분석하였으며 mass movement와 앵커 자유장 내의 하중 변화와의 연관성을 조사하였다. 또한 설계 측 된 타이백 앵커 토류벽체의 mass movement를 분석하여 유한요소해석에 의한 mass movement의 모델링 기법의 적합성을 평가하였다.

## 2. 타이백 앵커 억지 토류벽체에 발생하는 변형

### 2.1 토류벽체의 변위

Terzaghi(1956)는 타이백 앵커 억지 토류벽과 같은 토류벽체는 시공 순서가 토압, 변위, 그리고 토류벽체를 구성하는 각 구성요소의 응력발생 등에 상당한 영향을 미칠 수 있음을 지적하였다. 따라서 해석에서 시공순서를 고려할 수 없다면 비록 안전측으로 설계된 토류벽체라 하더라도 토류벽체에 발생하는 변위는 항상 설계자에게 심각한 의문으로 남아있게 된다. 여기서 벽체의 변위는 수평변위와 벽체배면에서의 수직침하로 구분할 수 있으며 본 연구에서는 벽체의 수평변위와 mass movement에 한하여 벽체의

거동을 분석하고자 한다.

도심지에서의 굴착 지보시스템으로 채택되는 타이백 앵커 억지 토류벽, 버팀대 흠막이벽 및 쏘일네일링과 같은 억지 토류벽 시스템의 설계시 주요 고려사항 중 하나는 주변지반 및 구조물에 최소한의 영향을 줄수 있도록 벽체를 설계하는 것이다. 즉, 설계자에게 있어 가장 우려가 되는 요소는 벽체의 변위 또는 억지된 토체내의 변형문제이다. Peck (1969)은 토류벽체의 변위(수직침하량)를 추정하기 위한 방법을 최초로 제시한 바 있으며 이후 Mana and Clough (1981), O'Rourke (1981), Wong and Broms(1989) 등에 의해 이에 대한 계속적인 연구가 꾸준히 진행되어왔다. 이들 변위에 대한 연구는 대부분 점성토지반에 타설된 버팀대 흠막이벽 또는 타이백 앵커 억지 토류벽체에 대한 것이며 Clough와 O'Rourke(1990)은 타이백 앵커 억지 벽체, 버팀대 흠막이벽, diaphragm wall 및 최근의 쏘일네일 벽체 등 기존의 모든 토류벽체 시스템에서 수직 및 수평변위와 벽체의 강성(EI), 토질특성과의 연관성을 조사하여 발표한 바 있다. 이들에 따르면 벽체배면의 수직침하 프로파일 및 크기는 수평변위 프로파일 및 크기와 매우 밀접한 연관성을 갖고 있다. 따라서 정확한 수평변위의 예측은 주변지반에 미치는 영향범위 및 크기를 예측하고 방지대책을 수립하는데 매우 긴요하며 이를 위해 먼저 수평변위에 영향을 끼치는 영향인자에 대한 영향을 분석하고 이 인자들 상호간의 관계를 규명할 필요가 있다.

Clough and O'Rourke(1990)은 여러 계층사태를 분석하여 사질토지반에 타설된 토류벽체의 전형적인 수평변위 프로파일은 그림 1.과 같이 캔틸레버 형태를 보이며, 배면침하 프로파일은 직삼각형 형태가 된다고 보고 이의 침하 프로파일은 그림 2.와 같이 굴착깊이의 약 2배 되는 거리

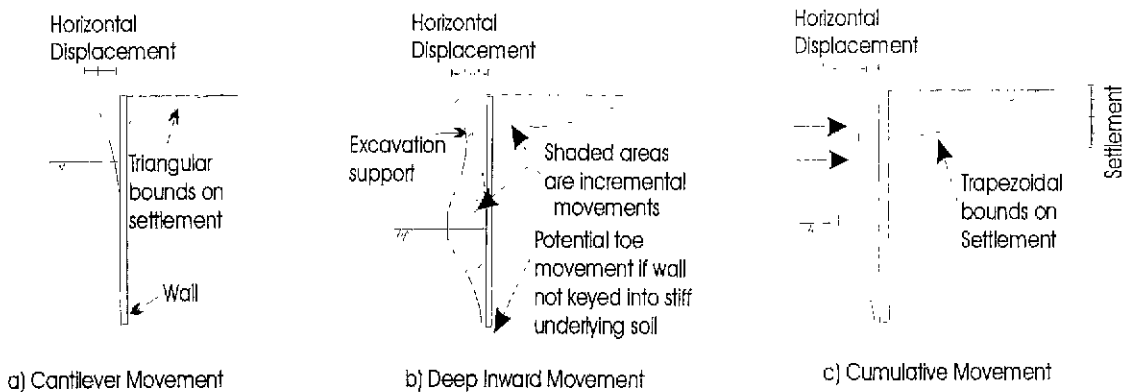


그림 1. 사질토지반에 타설된 토류벽체의 전형적인 수평변위 프로파일 (Clough and O'Rourke, 1990)

까지 이르고 최대침하는 벽체위치에서 발생한다고 하였으나 Peck(1961)에 의한 차트와 비교해 그리 큰 개선점이 발견되지 않는다. 그러나 사질토지반에서의 이와 같은 침하양상은, 억지토체내로 깊이 발생하는 변위(deep inward movement)가 발생하는 점성토지반과는 달리 변위가 단기에 발생하고 수평변위발생량과 수직침하량의 비(그림 2.(b)의 빗금친 부분면적)가 거의 일정한 것으로 알려져 있으므로 수평변위 예측에 따라 수직침하량의 크기와 분포를 예상할 수 있다.

## 2.2 Mass Movement

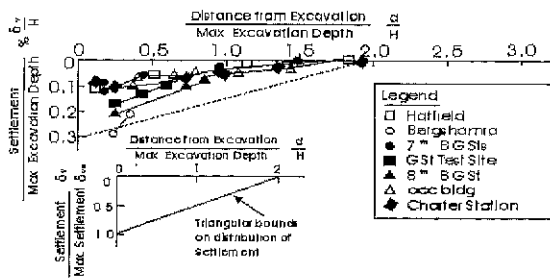
타이백 억지 토류벽체의 거동에 영향을 미치는 주요 요소로는 앵커정착부의 위치, 앵커길이, 토질특성, 시공순서, 앵커긴장하중의 크기( $F_i$ ), 앵커정착장( $L_b$ ) 및 자유장( $L_u$ ), 최상부 앵커열의 지표면으로부터의 깊이 ( $Y$ ), 엄지

말뚝 또는 벽체의 근입깊이( $D_p$ ) 및 벽체하부지반의 지지력( $P_u$ )을 들 수 있다(그림 3. 참조). 본 연구에서는 이들 인자중 앵커자유장( $L_u$ )과 앵커하중의 크기( $F_i$ )가 벽체의 수평변위 중 mass movement에 미치는 영향을 조사하였으며 특히, 앵커자유장의 변화와 mass movement, 그리고 앵커자유장 내의 하중변화와의 상관성을 조사하였다.

Mass movement는 토체의 변위를 지적하는 것으로서, 앵커긴장 후 계속된 하단굴착, 하단 앵커긴장 등에 의해 앵커하중의 증감이 없었음에도 불구하고 발생하는 변위를 뜻한다. Mass movement는 아래의 두 가지 이유로 인해 발생한다고 할 수 있다.

- (1) 앵커정착부의 토체내 움직임 또는 미소이탈
- (2) 벽체 혹은 엄지말뚝하부 지반의 침하

(1)의 발생원인은 소요 앵커정착장을 확보했음에도 불



(Clough and O'Rourke, 1990)

그림 2. 사질토 지반에서의 침하프로파일 산정 (Clough and O'Rourke, 1990)

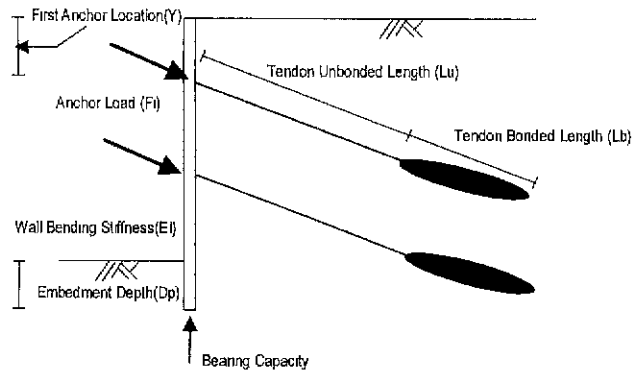
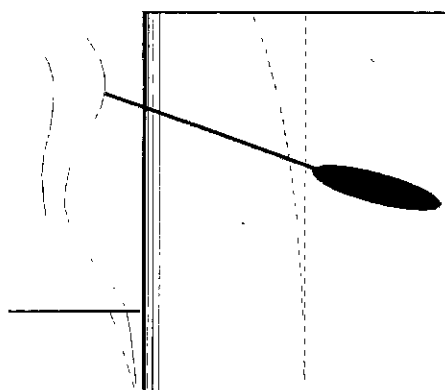
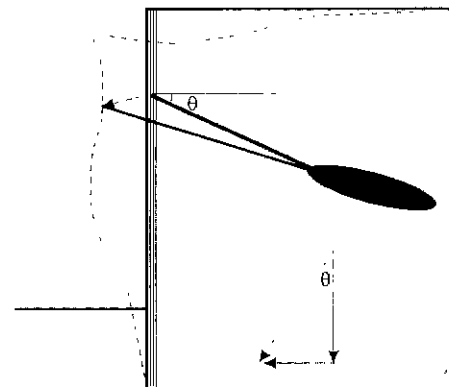


그림 3. 타이백 앵커벽체 거동에 미치는 영향 인자



a) Movement of Anchor Bonded Zone



b) Horizontal Movement due to Settlement

그림 4. Mass movement 발생원인

표 1. TAMU case 타이백 1열 앵커 벽체 사양

Anchor Data	Unbonded Length	5.6 m
	Bonded Length	7.3 m
	Lock-off load	710 kN
	Tendon stiffness	$2.025 \times 10^4$ kN/m
	Angle of Inclination	30°
Wall Data	Height of Excavation	7.62 m
	Embedment Depth	1.65 m
	Anchor Spacing	2.44 m
	Wall Type	Solider Beam & Woodlaggings
Soil Data	Unit Weight of Soil	18.1 kN/m <sup>3</sup>
	Friction Angle of Soil	32°
	Undrained Shear Strength	n/a
	SPT average blow counts	15 blows/0.3m

구하고 앵커자유장이 과대하게 짧게 설계 및 시공되었거나 점성토 지반에서 앵커 정착장이 필요이상으로 길게 시공되었을 경우의 진행성 파괴현상 등에 의해 발생할 수 있다. (2)의 발생원인으로서 벽체 또는 얽지말둑 하부지반의 지지력이 부족하여 발생할 수 있다(그림 4 참조). 이때 mass movement는 벽체의 배면토압에 의해 발생하는 벽체의 휨변형(bending deflection)과 구분된다.

앵커긴장에 의해 앵커두부에서 발생하는 변위는 앵커 긴장력이 일정할 경우 아래의 식(1)로 표현될 수 있다.

$$u = \frac{T_o l_u}{A_s E_s} + \frac{T_o \cot h(k l_o)}{AEk} \quad (1)$$

즉, 앵커긴장하중에 의한 앵커 자유장(L<sub>u</sub>)에서의 탄성 길이 변화와 앵커 정착장(L<sub>b</sub>)에서의 길이변화를 합한 값이다. 여기서 T<sub>o</sub>=앵커긴장하중, A<sub>s</sub>=강봉의 단면적, E<sub>s</sub>=강봉의 탄성계수, A=앵커정착부의 총단면적, E=앵커 정착부의 등가 탄성계수이다. 여기서 앵커체의 강성지수 k는 식(2)로 정의된다.

$$k = \sqrt{\frac{K_s \pi D}{AE}} \quad (2)$$

여기서 K<sub>s</sub>=지반반력계수이고 앵커체의 총단면적 A는 그라우트부의 면적(A<sub>g</sub>)과 텐던부(A<sub>s</sub>)의 면적을 합한 값이며 앵커체의 등가 탄성계수 E는 식(3)으로 계산된다.

표 2. TAMU case 타이백 2열 앵커 벽체 사양

Anchor Data	Unbonded Length	5.5 m
	Bonded Length	7.3 m
	Lock-off load - row 1	366 kN
	Lock-off load - row 2	320.0 kN
	Tendon stiffness - row 1	19846 kN/m
	Tendon stiffness - row 2	19479 kN/m
Wall Data	Angle of Inclination,	30°
	Height of Excavation	7.62 m
	Embedment Depth	1.65 m
	Anchor Spacing	2.44 m
Soil Data	Wall type	Soldier Beam & woodlaggings
	Unit Weight of Soil	18.1 kN/m <sup>3</sup>
Soil Data	Friction Angle of Soil	32°
	Undrained Shear Strength	n/a
	SPT average blow counts	15 blows/0.3m

$$E = \frac{A_s E_s + A_g E_g}{A_s + A_g} \quad (3)$$

여기서 E<sub>g</sub>=그라우트의 탄성계수값이다. Mass movement는 앵커 긴장 후의 축조순서 중에 추가로 발생하는 변위를 분석함으로써 구할 수 있다. 즉, 긴장단계에서 발생한 각 앵커두부에서의 변위를 하단축조단계에서 발생한 변위로부터 감하면 순수한 mass movement가 되므로 식(4)와 같이 앵커긴장단계(n) 후 임의의 축조순서(n+i)에서 발생한 앵커두부에서의 수평변위(u<sub>n+i</sub>)로부터 앵커긴장시의 수평변위(u<sub>n</sub>)와 앵커하중증감으로 인해 발생한 앵커의 탄성 길이 변화(u<sub>elastic</sub>)의 수평분을 (중)감함으로써 구한다.

$$\Delta U_{mass} = U_{n+i} - (U_n \pm \Delta U_{elastic}) \quad (4)$$

여기서 앵커강선 또는 강봉 내의 하중증감으로 인한 탄성 길이 변형량(U<sub>elastic</sub>)은 식(1)의 우항의 첫 계산식과 같으나 앵커하중의 순 증감량만을 고려하여 구한다. 즉,

$$U_{elastic} = \frac{\Delta F \cdot L_{UB}}{A_s E_s} \quad (5)$$

표 3. Boston case의 앵커벽체 사양(Houghton, 1990)

Anchor Data	Unbonded Length	Row 1	7.3 m
		Row 2	10.0m
		Row 3	11.0m
		Row 4 - Row 6	6.1m
	Bonded Length	Row 1	7.6m
		Row 2	6.1m
		Row 3	4.8m
		Row 4 - Row 6	4.6m
	Lock-off load	Row 1	556 kN
		Row 2	667 kN
		Row 3	676 kN
		Row 4	467 kN
		Row 5, 6	538 kN
Tendon stiffness	Row 1	10325 kN/m	
	Row 2	8750 kN/m	
	Row 3	8400 kN/m	
	Row 4 - Row 6	13825 kN/m	
Angle of Inclination,		25°	
Wall Data	Height of Excavation	16.5 m	
	Embedment Depth	2.4 m	
	Anchor Spacing	3.0 m	
	Wall type	Drilled Soldier Beam & woodlaggings	
Soil Data	Unit Weight of Soil	21.2 kN/m <sup>3</sup>	
	Friction Angle of Soil	45°	
	Undrained Shear Strength	448 kN/m <sup>2</sup>	
	SPT average blow counts	75blows/0.3m	

여기에서  $\Delta F$ 는 턴턴 내의 앵커하중 순증감량이고 증가시 (-) 감소시 (+)가 된다. 다만 앵커의 탄성 길이 변화량의 산정 시 FEM 해석의 경우에는 앵커 자유장( $L_u$ )과 앵커 비정착장( $L_b$ )이 명확히 구분되어 해석에 고려(자유장은 스프링요소, 정착장은 보요소)되었으나 실측값의 경우에는 앵커 자유장( $L_u$ )에 정착장( $L_b$ )의 반을 더하여 등가의 비정

착길이( $L'_u$ )를 환산해 고려하였다(식 (6) 참조).

$$L'_u = L_u + 0.5 L_b \quad (6)$$

앵커 자유장의 탄성 길이 변화량( $U_{elastic}$ )은 하단 굴착에 의해 발생한 수평방향 변위의 총량에 비해 크게 작으므로 추가로 발생한 변위는 대부분 mass movement에 의해 발생한 것으로 볼 수 있다.

Mass movement가 벽체의 수평변위에 미치는 영향을 평가하기 위해 국외에서 정밀하게 계측된 두 개소의 현장 실측 변위값(Chung and Briaud, 1993; Houghton and Dietz, 1990)과 이중 한 개소의 2열 및 1열 앵커 역지벽체에 대한 유한요소해석을 실시하여 그 결과값으로부터 수평변위 및 mass movement, 그리고 앵커하중변화를 계산하여 벽체변위에서 차지하는 mass movement의 영향과 앵커의 위치 및 앵커하중크기, 벽체 배면도압 사이의 연관성을 비교·평가하였다. 표 1. - 표 3.은 본 해석 대상으로 삼은 각 현장의 토류벽체 사양을 정리한 것이다.

### 2.3 수치해석법에서의 Mass Movement 시뮬레이션

타이백 앵커 벽체의 수치해석에는 1차원 탄소성보 해석법 또는 2~3차원의 유한요소 해석법이 통상 사용된다. 두 해석방법은 해석기법상의 차이와 차원상의 차이 외에 1)굴착단계 모델링, 2)앵커 긴장단계의 모델링, 그리고 3) 앵커 정착장의 고려유무에 있어 큰 차이를 보인다. 그림 5.는 유한요소 해석에 사용될 수 있는 앵커 시뮬레이션 기법 중의 전형적인 한 방법을 도시한 것이다. 1차원 탄소성보법 및 유한요소해석법 모두 앵커 긴장단계 후의 앵커하중은 벽체의 발생 변위에 지배되지만 1차원 탄소성보법은 앵커 정착부가 앵커길이에 상관없이 소위 기반암(unmoving zone)에 정착된 것으로 불가피하게 가정되는 반면에 유한요소해석에서는 앵커 정착부의 위치를 실제

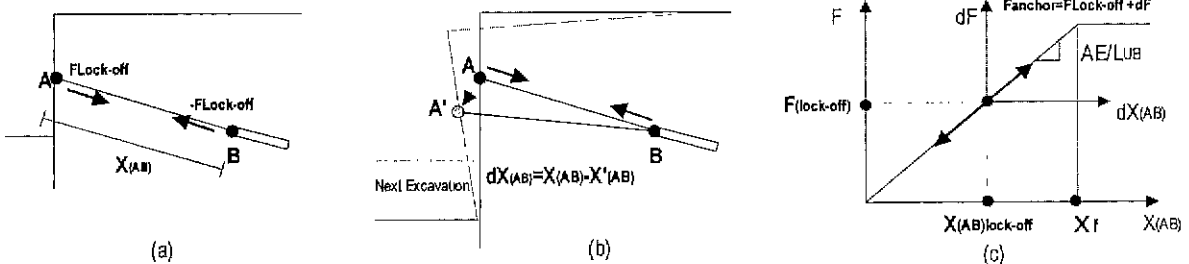


그림 5. 유한요소해석법을 이용한 앵커하중 모델링 기법

표 4 유한요소해석을 위한 Hyperbolic 모델의 입력 파라미터

Soil Data	Initial tangent modulus factor, $K$	300
	Initial tangent modulus exponent, $n$	0.85
	Strength ratio, $R_f$	0.93
	내부 마찰각	32°
	점착력, $c$	0
	Unloading-reloading modulus number, $K_{ur}$	1200
	Bulk modulus number, $K_B$	272
	Bulk modulus exponent, $m$	0.5
	흙의 단위중량, $\gamma$	18.5 kN/m <sup>3</sup>
	정지토압계수, $K_0$	0.65

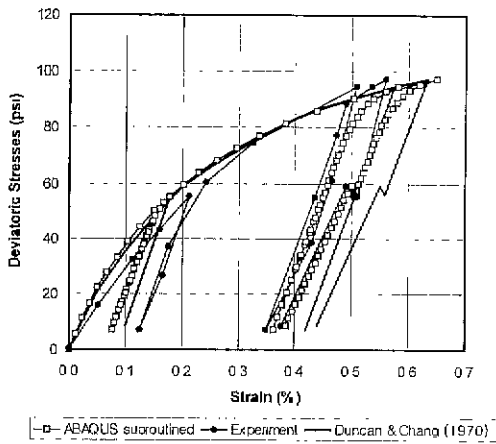


그림 6. 복잡한 하중을 받을 때의 느슨한 실리카질 모래에 대한 응력-변형을 곡선

정착되는 토체내 위치에 정착시킬 수 있는 것이 다른 점이

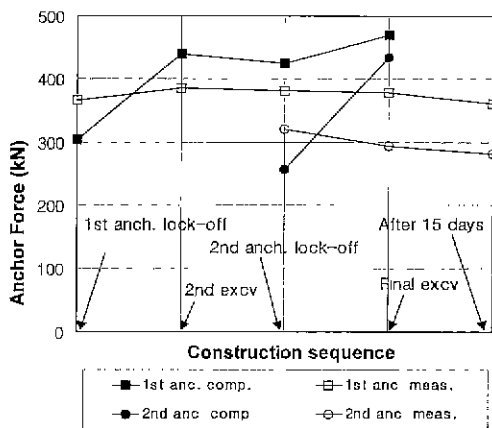


그림 7. 2열 앵커토류벽에서 축조단계별 앵커하중변화 - TAMU case

다. 현재까지 사용되는 기존의 FEM해석 방법들(Clough, 1972; Tsui, 1974)도 앵커정착장의 위치를 고려하지 않거나 경암과 같은 unmoving zone에 타설되었다고 가정함으로써 도심지에서의 굴착과 같이 일반 토사 지반에 구축된 타이백 앵커 벽체에는 적용하는데 한계가 있으며 1차원보 방법과 그 해석결과에 큰 차이가 없다(Briaud and Lim, 1999). 그러나 그림 5와 같은 유한요소해석기법은 앵커체 전체를 고려대상에 포함시키고 시공단계에 따른 앵커자유장내의 하중변화와 벽체변위를 고려하여 mass movement를 계산할 수 있다.

Briaud와 Lim(1999)은 동일 긴장하중하에서 앵커 자유장의 변화 즉, 앵커정착장의 위치에 따른 벽체의 수평변위 차이를 분석한 바 있다. 이에 따르면 자유장이 길수록 벽체의 횡방향 변위가 크게 감소함을 확인하였다. 따라서 앵커 자유장, 앵커하중, 벽체변위와의 상관성 중 벽체변위에서 차지하는 mass movement 크기와 앵커 자유장내의 하중변화 관계를 조사하여 이들 매개변수 사이의 상관성을 설정하였다.

### 3. Tieback 앵커 벽체의 유한요소 해석 모델링

해석에 사용된 유한요소해석 프로그램은 상용의 범용 프로그램인 ABAQUS(H.K.S., 1999)를 사용하였다. 모든 해석은 사질토 지반에 타설된 타이백 앵커 벽체에 한하여 수행(TAMU 벽체의 경우)하였으며 사질토 지반의 경우 Seed와 Duncan (1984)의 수정 Hyperbolic 모델을 사용자 정의 서브루틴으로서 코딩하고 본 프로그램에 연결하여 해석을 수행하였다. 본 모델에 대한 인식이 이미 보편화되

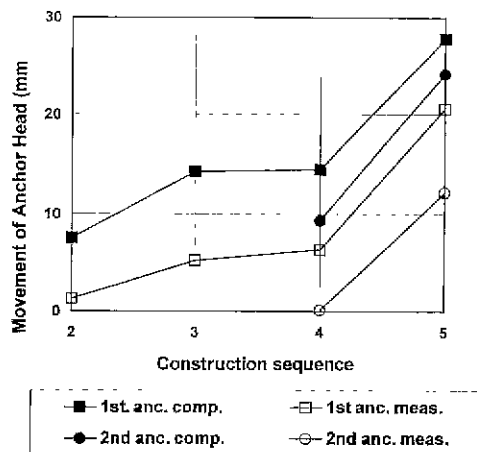


그림 8. 2열 앵커토류벽에서 축조단계별 앵커두부의 변위 변화 - TAMU case

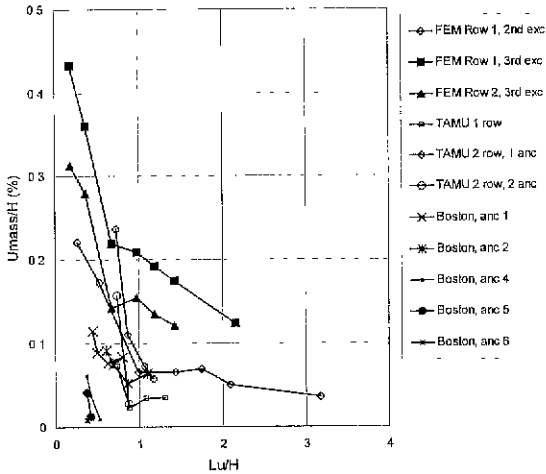


그림 9. 앵커 비점착장의 변화에 따른 벽체의 mass movement 변화 비교

어 있으므로 모델자체에 대한 설명은 본 논문에서 생략하였으나 자세한 것은 Briaud와 Lim(1999) 및 Seed와 Duncan(1984)을 참조하기 바란다.

엣지말뚝, 앵커정착부 등의 구조체는 탄성모델의 beam 요소를 사용하였고 앵커 자유장은 선형 탄성거동을 하는 스프링 요소를 사용하였다. 또한 벽체가 미소변형을 조건 (small strain condition)을 만족한다고 가정하여 구조체와 흙요소사이에 접합요소는 도입하지 않았다. 사용된 모델을 검증하기 위하여 Duncan and Chang(1970)에 의한 시험 결과와 본 모델을 채용한 유한요소해석 결과를 비교한 결과(그림 6.)는 보다 실측치에 근접한 결과를 보였으며 본 프로그램과의 연계성 또한 우수한 것으로 판명되었다. 해

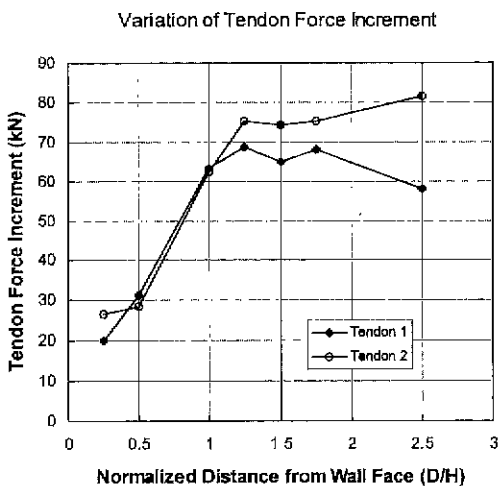


그림 10. 앵커 자유장 강선 내에서의 순 앵커하중 변화 -FEM

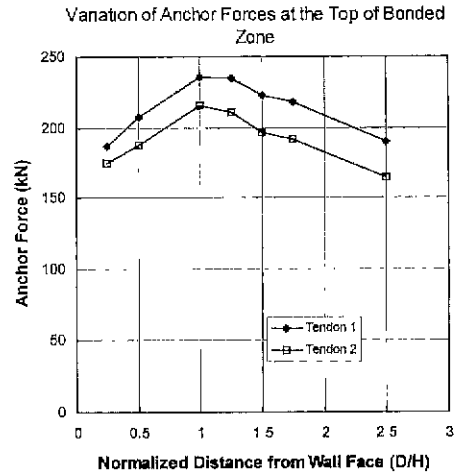


그림 11. 앵커 정착장 최상단에서의 자유장 길이변화에 따른 하중변화-FEM

석에 사용된 Hyperbolic 모델의 입력 파라미터는 현장시험과 실내시험(JeanJean, 1993)으로부터 구하였으며 역해석을 통해 일부 보완함으로써 최종 값을 결정하였다. 사용된 Hyperbolic 모델의 최종 입력 파라미터는 표 4와 같다.

#### 4. Mass Movement의 벽체거동에 미치는 영향

그림 7 및 그림 8은 사질토 지반에 타설된 2열 타이백 앵커 토류벽에서 계층(Chung and Briaud, 1993; 표 1, 표 2 참조)된 앵커하중과 앵커두부에서의 수평변위변화를 시공단계별로 계산된 본 연구의 FEM 결과값과 각각 비교한 것이다. FEM에 의한 앵커두부에서의 수평변위의 순 변화량은 식 (1), (2) 및 (3)을 이용해 각 시공단계에서 구한 수평변위로부터 계산되었다. 측정값의 경우 하중변화가 미소하여 값이 일정하던가(1열 앵커) 오히려 감소(2열 앵커)하는 경향을 보였으나, 계산값의 경우에는 1, 2열 앵커 공히 다음 굴착단계에서 크게 증가하는 경향을 보였다. 또한 측정된 2열 앵커의 하중변화는 전 시공단계에서 크지 않았음에도 불구하고 앵커두부에서의 수평변위는 하단 굴착시에 크게 증가하였음을 알 수 있다. 이는 정착부를 포함한 앵커체 전체가 움직였음을 말해주는 것으로서 mass movement의 발생을 확인해 주는 것이다.

현장 측정 결과에서와 마찬가지로 FEM 해석에 있어서도 mass movement가 크게 발생함을 확인할 수 있었다. 그림 7 및 그림 8을 비교하면 앵커의 하중변화는 마지막 굴착 단계에서 크게 증가하지 않았지만 앵커두부에서의 수평변위는 하단 굴착시에 크게 증가하였음을 발견할 수 있다.

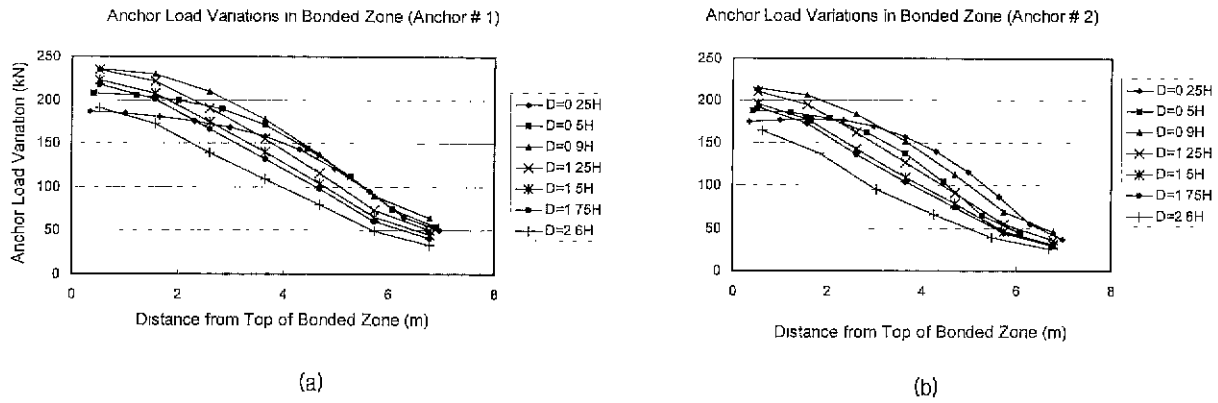


그림 12. 앵커 자유장 길이변화에 정착장 내에서의 하중변화

표 5 앵커 자유장 길이가 앵커 역지토류 벽체의 거동에 미치는 영향

	Lat. Defl. ( $\Delta U_H$ )	Anchor Load ( $\Delta F$ )	Lateral Earth Pressure ( $P_{Average}$ )	Mass movement ( $U_{mass}/U_{Total}$ )
Unbonded Length ( $L_u$ )	감소	증가 후 감소	증가	감소

NB : 앵커자유장의 길이 증가에 따른 지 영향값의 변화임  
 -  $\Delta U_H$  : 횡방향 벽체변위  
 -  $P_{Average}$  : 벽체 전보기토압

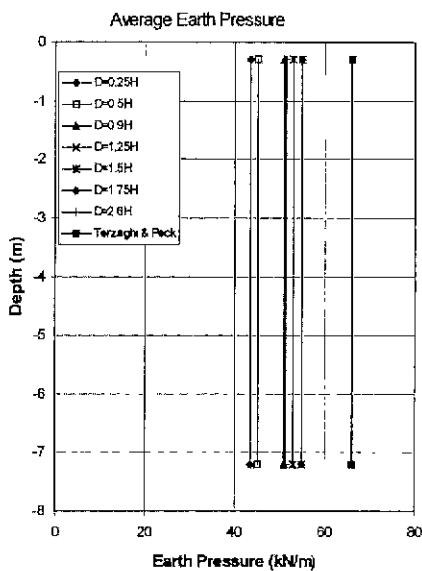


그림 13. 앵커 자유장 길이변화에 따른 평균배면 토압의 변화-FEM

따라서 계측값 및 유한요소해석 결과값 공히 앵커하중의 급격한 증가가 없는 가운데 앵커 두부에서의 순 수평변위량이 증가함으로서 mass movement가 수평변위량의 상당부분을 차지한다는 것을 확인할 수 있다.

그림 9는 앵커 자유장( $L_u$ )을 굴착깊이( $H$ )로 정규화시킨 후 굴착이 진행됨에 따라 즉, 앵커 자유장이 굴착깊이에

대해 감소하면서 앵커 두부에서의 긴장 후 하단 굴착에 의한 순 변위 증가량을 추적하여 앵커 자유장과 mass movement의 상관성을 조사한 것이다. 앵커 자유장이 증가함에 따라 mass movement의 발생량이 임의 한계치 ( $L_{UB}/H$ ) 근처에서 갑자기 감소함을 알 수 있다. 즉, 굴착깊이에 대한 앵커 자유장의 비( $L_u/H$ )가 0.75 ~ 1.0 이하이면 mass movement의 영향이 전체 벽체 변위에서 차지하는 영향이 커져 변위량( $U_{mass}/H$ )이 급격히 증가함을 알 수 있다. 따라서  $L_u/H$  비가 0.75 ~ 1.0 이하의 범위에서 전체 벽체 변위에서 차지하는 배면 토압의 영향은 감소하지만 mass movement의 영향은 증가한다고 할 수 있다.

그림 10은 2열 앵커벽체(Chung and Briaud, 1993)에 대한 유한요소 해석결과로서 자유장의 강선(steel tendon)내의 순 하중변화를 도시한 것이다. 굴착깊이( $H$ )로 정규화시킨 앵커 자유장( $L_u$ )의 비(또는  $D/H$ , 여기서  $D$ 는 벽체 최상단에서 첫째 열 앵커자유장 끝단까지의 수평길이)가 증가함에 따라 강선내의 순 하중변화량 또한 임계치( $D=H$ )까지는 급히 증가하다가 2열 앵커의 경우에는 다시 감소하는 경향을 보였으나 1열 앵커의 경우에는 다시 소폭 증가하는 경향을 보였다.

그림 11은 2열 앵커벽체(Chung and Briaud, 1993)에 대한 유한요소 해석결과로부터 구한 정착장 최상단에서의 앵커하중변화를 자유장 길이변화에 따라 조사한 것이며



그림 12.는 앵커 정착장 내에서의 하중변화를 앵커정착위치에 따라 비교하여 도시한 것이다. 앵커 자유장이 길어짐에 따라 하중도 계속 증가하다가 임계값( $D=H$ ) 이상에서는 다시 감소하는 경향을 보였다. 이는 벽체의 배면토압을 비교함으로써 확인해 진다. 즉, 계산된 걸보기토압(그림 13. 참조)이 앵커 자유장이 길어짐에 따라 계속 증가함으로 배면토압의 크기에 따라 발생하는 벽체의 휨변형의 양 또한 증가함으로서 전체 벽체변위에서 차지하는 mass movement의 양이 줄어드는 결과(그림 9.)와 상응하는 것이다. 따라서 앵커자유장과 배면토압은 비례관계에 있으며 이들 매개변수 사이의 상관성을 정리하면 표 5.와 같다.

## 5. 결론

- (1) 사질토 지반에 타설된 2열 타이백 앵커 토류벽에서 측정한 앵커하중과 앵커두부에서의 수평변위변화를 축조단계별로 계산된 FEM 결과값과 비교한 결과 측정값의 경우 하중변화가 미소하여 값이 일정하던가 소량 감소하는 경향을 보였다. 또한 측정된 2열 앵커의 하중변화는 크지 않았음에도 불구하고 앵커두부에서의 수평변위는 하단 굴착시에 크게 증가함으로서 정착부를 포함한 앵커체 전체가 움직이는 현상 즉, mass movement의 발생을 확인할 수 있었다.
- (2) 현장 측정 결과에서와 마찬가지로 FEM 해석에 있어서도 mass movement가 크게 발생함을 확인할 수 있었다. 앵커하중의 급격한 증가가 없는 가운데 앵커 두부에서의 수평변위량이 증가함으로서 mass movement가 수평변위량의 상당부분을 차지함을 확인할 수 있었다.
- (3) 굴착이 진행됨(앵커 자유장의 굴착깊이에 대한 비( $L_w/H$ )의 감소)에 따라 앵커 두부에서의 긴장 후 하단 굴착에 의한 순 변위 증가량을 추적하여 앵커 자유장과 mass movement의 상관성을 조사하였다. 앵커 자유장이 증가함에 따라 mass movement의 발생량이 임의 한계치( $L_w/H$ ) 근처에서 갑자기 크게 감소함을 확인하였다. 굴착깊이에 대한 앵커 자유장의 비( $L_w/H$ )가 0.75 ~ 1.0 이하이면 mass movement의 영향이 전체 벽체 변위에서 차지하는 영향이 커져 변위량( $U_{mass}/H$ )이 급격히 증가함을 알 수 있었다. 따라서  $L_w/H$  비가 0.75 ~ 1.0 이하의 범위에서 전체 벽체 변위에서 차지하는 배면 토압의 영향은 감소하지만 mass movement의 영향은 증가한다고 할 수 있다.
- (4) 2열 앵커벽체에 대한 유한요소 해석결과로부터 계산

된 걸보기토압과 앵커자유장, 그리고 mass movement와의 상관성을 조사하였다. 앵커 자유장이 길어짐에 따라 평균배면토압이 계속 증가하므로 벽체의 휨변형 양 또한 증가하고 이에 따라 전체 벽체변위에서 차지하는 mass movement의 양이 줄어드는 결과를 확인할 수 있었다. 따라서 앵커자유장과 배면토압은 비례관계에 있음을 확인하였다.

## 참고 문헌

1. 양구승(1996), "도심지 깊은 굴착시 인접지반 거동에 관한 분석". 박사학위 논문, 서울대학교
2. 이봉열, 김학문(1999), "굴착모형실험을 통한 토류벽체 및 지반거동에 관한 연구", 한국지반공학회 논문집, 제15권, 제5호, pp 259-279
3. ABAQUS Users and Theory Manuals 1999, Version 5.8-10
4. Briaud, J.-L and Kim, N.-K. (1998), "Beam-Column Method for Tieback Walls", J. of Geotech and Geoenv. Engg., Vol. 124, No.1, pp 67-79
5. Briaud, J.-L and Lim, Y.-J. (1999). "Tieback Walls in Sand: Numerical Simulation and Design Design Implications". J. of Geotech. and Geoenv. Engg., Vol. 125, No 2, pp 101-110
6. Canadian Geotechnical Society(1997), Foundation Engineering Manual, 3rd Ed.
7. Clough, G.W. and O'Rourke, T.D. (1990). "Construction Induced Movement of In-Situ Walls", Proc. ASCE Conf. Design and Performance of Earth Retaining Structures, Cornell University, Ithaca, N.Y., USA
8. Clough, G.W., Weber, P.R., and Lamont, J.(1972), "Design and observation of a tieback wall.", Proc., ASCE Spec. Conf. Performance of Earth and Earth Supported Structures, ASCE, Vol. 1, 1367-1389
9. Fernandes, M.M. and Falcao, J.C.-B. (1988), "The Nonlinear Behavior of Ground Anchors and its Consideration in Finite Element Analysis of Tied-back Walls", Proc. Num. Meth. in Geomech, Balkema, pp.1243-1248
10. JeanJean, P. H. (1993) Load settlement curves for spread footings on sand from the pressuremeter test, Ph D. Dissertation. Dept. of Civil Engg., Texas A&M University
11. Houghton, R. C., and Dietz, D. L. (1990), Design and Performance of a Deep Excavation Supports in Boston, Massachusetts." Proc. ASCE Spec. Conf. On Design and Performance of Earth Retaining Structures, ASCE, New York, U.S.A.
12. Kim, N. K., and Briaud, J. L. (1994), A Beam Column Method for Tieback Walls Report to Schnabel Foundation and the Federal Highway Administration, Department of Civil Engineering, Texas A&M University, College Station, Texas, U.S.A
13. Mana, A. I. and Clough, G. W. (1981). "Prediction of Movements of Braced Cuts in Clay.", Journal of the Geotechnical Division, ASCE, Vol. 107, No. GT6, pp 759-778
14. O'Rourke, T. D. (1981), "Ground Movement Caused by Braced Excavations", Journal of the Geotechnical Division, ASCE, Vol. 107, No. GT9, pp.1159-1178
15. Peck, R. B. (1969). "Deep Excavations and Tunneling in Soft Ground.", 7th ICSMFE, State-of-the-Art Volume. 225-290
16. Seed, R. B. and Duncan, J. M.(1984), "SSCOMP a finite element

- analysis program for evaluation of soil-structure interaction and compaction effects." Report No. UCB/GT/84-02, University of California, Berkely.
17. Terzaghi, K. (1956), Theoretical Soil Mechanics., Chapman and Hall, London
18. Terzaghi, K. and Peck, R. B. (1967), "Soil Mechanics in Engineering Practice", 2nd Ed., John Wiley & Sons
19. Tsui. Y (1974), A Fundamental Study of Tied-back Wall Behavior. Ph.D. Dissertation. School of Engineering, Duke University, Durham, North Carolina.
20. Wong, K. S. and Broms, B. B. (1989), "Lateral Wall Deflections of Braced Excavations in Clay", Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 107, No.6, pp.853-870

(접수일자 2000.5 26)