

# 말뚝-그라우트 슬라브가 적용된 싱가포르 연약지반 굴착 시 말뚝 인장력 산정에 관한 연구

## Estimation of Pile Tension Loads Induced by Excavation in Singapore Soft Clay Applying a Pile-Plugged Jet Grouted Slab

이 승 래<sup>1</sup> Lee, Seung-Rae

박 현 구<sup>2</sup> Park, Hyun-Ku

심 재 범<sup>3</sup> Shim, Jai-Beom

임 석 산<sup>4</sup> Lim, Seok-San

신 강 호<sup>5</sup> Shin, Kang-Ho

### Abstract

In the present paper, a numerical study was carried out for a reasonable and realistic evaluation of tension loads in piles during deep excavation in Singapore soft soil applying pile-plugged jet grouted slab. Based on 2-dimensional finite element analyses using linear elastic-perfectly plastic soil model obeying Mohr-Coulomb failure criterion, effects of pile-plugged jet grouted slab on the stability during excavation were examined, and a parametric study was also conducted to investigate critical influencing parameters in the estimation of reliable pile tension loads. Finally, based on the Modified Cam-Clay model, pile tension loads were estimated by considering on-going consolidation state of the Singapore clay deposit and the range of critical parameters observed during laboratory tests.

### 요 지

본 연구에서는 압밀이 진행중인 싱가포르 지역 연약지반에서 말뚝-그라우팅 슬라브 공법이 적용된 흙 막이 굴착 시 합리적인 말뚝의 인장력 산정을 위한 수치해석 연구를 수행하였다. 선형탄성/Mohr-Coulomb 소성 모델을 적용한 2차원 수치해석을 통해 굴착 중 말뚝-그라우팅 슬라브 공법에 의한 보강효과를 살펴보고 다양한 지반 변수에 대한 매개 변수 해석을 수행하여 말뚝 인장력의 산정과 관련하여 핵심적인 영향 인자를 파악하였다. 이를 바탕으로 해석 점토 지반의 압밀 상태를 고려하기 위하여 수정 Cam-Clay 모델을 통해 현장의 비배수 전단강도 분포로부터 현장의 유효응력상태를 역으로 추정하였으며 실내 시험 분석을 통해 추정된 핵심 영향 인자의 범위를 산정하여 합리적으로 말뚝의 인장력을 산정하고자 하였다.

**Keywords :** Excavation, Pile tension load, Numerical analysis, Marine clay, Grout slab

### 1. 개요

Davies와 Walsh (1983)에 따르면 매우 연약한 점토

지반에서 흙 막이 벽체와 스트러트를 이용한 굴착이 이루어질 경우에 굴착 저면 부근에서 저항하는 수동 토압이 벽체 전체에 가해지는 주동 토압을 지지해 주지 못

1 정회원, 한국과학기술원 건설 및 환경공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil and Environmental Engrg., KAIST)

2 한국과학기술원 건설 및 환경공학과 박사과정 (Graduate Student, Dept. of Civil and Environmental Engrg., KAIST, bowstringnine@gmail.com, 교신저자)

3 정회원, 삼성물산 건설부문 상무 (Member, Executive Director, Samsung C&T)

4 정회원, 삼성물산 건설부문 차장 (Member, Vice-chief, Samsung C&T)

5 정회원, 삼성물산 건설부문 부장 (Member, Chief, Samsung C&T)

\* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 3월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

하는 상태가 유발되며, 이로 인해 굴착 저면 부의 파괴, 과도한 벽체 변위 및 굴착 주변부 지반 침하가 발생하는 것으로 알려져 있다. 특히, 싱가포르 지역과 같이 많은 지반이 해성 점토 상부에 매립되어 지금까지도 매립층에 의해 발생된 과잉간극수압이 소산되지 않은 상태로 존재하는 경우 점토층이 매우 연약하기 때문에 앞서 언급한 불안정성 문제가 굴착 시공 시 주요 문제로 고려되고 있다(Shirlaw 등, 2005).

따라서, 굴착 시 안정성 확보를 위해서는 굴착 저면부의 히빙 변위와 벽체의 수평 변위를 억제하는 것이 요구되며 이와 같은 문제가 빈번하게 발생하는 싱가포르의 사례에 따르면 흙 막이 벽체 및 스트러트 설치와 함께 굴착 저면에 (1) 다이아프램 벽체와 석회말뚝 (2) 다이아프램 벽체와 그라우트 슬라브, 그리고 (3) 현장타설말뚝-그라우트 슬라브 설치 등의 공법들을 적용하고 있는 것으로 알려져 있다(Shirlaw 등, 2005). 이러한 공법들은 슬라브의 큰 강성을 통해 벽체의 변위 및 모멘트를 저감시키고, 견고한 층까지 타설된 대 구경 말뚝을 통해 슬라브에 가해지는 히빙 압력을 분산시켜 굴착 저면 부의 안정성을 확보하는 거동 메커니즘을 갖고 있다. 실제 시공 시 말뚝-그라우트 슬라브 공법은 벽체 변위 및 굴착 저면부 안정성을 높이는 것으로 나타났으며 슬라브의 안정성과 관련한 설계와 시공에 대한 많은 연구가 이루어져 왔다(Clark과 Prebaharan, 1987; Hsieh 등, 2003; Shirlaw, 2003; Shirlaw 등, 2005). 이에 반해 현장타설말뚝은 대부분 슬라브에 가해지는 히빙 압력을 전이시키는 역할만 고려되었기 때문에 부재에 걸리는 인장력의 산정 및 그에 따른 철근비의 산정 등에 대한 연구는 거의 이루어지지 않은 상황이다.

말뚝의 인장력과 관련하여 Shirlaw(2003)는 굴착 시공 시 말뚝-그라우트 슬라브와 주변 지반간의 힘 평형

관계를 그림 1과 같이 제시하였다. 그림에서 볼 수 있듯이 슬라브를 중심으로 벽체와 슬라브간 연직 및 전단 응력, 슬라브 저면에 가해지는 히빙 압력, 그리고 말뚝에 의한 저항력이 동시에 작용하고 있으며 따라서 굴착에 의해 말뚝에 유발되는 인장력을 합리적으로 산정하기 위해서는 위에 언급된 다양한 힘들간의 평형 및 시공 과정을 충분히 모사하는 것이 요구된다. 드문 예로 Clark과 Prehabaran(1987)은 말뚝-그라우트 슬라브가 적용된 수중 굴착 시 슬라브 하부면에 가해지는 히빙 압력 산정 및 계측에 관한 연구를 통해 지반과 슬라브, 말뚝간의 상호작용 및 파괴면 가정을 적용하여 Bjerrum과 Eide(1956)의 수식을 수정한 산정식을 제안하였다. 그러나 지반과 구조물간 상호작용을 고려하는 보정계수 및 파괴면의 적용이 임의적이고 슬라브와 벽체간의 상호작용을 고려하지 않았기 때문에 말뚝의 인장력을 신뢰적으로 산정하기에는 다소 무리가 있다.

한편, 앞서 언급한 바와 같이 싱가포르 지역의 경우 현재 압밀이 진행 중인 상황이기 때문에 해성 점토층에 과잉 간극 수압이 존재할 수 있으며 이는 흙의 총 단위 중량과 정수두 압력으로부터 추정되는 지반의 유효응력 상태가 실제보다 과다하게 예측될 수 있음을 의미한다. 일반적으로 지반 재료는 유효응력의 상태에 따라 강도 및 강성의 특성이 결정되기 때문에 이는 굴착의 안정성뿐 만 아니라 말뚝의 인장력 산정에 있어서도 영향을 미칠 수 있다.

따라서, 본 연구에서는 압밀이 진행 중인 싱가포르 지역 연약지반에서 말뚝-그라우팅 슬라브 공법이 적용된 흙 막이 굴착 시 합리적인 말뚝의 인장력 산정을 위한 수치해석 연구를 수행하였다. 우선 탄소성 모델인 Mohr-Coulomb을 적용한 2차원 수치해석을 통해 굴착 중 말뚝-그라우팅 슬라브 공법에 의한 보강 효과를 살펴 보았

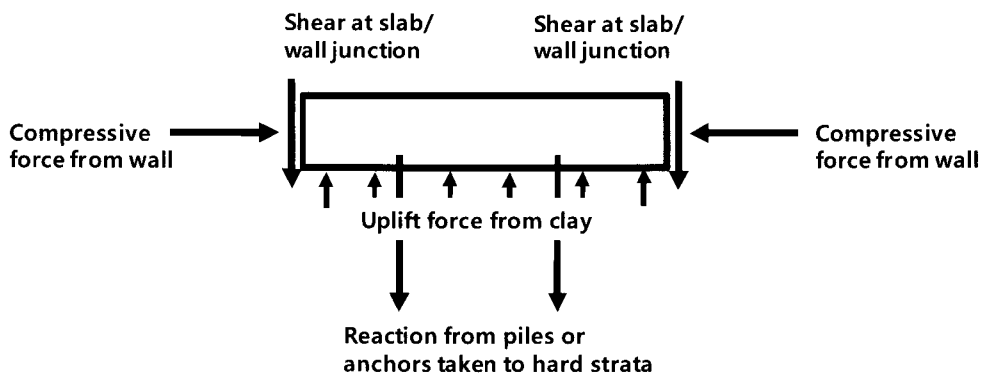


그림 1. 굴착 저면 부에 적용된 말뚝-그라우트 슬라브의 힘 평형 관계(Shirlaw, 2003)

고 다양한 지반 변수에 대한 매개 변수 해석을 수행하여 말뚝 인장력의 산정과 관련하여 핵심적인 영향 인자를 파악하였다. 이를 바탕으로 해성 점토 지반의 압밀 상태를 고려하기 위하여 수정 Cam-Clay 모델을 통해 현장의 비배수 전단강도 분포로부터 현장의 유효응력상태를 역으로 추정하였으며 실내 시험을 통해 추정된 핵심 영향 인자의 범위를 산정하여 합리적으로 말뚝의 인장력을 산정하고자 하였다.

## 2. 대상 문제

### 2.1 지반 조건 및 공학적 특성

본 연구에서 고려하는 지반 조건은 싱가포르 지역에 널리 분포하고 있는 칼랑 대(Kallang formation)와 하부의 충적층(Old Alluvium)이며, 그림 2는 싱가포르 000 지역의 지층 분포 형상으로 전형적인 칼랑 대의 지층 구성 형태를 나타내고 있다. 원 지반은 매우 연약한 상부 해성 점토(Upper Marine Clay), 견고한 중간 점토층(Intermediate Clay), 연약한 하부 해성 점토(Lower Marine Clay)와 입경이 큰 충적층(Old Alluvium)으로 구성되어 있고, 매립으로 인해 매립 층이 가장 상부에 형성되어 있다. 또한, 그림에서 확인할 수 있듯이 지하수위가 지표면에 분포하고 있으며 싱가포르의 매립지반의 매립연한이 50~60년 이내이므로 아직도 압밀이 진행 중이다.

표 1은 000지역에서 수행되는 굴착 시공에 대해 상

가포르 국토교통국(LTA)에서 설계 기준으로 제시하는 지반 물성들을 나타낸 것이다(LTA, 2008). 매립층 및 충적층은 30° 이상의 마찰각과 매우 낮은 점착력, 그리고

		Ground Level 103.5
<b>FILL</b> (fine to medium sand)	$c' = 0kPa$ $\phi' = 30^\circ$ $\gamma_i = 20.5kN/m^3$	94.00
<b>Upper Marine Clay</b> (very soft marine clay)	$c' = 0kPa$ $\phi' = 22^\circ$ $\gamma_i = 16.5kN/m^3$	78.00
<b>Estuarine</b>		76.00
<b>F2</b>		72.00
<b>Lower Marine Clay</b> (soft marine clay)	$\phi' = 22^\circ$ $\gamma_i = 17kN/m^3$	65.00
<b>Estuarine</b> (soft silty clay)	$\phi' = 17^\circ$ $\gamma_i = 17kN/m^3$	59.00
<b>F2</b> (Firm silty clay)	$\phi' = 23^\circ$ $\gamma_i = 19kN/m^3$	56.00
<b>Old Alluvium</b> (clayey silty sand)	$c' = 0 \sim 20kPa$ $\phi' = 32 \sim 35^\circ$ $\gamma_i = 21kN/m^3$	

그림 2. 싱가포르 칼랑 대(Kallang Formation)와 하부 충적층(Old Alluvium) 지층 분포 형태

표 1. 싱가포르 000지역의 굴착 시공에 대한 칼랑 대(Kallang Formation)와 하부 충적층(Old Alluvium) 지반의 설계 물성(LTA가 제시한 설계기준)

물성	단위	매립층	칼랑 대(Kallang Formation)				하부 충적층(OA)				
			UMC	LMC	F2	E	E	D	C	B	A
총 단위중량, $\gamma$	kN/m <sup>3</sup>	20.5	16.5	17	19	17	21				
비배수 전단강도, $s_u$	kPa	28	10+1.5(z-10)	1.5(z-10)	20+1.5(z-10)	35	-				
Mohr-Coulomb 강도변수	$c'$	kPa	0	0	10	0	0	5			20
	$\phi'$	deg	30	22	22	23	17	32	35		
비배수 탄성계수 $E_v$	kPa	-	250 $s_u$	250 $s_u$	250 $s_u$	200 $s_u$	1500N		2000N		
배수 탄성계수, $E'$	kPa	10,000	208 $s_u$	208 $s_u$	208 $s_u$	166 $s_u$	1250N		1666N		
정지 토압 계수, $K_0$		0.5	0.7	0.7	0.6	0.7	1.0				
투수 계수, $k$	m/sec	10 <sup>-5</sup>	10 <sup>-9</sup>	10 <sup>-9</sup>	10 <sup>-9</sup>	10 <sup>-9</sup>	10 <sup>-5</sup>				
압축 지수 $C_c$			0.7	0.7	0.25	0.6	10 <sup>-5</sup>				
재압축 지수 $C_r$			0.15	0.1	0.1	0.15	10 <sup>-5</sup>				

$10^{-5}$  m/sec 이상의 높은 투수계수를 갖는 사질토의 특성을 나타내는 반면 칼랑 대는  $17\sim 22^\circ$  정도의 상대적으로 작은 내부 마찰각을 갖고 있고  $10^{-9}$  m/sec 정도의 낮은 투수계수를 갖는 점성토의 특성을 나타내고 있다.

싱가포르 LTA가 기준으로 제시하는 지반의 탄성계수는 통상적으로 비배수 전단강도 및 SPT N값과의 상

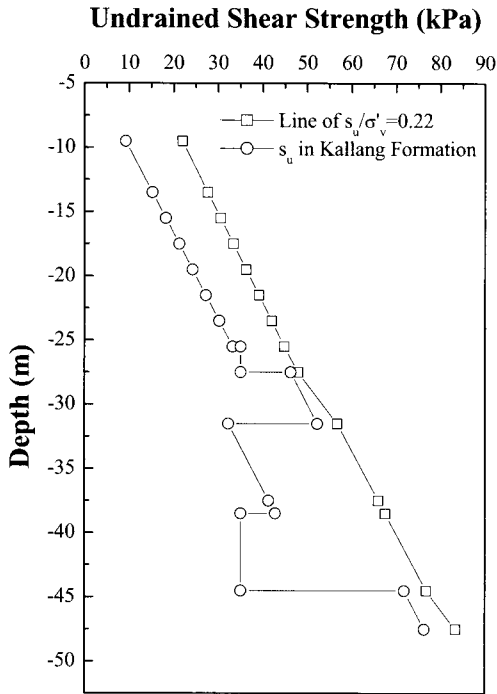


그림 3. 칼랑 대(Kallang Formation)의 비배수 전단강도 분포 및 정규 압밀 점토의  $s_u/\sigma'_v$  비교

관관계를 통해 추정되는데 이 값은 일반적으로 배수 또는 비배수 삼축 재하(load) 시 측정되는  $E_{u,50}$  또는  $E'_{50}$  값에 해당하며 표 1에 나타난 탄성계수 값은 일반적인 점토의 강성비  $E_u/s_u$ 의 범위인  $100\sim 900$ (Lambe과 Whitman, 1969) 정도에 비추어볼 때 낮은 편에 속함을 알 수 있다. 한편, 그림 3은 표 1에 기재된 각 층의 총 단위중량과 정수두 압력으로부터 추정되는 유효응력과 정규압밀 점토의  $s_u/\sigma'_v(=0.22)$  관계(Mesri, 1975)를 통해 예측되는 비배수 전단강도 분포와 표 1의 비배수 전단강도를 비교한 것으로 일반적인 상부 및 하부 해성 점토층의 수중 단위중량에서 예측 가능한 비배수 강도에 비해 다소 낮은 값을 갖고 있음을 알 수 있다. 이는 압밀중인 점토층의 특성으로서 총 단위중량과 정수두 압력을 이용할 경우 현장에 비해 다소 과다한 유효응력을 추정할 수 있음을 의미한다.

## 2.2 굴착 시공

본 연구에서는 싱가포르 000 지역에서 지하철도 구축을 위해 이루어지는 굴착 문제를 대상으로 하였다. 굴착 단면은 싱가포르 굴착 사례(Shirlaw 등, 2005)에서 주로 다루어진 얇은 굴착(굴착고/굴착폭 $\approx 0.25 < 1$ )으로 Cut-and-Cover 방식의 굴착 시공을 고려하였으며 굴착 단면은 그림 4와 같고, 굴착 시공 순서는 그림 5에 도시된 바와 같다.

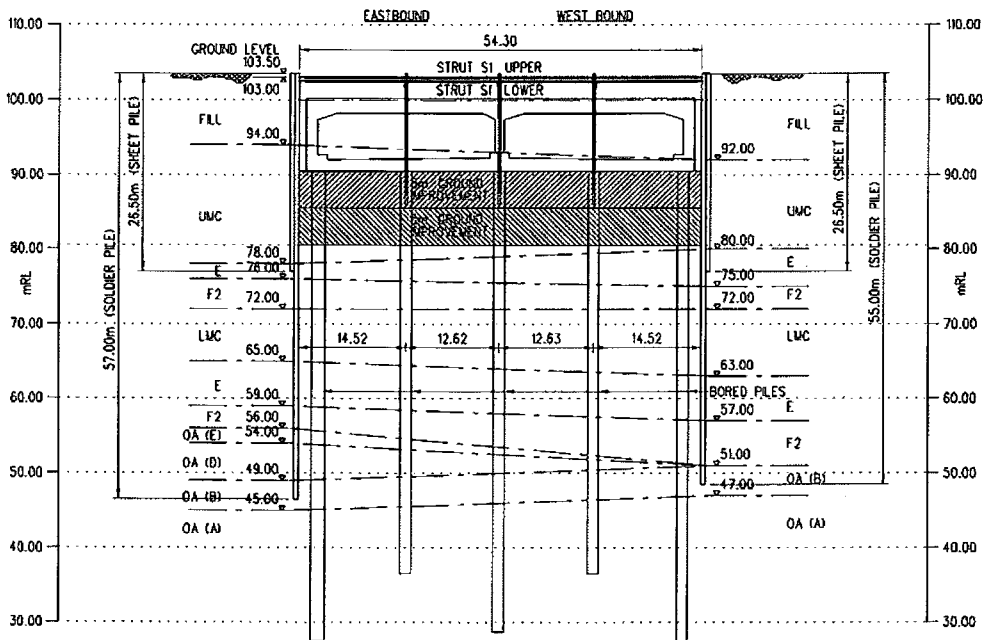


그림 4. 굴착 단면

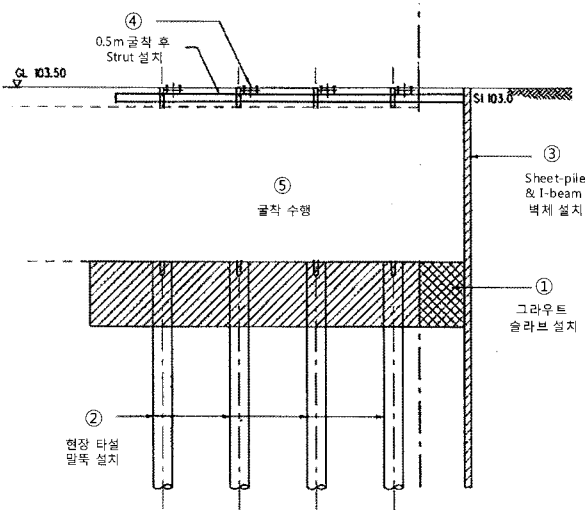


그림 5. 굴착 시공 순서

### 3. 거동 분석 및 영향인자 파악을 위한 수치해석

말뚝-그라우트 슬라브가 적용된 흙막이 굴착 중의 지반 거동은 일반적인 흙막이 굴착과는 다른 거동 특성을 나타낼 수 있으며 이는 말뚝에 발생하는 인장력을 산정하는데 있어 영향을 미치게 된다. 따라서 본 장에서는 유한요소 해석프로그램 ABAQUS version 6.5(HKS, 2004)를 통해 합리적인 인장력 산정과 관련된 주요 거동 특성 및 영향 변수를 파악하기 위한 매개 변수 수치 해석을

수행하였다.

#### 3.1 유한요소 모델링

지하차도 건설이라는 대상 굴착 문제의 특성을 고려하여 2차원 평면 변형률 조건에 유한요소망을 그림 6과 같이 작성하였다. 지반 및 그라우트는 8절점 brick요소를 이용하여 표현하였고 벽체와 말뚝은 축력, 횡방향력 및 휨모멘트를 고려할 수 있는 프레임 요소를 사용하여 모델링 하였으며, 스트러트는 축방향 힘-변위 거동만을 나타내는 2절점 스프링 요소를 적용하여 거동을 모사하였다. 이 때, 말뚝-지반, 말뚝-그라우트, 벽체-지반, 벽체-그라우트 사이의 경계에서의 상호 거동은 고려하지 않았다.

한편, 기존의 싱가포르 연약지반 굴착 해석 사례를 살펴보면 대부분 비배수 조건에 대해 유효응력 모델을 이용하여 굴착 해석을 수행하였음을 확인할 수 있으며 (Halim과 Wong, 2005; Whittle과 Davies, 2006; Ferrari, 2007), 그라우트 슬라브의 낮은 투수계수에 의해 굴착 저면 방향으로의 배수가 매우 느리게 진행되는 공법의 특성을 고려해볼 때 비배수 조건에 대해 굴착 해석을 수행하는 것이 합리적인 뿐만 아니라 말뚝 인장력 산정에 있어 배수 조건에 비해 더 위험한 상황으로 판단된

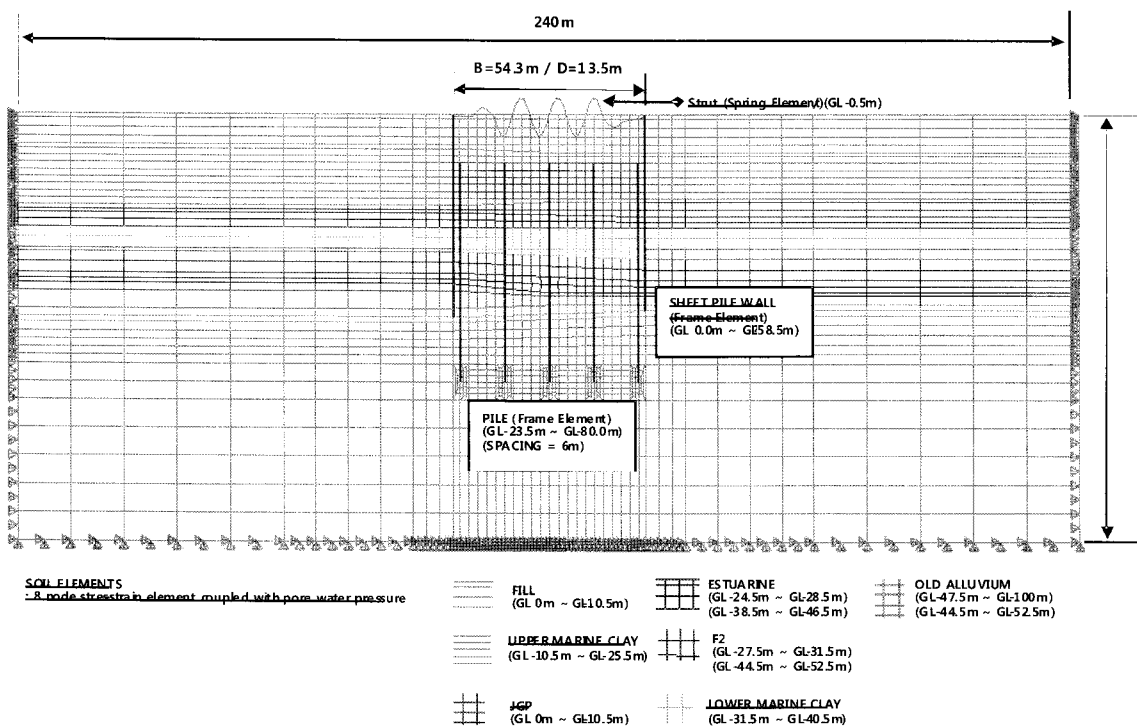


그림 6. 굴착 해석을 위한 유한요소망

다. 따라서, 본 해석에서는 유효응력해석을 수행하되 모든 요소망의 경계에서 배수를 허용하지 않는 것을 고려하였고 변위 경계조건으로는 좌우 경계절점에서의 횡방향 변위를 구속하고 하부 절점의 변위가 발생하지 않도록 하였다.

### 3.2 입력 물성

본 연구의 대상 지반의 점토 층은 압밀이 진행중이기 때문에 그림 3에서 확인한 바와 같이 일반적인 정규 압밀 점토의 유효응력-강도 거동과는 다소 다른 형태를 갖

고 있으며 따라서 단순한 전응력해석 및 총단위중량과 정수압으로 추정되는 유효응력 분포와 실제 지반의  $c'$ ,  $\phi'$  값을 적용한 유효응력해석을 수행할 경우 그릇된 거동 예측을 유발할 수 있다(Wong, 2003). 이에 기존의 칼랑 대 연약지반에 대한 수치해석 사례를 살펴보았으며 Whittle과 Davies(2006), 그리고 Ferarri(2007)는 총 단위중량과 정수압으로 추정되는 유효응력 분포에 대해 선형 탄성 및 Mohr-Coulomb 소성 모델을 이용하여 점토 층에 대해서는  $\phi' = 0$ 이고  $c' = s_u$ , 매립층 및 총적층에 대해서는 실제  $c'$ ,  $\phi'$  값을 적용한 유효응력 해석을 수행하여 합리적인 예측을 수행하였다. 비록 적용된 모델이

표 2. 지반 해석 입력 물성

지층	$\gamma_{sat}$ (kN/m <sup>3</sup> )	e	$\phi'$ (°)	$c'$ (kPa)	M	$K_0$	k (m/sec)	E' (kPa)	$\lambda$	$\kappa_0$
매립층	20.5	0.66	30	0.10		0.5	1.0E-5	1.0E4		
상부해성점토	16.5	1.72	0	10+1.5*(z-10)	0.8561	0.7	1.0E-9	208s <sub>u</sub>	0.3040	0.0651
하부해성점토	17.0	1.45	0	1.5*(z-10)	0.8561	0.7	1.0E-9	208s <sub>u</sub>	0.3040	0.0326
중간점토층(F2)	20.0	0.79	0	20+1.5*(z-10)	0.8985	0.6	1.0E-9	208s <sub>u</sub>	0.1086	0.0326
중간점토층(E)	17.0	1.60	0	35.00	0.6479	0.7	1.0E-9	166s <sub>u</sub>	0.2606	0.0651
총적층(A)	21.0	0.53	35	20		1.0	1.0E-5	2.0E4		
총적층(D)	21.0	0.59	35	5.0		1.0	1.0E-5	2.0E4		
총적층(B)	21.0	0.53	35	5.0		1.0	1.0E-5	2.0E4		
총적층(E)	21.0	0.59	32	0.0		1.0	1.0E-5	2.0E4		

표 3. 구조물 및 그라우트 슬라브 입력 물성

부재	단면 치수(mm)	Stiffness(kN/m)
스트러트	2H610×324×155	EA = 1.66×10 <sup>5</sup>
엄지말뚝 시트파일벽체	UB 900×300×283	엄지말뚝의 강성만 고려
말뚝	Circular section with D = 2m Area ratio of reinforcement is taken to 1%	E <sub>s</sub> A <sub>s</sub> = 1.05×10 <sup>6</sup>
그라우트 슬라브	폭 54.3m 두께 10m	탄성계수 E <sub>slab</sub> = 140Mpa 일축강도 q <sub>slab</sub> = 800kPa

표 4. 수정 Cam-Clay 모델을 적용한 해석 결과

말뚝의 최대 인장력(kN/본)						
	Pile 1	Pile 2	Pile 3	Pile 4	Pile 5	
수정 Cam-Clay 모델 적용(MCC)	3360	8190	9190	8220	3590	
선형탄성/Mohr-Coulomb(MC-1)	2990	8110	9320	8280	3050	
선형탄성/Mohr-Coulomb(MC-2)	3330	8570	9730	8780	3420	
벽체 거동						
	좌측 벽체			우측 벽체		
	MCC	MC-1	MC-2	MCC	MC-1	MC-2
최대 벽체 수평 변위(mm)	60.7	56.3	60.9	56.2	46.6	56.2
최대 벽체 휨모멘트(kN·m)	1700	1310	1440	1370	1284	1425
굴착 저면 변위						
최대 하방 변위(mm)	MCC		MC-1		MC-2	
	103		65		68	

단순한 모델이기는 하나, 점토 지반의 비배수 굴착 시공 중에는 지반의 평균유효응력 변화가 크게 유발되지 않아 지반의 변형 및 강도 특성을 잘 모사할 수 있다는 점에서 합리적으로 사료된다. 따라서 본 해석에서도 이와 동일한 방식으로 표 1의 지반 물성을 고려하여 지반에 대한 해석 입력 물성을 산정하였고(표 3), 굴착 설계 시 고려된 벽체, 스트러트, 말뚝 및 그라우트 슬라브의 물성은 표 4와 같다.

### 3.3 해석 결과

#### 3.3.1 굴착 중 지반 거동

##### (1) 굴착 중 지반 거동

말뚝-그라우트 슬라브가 굴착 중 지반 거동에 미치는

영향을 살펴보기 위하여 그림 7에 표시된 요소들의 굴착 중 응력경로를 추적하여 보았으며 그 결과는 그림 8과 같다.

벽체 사이에 위치하고 있는 흙 요소의 응력경로는 제하(unloading) 거동을 가리키는 것을 알 수 있는 반면, 벽체 외부 영역에 놓인 흙 요소는 재하(loading) 증임을 확인할 수 있으며 이러한 결과는 일반적인 흙 막이 굴착에 대한 수치해석에서 계산된 응력 경로(Kempfert와 Gebresselassie, 2006)와 동일하다. 특히 말뚝-그라우트 슬라브가 적용된 경우 매우 깊은 깊이에 위치한 흙 요소에 이르기까지 응력 경로가 제하 거동을 나타냄을 확인할 수 있고, 이는 일반적인 흙 막이 굴착에 비해 벽체 사이의 흙이 탄성거동을 나타내는 심도가 매우 깊게 나타나고 있음을 의미한다. 이외는 달리, 그라우트 슬라브 요소들은 전반

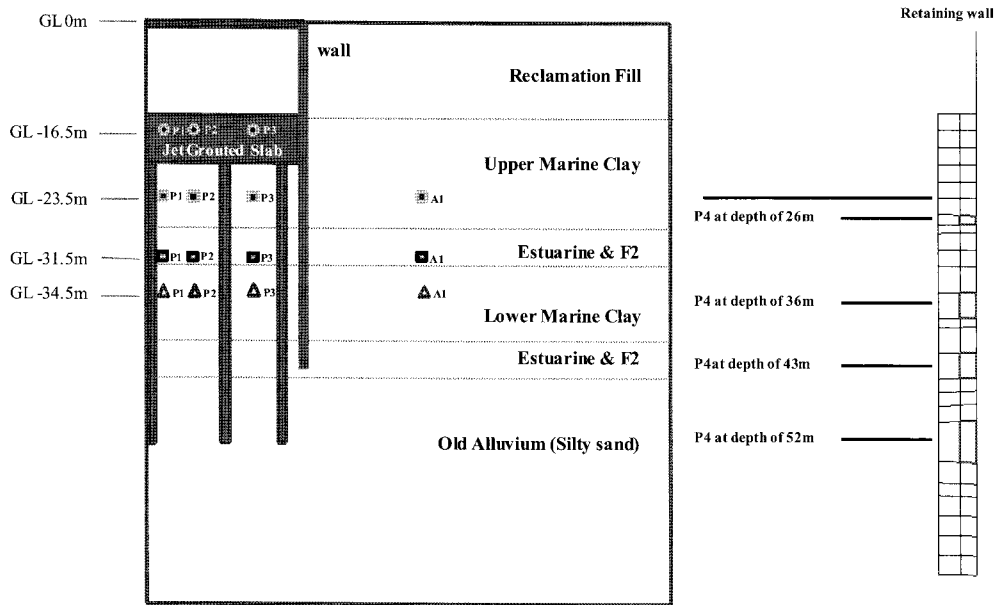
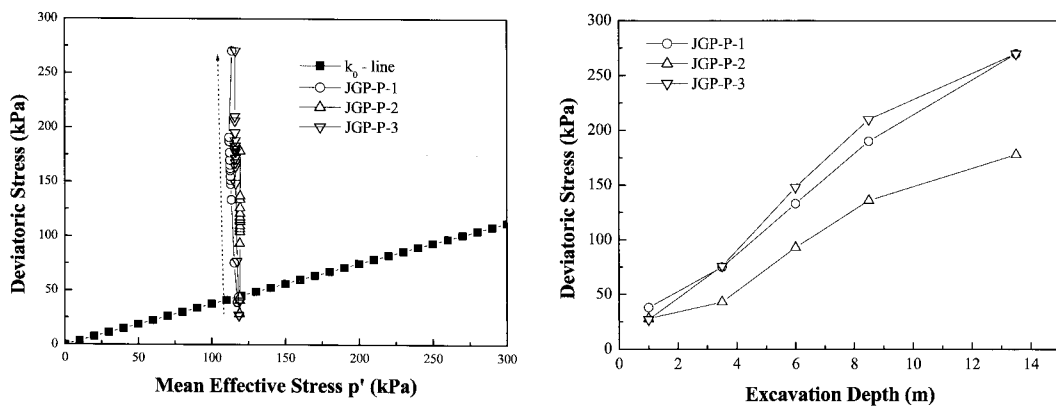
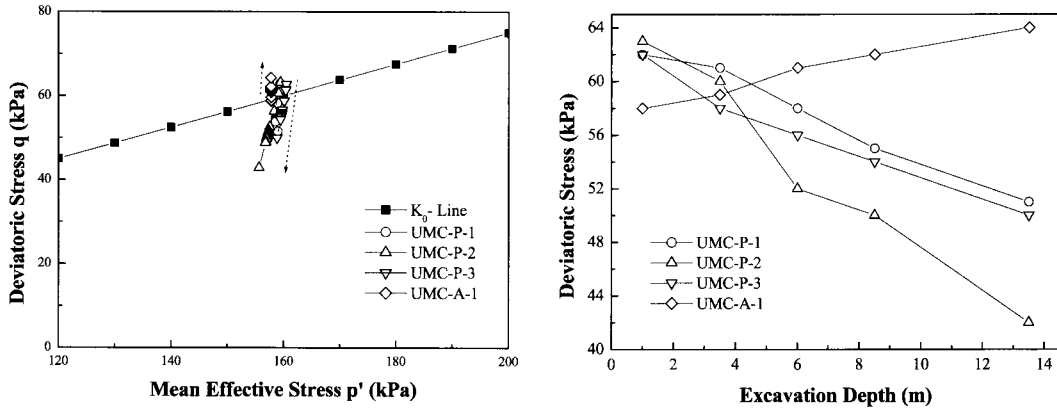


그림 7. 응력 경로 조사를 위해 선정된 요소들의 위치

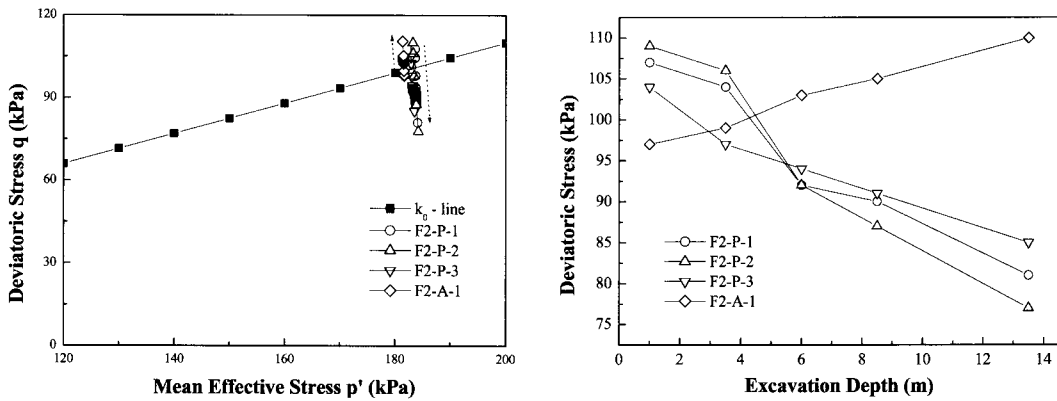


(a) 슬라브 요소에서의 응력 경로(깊이 16.5m)

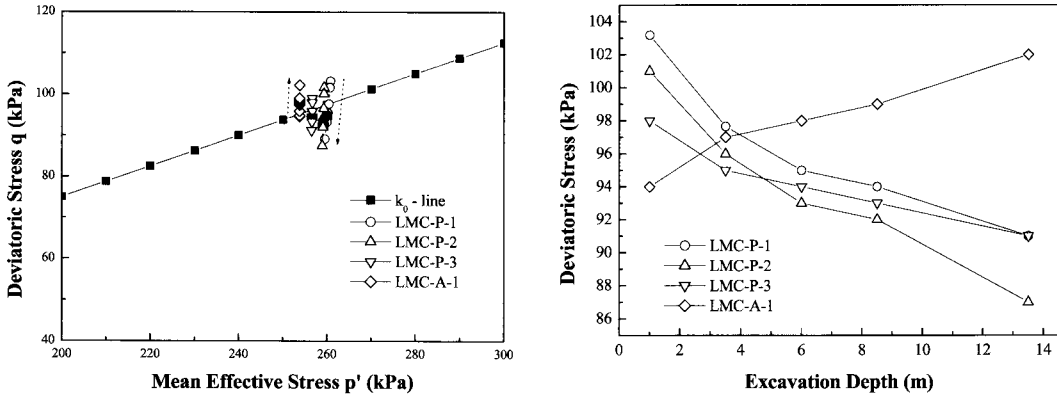
그림 8. 응력경로 (계속)



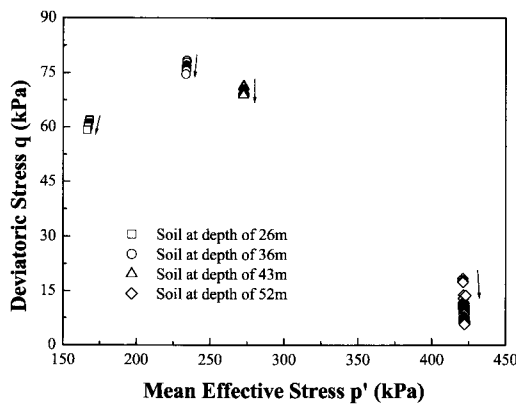
(b) 상부 해성 점토 요소에서의 응력 경로(깊이 24m)



(c) 중간층 점토 요소(F2층)에서의 응력 경로(깊이 30m)



(d) 하부 해성 점토 요소(LMC층)에서의 응력 경로(깊이 40.5m)



(e) 벽체 부근 요소의 응력 경로

그림 8. 응력경로



적으로 재하 거동을 보이고 있으며 이는 말뚝의 연직방향 저항력이 슬래브 요소에 전달되었기 때문으로 판단된다. 따라서, 굴착 중 지반의 거동을 합리적으로 평가하기 위해서는 벽체 사이 흙의 재하 중 거동과 벽체 외부 흙의 재하 중 거동을 적절하게 모사할 수 있는 지반 물성의 산정이 중요함을 의미한다.

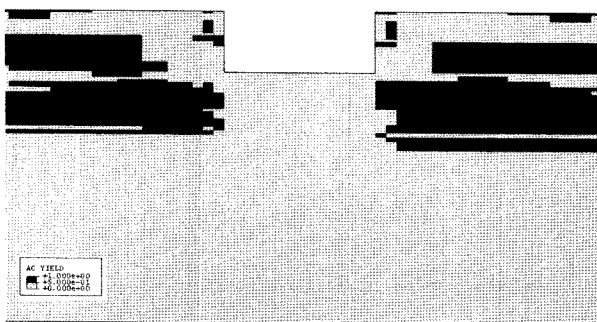
(2) 파괴 영역

그림 9(a)는 굴착 종료 시 수치해석으로부터 예측된 지반 파괴영역을 나타낸 것으로 대부분의 파괴가 흙막이 벽체 외부에서 발생하고 있고 벽체 내부 흙 요소는 대부분 항복이 일어나지 않은 탄성 영역에 존재함을 확인할 수 있다. 이를 말뚝-그라우트 슬라브가 적용되지 않은 굴착 해석(그림 9(b))에 비해 볼 때 다소 상이한 파괴 영역 범위를 나타냄을 알 수 있으며 특히 굴착면 주변부의 지반에서 항복이 일어나지 않는다는 점에서 큰 차이를 나타내고 있다. 일반적인 굴착 시 굴착면 주변부에서 그림 9(b)과 같이 벽체를 중심으로 주동파괴 및 수동파괴가 과도하게 유발되는데 비하여 말뚝-그라우트 슬라브가 적용된 경우 이와 반대로 벽체의 하단부 주변 및 그라우트 슬라브에서 꽤 떨어진 외곽영역에서 항복이 발생하고 있음을 알 수 있다. 이러한 결과는 말뚝-그라우트 슬라브 공법을 적용할 경우 그렇지 않을 경

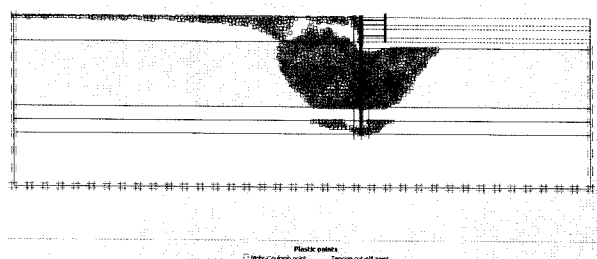
우에 비하여 굴착면 주변부 및 벽체 사이의 영역의 파괴와 관련된 안정성을 향상 시키는 것을 의미한다.

3.3.2 굴착에 의한 말뚝의 인장력 발생

수치해석으로부터 산정된 말뚝의 깊이별 인장력 분포는 그림 10에 도시된 바와 같다. 중앙에 위치한 말뚝에서 가장 큰 인장력이 발생하였으며 벽체에 가까운 말뚝일수록 말뚝의 인장력 크기가 감소함을 알 수 있다. 또한 모든 말뚝에서 동일한 형태의 인장력 분포가 발견되는 것을 확인할 수 있으며 최대 인장력은 그라우트 슬라브와 지반의 경계에서 유발되는 것으로 예측되었다. 그림 11은 중앙 말뚝의 깊이에 따른 인장력 변화를 나타낸 것으로 슬라브와 접하고 있는 영역에서는 인장



(a) 말뚝-슬라브를 적용한 굴착해석 시 예측된 파괴영역(흑색 부분)



(b) 말뚝-슬라브를 적용하지 않은 굴착해석 시 예측된 파괴영역(Wong, 2009)

그림 9. 굴착해석 시 예측된 파괴영역

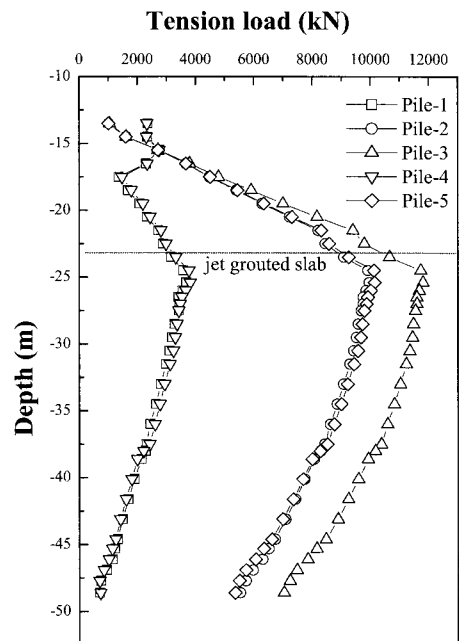


그림 10. 말뚝의 깊이별 인장력 분포

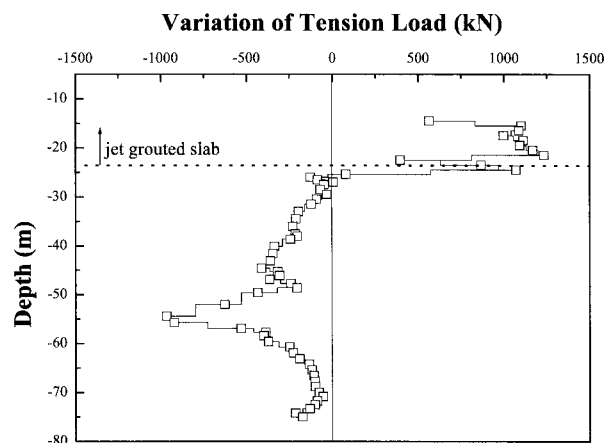


그림 11. 깊이에 따른 인장력 변화(중앙 말뚝)

력이 작용하고 지반과 접하고 있는 부분에서는 반대로 아래로 끌어당기는 저항력이 작용하고 있음을 알 수 있다. 이러한 인장력 발생은 굴착면에서의 히빙 변위에 의해 그라우트 슬라브와 결속된 말뚝이 연직 상 방향으로 당겨지게 되어 이로 인해 지반과 말뚝간의 저항력이 발생하는 메커니즘으로 이해될 수 있다. 그림 12에 나타난 그라우트 슬라브와 말뚝의 변형 형상은 가장 큰 히빙 변위가 일어난 중앙 말뚝에서 가장 큰 인장력이 발생하였음을 의미하며 이는 위의 메커니즘이 타당함을 나타낸다.

### 3.3.3 슬라브 및 벽체 거동

#### (1) 슬라브에서의 응력분포

그림 13은 수치해석으로부터 예측된 그라우트 슬라브에 발생하는 전단 및 축차응력 분포를 나타낸 것이다. Shirlaw(2003)가 언급한 바와 같이 슬라브와 벽체 사이에서 매우 큰 전단응력이 발생하였으며 슬라브와 벽체 경계의 최상부 부분에서 가장 큰 응력집중이 유발되었음을 알 수 있다. 또한, 말뚝과 연결된 영역에서 다소 큰 전단응력이 발생하는 것을 확인할 수 있으나 그 크기는 그라우트 재료의 파괴를 유발시키지 않을 정도임이 확인되었다. 따라서, 본 해석에서 벽체-그라우트, 말뚝-그라우트 간 상호작용을 고려하지 않은 것은 실제 거동

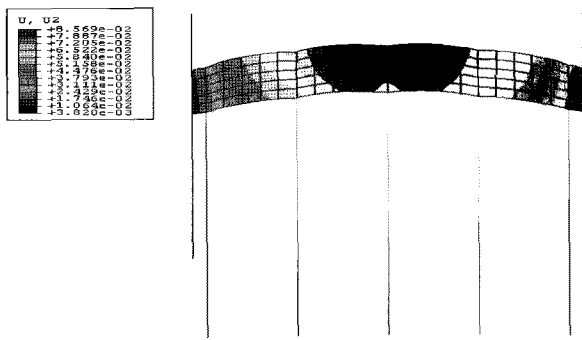


그림 12. 그라우트 슬라브와 말뚝의 변형 형상

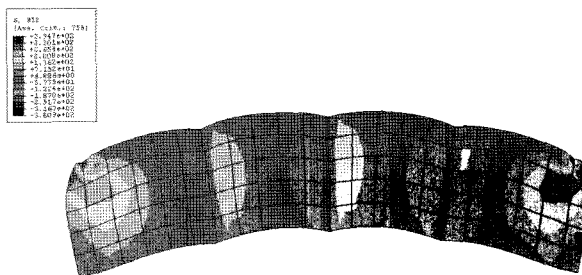


그림 13. 그라우트 슬라브에 발생하는 전단 응력 분포

예측에 있어 큰 영향을 미치지 않을 것임을 유추할 수 있다.

#### (2) 벽체 변위 및 모멘트 분포

그림 14 및 그림 15는 각각 벽체의 수평 변위 및 휨 모멘트 분포를 나타낸 것이다. 통상적인 굴착 시 굴착면

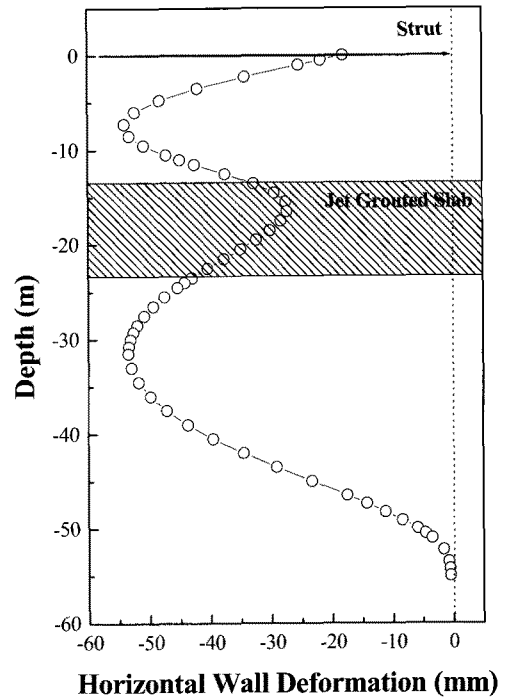


그림 14. 벽체의 수평 변위 분포

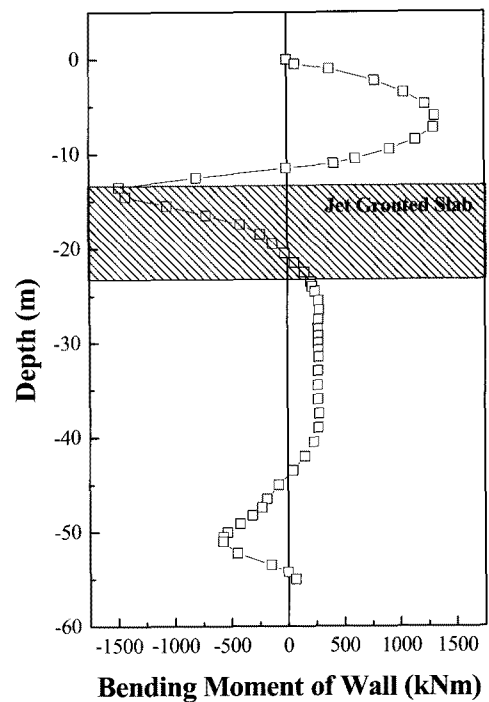
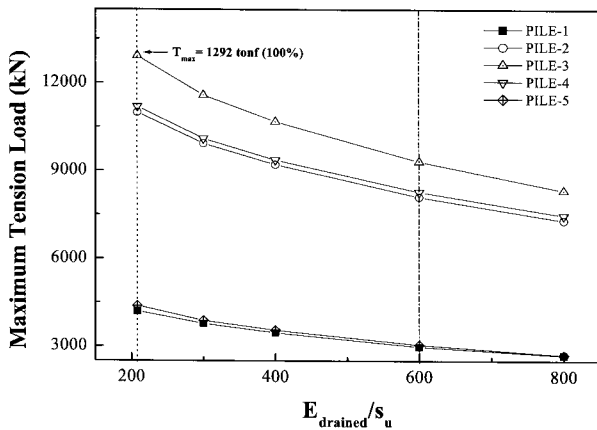


그림 15. 벽체의 휨 모멘트 분포

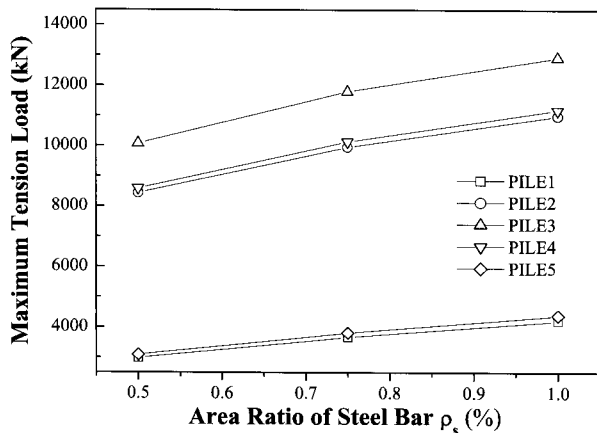
에서 약간 상부 높이에서 최대 변위가 유발되는 것에 반해 그라우트 슬라브에 의하여 굴착면에서의 변위 발생이 억제되었고 최대 벽체 변위가 매립층 및 점토층에서 각각 발생하고 있음을 알 수 있다. 벽체의 모멘트 발생 경향 또한 통상적으로 스트리트가 적용된 흙 막이 굴착과는 다른 형태를 나타내고 있으며 전체적인 형상은 그라우트 슬라브의 상부면을 고정단으로 하여 벽체가 상부 및 하부 영역에서 캔틸레버 빔의 휨거동을 나타낸 것으로 사료된다.

### 3.3.4 말뚝과 지반 간의 상대강성의 영향

Polous(1989)에 따르면 말뚝의 변형 거동은 말뚝의 길이, 말뚝 간의 거리, 말뚝과 주변 지반의 상대강성에 영향을 받는 것으로 알려져 있다. 따라서, 말뚝의 길이와 말뚝 간 거리가 결정될 경우, 말뚝과 지반 간의 상대강성이 주요 핵심 요소가 되며 본 절에서는 말뚝의 인장력과 관련하여 지반과 말뚝 간 상대 강성의 영향에 대해



(a) 전 지반 요소의 탄성계수 변화 시



(b) 말뚝 요소의 강성을 변화 시

그림 16. 말뚝의 상대강성 변화에 따른 최대 인장력 예측 결과

살펴 보았다.

말뚝의 강성을 일정하게 한 경우에 대해 지반의 탄성계수를 1.5배, 2배, 3배, 그리고 4배로 증가시켜 가면서 각 말뚝별 최대 인장력 발생 경향을 살펴보았으며 그 결과는 그림 16과 같다. 말뚝의 상대강성이 감소할수록 말뚝의 인장력이 감소함을 확인할 수 있고, 이는 말뚝의 상대강성이 작을수록 말뚝이 더 작은 하중을 분담한다는 것을 의미하며 반대로 슬라브 저면에 가해지는 히빙압력이 증가하는 것을 그림 17을 통해 알 수 있다. 그림 18은 말뚝과 지반 간의 상대 강성에 따른 벽체 변위의 발생 경향을 나타낸 것으로  $E' = 800s_u$ 를 기준으로 보았을 때, 지반의 탄성계수가 증가할수록, 즉 말뚝의 상대

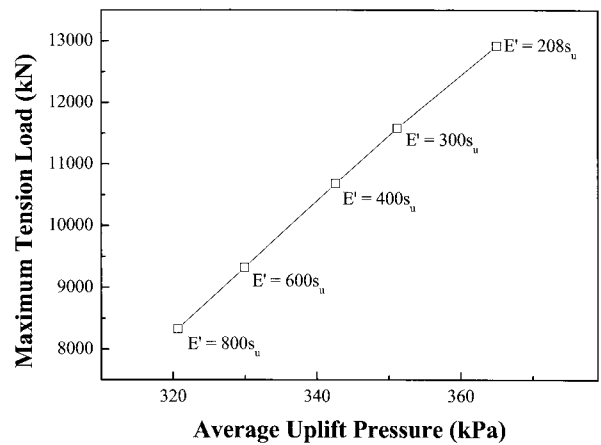


그림 17. 말뚝과 지반 간의 상대강성 변화에 따른 히빙압력 발생

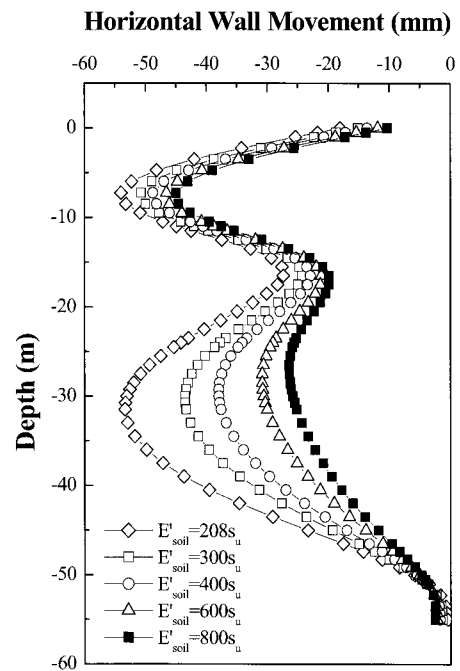


그림 18. 말뚝과 지반 간의 상대강성 변화에 따른 벽체변위 발생 경향

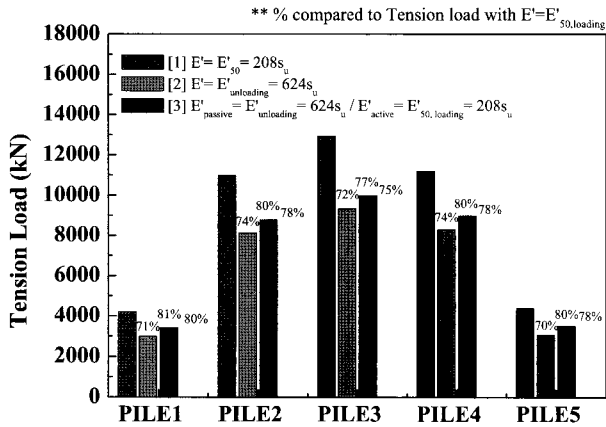


그림 19. 지반의 재하/제하 탄성계수 적용에 따른 최대 인장력 산정 결과

강성이 감소할수록 벽체 변위가 증가함을 확인할 수 있다. 이를 Shirlaw(2003)가 제안한 힘평형 관계로 추정해보면, 말뚝의 상대강성이 감소할수록 말뚝으로의 하중 전이 비율이 감소하여 히빙 압력이 증가하게 되고, 이로 인해 슬라브의 히빙변위가 증가하게 되어 그라우트 슬라브에 의해 벽체 사이에 흙에 가해지는 구속 압력이 감소하게 되며, 결과적으로 벽체가 횡방향으로 더 많이 밀려나오는 것으로 이해될 수 있다.

한편, 앞서 해석 결과로부터 벽체를 기준으로 내·외부 영역에서 각각 제하 및 재하 상태의 응력 경로가 명확하게 구분됨을 확인할 수 있으며 따라서 벽체 사이의 흙 요소와 벽체 외부의 흙 요소에 대해 각각 제하 및 재하 탄성계수를 적용하는 것이 보다 합리적인 해석적 접근으로 판단된다. 벽체 사이의 흙 요소에 대해서만 탄성계수를 증가시키는 방식으로 제하 탄성계수만 변화시켰을 때 얻어지는 해석 결과를 전 지반요소의 탄성계수를 증가시켰을 때와 같이 비교해 보았으며(그림 19) 최대 인장력 산정에 있어 거의 동일한 결과를 나타내고 있음을 알 수 있다. 이러한 결과는 벽체 외부의 흙 요소의 거동은 탄성이 아닌 소성적 특성에 의해 지배되기 때문이며 결과적으로 말뚝의 인장력 산정과 관련하여서는 지반의 제하 탄성계수와 말뚝의 강성 간의 상대적인 크기가 매우 중요하다고 할 수 있다.

#### 4. 수정 Cam-Clay 모델을 이용한 말뚝 인장력 산정

앞서 Mohr-Coulomb 탄소성 모델을 이용한 해석에서 비배수 전단강도 및 탄성계수는 지반 조사에서 얻어진 값을 적용한 것으로 그림 3에서 살펴본 바와 같이 압밀

중인 실제 현장의 응력 상태를 정확하게 반영하지 않을 수 있으며, 재하 및 제하 거동에 따라 각각 적절한 탄성계수를 적용하기 어렵다는 제약사항이 있다. 따라서, 본 장에서는 수정 Cam-Clay 모델을 이용, 지반 조사 결과로부터 현장 응력상태를 추정하였고, 이와 더불어 싱가포르 칼랑 대 해상 점토의 제하 거동 특성을 분석하여 본 연구의 대상 굴착에 대해 합리적인 말뚝 인장력 산정을 수행하였다.

#### 4.1 수정 Cam-Clay 모델을 이용한 칼랑 대의 응력 상태 추정

수정 Cam-Clay 모델에서 비배수 전단강도 및 제하 탄성계수는 현장의 응력 상태와 식 (1) 및 식 (2)와 같이 직접적으로 연계되어 있으며, 따라서 현장의 비배수 전단강도 분포로부터 현장의 응력 상태의 추정 또한 가능하다.

$$s_u = \frac{1}{2} M p_c' = \frac{1}{2} M \cdot \frac{p_0'}{2}$$

$$= \frac{1}{2} M \cdot \exp\left[\frac{(1+e_\lambda) - (\lambda - \kappa) \ln 2}{\lambda} - \frac{1+e}{\lambda}\right]$$

$$= \frac{1}{2} M p_i' \left(\frac{M^2 + \eta_i^2}{M^2 + M^2}\right)^{\frac{\lambda - \kappa}{\lambda}} \quad (1)$$

$$E' = \frac{3(1-2\nu')(1+e_0)}{\kappa} p' \quad (2)$$

여기서,  $M$  : 한계상태선의 기울기

$\lambda$  : 압축 지수

$\kappa$  : 재압축지수

$\eta$  : 평균유효응력에 대한 축차응력의 비

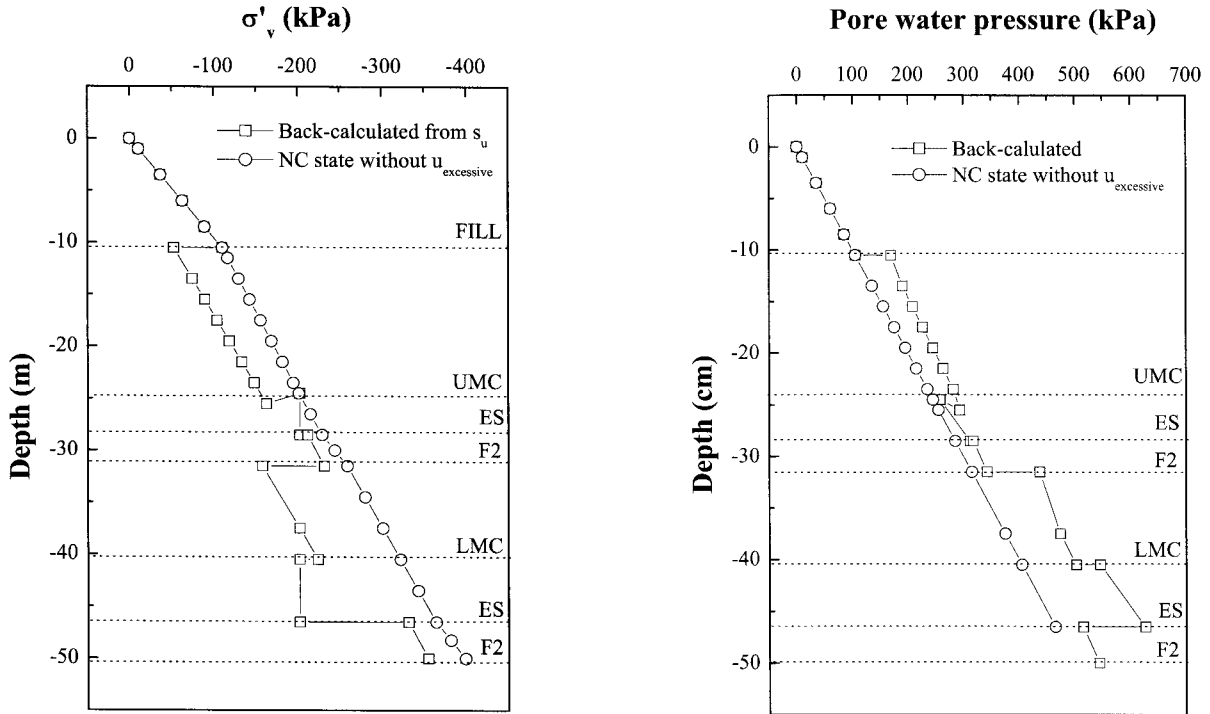
식 (3), 식 (4), 및 식 (5)는 비배수 전단강도로부터 추정되는 현장의 평균유효응력, 연직유효응력 및 간극수압을 나타내며 본 연구의 대상 지반에 대해 수정 Cam-Clay 모델을 이용하여 역 추정된 연직유효응력 및 간극수압을 그림 20에 도시하였다. 상부 해상 점토 층 및 하부 해상 점토 층에 과잉간극수압이 존재하고 있으며 이로 인해 흙의 총 단위중량과 정수압으로 추정되는 유효응력은 지반의 유효응력상태를 과다 평가하고 있음을 알 수 있다.

$$p'_i = \frac{2s_u}{M} \left( \frac{M^2 + \eta_i^2}{M^2 + M^2} \right)^{-\left(\frac{\lambda-\kappa}{\lambda}\right)} \quad (3)$$

$$u = \gamma_i z - \frac{3}{(1+2K_0)} \left( \frac{M^2 + \eta_i^2}{M^2 + M^2} \right)^{-\left(\frac{\lambda-\kappa}{\lambda}\right)} \quad (5)$$

$$\sigma'_v = \frac{3}{(1+2K_0)} \left( \frac{M^2 + \eta_i^2}{M^2 + M^2} \right)^{-\left(\frac{\lambda-\kappa}{\lambda}\right)} \quad (4)$$

그림 21은 그림 19에 도시된 응력상태를 기초로 표 2에 나타난 수정 Cam-Clay 모델 변수를 이용하여 수치 해석 상에서 구현된 지반 응력 상태를 나타내며 서로



(a) 연직유효응력 (b) 간극수압  
 그림 20. 수정 Cam-Clay 모델을 이용하여 역 추정된 연직유효응력 및 간극수압

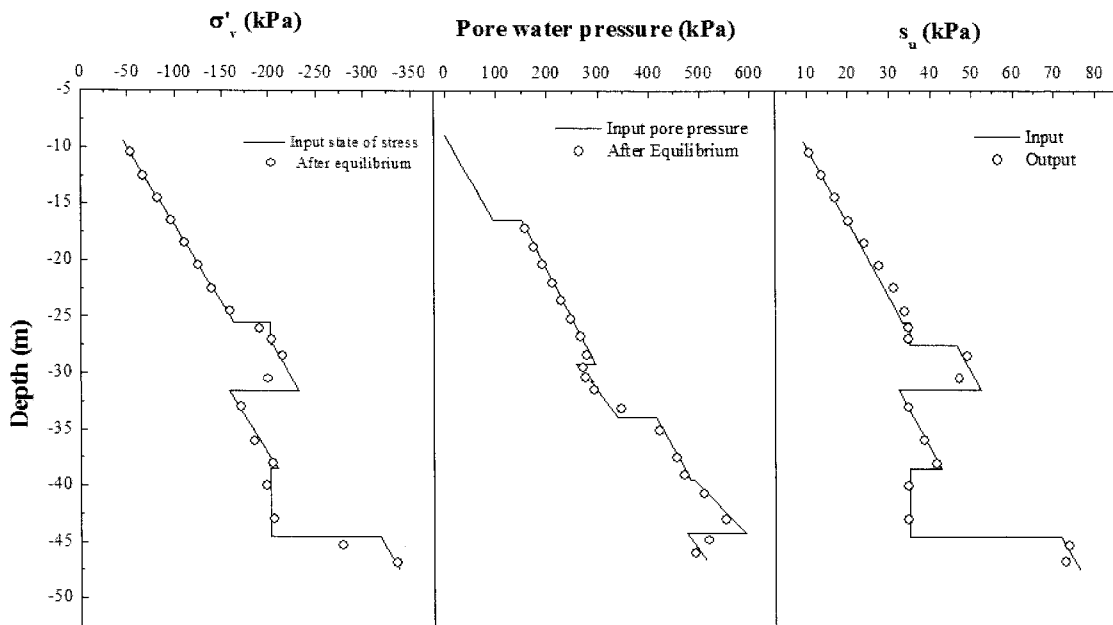
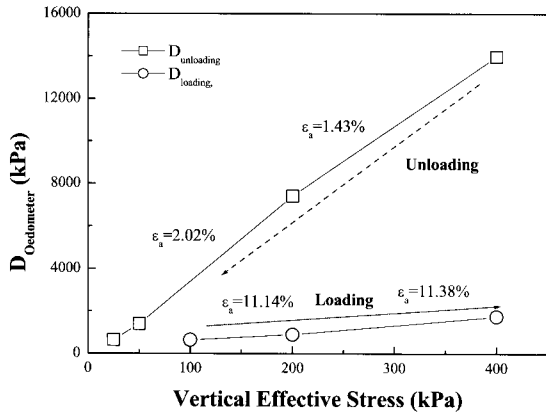
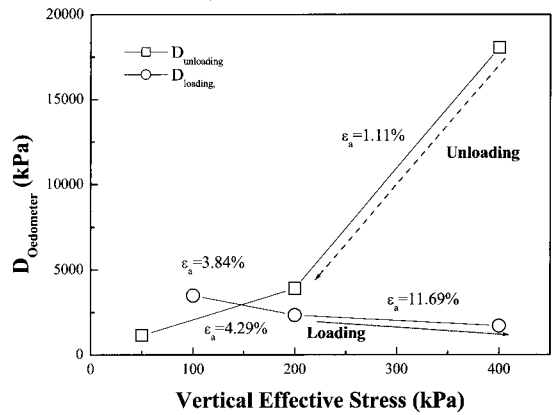


그림 21. 수치해석에 구현된 칼랑 대 점토지반의 응력상태

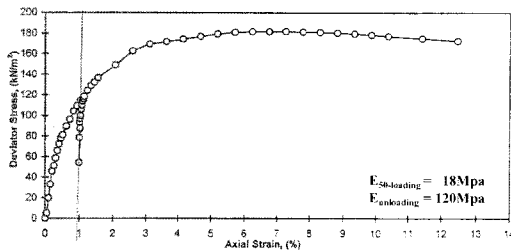


(a) UMC

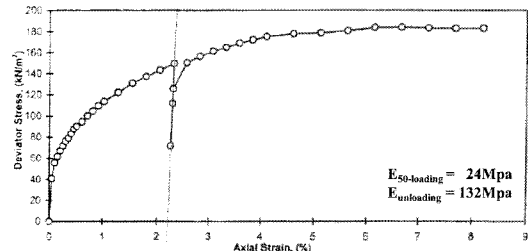


(b) LMC

그림 22. Oedometer 시험으로부터 얻어진 재하 및 제하 중 구속탄성계수



(a) F2 clay,  $p'=240\text{kPa}$ ,  $su=92\text{kPa}$



(b) Estuarine clay,  $p'=310\text{kPa}$ ,  $su=91\text{kPa}$

그림 23. 비배수 삼축 재하/제하시험으로부터 얻어진 탄성계수

잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

#### 4.2 합리적인 제하 탄성 계수 범위 선정

앞서 Mohr-Coulomb 모델을 이용한 해석에서 말뚝의 강성과 지반의 제하 탄성계수간의 상대적인 비가 말뚝의 인장력 산정에 있어서 가장 중요한 요인임을 알 수 있었다. 따라서 합리적인 말뚝 인장력 산정을 위해서는 현장 지반의 제하 탄성계수 범위 추정이 요구되며 이를 위해 000지역의 칼랑 대 점토지반에 대해 수행된 Oedometer 및 비배수 삼축 시험을 분석하여 보았다.

그림 22 및 23은 각각 Oedometer 및 비배수 삼축 시험에서 얻어진 재하 및 제하 중의 구속탄성계수(constrained modulus, D)와 탄성계수를 나타낸 것이다. 그림에서 확인할 수 있듯이 제하 시 각각의 탄성계수는 재하 시 탄성계수  $E'_{50}$  값의 3배 이상 값을 나타내고 있으며 이는 Kempfert와 Gebresselasic(2006)가 연약지반 굴착 해석 시  $E'_{50}$  값의 3배 이상의 값을 갖는 제하 탄성계수를 적용할 것을 제안한 바와 부합한다.

따라서, 본 연구에서는 식 (3)~(5)의 응력 상태에 대

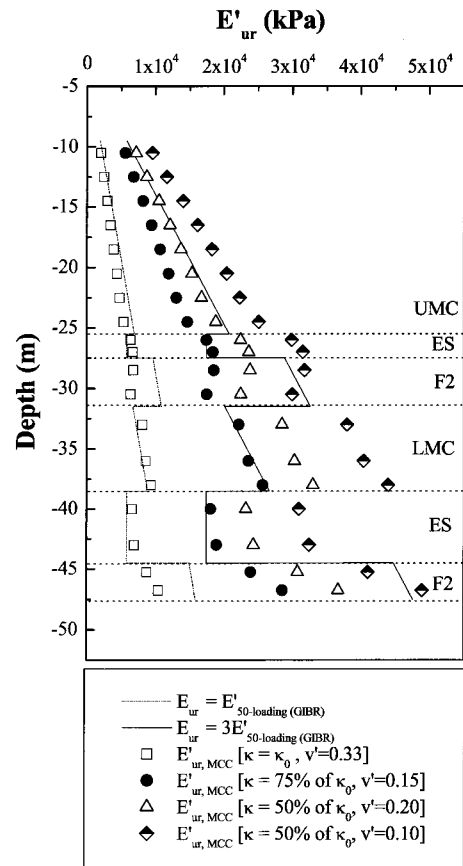


그림 24. Kallang대 점토의 최적화된  $\nu'$  및  $\kappa$  값

해 식 (2)의 포아송 비( $\nu$ )와 재압축지수( $\kappa$ )를 조정하면서  $E_{50}$  값의 3배 수준의 제하 탄성계수를 제공하는 모델 변수  $\nu$  및  $\kappa$ 를 찾고자 하였으며 각 층별로 최적화된 변수는 그림 24에 도시된 바와 같다.

### 4.3 해석 결과

표 4는 수정 Cam-Clay 모델을 적용하여 굴착 해석을 수행하여 산정한 말뚝 별 최대 인장력의 크기, 벽체 변위 및 모멘트, 그리고 굴착면에서의 히빙 변위를 나타낸 것이며 해석 결과의 적절성을 살펴보기 위하여 앞서 Mohr-Coulomb 탄소성 모델에 3배의 탄성계수 값을 적용한 해석 결과와 비교해 보았다. 말뚝 인장력 산정에 있어 굴착면 중앙부에 놓인 말뚝에 대해서는 Mohr-Coulomb 모델을 적용한 경우와 거의 동일한 해석 결과가 얻어졌으며 벽체 주변의 말뚝에 대해서는 수정 Cam-Clay 모델이 Mohr-Coulomb 모델에 비해 다소 큰 말뚝 인장력을 산정하였음을 확인할 수 있다. 한편, 히빙 변위의 경우 수정 Cam-Clay 모델의 예측 값으로 상대적으로 큰 것을 알 수 있으나 벽체의 수평변위 산정에 있어서는 거의 동일한 해석 결과가 얻어졌음을 알 수 있다.

위의 결과는 비록 Mohr-Coulomb 모델을 이용한 해석이 수정 Cam-Clay 모델을 적용한 해석에 비하여 다소 과다 평가된 지반의 유효응력상태를 기본으로 하여 해석이 수행되었으나 동일한 비배수 전단강도 및 탄성계수의 값이 적용되었기 때문에 유사한 결과가 얻어진 것으로 판단된다. 특히, Mohr-Coulomb 탄소성 모델 적용시 재하-제하 영역의 구분 없이 3배의 탄성계수를 적용한 경우에도 수정 Cam-Clay의 해석 결과와 거의 동일한 인장력이 산정되었음을 확인할 수 있는데 이는 말뚝-그라우트 슬라브가 적용된 경우 제하 거동이 말뚝의 거동을 지배하기 때문으로 이해될 수 있다. 따라서, 수정 Cam-Clay 모델의 경우 모델 변수의 산정 및 지반 응력 상태 구현이 어려운 점을 고려하여 볼 때, 벽체 사이의 점토에 제하 탄성계수를, 벽체 외부의 점토에는 재하 탄성계수를 이용한 Mohr-Coulomb 모델을 적용한 해석이 말뚝의 인장력을 보다 손쉽고 합리적으로 산정하는데 적합할 것으로 사료된다.

## 5. 결론

본 연구에서는 싱가포르 지역의 칼랑 대 연약지반에

서 말뚝-그라우팅 슬라브 공법이 적용된 흙 막이 굴착시 합리적인 말뚝의 인장력 산정을 위한 수치해석 연구를 수행하였으며 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 해석 결과로부터 말뚝-그라우트 슬라브는 굴착시 강성이 큰 슬라브에 의한 횡 방향 벽체 지지 및 말뚝의 연직방향 저항력으로 인하여 과도한 벽체변위를 억제함을 확인할 수 있었으며 이로 인해 굴착면과 벽체 주변의 주동 및 수동토압 파괴가 저감되고 히빙량이 감소하는 것으로 나타났다.
- (2) 말뚝의 인장력 산정에 있어 지반에 대한 말뚝의 상대강성 효과를 살펴본 결과, 상대강성이 감소할수록 말뚝에 유발되는 인장력이 감소하고 벽체의 변위와 굴착지면의 히빙 변위는 증가하는 것으로 나타났다. 특히, 벽체 사이의 지반의 제하 탄성계수가 인장력 산정에 큰 영향을 미치는 것을 확인할 수 있었다.
- (3) 압밀 중인 지반 상태를 고려한 해석을 위하여 칼랑 대 점토에 대해 수정 Cam-Clay 모델을 적용하여 현장의 유효응력상태를 추정된 결과 과잉 간극 수압이 발생하고 있음을 확인할 수 있었으며 특히 상·하부 점토층에 집중되어 발생되어 있는 것으로 나타났다.
- (4) 압밀 중인 지반 상태를 고려하여 실내 실험에서 얻어진 지반의 제하 탄성계수( $=3 \cdot E'_{loading}$ )에 부합하는 수정 Cam-Clay 모델 변수를 적용한 해석 결과는 앞서 선형탄성/Mohr-Coulomb소성 모델을 적용한 경우와 거의 동일한 말뚝 인장력을 예측하는 것으로 나타났다. 이는 말뚝 인장력 산정에 있어 현장의 응력 상태보다는 지반의 비배수 전단강도 및 제하 탄성계수가 더 중요한 요소임을 의미하며 선형탄성/Mohr-Coulomb소성 모델을 적용하더라도 재하 및 제하 영역의 구분 및 적절한 재하/제하 탄성계수 적용을 수반할 경우 합리적인 인장력 예측이 가능함을 의미한다.

## 감사의 글

본 연구는 본 연구는 삼성물산에서 위탁한 “연약지반 굴착시 말뚝 인장력 저감방안 연구” 과제와 교육과학기술부가 선정한 스마트 사회기반시설 연구센터(생산

기반분야, ERC) 및 건설핵심기술 연구개발사업(06건설핵심C12)의 연구비 지원으로 수행된 것으로 이에 깊은 감사를 드립니다.

## 참 고 문 헌

1. Bjerrum, L., and O. Eide (1956), "Stability of Struttred Excavations in Clay", *Geotechnique*, Vol.6, No. 1, pp.32-47
2. Clark, P. J., and N. Prebharan (1987), "Marina Bay Station, Singapore, Excavation in Soft Clay", *Proc. of Case Histories in Soft Clay*, Nanyang Technological University, Singapore, pp.408-427
3. Davies, R. V. and Walsh, N. M. (1983), "Excavations in Singapore marine clays", *Proc. of Construction in Soft Soil*, Nanyang Technological University, Singapore.
4. Ferrari, A. A. (2007), "A Remedial Approach to Stabilize a Deep Excavation in Singapore", Master of Engineering Thesis, Massachusetts Institute of Technology
5. Halim, D., and Wong, K.S. (2005), "Evaluation of Modified Cam Clay Parameters for Excavation Analysis", *Underground Singapore 2005*, Singapore.
6. Habbit, Karlsson, and Sorensen Inc. (2004), Abaqus User Manual Version 6.5
7. Hsieh, H. S., Wang, C. C., and Ou, C. Y. (2003), "Use of Jet Grouting to Limit Diaphragm Wall Displacement of a Deep Excavation", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.129, No.2, pp.146-157.
8. Kempfert, H.G., and B. Gebrelesassie (2006), "Excavations and Foundations in Soft Soils", Springer.
9. Lambe, T. W. and Whitman, R. V. (1969), "Soil Mechanics", John Wiley & Sons, Inc.
10. Land Transport Authority (2008), C483 Tender Document-Geotechnical Baseline Interpretation Report.
11. Mesri, G. (1975), "New Design Procedure for Stability of Soft Clays", Discussion, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, 101, GT4, pp.409-412.
12. Poulos, H. G. (1989), "Pile behaviour-theory and application", *Geotechnique*, Vol.39, No.3, pp.365-415.
13. Shirlaw, J.N. (2003), "Jet Grouting Soft Clays for Tunneling and Deep Excavations - Design and Construction Issues", 3rd *International Specialty Conference on Grouting and Ground Treatment New Orleans, Louisiana, USA*, pp.257-268.
14. Shirlaw, J.N., Tan, T.S., and Wong, K.S. (2005), "Deep Excavations in Singapore Marine Clay", *Proceedings of the 5th International Symposium on Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground, Amsterdam*, pp.1-16.
15. Whittle, A.J., and Davies, R.V. (2006), "Nicoll Highway Collapse: Evaluation of Geotechnical Factors Affecting Design of Excavation Support System", *Proc. International Conference on Deep Excavations, Singapore 2006*, pp.1-16.
16. Wong, K.S. (2003), "Observational Approach to Avoid Failures in Temporary Works", *Seminar on Avoiding Failures in Excavation Works organized by Building & Construction Authority*, Singapore, 11 July, 2003.
17. Wong, K.S. (2009), *Personnel Communication*.

(접수일자 2009. 5. 15, 심사완료일 2009. 8. 28)