



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

# 지진 시 지반배수조건에 따른 구조물 및 지반의 거동분석

Behavior Analysis on Earthquake-Induced Deformation of  
Structure and Ground Considering Soil Drainage Condition



지도교수 김태형

2020년 2월

한국해양대학교 대학원

토목환경공학과  
이 학 주

본 논문을 이학주의 공학석사 학위논문으로 인준함

위원장 박 덕 근



위 원 김 도 삼



위 원 김 태 형



2019년 12월

한국해양대학교 대학원

# 목 차

List of Tables .....	iii
List of Figures .....	iv
Abstract .....	vi
<b>1. 서 론</b>	
1.1 연구배경 .....	1
1.2 연구목적 .....	5
<b>2. FLIP 모델 이론</b>	
2.1 Multi-spring model .....	7
2.2 Cocktail-glass model .....	11
2.3 액상화 파라미터 .....	17
2.3.1 비배수조건 .....	17
2.3.2 배수조건 .....	18
<b>3. 기존 연구 : 비배수조건 해석</b>	
3.1 수치해석모델 .....	23
3.2 해석 결과 .....	26
<b>4. 해석 방법</b>	
4.1 연구대상지역 및 지진 .....	30
4.1.1 영일만항 .....	30
4.1.2 포항 지진 .....	33
4.2 수치해석모델 .....	37
4.3 지반정수 .....	41

4.4	액상화 파라미터 결정 .....	44
4.4.1	비배수조건 .....	44
4.4.2	배수조건 .....	44
<b>5.</b>	<b>해석 결과</b>	
5.1	모델 전체의 변형 .....	46
5.2	과잉간극수압 .....	48
5.3	구조물의 수평 변위 .....	55
5.4	구조물의 침하 .....	64
5.5	지반의 침하 .....	71
<b>6.</b>	<b>결론</b>	
6.1	현장조사 및 선행 연구 결과와의 비교 .....	77
6.2	지반배수조건에 따른 결과의 비교 .....	79
	<b>참고문헌</b> .....	80
	<b>감사의 글</b> .....	83

## List of Tables

<b>Table 2.1</b>	Liquefaction parameters under undrained drainage condition	17
<b>Table 2.2</b>	Liquefaction parameters under drained drainage condition	18
<b>Table 2.3</b>	Liquefaction parameters under drained drainage condition and their effects to dynamic curve	21
<b>Table 3.1</b>	Soil parameters for the 2-D effective stress analysis (Kim et al., 2019)	22
<b>Table 3.2</b>	Parameters of the excess pore water pressure generation model (Kim et al., 2019)	22
<b>Table 4.1</b>	Soil parameters for the 2-D effective stress analysis	38
<b>Table 4.2</b>	Liquefaction parameters of undrained drainage condition	40
<b>Table 4.3</b>	Liquefaction parameters of drained drainage condition	41
<b>Table 6.1</b>	Compare safety inspection report with analysis results	76

## List of Figures

<b>Fig. 1.1</b> Apartment collapsed due to soil liquefaction in Niigata in 1964	2
<b>Fig. 1.2</b> Soil liquefaction occurred due to earthquake in Christchurch Porritt park in 2011	2
<b>Fig. 1.3</b> Destruction of pilotis structure due to earthquake in Pohang on November 15, 2017	4
<b>Fig. 1.4</b> Destruction of external wall due to earthquake in Pohang on November 15, 2017	4
<b>Fig. 1.5</b> Variation of excess pore water pressure during earthquake	6
<b>Fig. 2.1</b> Schematic diagram of multi-spring shear mechanism model (Towhata and Ishihara, 1985)	7
<b>Fig. 2.2</b> Schematic diagram of liquefaction front, state variable $S$ and shear stress ratio (Iai et al., 1992a, 1992b)	10
<b>Fig. 3.1</b> Mesh for dynamic analysis (Kim et al., 2019)	23
<b>Fig. 3.2</b> Grain-size distribution curve of sand at Youngilman (Mun, 2018)	24
<b>Fig. 3.3</b> Distribution of excess pore water pressure ratio and displacement (Kim et al., 2019)	27
<b>Fig. 3.4</b> Excess pore water pressure ratio (Kim et al., 2019)	27
<b>Fig. 3.5</b> Displacement of caisson (Kim et al., 2019)	28
<b>Fig. 3.5</b> Displacement of apron (Kim et al., 2019)	29
<b>Fig. 4.1</b> Liquefaction location at Youngilman port during Pohang earthquake	31
<b>Fig. 4.2</b> Observed soil boiling (Kim et al., 2019)	31
<b>Fig. 4.3</b> Settlement of caisson (Kim et al., 2019)	32

Fig. 4.4	Horizontal displacement of caisson (Kim et al., 2019) .....	32
Fig. 4.5	Representation cross-sectional plan and soil layers .....	33
Fig. 4.6	Acceleration measured stations during Pohang earthquake .....	34
Fig. 4.7	Measured acceleration at four station during Pohang earthquake (Kim et al., 2019) .....	35
Fig. 4.8	Mesh for dynamic analysis .....	39
Fig. 4.9	Schematic diagram of free field boundary analysis .....	40
Fig. 4.10	Schematic diagram of self weight analysis and seismic response analysis .....	40
Fig. 4.11	Result of element simulation (CSR-N) .....	45
Fig. 5.1	Distribution of excess pore water pressure ratio and displacement .....	46
Fig. 5.2	Excess pore water pressure ratio at E1 in apron .....	49
Fig. 5.3	Excess pore water pressure ratio at E2 in apron .....	51
Fig. 5.4	Excess pore water pressure ratio at E3 in apron .....	53
Fig. 5.5	Horizontal displacement at N1 in caisson .....	56
Fig. 5.6	Horizontal displacement at N3 in apron .....	58
Fig. 5.7	Horizontal displacement at N4 in apron .....	60
Fig. 5.8	Horizontal displacement at N7 in apron .....	62
Fig. 5.9	Settlement at N1 in caisson .....	64
Fig. 5.10	Settlement at N5 in apron .....	67
Fig. 5.11	Settlement at N6 in apron .....	69
Fig. 5.12	Settlement at N2 in apron .....	72
Fig. 5.13	Settlement at N8 in apron .....	74

# Behavior Analysis on Earthquake-Induced Deformation of Structure and Ground Considering Soil Drainage Condition

by  
Hak-Ju, Lee

Department of Civil and Environmental Engineering  
Graduate School of  
Korea Maritime and Ocean University

## Abstract

In this study, according to drainage condition(undrained and drained) in soil, the settlement and horizontal displacement of caisson quay wall and apron in Youngilman port were estimated which was occurred due to earthquake-induced excess pore water pressure with the magnitude of 5.4 earthquake in Pohang on November 15, 2017. In general, seismic response analysis was carried out under undrained drainage condition, but in this study, drain drainage analysis was conducted to estimate displacement during earthquake as well as an additional displacement due to dissipation of excess pore water pressure after earthquake. These results of after earthquake can not be known under undrained drainage condition. Results clearly showed that the behavior of structure and ground was dependent on drainage condition in soil. Especially, based on the drained drainage condition, the additional displacement was clearly detected due to

dissipation of excess pore water pressure after earthquake. Which indicates that both results are different from drainage condition in soil, and therefore, drained condition analysis is necessary to accurately estimate the behavior of ground and structure in seismic response analysis.

**KEY WORDS:** Earthquake; Drainage condition; Seismic response analysis; Dissipation; Liquefaction



# 제 1 장 서 론

## 1.1 연구 배경

지진으로 인한 피해가 많이 발생된 외국에서는 지진데이터 및 피해 사례 분석을 통하여 지진 피해를 최소화 할 수 있는 방안 연구가 심층적으로 이루어지고 있고 그 결과를 설계 및 유지 보수에 적용하고 있다. 하지만 우리나라에서는 규모가 큰 지진이 이제껏 일어나지 않아 지진과 관련된 데이터가 부족하고 관련 연구도 미흡하여 지진과 관련된 설계 및 유지보수 적용 연구도 뒤떨어진 실정이다. 최근 2016년 경주지진과 2017년 포항지진으로 인해 피해가 발생하여 우리나라에서도 지진에 대한 관심이 높아진 상황이다.

세계 각지에서 인명 및 구조물 피해를 유발시킨 대표적인 지진으로는 터키 이즈미트, 타이완지진, 뉴질랜드 캔터베리, 일본 니가타 등을 예로 들 수 있다. 1999년에 7.8규모의 지진이 발생한 터키 이즈미트의 경우 약 7만 명 정도 인명 피해가 발생하였고 피해를 입은 구조물은 약 수 만 동, 붕괴가 되지는 않았지만 지진의 충격으로 사용여부가 불확실한 구조물들까지 포함하면 피해규모가 수 십만 동을 넘을 것이라고 예상하였다(Jung et al., 2002). 1999년에 발생한 타이완 지진의 경우 규모는 7.3정도이며 약 1만 3천 여 명의 인명피해가 발생하였고, 300억 타이완 달러에 달하는 재산 피해가 발생하였다. 액상화가 발생하여 피해를 입은 첫 사례는 일본 니가타에서 발생하였다. 규모 7.5의 지진으로 액상화로 인해 아파트와 건물이 무너지는 피해가 발생하였다. Fig. 1.1은 1964년 니가타 현에서 지진으로 인해 지반액상화가 발생하여 지지력부족으로 기울어진 아파트의 모습이다. 뉴질랜드의 캔터베리에서도 2010년 9월에 규모 7.1, 2011년 2월에 규모 6.2, 2011년 6월에 규모 6.0, 2011년 12월에 규모 5.9로 연속적인 지진이 발생하여 광범위하게 지반액상화 피해가 발생하였다. 약 4백만 톤의 모래와 실트 분사, 지반 침하, 측방유동 등으로 2010년 지진 이후로 지속적인 여진으로 반복적인 지반액상화가 발생하였으며 특히 2011년 2월의 피해가 가장 크게 발생하였다(Jeon, 2018). Fig. 1.2는 2011년 2월 지진 시 Christchurch Porritt

공원에서 발생한 지반액상화를 나타내며 공원 전체에 광범위한 액상화가 발생된 것을 보여준다.



Fig. 1.1 Apartment collapsed due to soil liquefaction in Niigata in 1964



Fig. 1.2 Soil liquefaction occurred due to earthquake at Christchurch Porritt park in 2011 (Pender, M. et al., 2012)

우리나라에서도 2016년 9월 12일 경주에서 발생한 규모 5.8의 지진으로 인해 부상자가 23명 발생하였고, 지붕, 담장, 차량 파손, 건물 균열 등 피해가 발생하였다. 하지만 경주에서는 지반액상화가 발생하지 않았다. 이듬해 2017년 11월 15일에 포항에서 규모 5.4의 지진이 발생하였는데 경주지진보다 진앙의 깊이가 상대적으로 얕아 더 많은 피해가 발생하였다. Figs. 1.3과 1.4는 2017년 포항에서 발생한 지진으로 포항시 장량동에 위치하고 있는 필로티 구조물과 빌라 건물 외벽이 파괴된 것을 나타낸다. 특히 이 지진으로 진앙 반경 3km 내의 흥해읍 망천리 일원의 농경지와 진앙에서 9km 정도 떨어진 포항시 북구 송도동에서 우리나라에서 최초로 지반액상화 현상이 관측되었다(Gahng et al., 2018). 또한 6km 정도 떨어진 영일만항에서도 배후지에서 액상화로 추정되는 분사현상이 관측 되고 침하가 발생하였으며 케이슨 안벽에서 침하와 수평 변위가 발생하였다.





Fig. 1.3 Destruction of pilotis structure due to earthquake in Pohang on November 15, 2017 (Kim et al., 2018)



Fig. 1.4 Destruction of external wall due to earthquake in Pohang on November 15, 2017 (Kim and Kim, 2018)

## 1.2 연구 목적

과거에는 지진하중을 고려하여 해석을 실시하는 등가정적해석법을 많이 사용하여 설계를 하였지만 영구변위를 허용하여 변위까지 고려하는 동적해석법을 사용하여 설계하는 방법이 점점 일반화 되고 있다. 물론 구조물의 중요성에 따라 해석방법을 적절하게 선택할 필요가 있다. 국내에서도 등가정적해석 방법을 많이 사용하였으며 이를 설계에 적용시켰다. 하지만 2016년, 2017년에 발생한 경주, 포항 지진으로 인해 내진설계에 대해 관심이 많아졌으며 더 상세히 해석을 실시해야 하는 당위성이 증가하고 있다.

동적해석은 전응력해석법과 유효응력해석법이 있는데 전응력해석법은 계산이 용이하고 유효응력해석법보다 안전 측의 결과를 보여주어 이용이 많이 되지만 과잉간극수압이 계산되지 않아 유효응력을 알 수 없어 지진응답으로 인한 지반의 변형을 알 수 없다. 유효응력해석은 과잉간극수압을 계산할 수 있어 응력상태 변화가 나타나기 때문에 감쇠특성이나 복원력특성이 변화하고 지반의 응답 특성도 변화하는 것을 알 수 있다.

지반해석에서는 해석 대상의 지반 영역에 따라 1~3차원으로 해석법이 나누어진다. 우선 평면적으로 넓으며 수평으로 퇴적된 지층을 가진 영역은 일반적으로 1차원 해석을 진행하며 등가선형해석법인 1차원 부지응답해석 프로그램 SHAKE가 많이 사용된다. 안벽에서 배후지까지 길이방향으로 동일한 형태로 구성된 영역은 2차원 해석이 주로 이루어지며, 일반적으로 FLIP이라는 유효응력 해석 프로그램을 사용한다. 그 외 중요구조물 같은 경우에는 3차원 해석이 이루어진다.

Fig. 1.5는 지진 시 발생하는 과잉간극수압비를 시간에 따라 나타내고 지반배수조건에 따른 해석의 범위를 나타낸다. 비배수조건은 지진 시에만 해석이 가능한 반면, 배수조건 일 때는 과잉간극수압이 소산이 완료 될 때 까지 해석이 가능하다. 지금까지 지진응답해석은 주로 비배수조건으로 해석이 이루어지는 경우가 많은데 이 경우에는 지진 이후에 과잉간극수압이 소산하면서 발생하는 추가적인 변위를 결과로 알 수 없어 이를 알기 위해서는 배수조건으로 해석이

필요하다.

본 연구는 2017년 11월 15일에 포항에 위치한 영일만항이 지진으로 인해 케 이슨 안벽구조물과 배후지에서 지반에 발생한 과잉간극수압으로 유발된 변형을 FLIP의 2차원 유효응력 해석을 사용하여 지반배수조건(비배수조건, 배수조건)에 따라 해석을 실시한 뒤 그 결과를 비교하여 각각 조건에 따라 어떤 거동이 나타나는지 그 경향을 확인해보는 것이 목적이다.

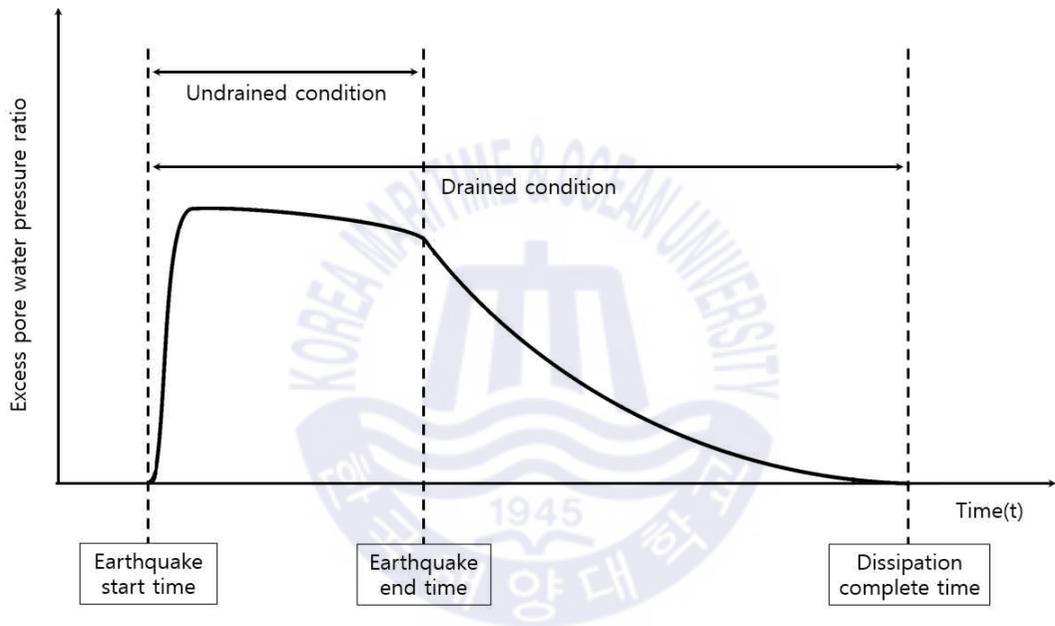


Fig. 1.5 Variation of excess pore water pressure during earthquake

## 제 2 장 FLIP 모델 이론

FLIP 프로그램은 지반의 액상화 현상을 2차원 유효응력해석을 통해 지반과 구조물의 거동을 모사하기 위해 일본항만항공연구소에서 개발되었다. 과거에는 지진이 시에 순간적으로 발생하는 전단응력에 의해 과잉간극수압이 생겨 지반 배수조건이 비배수조건일 때 해석을 실시하였으나 현재 FLIP은 배수조건일 때 지진 이후 과잉간극수압이 소산하는 과정까지 결과를 도출할 수 있다.

### 2.1 Multi-spring model

Multi-spring shear mechanism에서 원형고정경계는 Fig. 2.1과 같이 전단변형 영역과 무한개의 가상스프링경계의 연결로 정의되는 이동절점으로 나타낸다. 각 스프링은 다양한 방향을 가지는 실제 단순전단메커니즘이라고 할 수 있고, 이는 지반에서 흙의 탄소성에 관한 응력-변형을 관계를 잘 모사할 수 있다.

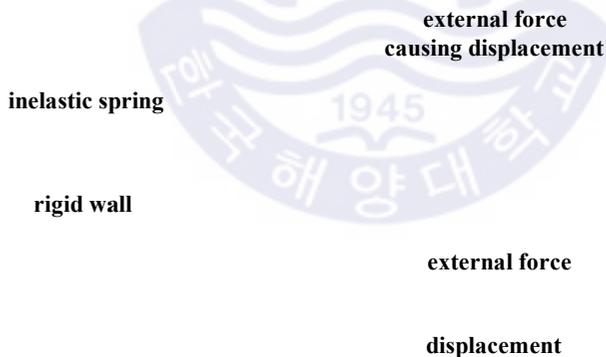


Fig. 2.1 Schematic diagram of multi-spring shear mechanism model  
(Towhata and Ishihara, 1985)

각 스프링에서 힘과 변위관계는 쌍곡선형태의 하중-변위관계를 따른다. 원의 중심에서 이동점의 변위는 외력에 의해 발생한 전단변형을 나타내며, 절점에 작용외력의 결과로 흙에서 발생하는 전단응력이 나타난다. 평면변형상태에서

유효응력과 변형벡터를 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\{\sigma'\}^T = \{\sigma'_x, \sigma'_y, \tau_{xy}\} \quad (2.1)$$

$$\{\varepsilon'\}^T = \{\varepsilon'_x, \varepsilon'_y, \gamma_{xy}\} \quad (2.2)$$

구성방정식은 기본적으로 식 (2.3)과 같이 주어진다.

$$\{d\sigma'\}^T = [D](\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon_p\}) \quad (2.3)$$

여기서,  $\{\sigma'\}$ 은 유효응력,  $\{\varepsilon\}$ 은 변형률,  $\{d\sigma'\}$ 은 유효응력증분,  $\{d\varepsilon\}$ 은 변형률증분,  $[D]$ 는 다음의 식 (2.4)로 정의되고,  $\{d\varepsilon_p\}$ 는 다음의 식 (2.5)으로 주어지는 다일러턴시에 따른 체적변형률증분을 각각 나타낸다.

$$[D] = K\{n^{(0)}\}\{n^{(0)}\} + \sum_{i=1}^I R_{L/U}^{(i)}\{n^{(i)}\}\{n^{(i)}\}^T \quad (2.4)$$

$$\{d\varepsilon_p\} = \{d\varepsilon_p/2 \quad d\varepsilon_p/2 \quad 0\} \quad (2.5)$$

여기서,  $K$ 는 반력계수,  $R_{L/U}^{(i)}$ 은 접선전단계수,  $\sum_{i=1}^I R_{L/U}^{(i)}\{n^{(i)}\}\{n^{(i)}\}^T$ 는 Multi-spring shear mechanism으로, 각 메커니즘  $i=1, 2, 3, \dots, I$ 는 각각 단순저단메커니즘으로 나타내며, 각각의 단순전단평면의 각도는  $\theta/2$ 이다.  $x$ 축에 관련된 접선전단계수는 복원력특성과 쌍곡선의 응력-변형관계를 나타낸다. 식 (2.4)의 우변에서  $\{n^{(0)}\}$ 은 방향벡터,  $\{n^{(i)}\}^T$ 는 방향벡터로 각각 다음의 식으로 정의된다.

$$\{n^{(0)}\}^T = \{1 \quad 1 \quad 0\} \quad (2.6)$$

$$\{n^{(i)}\} = \{\cos\theta_i, -\cos\theta_i, \sin\theta_i\} \quad \text{for } i=1, 2, 3, \dots, I \quad (2.7)$$

여기서,

$$\theta_i = (i-1)\Delta\theta_i \quad \text{for } i=1, 2, 3, \dots, I \quad (2.8)$$

$$\Delta\theta_i = \pi/I \text{ for } i = 1, 2, 3, \dots, I \quad (2.9)$$

과잉간극수압은 반복전단작용에 의해 발생하는 흙의 체적변형과 간극률 및 간극수의 체적탄성계수와의 관계로부터 산정되고, (+)다일러턴시의 영향은 Iai et al. (1992a, 1992b)에 의해 제안된 Fig. 2.2의 액상화 경계(Liquefaction front)를 이용하여 반복전단작용에 의한 흙의 유효응력감소에 의해 유발되는 cyclic mobility 및 액상화 거동을 재현할 수 있으며, 그것의 정식화는 다음과 같다.

$$S = S_0 \text{ for } r \leq r_3$$

$$S = S_2 \sqrt{(S_0 - S_2) + (r - r_3)/m_1^2} \text{ for } r > r_3 \quad (2.10)$$

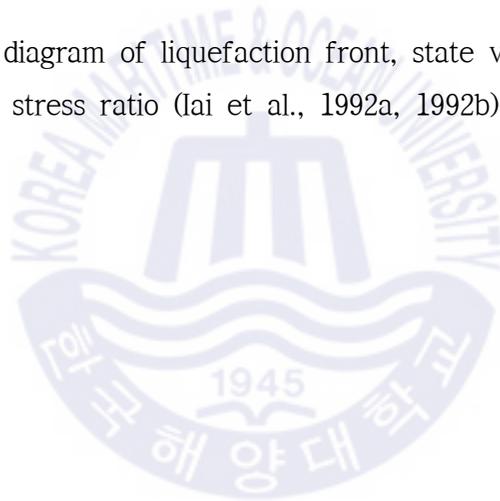
$$r_2 = m_2 S_0 \quad (2.11)$$

$$r_3 = m_3 S_0 \quad (2.12)$$

$$S_2 = S_0 - (r_2 - r_3)/m \quad (2.13)$$

$S_0$ 는 전단작용에 의한 하나의 기능으로 정의되며,  $m_1$ 은 파괴선의 기울기, 전단저항각  $\phi_f'$ 는  $m_1 = \sin\phi_f'$ 에 의해 정의된다.  $m_2$ 는 상태변형 (phase transformation)각도  $\phi_p'$ 로부터  $m_2 = \sin\phi_p'$ 로 정의되고,  $m_3$ 는  $m_3 = 0.67m_2$ 로 정의되는 상태변형선의 기울기로, 하나의 영역에서 다른 영역으로 자연스럽게 변형되기 위한 것이며, 실제 응력경로 형태와의 조화에 의해 결정된다. Fig. 2.2에서  $S$ 는 비배수조건에 대한 일정구속압에서 유효응력변화를 의미라고,  $r$ 은 전단 응력비이며, 초기유효응력은  $\sigma_0' = (\sigma_{x0}' + \sigma_{z0}')/2$ 로 정의된다.

**Fig. 2.2** Schematic diagram of liquefaction front, state variable  $S$  and shear stress ratio (Iai et al., 1992a, 1992b)



## 2.2 Cocktail-glass model

배수조건에서 사용되는 흙의 구성모델은 Cocktail-glass model로 불리며 Multi-spring model을 기본으로 하고 조건들이 추가된다. Cocktail-glass model은 간극수압의 상승, 소산과 이에 따른 지반 침하를 표현할 수 있다. 팽창 다일러턴시 성분을 연직 방향으로 가상 단순전단변형을 평면 내에 도화시키면 모래 입자 집합체의 유도이방구조로서 칵테일 잔처럼 아래가 볼록한 함수 모양이 되기 때문에 Cocktail-glass model 이라고 불린다. 또한 투수를 고려한 해석으로 지층변위  $U$ 와 간극수압  $P$ 를 미지수로 공식화한  $U$ - $P$ 공식을 이용하고 있다. 본 공식에서 응력에 관해서는 수축·압축을 부(-), 신장·인장을 정(+)으로 한다.

먼저 구성방정식으로 응력과 변형벡터를 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\{\sigma'\}^T = \{\sigma'_x, \sigma'_y, \tau_{xy}\} \quad (2.14)$$

$$\{\varepsilon'\}^T = \{\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}\} \quad (2.15)$$

적분형 구성식은 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma = -pn^{(0)} + \sum_{i=1}^I q^{(i)} n^{(i)} \Delta\omega \quad (2.16)$$

여기서,

$$\vec{n}^{(0)T} = \{1, 1, 0\} \quad (2.17)$$

$$\vec{n}^{(i)T} = \{\cos\omega_i, -\cos\omega_i, \sin\omega_i\} \quad \text{for } i = 1, 2, 3, \dots, I \quad (2.18)$$

$$\omega_i = (i-1)\Delta\omega_i \quad \text{for } i = 1, 2, 3, \dots, I \quad (2.19)$$

$$\Delta\omega_i = \pi/I \quad \text{for } i = 1, 2, 3, \dots, I \quad (2.20)$$

식 (2.16)의 등방성분  $p$ 와 가상 단순전단응력  $q^{(i)}$ 와 유효체적변위  $\varepsilon'$  및 가상

단순전단변위  $\gamma^{(i)}$ 의 함수는 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$p = p(\omega') \quad (2.21)$$

$$q^{(i)} = q^{(i)}(\gamma^{(i)}, \varepsilon', \varepsilon'') \quad (2.22)$$

여기서, 식 (2.21)과 식 (2.22)에서 얻은 유효체적변위  $\varepsilon'$ 은 체적변위에서 다일러턴시에 의한 체적변위성분을 제거하며 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon' = n^{(0)T} \varepsilon = n^{(0)T} (\varepsilon - \varepsilon_d) \quad (2.23)$$

$$\varepsilon_d = \frac{\varepsilon_d}{2} n^{(0)} \quad (2.24)$$

식 (2.24)의 다일러턴시 성분은 수축성분  $\varepsilon_d^c$  및 팽창성분  $\varepsilon_d^d$  으로 이루어진다.

$$\varepsilon_d = \varepsilon_d^c + \varepsilon_d^d \quad (2.25)$$

$$\varepsilon_d = \varepsilon_d^c + \varepsilon_d^d \quad (2.26)$$

여기서,

$$\varepsilon_d^d = \frac{\varepsilon_d^d}{2} n^{(0)} \quad (2.27)$$

$$\varepsilon_d^d = \frac{\varepsilon_d^d}{2} n^{(0)} \quad (2.28)$$

또한 수축 다일러턴시 증분의 액상화상태 의존성을 표현하기 위해 가상 유효 체적변위  $\varepsilon''$ 를 도입한다. 이것은 유효체적변위에서 팽창 다일러턴시를 제거하며 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon'' = n^{(0)T} \varepsilon = n^{(0)T} (\varepsilon - \varepsilon_d^c) \quad (2.29)$$

가상 단순전단변위  $\gamma^{(i)}$ 는 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\gamma^{(i)} = n^{(i)T} (\varepsilon - \varepsilon_d) = n^{(i)T} \varepsilon \quad (2.30)$$

다일러턴시 성분의 증분은 변위증분의 선형변환에서 구할 수 있는 것으로 가정하고 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$d\epsilon_d = n_d^T d\epsilon \quad (2.31)$$

$$d\epsilon_d^c = n_d^{cT} d\epsilon \quad (2.32)$$

$$d\epsilon_d^d = n_d^{dT} d\epsilon \quad (2.33)$$

따라서 식 (2.25)에 의해,

$$n_d = n_d^c + n_d^d \quad (2.34)$$

증분형 구성식은 식 (2.16)의 양변에 미분을 하여 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$d\sigma = -dpn^{(0)} + \sum_{i=1}^I dq^{(i)} n^{(i)} \Delta\omega \quad (2.35)$$

$$dp = \frac{dp}{d\epsilon'} d\epsilon' \quad (2.36)$$

$$dq^{(i)} = \frac{\partial q^{(i)}}{\partial \gamma^{(i)}} d\gamma^{(i)} + \frac{\partial q^{(i)}}{\partial \epsilon'} d\epsilon' + \frac{\partial q^{(i)}}{\partial \epsilon''} d\epsilon'' \quad (2.37)$$

식 (2.32)과 식 (2.33)에 식 (2.23), 식 (2.29), 식 (2.30)을 대입하면

$$dp = \frac{dp}{d\epsilon'} n^{(0)T} d(\epsilon - \epsilon_d) \quad (2.38)$$

$$dq^{(i)} = \frac{\partial q^{(i)}}{\partial \gamma^{(i)}} n^{(i)T} d\epsilon + \frac{\partial q^{(i)}}{\partial \epsilon'} d(\epsilon - \epsilon_d) + \frac{\partial q^{(i)}}{\partial \epsilon''} d(\epsilon - \epsilon_d^c) \quad (2.39)$$

식 (2.38), 식 (2.39), 식 (2.31), 식 (2.32), 식 (2.33)을 식 (2.35)에 대입하면 증분형 구성식을 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$d\sigma = \vec{D}d\epsilon \quad (2.40)$$

$$D = K_{L/U} n^{(0)} n^{(0)T} + \sum_{i=1}^I G_{L/U}^{(i)} n^{(i)} n^{(i)T} \Delta\omega - K_{L/U} n^{(0)} n_d^T + \sum_{i=1}^I (H^{(i)} + L^{(i)}) n^{(i)} n^{(0)T} \Delta\omega - \sum_{i=1}^I (H^{(i)} n^{(i)} n_d^T + L^{(i)} n^{(i)} n_d^{cT}) \Delta\omega \quad (2.41)$$

여기서,

$$K_{L/U} = - \frac{dp}{d\varepsilon'} \quad (2.42)$$

$$G_{L/U}^{(i)} = \frac{\partial q^{(i)}}{\partial \gamma^{(i)}} \quad (2.43)$$

$$H^{(i)} = \frac{\partial q^{(i)}}{\partial \varepsilon'} \quad (2.44)$$

$$L^{(i)} = \frac{\partial q^{(i)}}{\partial \varepsilon''} \quad (2.45)$$

식 (2.41)의 우변 첫 번째 항, 두 번째 항은 각각 수축 다일러턴시 및 전단에 대한 증분형을 나타내는 대칭행렬이다. 세 번째 항은 수축 다일러턴시에 대한 영향, 네 번째 항은 전단구조의 구속압의 의존성 및 액상화상태의 의존성을 나타내며 다섯 번째 항은 전단구조에 미치는 다일러턴시의 영향을 나타낸다. 세 번째에서 다섯 번째 항은 모두 수축 다일러턴시 구조와 전단에 관한 구조와 연결되는 3종류 구조를 나타내는 것으로 비대칭행렬이 된다.

기존의 비배수조건의 해석에서 과잉간극수압 발생은 액상화 프런트모델이 이용되고 있다. 이 모델은 비배수조건의 모래에 대해 단위체적 입자로 이루어진 소성전단에 따라 응력경로를 구하는 것이다. 소성전단의 누적값을 기초로 액상화 프런트 파라미터  $S_0$ 의 위치가 결정되고, 그 상태에서 가능한 응력경로는 액상화 프런트이다. 액상화 프런트의 위치가 결정되면 전단응력비  $r$ 에 따라 상태 변수  $S$ 가 정해지고, 이  $S$ 에 의해 흙의 전단강도가 변화한다.

식 (2.25)의 다일러턴시의 팽창성분  $\varepsilon_d^d$  및 수축성분의  $\varepsilon_d^c$ 는 다음의 식과 같이

나타낼 수 있다.

$$d\varepsilon_d^d = \gamma_{\varepsilon_d} \sum_{i=1}^I \left[ \left| \frac{\gamma^{(i)}}{\gamma_\nu} \right| - \ln \left( 1 + \left| \frac{\gamma^{(i)}}{\gamma_\nu} \right| \right) \right] \gamma_\nu m_{\text{inu}} \Delta\omega \quad (2.46)$$

$$d\varepsilon_d^c = -r_{\varepsilon_d} r_{\varepsilon_d^c} r_{S_0} \sum_{i=1}^I r_t^{(i)} M_\nu |d\gamma_P^{(i)}| \Delta\omega \quad (2.47)$$

$$\gamma_{S_0} = S_0^{*q_2} [(S_0^* - S_{bi})q_1 + (1 - S_0^*)] / (1 - S_{bi}) \quad (S_0^{*q_2} < S_{bi} (= 0.8) \text{의 경우}) \quad (2.48)$$

$$\gamma_{S_0} = S_0^{*q_2} \quad (S_0^{*q_2} > S_{bi} (= 0.8) \text{의 경우}) \quad (2.49)$$

$$d\gamma_P^{(i)} = d\gamma^{(i)} - c_1 d\gamma_e^{(i)} \quad (|d\gamma^{(i)}| \leq |c_1 d\gamma_e^{(i)}| \text{의 경우, } d\gamma_P^{(i)} = 0 \text{로 한다.}) \quad (2.50)$$

여기서,

$$m_\nu = \frac{m_l}{\sum_{i=1}^I \sin\omega_i \Delta\omega} \quad (2.51)$$

$$M_\nu = \left( 1 - \frac{(-\varepsilon_d^c)}{\varepsilon_d^{cm}} \right)^{q_3} M_{\nu 0} \quad (-\varepsilon_d^c > \varepsilon_d^{cm} \text{의 경우, } M_\nu = 0 \text{로 한다.}) \quad (2.52)$$

$$M_{\nu 0} = \frac{M_P}{\sum_{i=1}^I \sin\omega_i \Delta\omega} \quad (2.53)$$

$$M_P = \sin\phi_P \quad (2.54)$$

- $\gamma_\nu$  : 가상 단순전단모델의 (전단)기준변위
- $r_{\varepsilon_d}$  : 수축 다일러턴시 및 팽창 다일러턴시에 공통적으로 걸리는  
파라미터
- $r_{\varepsilon_d^c}$  : 수축 다일러턴시에만 걸리는 파라미터
- $\gamma_t^{(i)}$  : 변상선 부근을 넘은 영역에서 수축 다일러턴시의 기여를 제어하는  
파라미터
- $-\gamma_d^{cm}$  : 부(-)의 다일러턴시에 의한 체적변위의 최종 값
- $\phi_P$  : 변상각

위의 식 (2.46)과 식 (2.47)를 식 (2.16)에 대입하여 다중 전단 모델 다일러턴시의 표현이 가능하다.



## 2.3 액상화 파라미터

FLIP은 비배수조건에서 모래의 액상화 파라미터를 결정해주는 FLIPSIM 요소 시뮬레이션 프로그램과 배수조건에서 모래의 액상화 파라미터를 결정해주는 FLIPCSIM 요소시뮬레이션 프로그램으로 액상화 파라미터를 결정한다. 액상화 파라미터는 지반배수조건에 따라 다르며 배수조건인 경우 더 많은 파라미터 들이 해석에 요구한다. 지반배수조건에 따른 액상화 파라미터는 다음과 같다.

### 2.3.1 비배수조건

과잉간극수압이 증가하여 액상화가 고려될 때 액상화 파라미터의 값이 필요하다. 또한 Multi-spring model의 요소와 동일한 노드로 구성된 간극수압 요소를 정의하고 비배수조건에서 해석을 해야 한다. 비배수조건에서 액상화 파라미터는 Table. 2.1과 같이 나타난다.

**Table 2.1** Liquefaction parameters under undrained drainage condition

Parameter	Explanation
PHIP ( $\phi_p$ )	Phase transformation angle.
S1 ( $S_1$ )	Parameters $S_1$ , $w_1$ , $p_1$ and $p_2$ to define the relationship between liquefaction front parameter $S_0$ and normalized plastic shear work.
W1 ( $w_1$ )	
P1 ( $p_1$ )	$S_0 = 1 - 0.6(w/w_1)^{p_1}$ ( <i>IF</i> $w < w_1$ )
P2 ( $p_2$ )	$S_0 = (0.4 - S_1)(w_1/w)^{p_2} + S_1$ ( <i>IF</i> $w > w_1$ )
C1 ( $c_1$ )	Coefficient $c_1$ which is multiplied by the elastic shear work when plastic shear work is computed by subtracting elastic shear work from total shear work.

### 2.3.2 배수조건

배수조건에서 액상화 파라미터는 Cocktail-glass model을 기본으로 하며 multi-spring model보다 더 복잡하고 많은 액상화 파라미터를 고려해야 한다. 배수조건에서 액상화 파라미터는 Table. 2.2와 같이 나타난다.

**Table 2.2** Liquefaction parameters under drained drainage condition

Parameter	Explanation
PHIP ( $\phi_p$ )	Phase transformation angle.
EPSCM ( $-\varepsilon_d^{cm}$ ( $> 0$ ))	$\varepsilon_d^{cm}$ ( $< 0$ ) is the ultimate value of volumetric strain due to contractive dilatancy.
repsdc ( $r_{edc}$ )	$r_{edc}$ controls contractive dilatancy.
q1 ( $q_1$ )	q1 and q2 that control the shape of upstroke and later parts in the process of buildup of excess pore water pressure, and the corresponding increase in strain. When $S_0^* > S_{bi}$ ( $= 0.8$ ),
q2 ( $q_2$ )	$r_{so} = S_0^{*q_2} [(S_0^* - S_{bi})q_1 + (1 - S_0^*)] / (1 - S_{bi})$ When $S_0^* \leq S_{bi}$ ( $= 0.8$ ), $r_{so} = S_0^{*q_2}$ where $S_0^{*q_2} = p''/p_0$
rkpp ( $r_K''$ )	Reduction factor $r_K''$ of bulk modulus $K_{L0}$ , that is used to calculate the virtual reference volumetric strain $\varepsilon_{m0}'' (= p_0 / (r_K'' K_{L0}))$ for computation of the virtual pressure $p''$ that is required to calculate the liquefaction front parameter $S_0$ .

**Table 2.2** Liquefaction parameters under drained drainage condition (continued)

rk ( $r_K$ )	Reduction factor $r_K$ of bulk modulus in the process from buildup to dissipation of excess pore water pressure.
plk ( $l_K$ )	Parameter $l_K$ that represents the confining pressure dependence of bulk modulus in the process from buildup to dissipation of excess pore water pressure. $K_U$ for arbitrary mean effective confining pressure $p(>0.0)$ is calculated by the following equation in program during liquefaction analysis. $K_U = r_K K_{U0} \left( \frac{p}{p_0} \right)^{l_K}$ where $K_{U0}$ and $p_0$ represent the initial values of $K_U$ and $p$ at the start of liquefaction analysis, respectively.
s1 ( $S_1$ )	The lower limit of the variable $S_0$ is $S_1$ . $S_0$ corresponds to $S_0$ of the multiple spring model element.
c1 ( $c_1$ )	parameter $c_1$ controls lower limit of liquefaction resistance curve. It is multiplied by the increment of virtual elastic shear strain when the increment of virtual plastic shear strain is calculated.
q4 ( $q_4$ )	parameter $q_4$ controls how much influence $S_0$ has on calculating reference strain $\gamma_m$ when considering liquefaction. The reference strain, which was given as $\gamma_m = \gamma_{m0} / (S_0 / S_{0bd})$ before, is calculated by $\gamma_m = \gamma_{m0} / (S_0 / S_{0bd})^{q_4}$ for $S_0 < S_{0bd} (=1)$ .
rrmtmp ( $\gamma_{mtmp}$ )	parameter $\gamma_{mtmp}$ controls the area in which the reduction factor $\gamma_{tmp}$ described above is set to 0.0 in tmp methods.

**Table 2.2** Liquefaction parameters under drained drainage condition (continued)

<p>repsd (<math>r_{ed}</math>)</p>	<p>Parameter <math>r_{ed}</math> that controls both contractive and dilative dilatancy. The value is normally set to 0.2 more or less. The parameter works so that behavior for liquefaction does not change when reduction factor <math>r_K</math> of bulk modulus described later is varied. It is given as inversely proportional to <math>r_K</math> under the condition of a constant <math>r_{ed} \times r_K</math> in order to change volumetric compression characteristics with no change of liquefaction resistance curve that is obtained for the <math>r_{ed} \times r_K</math> value. In the case, <math>-\varepsilon_d^{cm}</math> shall be varied in proportion to <math>r_{ed}</math>. In addition, <math>r_K''</math> shall be set equal to <math>r_K</math>.</p>
<p>rgamma (<math>r_\gamma</math>)</p>	<p><math>r_\gamma</math> is used to scale the maximum shear strain  <math>\gamma (= \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + \gamma_{xy}^2})</math>:  for calculating <math>\tau^*</math> described below. Because stress path can't reach the intended limit line during cyclic shear under anisotropic condition, <math>\tau^*</math> is calculated by referring to the maximum shear strain <math>\gamma</math> that is multiplied by <math>r_\gamma</math> specified here in order to correct the deficiency.  Under the condition of same value of <math>\gamma</math>, <math>\tau^*/p</math> is evaluated smaller (that means stress path is deemed to approach the failure line slowly) for <math>r_\gamma &lt; 1.0</math>, and therefore the reduction factor <math>\gamma_{tmp}</math> and contractive dilatancy increment <math>r_{edc}</math> are evaluated larger.  Accordingly, stress path tends to come close to the limit line in tmp methods and shear strain does increase.</p>

Table. 2.3은 배수조건에서 사용되는 액상화 파라미터가 FLIPCSIM 요소시물레이션에서 나타나는 동적곡선에 어떠한 영향을 미치는지를 나타낸다. 다음 표와 같이 동적곡선을 액상화 파라미터로 조절할 수 있다. 하지만 파라미터의 수치가 조금만 바뀌더라도 동적곡선이 발산이 되므로 매우 민감하다. 그래서 요소시물레이션을 실시할 때 여러 액상화 파라미터를 조합하여 조절해야 한다.

**Table 2.3** Liquefaction parameters under drained drainage condition and their effects to dynamic curve

Parameter	Effect on liquefaction resistance
PHIP ( $\phi_p$ )	Liquefaction resistance becomes smaller for larger $\sin\phi_p$ . When $r_{edc}\sin\phi_p = const$ , the liquefaction resistance is almost the same but when the shear stress ratio is large, then liquefaction resistance is larger for smaller $\phi_p$ because of the effect of the tmp method.
EPSCM ( $-\varepsilon_d^{cm} (> 0)$ )	No effect on liquefaction resistance. However, if a small value such as $-\varepsilon_d^{cm} = 0.05$ is specified, then the shear strain reaches upper limit (hysteresis loop closes) and the liquefaction resistance becomes larger.
repsdc ( $r_{edc}$ )	Larger $r_{edc}$ gives smaller liquefaction resistance. $1/r_{edc}$ is in proportion to number of load cycles for liquefaction.
q1 ( $q_1$ )	Larger $q_1$ gives smaller liquefaction resistance but the effect is minor. Liquefaction resistance curve tends to move in parallel with respect to the logarithmic scale of load cycles.
q2 ( $q_2$ )	Larger $q_2$ gives larger liquefaction resistance with larger inclination. If $q_2$ is excessively large such as 5.0, then the effective stress path loop closes in the middle.
rkpp ( $r_K''$ )	No effect on liquefaction resistance.

**Table 2.3** Liquefaction parameters under drained drainage condition and their effects to dynamic curve (continued)

rk ( $r_K$ )	Larger $r_K$ gives smaller liquefaction resistance.
plk ( $l_K$ )	Larger $l_K$ gives larger number of load cycles for liquefaction at smaller shear stress ratio.
sl ( $S_1$ )	No effect on liquefaction resistance.
cl ( $c_1$ )	Larger $c_1$ gives larger lower limit of liquefaction resistance curve.
q4 ( $q_4$ )	Small $q_4$ give larger liquefaction resistance.
rrmtmp ( $\gamma_{mtmp}$ )	No effect on liquefaction resistance.
repsd ( $r_{ed}$ )	Larger $r_{ed}$ gives smaller liquefaction resistance with larger inclination in the liquefaction resistance curve.
rgamma ( $r_\gamma$ )	Small $r_\gamma$ gives larger shear strain at large shear stress ratio and smaller liquefaction resistance at large stress ratio.

## 제 3 장 기존 연구 : 비배수조건 해석

Kim et al. (2019)의 2차원 유효응력 해석에 의한 지진 시 액상화에 의한 국내 해안구조물의 피해 사례 분석이라는 논문은 2017년 11월 15일에 발생한 지진에 대해 영일만항에서 액상화로 의심되는 분사현상과 케이슨 안벽의 침하 및 수평변위 그리고 배후지의 침하에 대해 FLIP을 이용해 지반배수조건을 비배수 조건으로 2차원 유효응력해석을 실시하였다.

### 3.1 수치해석 모델

Kim et al. (2019)의 수치해석 모델은 Fig. 3.에 나타나 있으며 과잉간극수압이 증가함에 따라 유효응력이 감소하여 생기는 피해에 대한 메커니즘을 규명하기 위해 작성된 유한요소 격자를 나타낸다. 실제로 액상화를 대상으로 2차원 유효응력을 기본으로 하기 때문에 퇴적토 하부의 비액상화 층인 암반은 무시하였다. 그림의 N1, N2, N3, N4는 케이슨 하부 및 뒤채움 지반의 수평변위 및 침하량을 산정하기 위한 출력절점이며, E1, E2, E3, E4, E5, E6는 케이슨의 하부 및 뒤채움 지반내의 과잉간극수압 및 흙의 응력-변형 거동을 분석하기 위한 출력요소를 나타내고 있다.

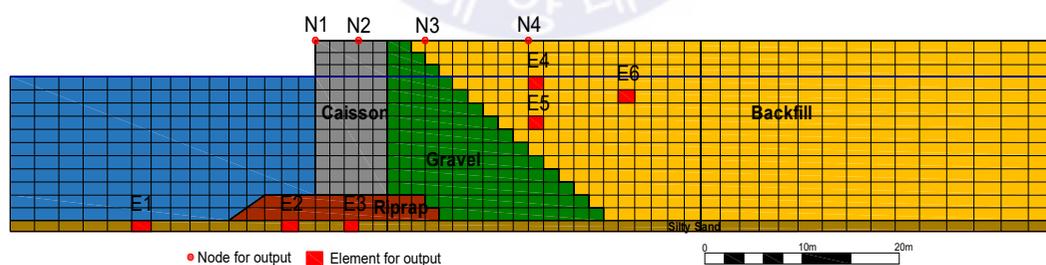


Fig. 3.1 Mesh for dynamic analysis (Kim et al., 2019)

Fig. 3.2는 Mun(2018)이 영일만 인근 지역을 조사한 결과로 입도분포곡선을 나타내고 있다. USCS분류에 의한 SP 토질로 액상화 발생이 가능한 조건의 토

질로 조사되었다. Table 3.1은 액상화 해석에 사용된 지반정수를 나타내고 있으며 지반정수는 설계 시 수행한 지반조사 자료와 최근 포항지진과 관련되어 수행된 Mun (2018), Park et al. (2018)와 Shin (2003)등을 참조하여 결정하였다. Table. 3.2는 Fig. 2.2의 액상화프론트와 관련하여 과잉간극수압의 증가에 의한 유효응력의 소실을 모사하는 액상화 관련 입력변수(Iai et al., 1992b)를 나타내고 있다. 일본 항만기술소에서 실험을 통해 N치에 대응하는 파라미터를 제안하였고 이를 활용하였다(Morita et al., 1997; Iai et al., 2000; Shin, 2003). 뒤채움 지반의 경우는 N=15, 케이슨 하부의 실트질 모래는 N=20으로 가정하여 산정하였다. 입력 지진동은 포항항 지역 내 시추공에 의한 기반암에 설치된 계측기에서 계측된 가속도를 사용하였다. 과잉간극수압을 고려한 Case1과 과잉간극수압을 고려하지 않은 전응력 개념의 경우인 Case2의 경우로 나누어 비교를 하였지만 본 연구는 과잉간극수압을 고려한 유효응력 해석을 중점적으로 다루므로 Case1의 경우만 확인하였다.

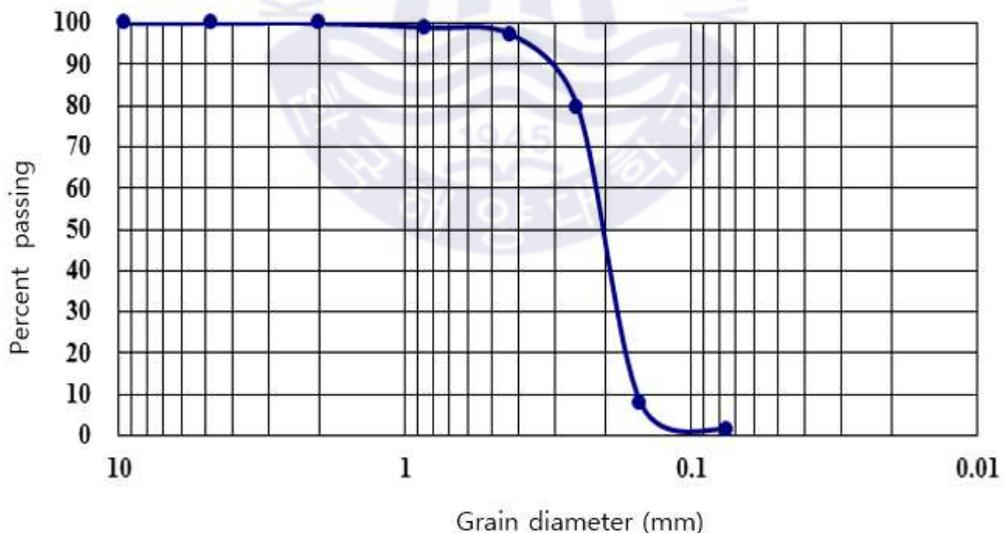


Fig. 3.2 Grain-size distribution curve of sand at Youngilman (Mun, 2018)

**Table 3.1** Soil parameters for the 2-D effective stress analysis (Kim et al., 2019)

Type	Unit weight $\gamma_t$ ( $kN/m^3$ )	Poisson's ratio $\nu$	Internal friction angle $\phi$ ( $^\circ$ )	Shear modulus $G$ ( $kPa$ )	Bulk modulus $K$ ( $kPa$ )	Permeability $k$ ( $m/s$ )
Backfill	19.0	0.25	30	9.3E+04	2.4E+05	1.0E-04
Sediment	19.0	0.25	30	1.2E+05	3.4E+05	1.0E-04
Riprap	18.0	0.3	40	1.8E+05	4.7E+05	1.0E-01
Caisson	23.0	0.3	-	2.5E+07*	-	-

\*Young's modulus E

**Table 3.2** Parameters of the excess pore water pressure generation model (Kim et al., 2019)

Type	$S_1$	$w_1$	$p_1$	$p_2$	$c_1$
Backfill	0.005	9.2	0.5	0.92	1.3
Sediment	0.005	23.5	0.5	0.80	1.0

### 3.2 해석 결과

Kim et al. (2019)은 응답가속도, 과잉간극수압비, 케이슨 안벽의 수평변위 및 침하량, 배후지의 침하량, 유효응력경로 및 전단변형의 결과를 도출하였다. 본 연구에서 검토할 결과는 과잉간극수압비, 케이슨의 안벽의 수평변위 및 침하량, 배후지의 침하량으로 수치해석 결과를 보면 다음과 같다.

과잉간극수압비는 Fig. 3.3과 Fig. 3.4에 수치해석의 결과를 나타내고 있다. 그림에서 과잉간극수압비는 케이슨 구조물 해측의 해저지반의 실트질 모래의 경우는 지표면에 위치하고 있어 낮은 초기유효응력 수준이기 때문에 대상 지진에 대해서 과잉간극수압비가 0.9정도까지 도달하여 유효응력이 거의 소실되어 액상화가 발생된 것으로 간주할 수 있다. 하지만 케이슨 구조물 해측의 해저지반은 구조물과 이격되어있어 직접적인 피해와는 관련이 없다고 판단하였다. 케이슨 하부의 E3의 경우는 과잉간극수압비가 0.3정도로 증가하였고 배후지의 실트질 모래 E4에서는 약 0.5이상 과잉간극수압비가 증가한 것으로 나타났다. 과잉간극수압 증가 시기는 지반의 증폭이 발생된 이후에 증가하는 것으로 나타났다. 배후지의 경우 과잉간극수압이 증가함에 따라 유효응력이 저감된 것으로 나타났으며 그에 따라 지진 시 케이슨에 작용하는 수평관성력이 증가되어 케이슨의 수평변위를 유발한 것으로 나타났다. 케이슨의 하부의 지반에서도 유효응력 감소로 인한 지지력 저하에 따라 침하가 유발된 것으로 판단하였다.

지반 및 구조물의 피해는 Fig. 3.5와 Fig. 3.6에 수치해석 결과를 나타내고 있다. 그림에서는 N1(케이슨 상부), N3, N4(배후지 뒤편 지표면)에서의 수평변위 및 침하량을 나타내고 있다. 케이슨의 수평변위는 14 cm, 침하량은 3.2 cm 정도 나타났으며 뒤편 지반의 경우 6 ~ 9 cm 정도 침하한 것으로 나타났다. 침하의 경우 케이슨의 하부지반과 배후지의 지반의 국부적인 유효응력소실에 따른 결과라고 판단하였다.

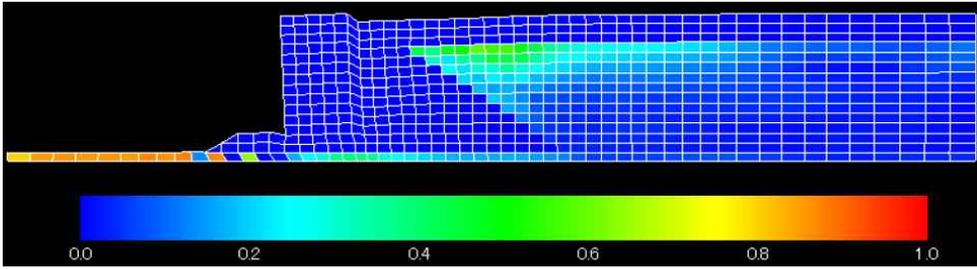
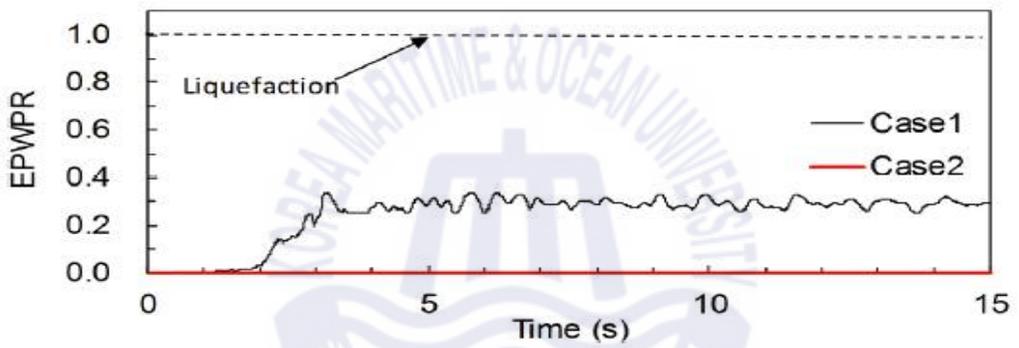
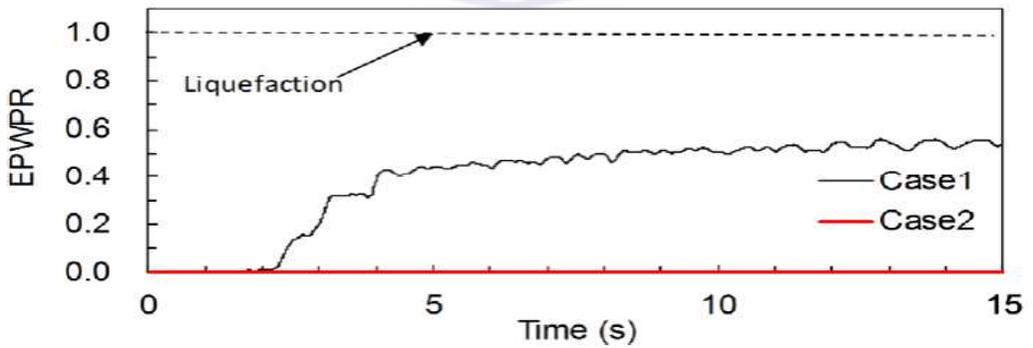


Fig. 3.3 After earthquake - scale  $\times 10$  (Kim et al., 2019)

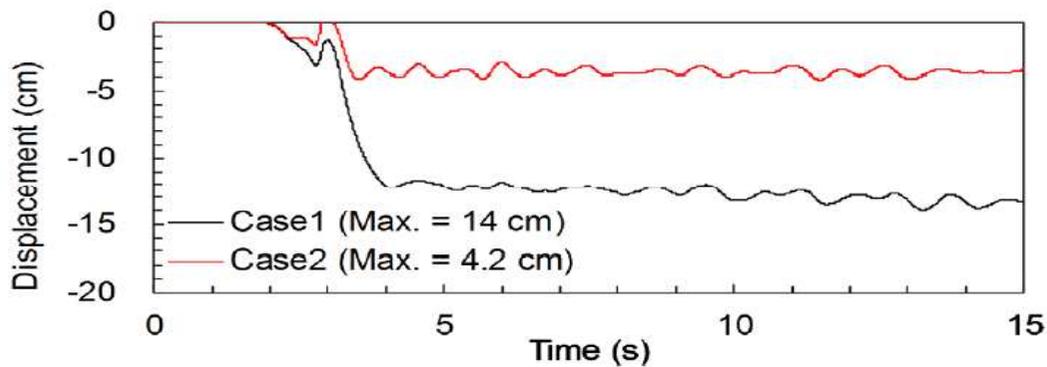


(a) E3

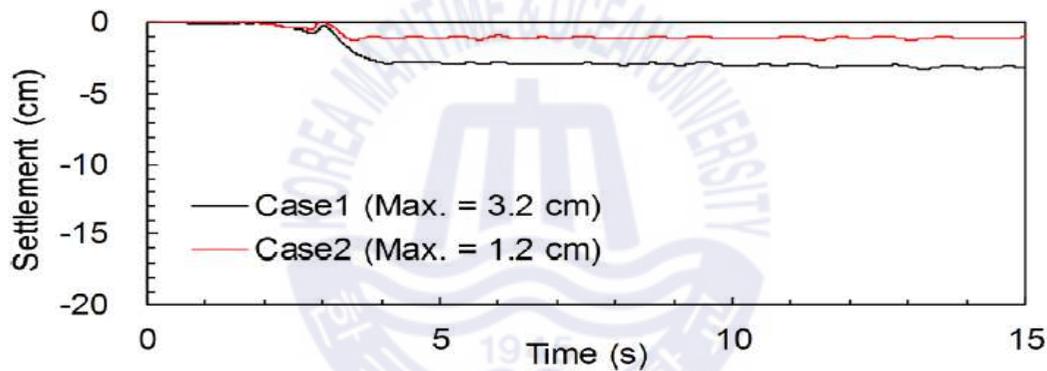


(b) E4

Fig. 3.4 Excess pore water pressure ratio (Kim et al., 2019)

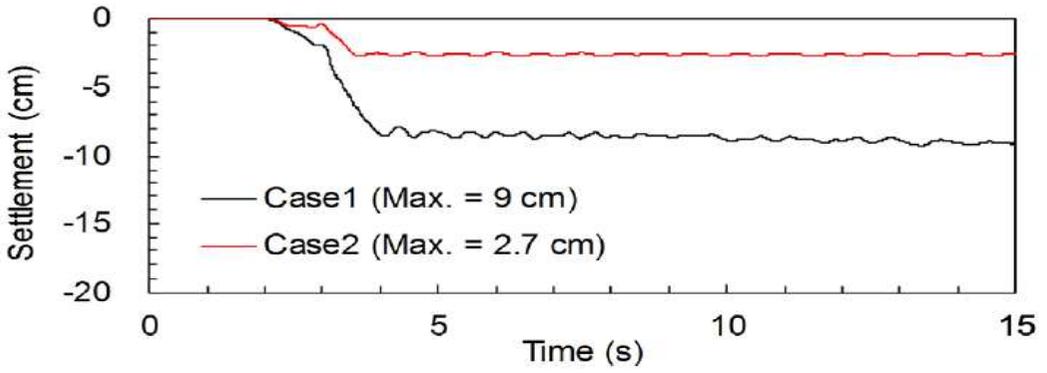


(a) Horizontal displacement at N1

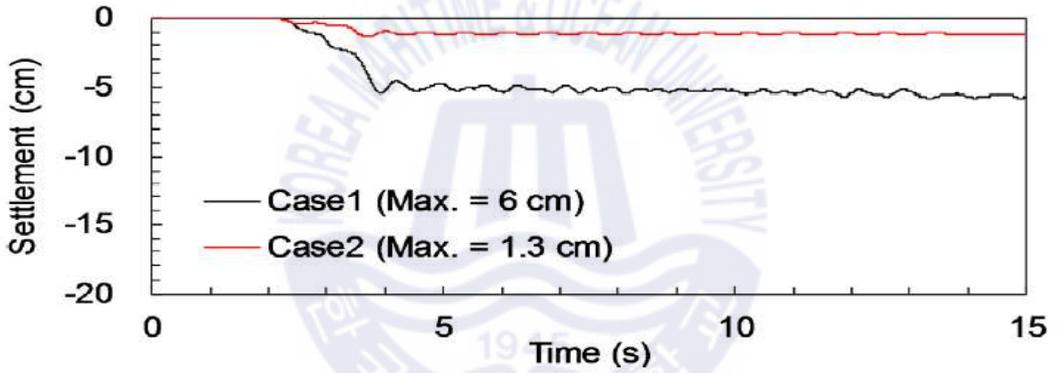


(b) Settlement at N1

Fig. 3.5 Displacement of caisson (Kim et al., 2019)



(a) Settlement at N3



(b) Settlement at N4

Fig. 3.6 Displacement of apron (Kim et al., 2019)

## 제 4 장 해석 방법

### 4.1 연구대상지역 및 지진

#### 4.1.1 영일만항

영일만항은 포항에 위치한 항이며 2017년 11월 15일 발생한 지진으로 인해 케이슨 안벽구조물과 배후지에서 피해가 발생하였다. Fig. 4.1은 영일만항을 나타내며 액상화 현상이 발생된 것으로 추정되는 위치를 나타내고 있다. Fig. 4.2, Fig. 4.3, Fig. 4.4는 Fig. 4.1에서 제시한 액상화 현상이라고 추정되는 위치의 실제 피해 사진이다. (a)는 배후지에서 분사현상, (b)는 케이슨식 안벽에서 발생한 침하이며, (c)는 케이슨식 안벽에서 발생한 수평변위이다. 포항 지진 이후 긴급 안전진단을 수행하였으며 배후지의 침하는 약 10 cm ~ 20 cm, 케이슨의 수평 변위는 약 5 cm ~ 15 cm, 케이슨의 침하는 약 10 cm 이하가 국부적으로 발생한 것으로 나타났다. Fig. 4.5는 액상화 현상이 발생된 것으로 추정되는 위치와 가까운 곳의 단면도이다. 안벽이 설치된 지층은 기반암위에 풍화암, 실트질 사질토인 퇴적토가 있으며 사석제 위에 케이슨식 안벽이 놓여져 있고 뒤채움재로 자갈이 사용되었다. 배후지의 경우 원지반인 퇴적토 위에 매립을 하였으며 실트질 사질토로 이루어져 있고 토질상태로 볼 때 액상화가 발생할 수 있는 조건을 갖추고 있다.



Fig. 4.1 Liquefaction location at Youngilman port during Pohang earthquake



Fig. 4.2 Observed soil boiling (Kim et al., 2019)



Fig. 4.3 Settlement of caisson (Kim et al., 2019)



Fig. 4.4 Horizontal displacement of caisson (Kim et al., 2019)

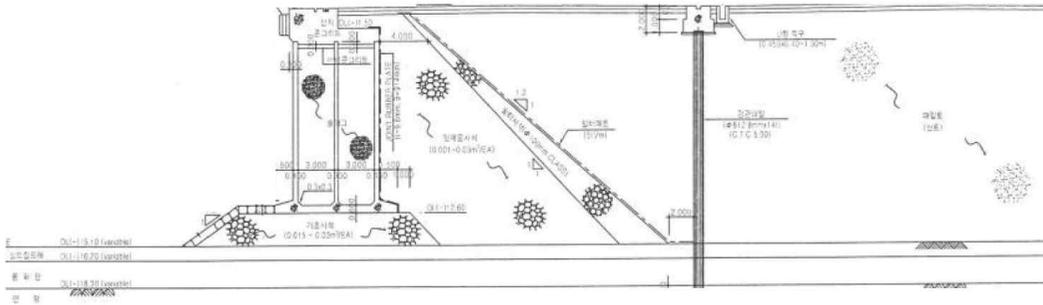


Fig. 4.5 Representative cross-sectional plan and soil layers

#### 4.1.2 포항지진

포항 지진은 2016년 9월 11일에 경주에서 발생한 규모 5.8의 지진보다 진원 깊이가 상대적으로 얕아 피해도 경주보다 상대적으로 큰 것으로 나타났다. 특히 포항에서는 국내 최초로 액상화 현상이 발생하였다. Fig. 4.6은 해석에 사용한 지진가속도를 관측한 관측소, 진앙지 그리고 영일만향을 나타낸 것이다. 영일만 주변 관측소는 총 4개로 포항구항(Pohang harbor station), 포항관측소(PHA2 station), 학계리관측소(HAK station), 청송관측소(CHS station)가 있고 각각 7 km, 9 km, 23 km, 25 km 떨어져 있다. Fig. 4.7는 각 관측소에서 관측된 가속도를 나타내며 최대가속도는 각각  $3.25 \text{ m/s}^2$ ,  $2.66 \text{ m/s}^2$ ,  $0.366 \text{ m/s}^2$ ,  $0.27 \text{ m/s}^2$ 으로 나타났다(Kim et al., 2019). 가속도는 기반암 상부에서 측정되었으며, 진앙에서 멀어질수록 작게 나타나는 것으로 확인되었다. 영일만향에서 관측된 가속도가 없기 때문에 비슷한 거리인 포항구항의 가속도를 입력가속도로 설정하였다. 실제로 영일만향은 포항구항과 8km 거리차이가 나지만 진앙에서 거리가 영일만은 6km, 포항구항은 7km로 비슷하다.

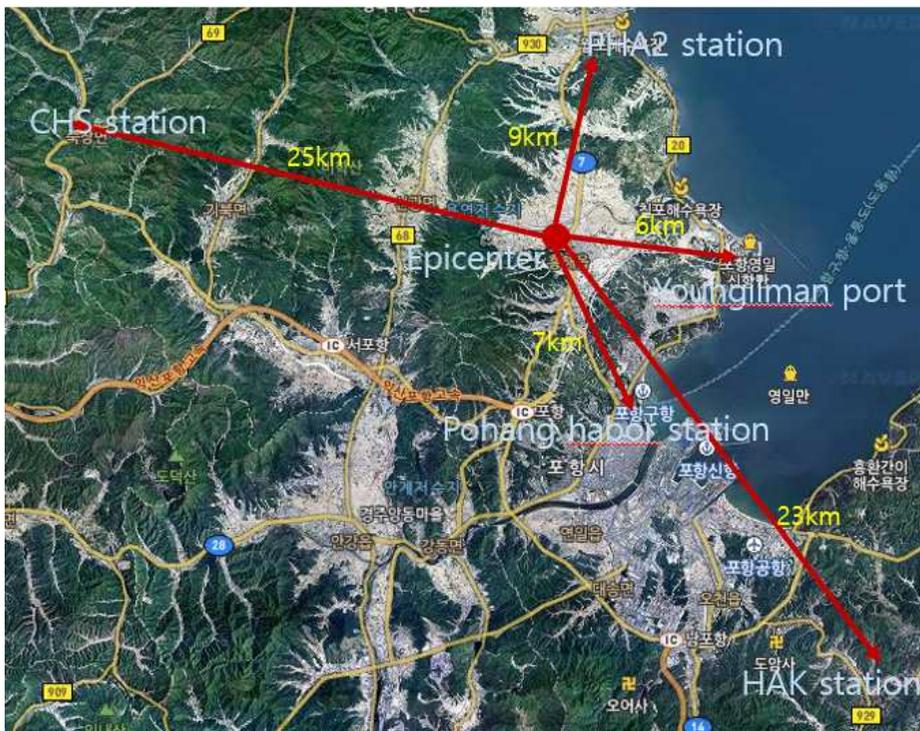
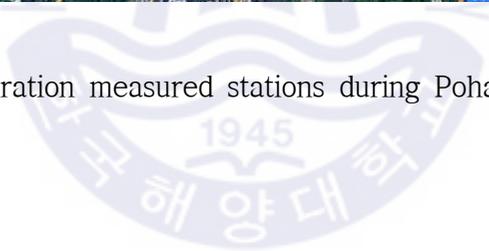
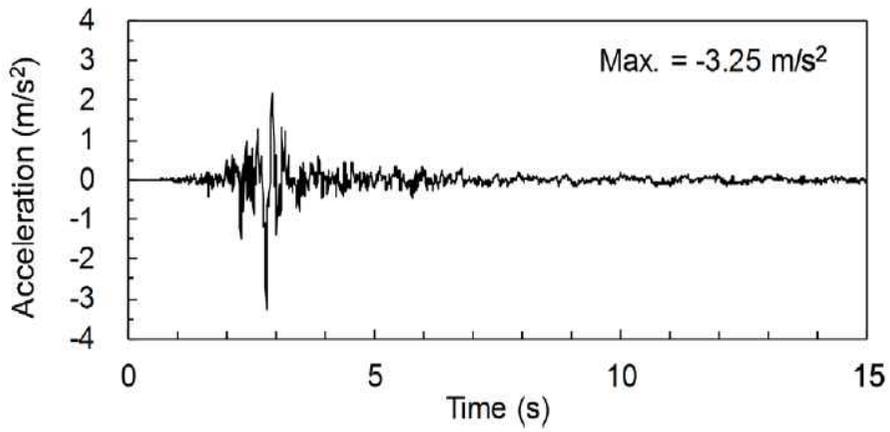
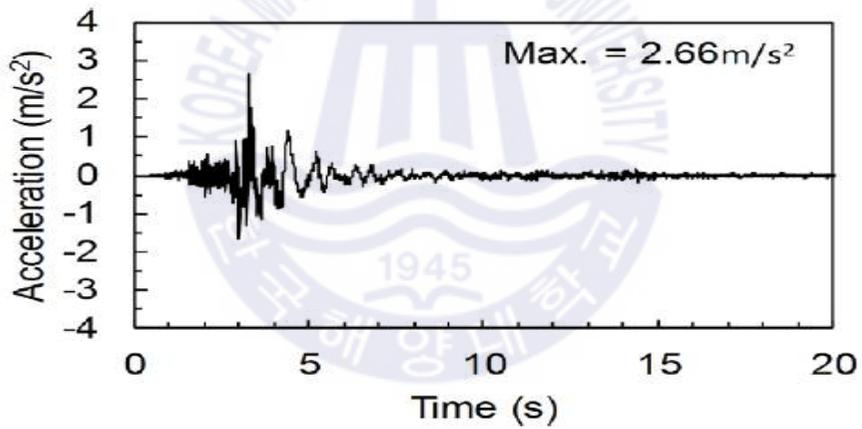


Fig. 4.6 Acceleration measured stations during Pohang earthquake

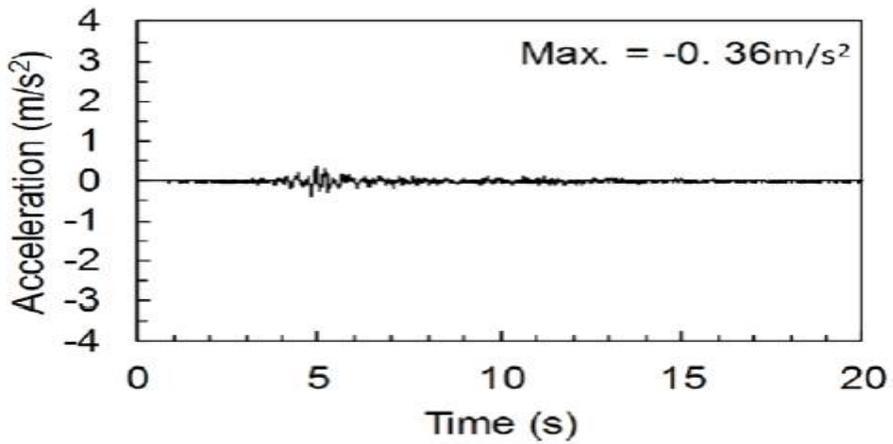




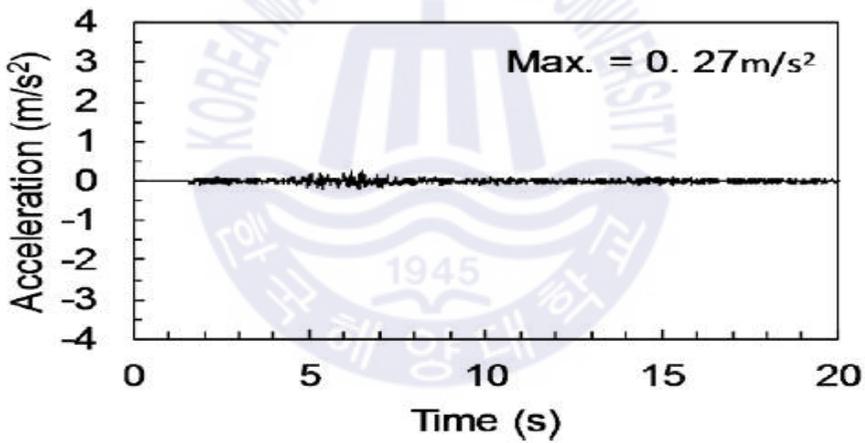
(a) Pohang harbor station



(b) PHA2 station



(c) HAK station



(d) CHS station

Fig. 4.7 Measured acceleration at four stations during Pohang earthquake (Kim et al., 2019)

## 4.2 수치해석모델

Fig. 4.8은 2차원 유효응력해석을 하기 위한 유한요소 격자이다. 모델은 Fig. 4.5의 액상화 현상이 발생한 것이라고 추정되는 지역의 단면도를 이용하여 만들었다. 지진이 기반암 상부에서 관측되었기 때문에 기반암 상부부터 격자를 작성하였고 FLIP에서 입력가속도를 단면 바닥(풍화암 하부 기반암)에 직접 입력하였다. 격자의 길이는 진동수 성분이 잘 전달될 수 있도록 진동수 파장 모사의 적절성을 확인 후 결정하였다. 또한 대상구조물의 주변에서 응력이 집중할 가능성이 큰 경우나 상세한 검토가 필요한 경우 격자의 크기를 작게 하여 검토하였으며 반대로 대상구조물에 영향이 없는 곳은 격자를 크게 하였다. Kim et al. (2019)에서 사용한 모델 Fig. 3.1은 강관말뚝을 생략하였지만 본 논문에서는 강관말뚝도 해석에 영향을 미친다 생각하여 요소를 추가하였다. 또한 사석제의 배면 부분과 뒤채움재의 자갈을 계단형이 아닌 직선으로 하였다. 그림에서 나타낸 N1은 케이슨식 안벽의 수평변위 및 침하를 분석하기 위한 출력절점이며, N2는 배후지의 침하를 분석하기 위한 출력절점이며, N3, N4는 배후지의 실트질 사질토에서 과잉간극수압이 증가하고 소산되며 변하는 수평관성력이 케이슨식 안벽의 수평변위에 영향을 미치는지 확인하기 위한 출력절점이다. N5, N6은 사석제와 퇴적토의 실트질 사질토 중에 케이슨식 안벽의 침하에 미치는 영향이 더 지배적인지 확인하기 위한 출력절점이며, N7은 케이슨 해측에 위치한 해저지반이 케이슨에 영향을 미치는지 확인하기 위한 출력절점이며 그리고 N8은 구조물과 멀리 이격된 위치에서의 침하를 확인하기 위한 출력절점이다. E1, E2, E3는 액상화 지반의 과잉간극수압을 분석하기 위한 출력요소를 나타낸다.

해석은 지반배수조건에 따라 결과를 비교하기 위해 비배수조건 해석과 배수조건 해석을 모두 진행하였다. 배수조건 해석의 경우 비배수조건 해석과는 다르게 지진 종료 이후 과잉간극수압 소산과정으로 인한 추가적인 침하와 수평변위를 검토하기 위해 소산해석을 실시하였고 과잉간극수압이 충분히 소산될 수 있도록 시간을 7일(604800 sec)로 설정하였다.

해석과정은 자중압밀해석, 자유지반경계해석, 지진응답해석 순으로 실시하였다. 자중압밀해석은 모델의 안정성, 자유지반경계해석은 Fig. 4.9의 그림과 같이 양단이 무한으로 확장된다고 가정했을 때 그 경계에 대한 안전성을 검토하며 마지막으로 지진응답해석은 유효응력해석으로 과잉간극수압 및 변위의 결과를 도출해낼 수 있다.

각 해석에서 사용된 경계조건은 비배수조건 해석과 배수조건 해석 전부 자중압밀해석에서 양단은 수직롤러로, 하단은 고정으로 하여 수직으로만 변형이 발생 되므로 외력이 없이 자중에 의한 모델 자체의 안정성을 확인할 수 있게 설정하였다. 자유지반경계해석 및 지진응답해석에서는 양단, 하단 모두 점소성으로 설정하였다. 점소성으로 설정을 하게 되면 경계면에서 응력집중이나 파의 반사를 최소화 할 수 있다. 수직롤러의 경계조건에서는 경계면에서 수평 변위를 알 수 없지만 점소성의 경계조건의 경우 경계면에서 수평 변위를 알 수 있다. 자중압밀해석과 지진응답해석의 경계조건에 대한 모식도는 Fig. 4.10에 제시되어 있다.



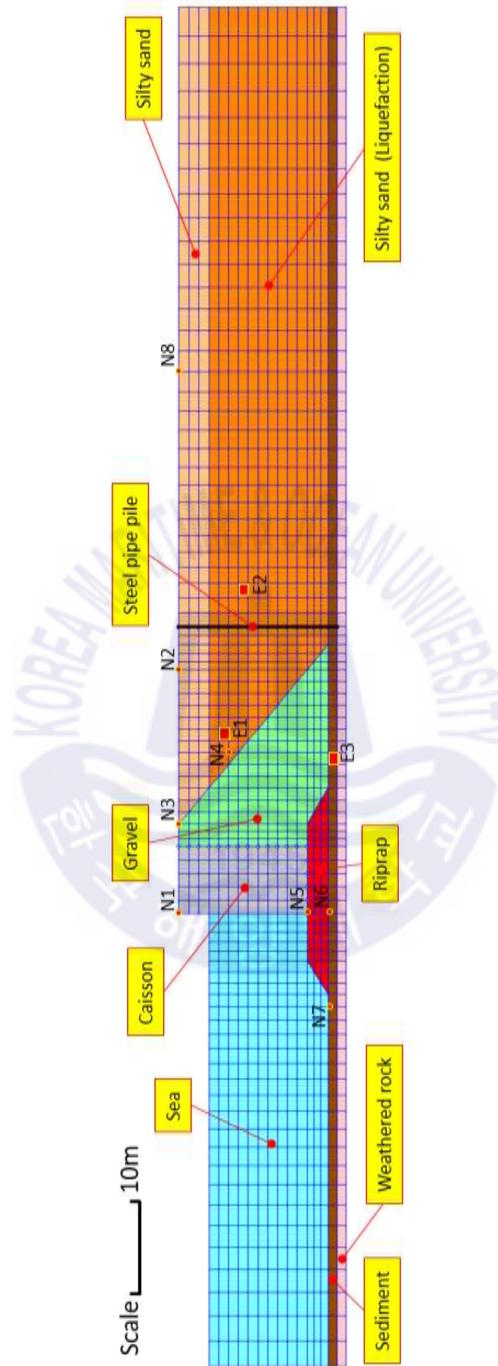


Fig. 4.8 Mesh for dynamic analysis

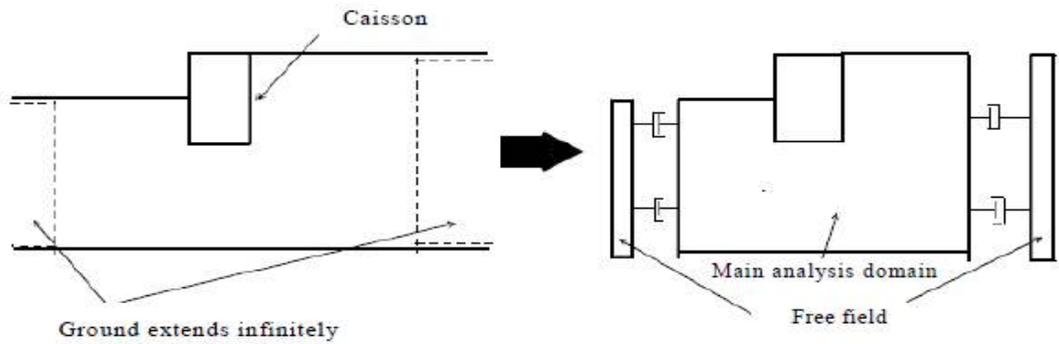


Fig. 4.9 Schematic diagram of free field boundary analysis

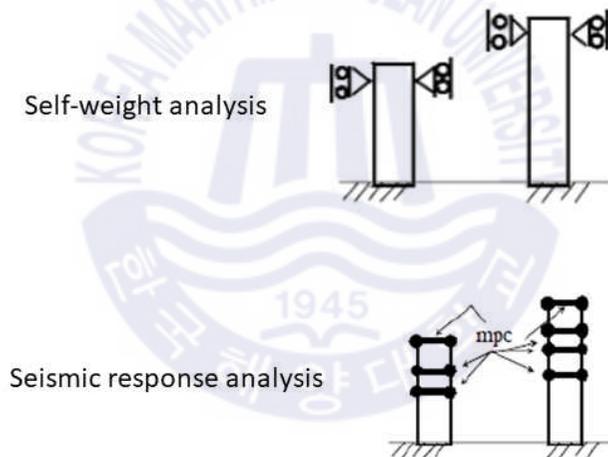


Fig. 4.10 Schematic diagram of self weight analysis and seismic response analysis

### 4.3 지반정수

Table 4.1은 본 수치해석에 적용한 지반정수이다. 지반정수는 영일만항 설계 시 수행한 지반조사 자료와 최근 포항지진과 관련되어 수행된 Mun(2018), Park et al.(2018)와 Shin(2003) 등을 참조하여 결정하였다. 단위중량의 경우, 암반층은 영일만항의 지반조사보고서의 설계 값을 이용하였고 나머지 층은 Kim et al.(2019)가 제시한 값을 사용하였다. 전단파 속도는 일본 FLIP연구회에서 제시한 식을 통해 결정하였다. N치의 경우 Kim et al.(2019)이 일본 항만기술연구소에서 실험을 통해 N치에 대응하는 파라미터를 제안한 값을 이용하여 가정한 값을 사용하였다. 세립분율은 영일만항 지반조사보고서에서 퇴적토 및 매립토의 안전층에 해당하는 값을 평균을 내어 사용하였다. 유효상재압은 각층의 중간심도를 기준으로 하여 산출하였다. 내부마찰각의 경우, 암반층은 영일만항 지반조사보고서에서 시추조사한 값을 이용하였으며, 나머지 층은 Kim et al.(2019)가 제시한 값을 사용하였다. 투수계수는 Kim et al.(2019)가 제시한 값을 사용하였다. 전단계수와 체적계수는 FLIPSIM, FLIPCSIM 요소 시뮬레이션 프로그램에서 간편법으로 산출하였다. 포아송비는 FLIP연구회에서 제시한 값을 사용하였다. Silty sand<sub>2</sub>는 배후지의 매립토이며 N치는 15, 세립분율은 5.76 %로 액상화가 발생할 확률이 높은 것으로 판단되며 Sediment는 원지반의 퇴적토이며 N치는 20, 세립분율은 32.40 %로 퇴적토 또한 액상화가 발생할 수 있다고 판단되었다.

**Table 4.1** Soil parameters for the 2-D effective stress analysis

Type	Unit weight $\gamma_t$ ( $kN/m^3$ )	N value	Fines content rate (%)	Effective vertical stress $\sigma_v'$ ( $kN/m^2$ )	Internal friction angle $\phi$ ( $^\circ$ )
*Silty sand <sub>1</sub>	19.00	15.00	5.76	31.35	30.00
*Silty sand <sub>2</sub>	19.00	15.00	5.76	121.65	30.00
Sediment	19.00	20.00	32.40	185.10	30.00
Weathered rock	20.60	50.00	-	194.90	33.00
Riprap	18.00	50.00	-	180.00	40.00
Caisson	23.00	-	-	-	-
Back fill	20.00	50.00	-	121.65	40.00

\*Silty sand<sub>1</sub> : 매립토 상부에 있는 실트질 사질토 지반(지하수위 상부에 존재)

\*Silty sand<sub>2</sub> : 매립토 하부에 있는 실트질 사질토 지반(액상화 가능 지반)

**Table 4.1** Soil parameters for the 2-D effective stress analysis (continued)

Type	Permeability coefficient	Shear wave velocity $V_s$ (m/s)	Shear modulus G (kPa)	Bulk modulus K (kPa)	Poisson's ratio $\nu$
*Silty sand <sub>1</sub>	1.00E-4	246.62	117,800	307,204	0.33
*Silty sand <sub>2</sub>	1.00E-4	246.62	117,800	307,204	0.33
Sediment	1.00E-4	271.44	142,704	372,151	0.33
Weathered rock	-	368.40	285,000	743,235	0.33
Riprap	1.00E-1	368.40	249,029	649,429	0.33
Caisson	-	-	-	-	0.25
Back fill	1.00E-1	368.40	276,699	721,588	0.33

\*Silty sand<sub>1</sub> : 매립토 상부에 있는 실트질 사질토 지반(지하수위 상부에 존재)

\*Silty sand<sub>2</sub> : 매립토 하부에 있는 실트질 사질토 지반(액상화 가능 지반)

## 4.4 액상화 파라미터 결정

FLIP 해석프로그램에서 2차원 유효응력 해석을 위해서는 액상화 파라미터가 필요하다. 각 파라미터는 과잉간극수압의 증가에 의한 유효응력의 소실을 모사하는 액상화 관련 입력변수를 나타내고 있다(lai et al., 1992b). 일반적으로 액상화 파라미터는 지반 정수와 동적실험(반복삼축압축실험)결과에 의해 결정된다.

### 4.4.1 비배수조건

연구대상지역에 동적실험결과가 없어 FLIPSIM 이라는 요소 시뮬레이션 프로그램에서 N치, 세립분율, 유효응력을 이용한 간편법(Easy set parameter)으로 비배수조건에서의 액상화 파라미터를 결정하였다. 결정된 비배수조건에서의 액상화 파라미터는 Table 4.2에 제시되어 있다.

**Table 4.2** Liquefaction parameters of undrained drainage condition

Type	PHIP ( $\phi_p$ )	S1 ( $S_1$ )	W1 ( $w_1$ )	P1 ( $p_1$ )	P2 ( $p_2$ )	C1 ( $c_1$ )
Silty sand <sub>2</sub>	28	0.005	5.592	0.5	0.918	2.301

### 4.4.2 배수조건

비배수조건의 경우에는 FLIPSIM의 프로그램에서 간편법을 통해 액상화 파라미터를 구할 수 있다. 하지만 배수조건의 경우에는 파라미터를 구하기 위해 FLIPCSIM이라는 요소시뮬레이션 프로그램이 있지만 간편법을 통해서 액상화파라미터를 구할 수 없어 액상화 파라미터를 구하기 위해서는 동적실험결과가 필요하다. 그래서 대상지역에 동적실험결과가 없기 때문에 비배수조건에서 구한 액상화 파라미터를 이용하여 동적곡선을 추정하였으며 FLIPCSIM 프로그램에서 요소 시뮬레이션을 실시하여 얻은 곡선을 추정한 동적곡선에 피팅하여 배수조건에서의 액상화 파라미터를 결정하였다. Fig. 4.11은 추정한 동적곡선(Dynamic

curve)을 FLIPCSIM에서 얻은 곡선들(Simulation N)을 피팅한 결과이다. 많은 시뮬레이션 결과가 있지만 가장 근접한 곡선들(Simulation 1, Simulation 2, Simulation 3)중에서 추정된 동적곡선에 가장 근접하게 피팅된 Simulation 3의 시뮬레이션 결과를 이용하여 나온 파라미터를 배수조건의 액상화 파라미터로 결정하였다. 결정된 배수조건에서의 액상화 파라미터는 Table 4.3에 제시되어 있다.

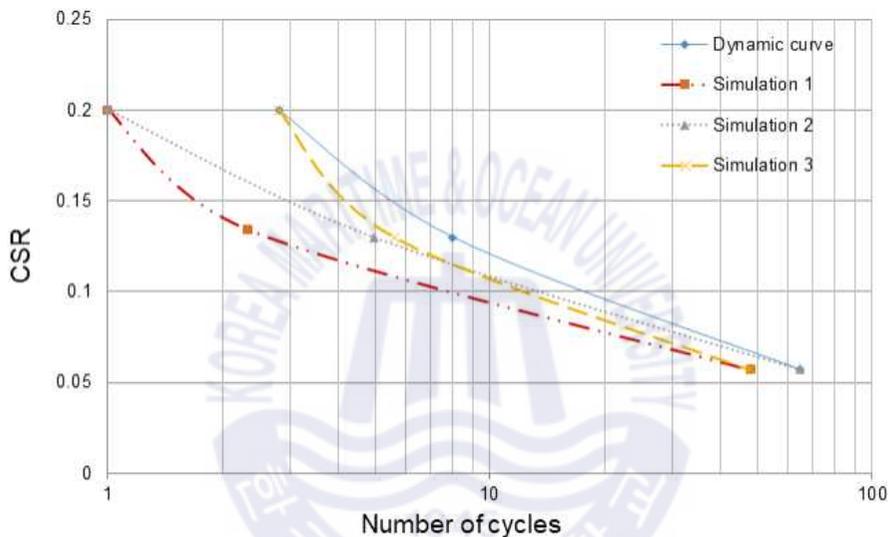


Fig. 4.11 Result of element simulation (CSR-N)

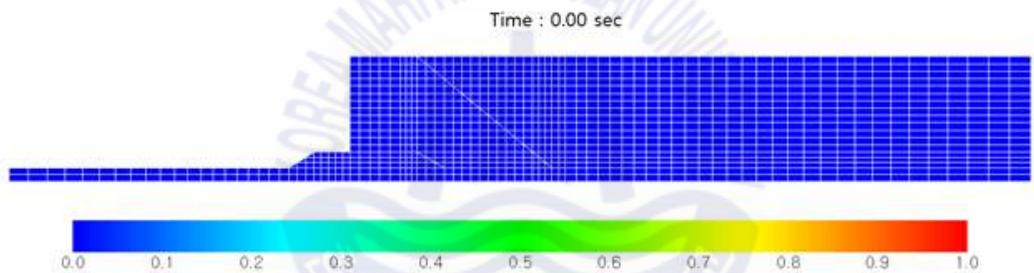
Table 4.3 Liquefaction parameters of drained drainage condition

Type	PHIP ( $\phi_p$ )	EPSCM ( $-\varepsilon_d^{cm}$ )	repsdc ( $r_{edc}$ )	q1 ( $q_1$ )	q2 ( $q_2$ )	rkpp ( $r_K''$ )
Silty sand <sub>2</sub>	28	0.07	0.34	8	0.5	0.1
Type	rk ( $r_K'$ )	plk ( $l_K'$ )	s1 ( $S_1$ )	c1 ( $c_1$ )	q4 ( $q_4$ )	rrmtmp ( $\gamma_{mtmp}$ )
Silty sand <sub>2</sub>	0.5	2	0.005	2.4	0.5	0.5

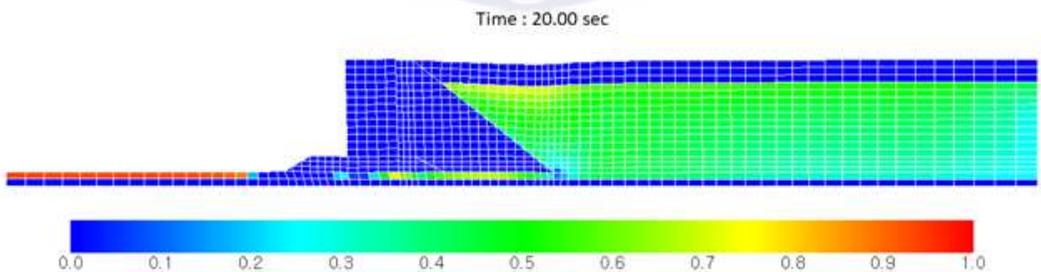
## 제 5장 해석 결과

### 5.1 모델 전체의 변형

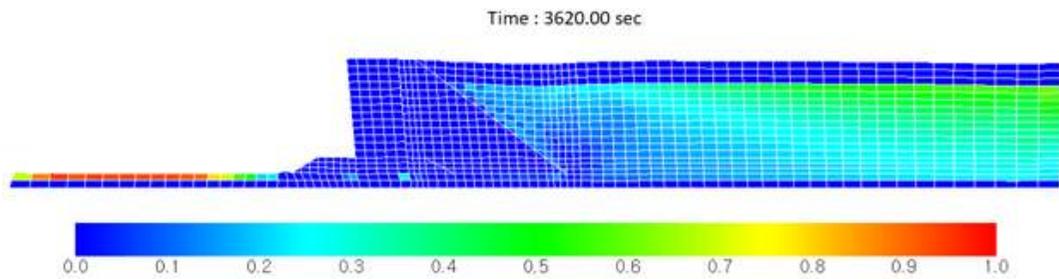
연구 대상에 대해 해석을 실시하여 과잉간극수압, 구조물의 수평변위, 구조물의 침하 그리고 지반의 침하의 결과를 도출하였다. Figs. 5.1(a), (b), (c), (d)는 지진이 일어나기 전부터 지진 종료 후 소산과정까지의 전체 모델에 대한 과잉간극수압비 분포와 변위(수평변위, 침하)이다. 변위는 Scale을 10배로 설정하여 시각적으로 더 잘 보일 수 있도록 하였다.



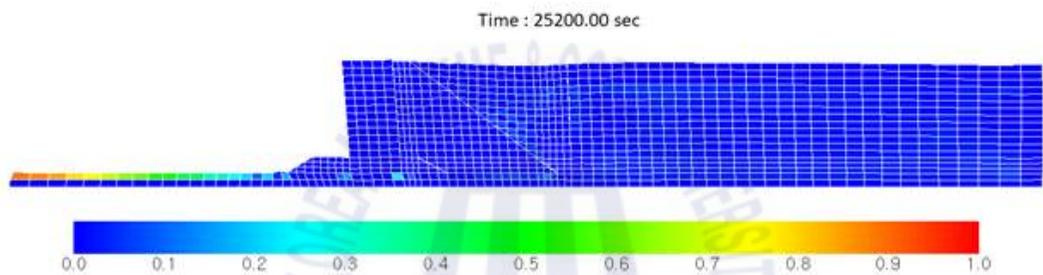
(a) Before earthquake (time - 0sec, scale -  $\times 10$ )



(b) After earthquake (time- 20sec, scale -  $\times 10$ )



(c) During dissipation in the apron (time- 3620sec, scale -  $\times 10$ )

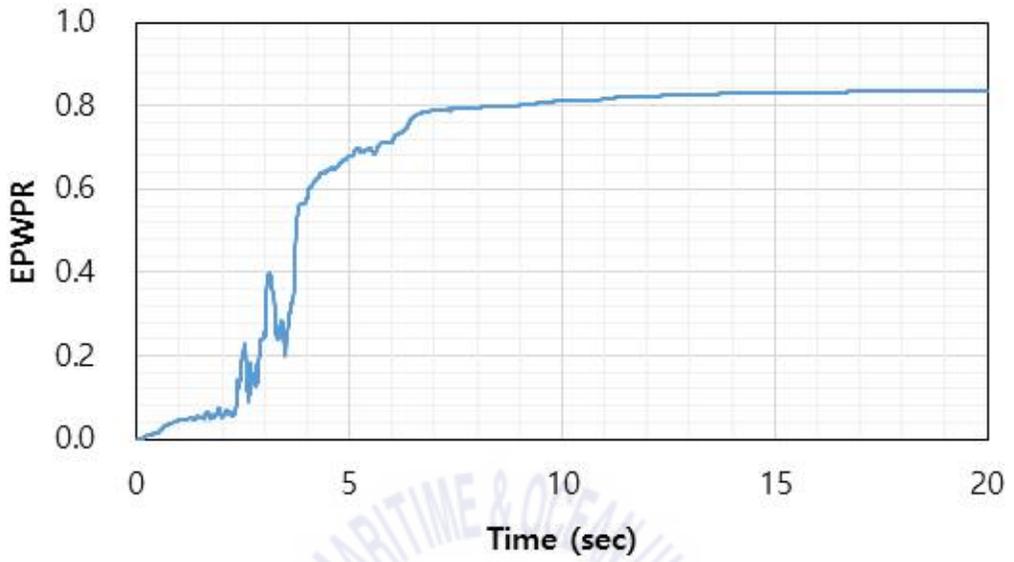


(d) Completely dissipation in the apron (time- 25200sec, scale -  $\times 10$ )

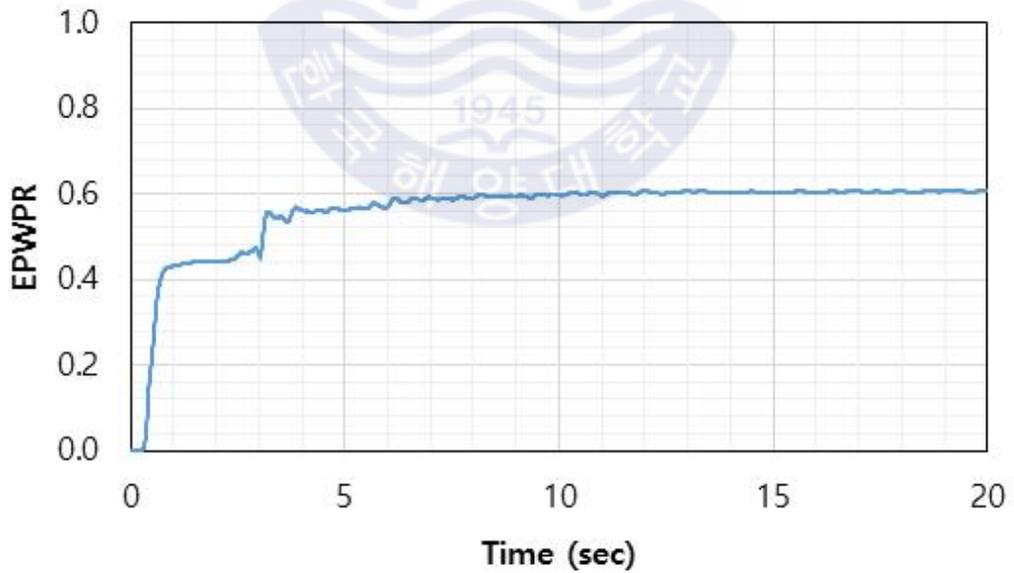
**Fig. 5.1** Distribution of excess pore water pressure ratio and displacement

## 5.2 과잉간극수압

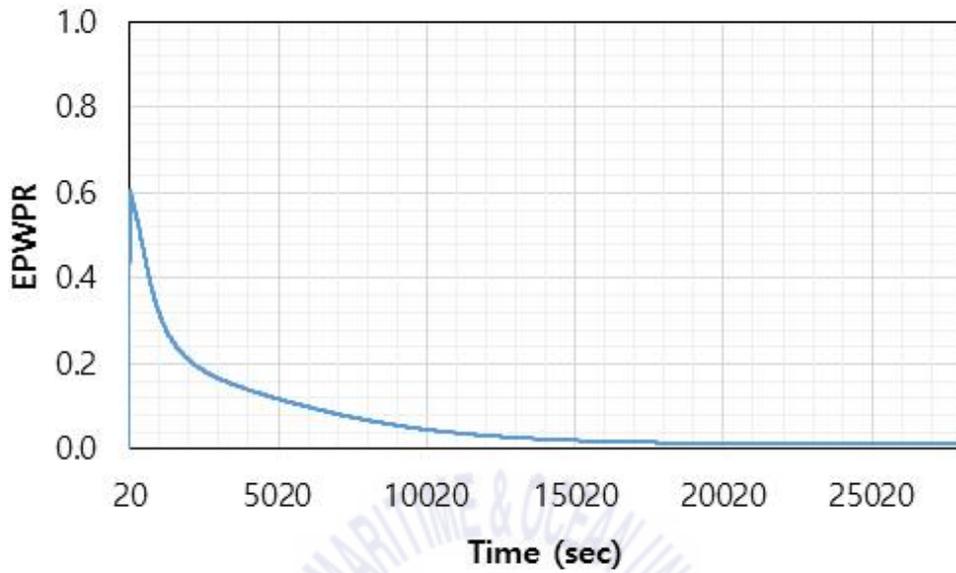
Figs. 5.2, 5.3, 5.4에서 각 (a)는 각각 비배수조건일 때 E1, E2, E3 요소에서 지진 시에 시간에 따른 과잉간극수압비(EPWPR, Excess Pore Water Pressure Ratio)를 나타낸다. Figs. 5.2, 5.3, 5.4에서 각 (b), (c)는 배수조건일 때 시간에 따른 과잉간극수압비로 (b)는 지진 시, (c)는 지진 이후 결과이다. E1 요소에서 지진 시에 과잉간극수압비는 비배수조건일 때 0.85정도, 배수조건일 때 0.6정도 까지 증가하였으며 지진 이후 약 7시간 후(25000 sec) 과잉간극수압이 전부 소산되는 것을 확인하였다. E2 요소에서는 지진 시에 과잉간극수압비는 비배수조건일 때 0.55정도, 배수조건일 때 0.5정도까지 증가하였으며 지진 이후 약 7시간 후(25000 sec) 과잉간극수압이 전부 소산되는 것을 확인하였다. E3 요소에서는 지진 시에 과잉간극수압비는 비배수조건일 때 0.75정도, 배수조건일 때 0.65 정도까지 증가하였으며 지진 이후 약 25분 후(1500 sec) 과잉간극수압이 전부 소산되는 것을 확인하였다. 과잉간극수압비가 가장 많이 증가한 E1 요소과 케이슨식안벽에 대해 강관파일보다 뒤쪽에 있는 E2 요소은 과잉간극수압비가 차이가 났지만 소산완료까지 시간은 비슷한 경향이 나타났다. 일반적으로 과잉간극수압은 심도가 깊은 곳에서부터 소산이 진행되는데 사석제 바로 아래에 위치하고 있는 E3 요소에서 소산완료는 다른 층에 비해 소산이 빨리 진행된다. 이는 심도가 깊더라도 사석제와 같은 배수가 활발히 일어나는 경계조건을 가진다면 소산이 빨리 일어날 수 있다. 또한 통상적으로 과잉간극수압비가 0.9 ~ 1.0 이상이 되면 액상화가 발생했다고 한다. 본 모델은 과잉간극수압비가 0.9 ~ 1.0에 도달하지는 않았지만 흙의 불균일성을 생각하면 상대적으로 N치가 낮거나 유효응력이 낮은 지반은 부분적으로 액상화가 발생된 것으로 판단된다.



(a) Undrained during earthquake

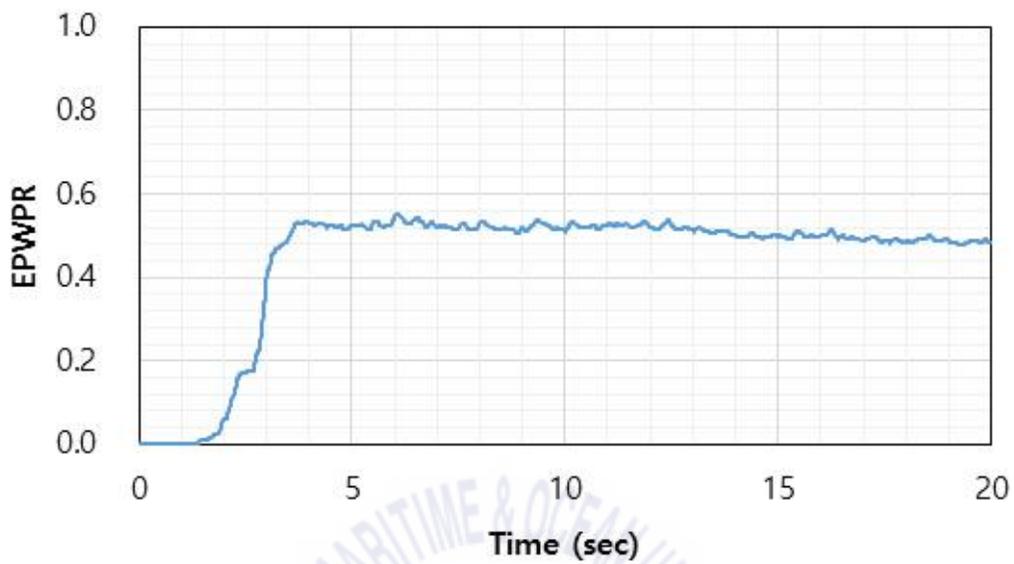


(b) Drained during earthquake

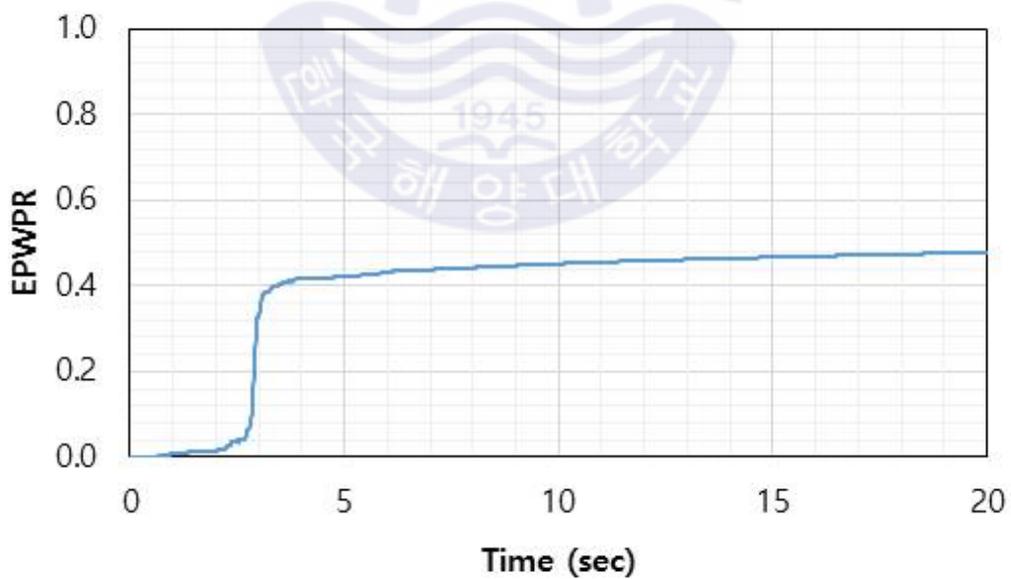


(c) Drained after earthquake

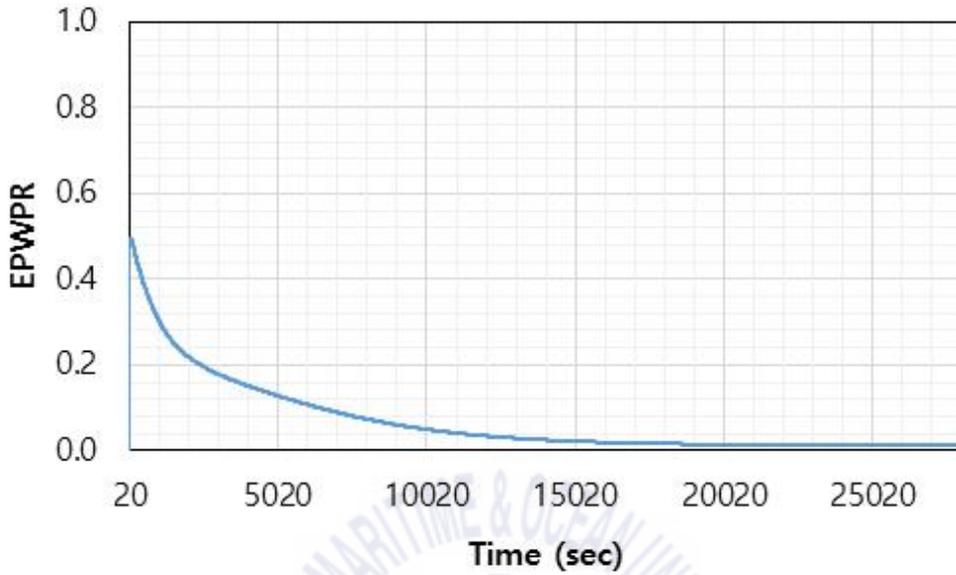
Fig. 5.2 Excess pore water pressure ratio at E1 in apron



(a) Undrained during earthquake

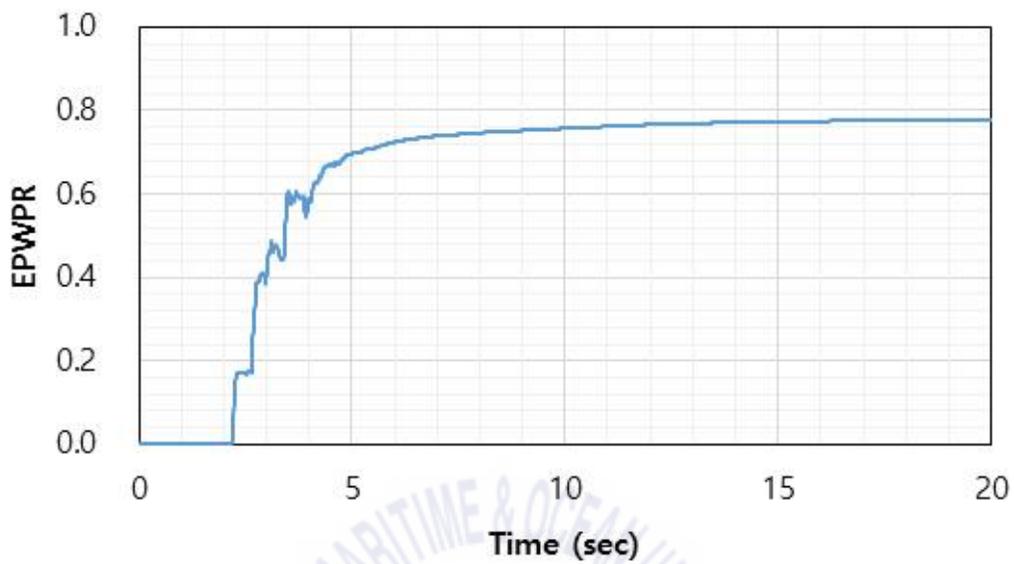


(b) Drained during earthquake

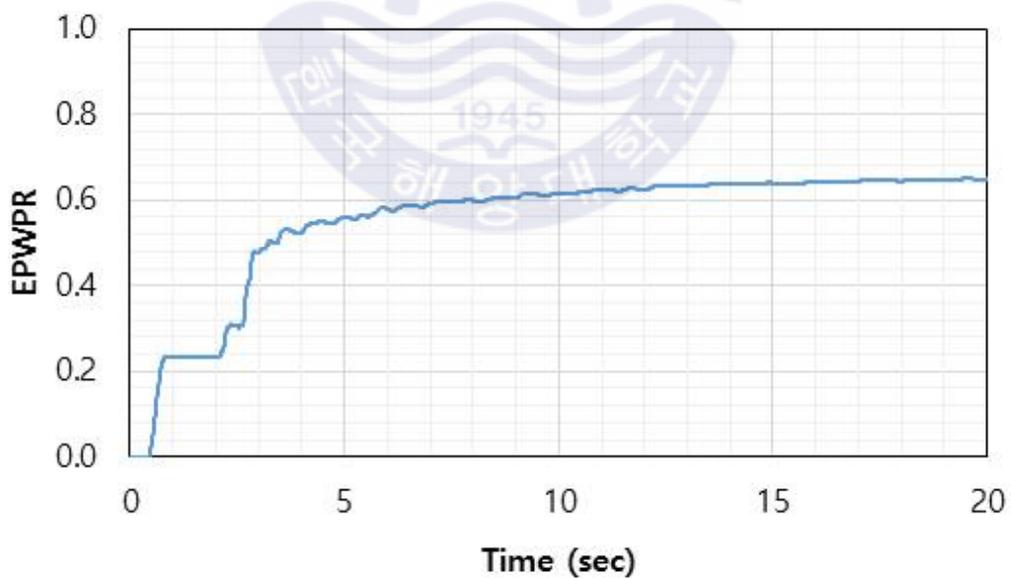


(c) Drained after earthquake

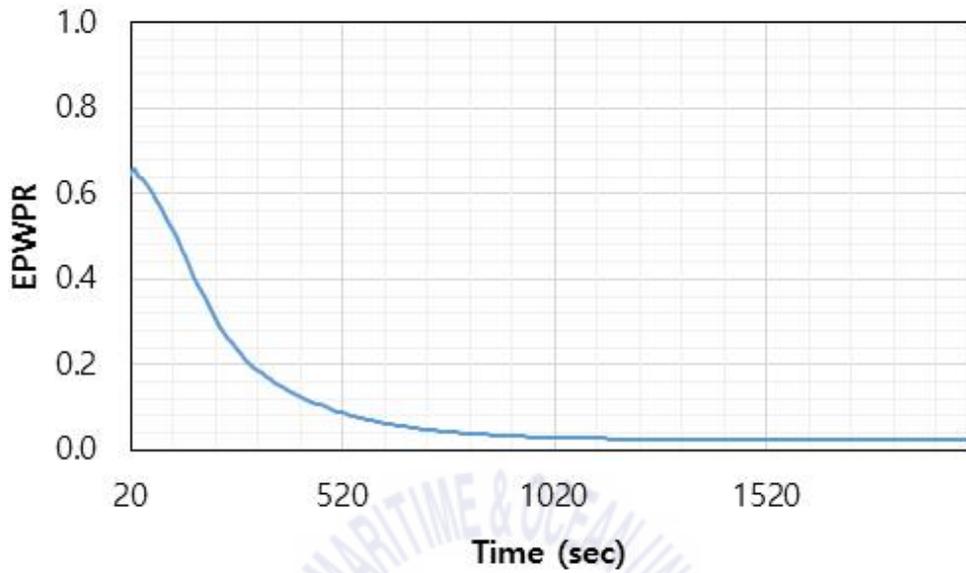
Fig. 5.3 Excess pore water pressure ratio at E2 in apron



(a) Undrained during earthquake



(b) Drained during earthquake



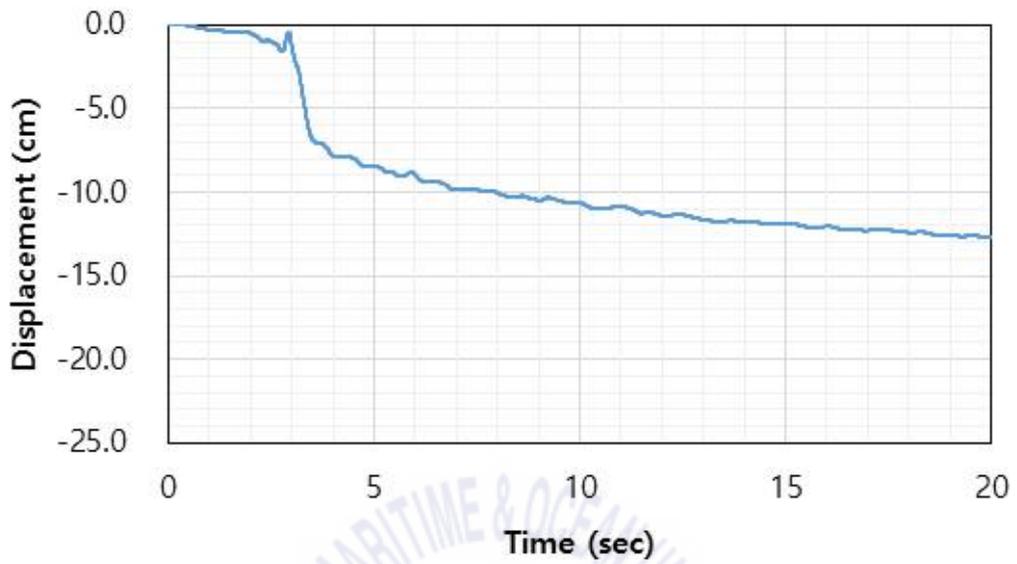
(c) Drained after earthquake

Fig. 5.4 Excess pore water pressure ratio at E3 in sediment

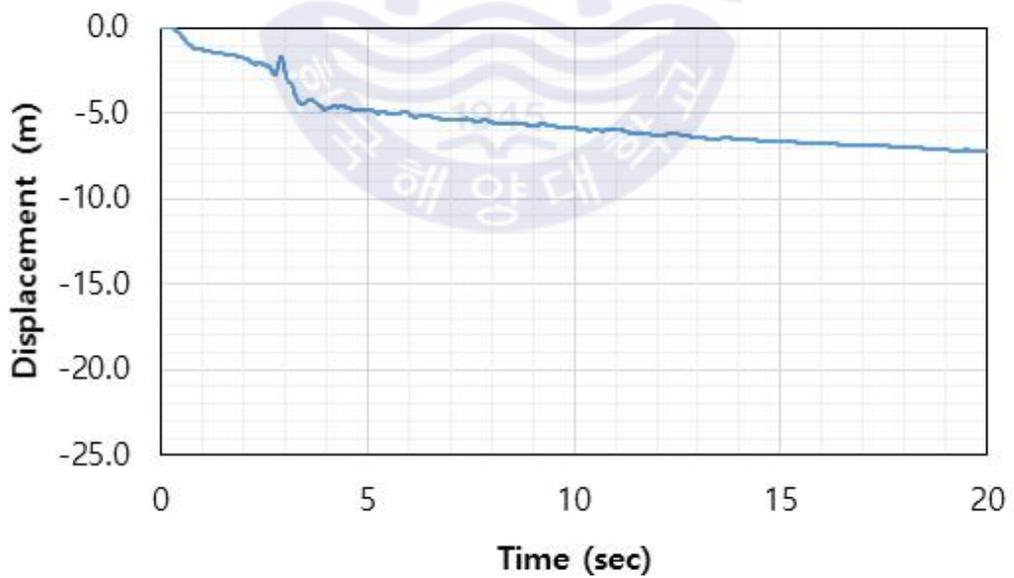
### 5.3 구조물의 수평 변위

Fig. 5.5(a)는 비배수조건일 때 N1 절점에서 지진 시에 시간에 따른 케이슨식 안벽의 수평변위를 나타낸다. Figs. 5.5(b), (c), (d)는 배수조건일 때 시간에 따른 수평변위를 나타내는데 (b)는 지진 시, (c)와 (d)는 지진 이후의 결과이다. 지진 시에 수평변위는 비배수조건에서 해측(-)으로 약 13 cm가 나타났으며, 배수조건에서 약 7 cm 정도 발생한다. 지진 이후에 수평변위는 약 1시간(4000 sec)까지 약 12 cm 더 발생한 뒤 약 3시간(10000 sec) 동안 변위가 약 2 cm 정도 회복되는 경향을 보이며 최종적으로 17 cm 정도 수평변위가 나타나며 이는 현장 조사와 비슷한 결과이다. 지진 시에 변위가 비슷한 경로로 발생하지만 비배수조건일 때보다 배수조건일 때 변위가 작게 나온다.

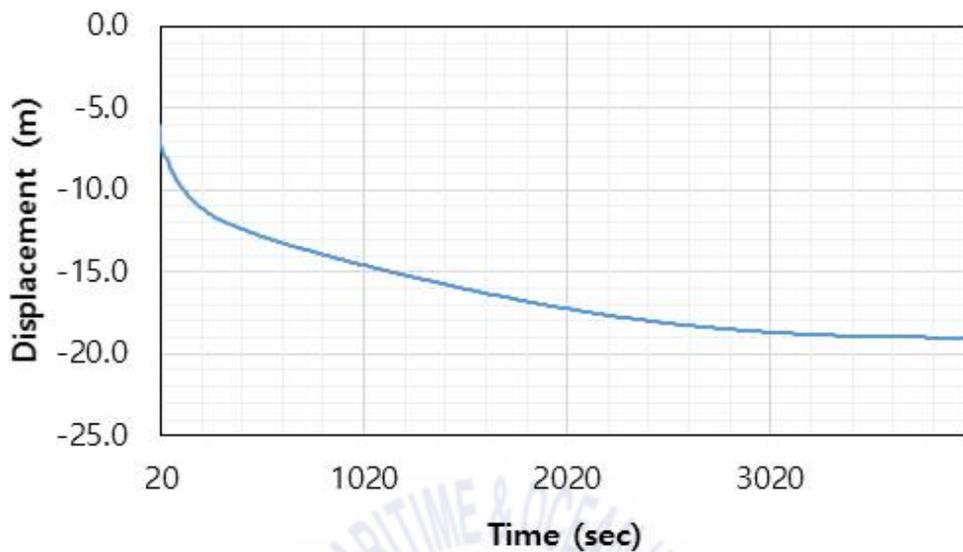
Figs. 5.6, 5.7은 각각 N3, N4의 절점에서의 수평변위를 나타낸다. Figs. 5.6, 5.7의 각 (a)는 지진 시 비배수조건일 때 수평변위를 나타낸다. 각 (b), (c), (d)는 배수조건일 때 수평변위를 나타내며 (b)는 지진 시, (c)와 (d)는 지진 이후를 나타낸다. 지표면에 뒤채움재와 매립토 경계에 있는 N3 절점에서는 지진 시에 비배수조건에서 약 13 cm, 배수조건에서 약 7.5 cm로 나타났다. 지진 이후에 수평변위는 약 1시간(4000 sec)까지 약 11.5 cm 더 발생한 뒤 약 3시간(10000 sec) 동안 변위가 약 2 cm 정도 회복되는 경향을 보이며 최종적으로 17 cm 정도 수평변위가 나타난다. 가장 많이 과잉간극수압비가 생긴 영역 근처에 위치한 N4 절점에서는 지진 시에 비배수조건에서 약 8 cm, 배수조건에서 약 5 cm로 나타났다. 지진 이후에 수평변위는 약 1시간(4000 sec)까지 약 8 cm 더 발생한 뒤 약 3시간(10000 sec) 동안 변위가 약 1.5 cm 정도 회복되는 경향을 보이며 최종적으로 11.5 cm 정도 수평변위가 나타난다. 결과를 보면 지진 시에는 지진으로 인해 발생한 수평관성력으로 인해 수평변위가 발생한다. 지진 이후에는 과잉간극수압이 소산됨에 따라 유효응력이 감소하여 침하한 배후지에서 수평력이 발생하여 케이슨식 안벽의 수평변위에 영향을 미친 것으로 판단된다.



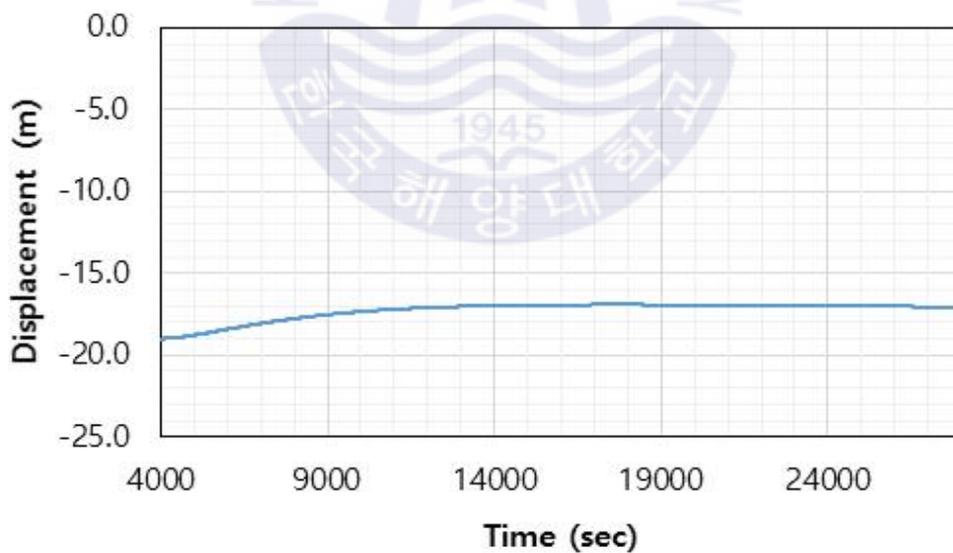
(a) Undrained during earthquake



(b) Drained during earthquake

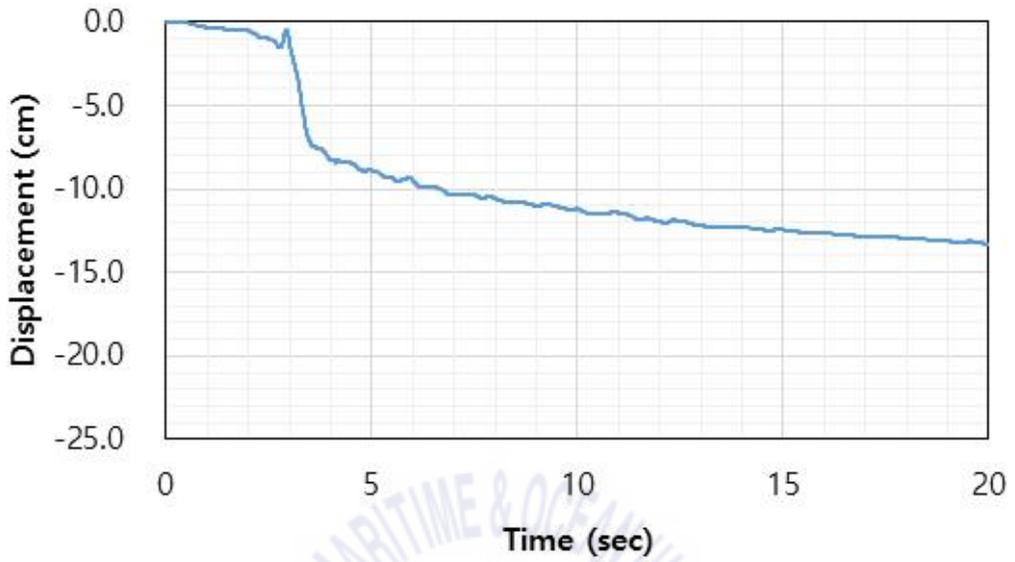


(c) Drained after earthquake (time : 20 ~ 4000 sec)

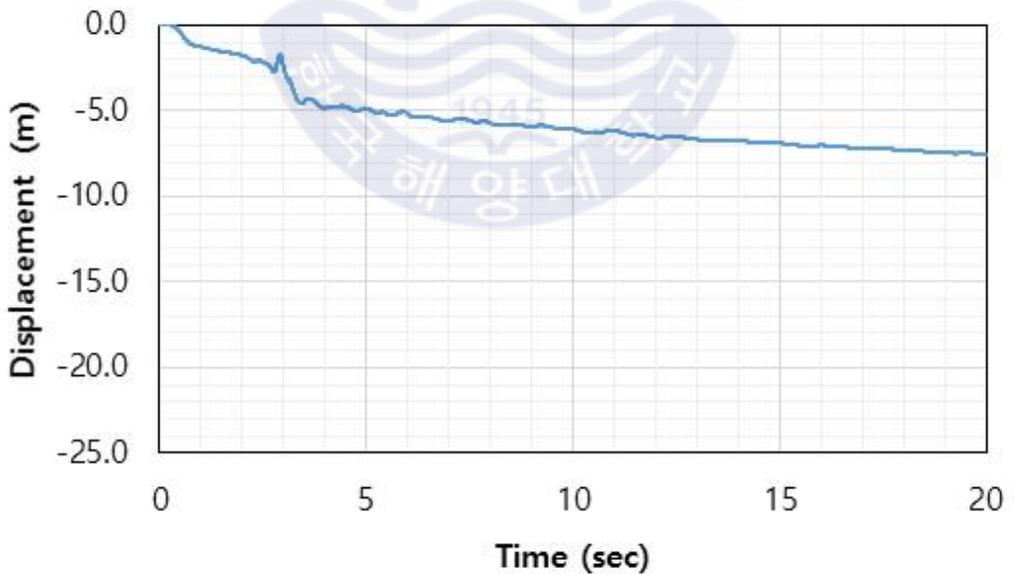


(d) Drained after earthquake (time : 4000 ~ 28000 sec)

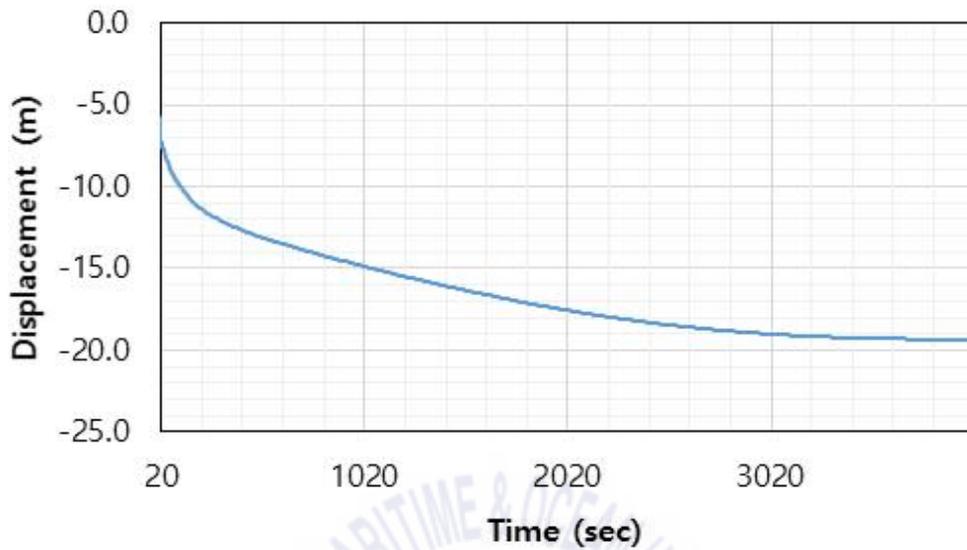
Fig. 5.5 Horizontal displacement at N1 in caisson



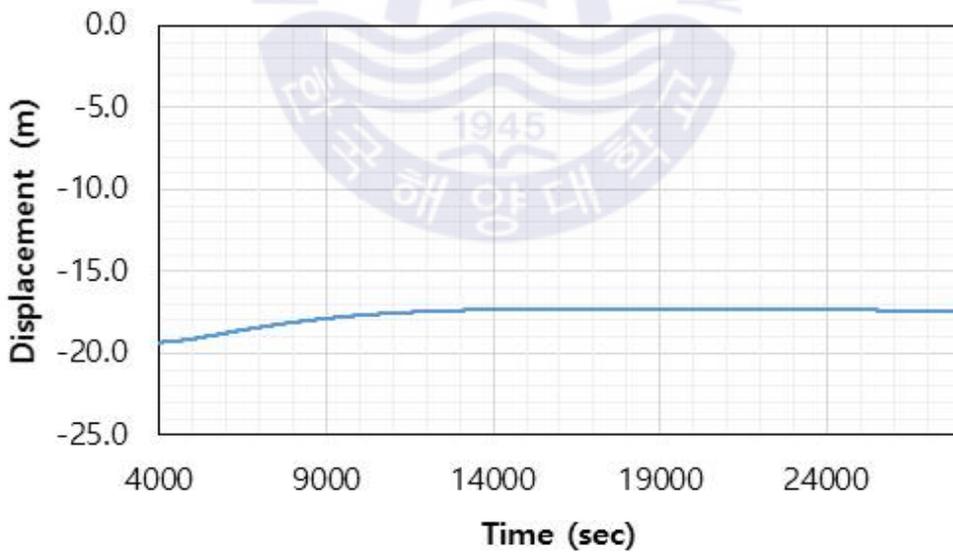
(a) Undrained during earthquake



(b) Drained during earthquake

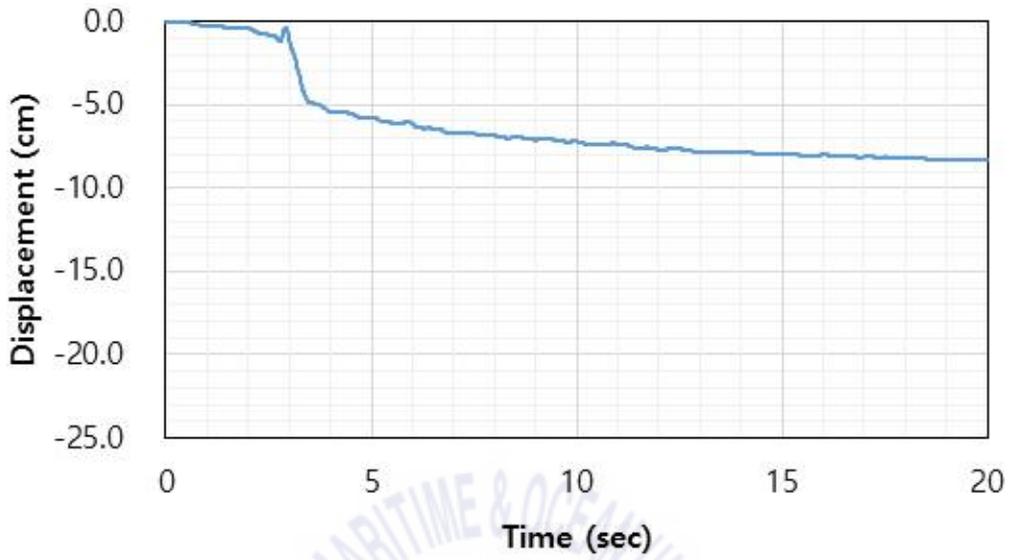


(c) Drained after earthquake (time : 20 ~ 4000 sec)

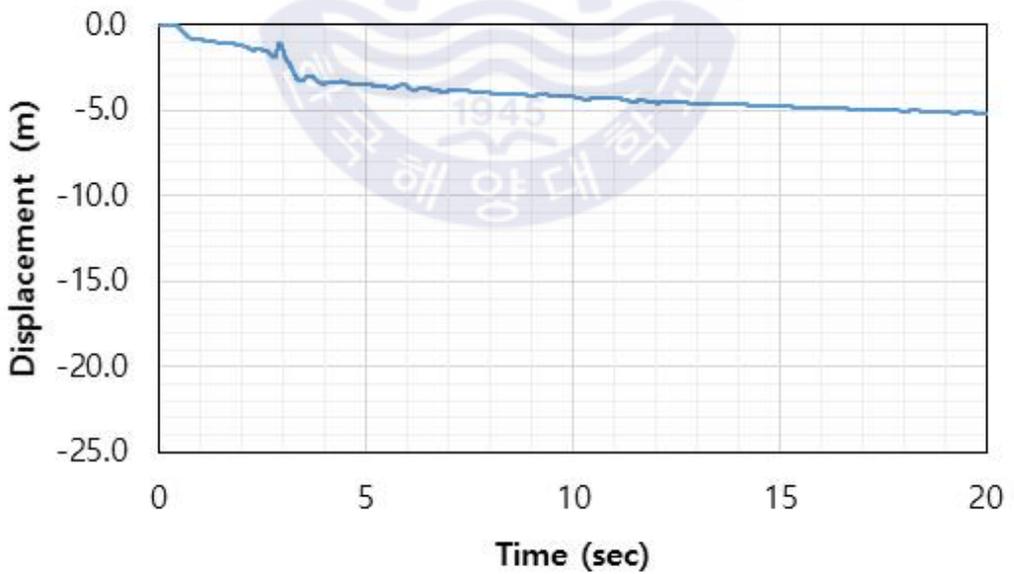


(d) Drained after earthquake (time : 4000 ~ 28000 sec)

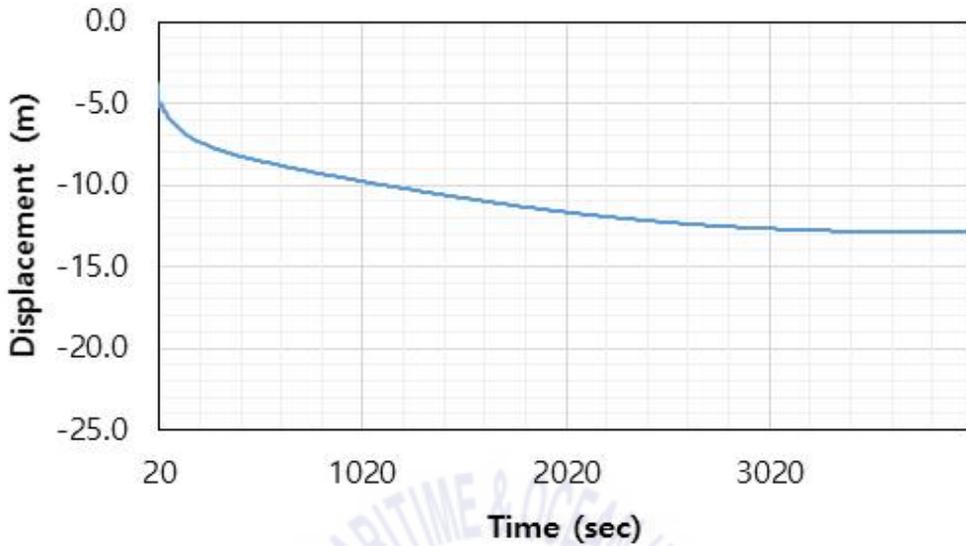
Fig. 5.6 Horizontal displacement at N3 in apron



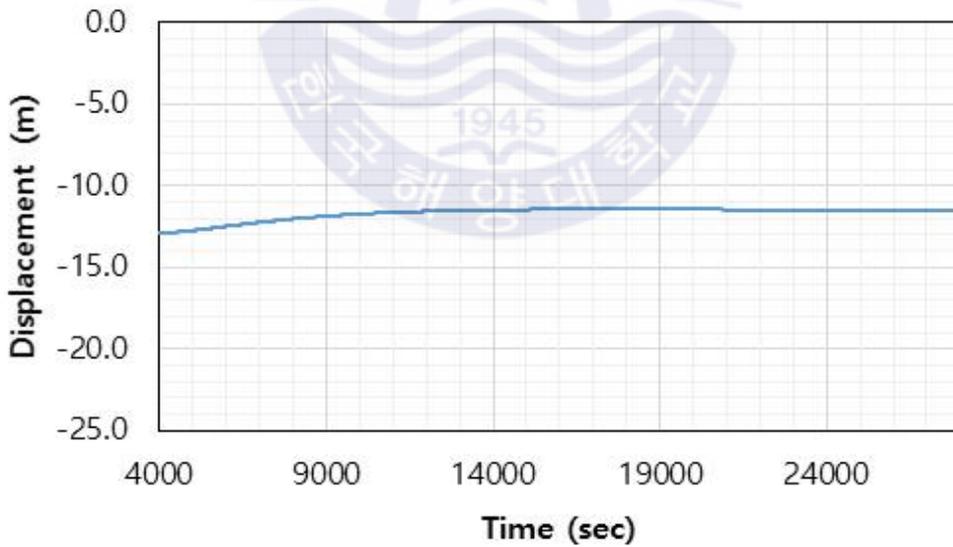
(a) Undrained during earthquake



(b) Drained during earthquake



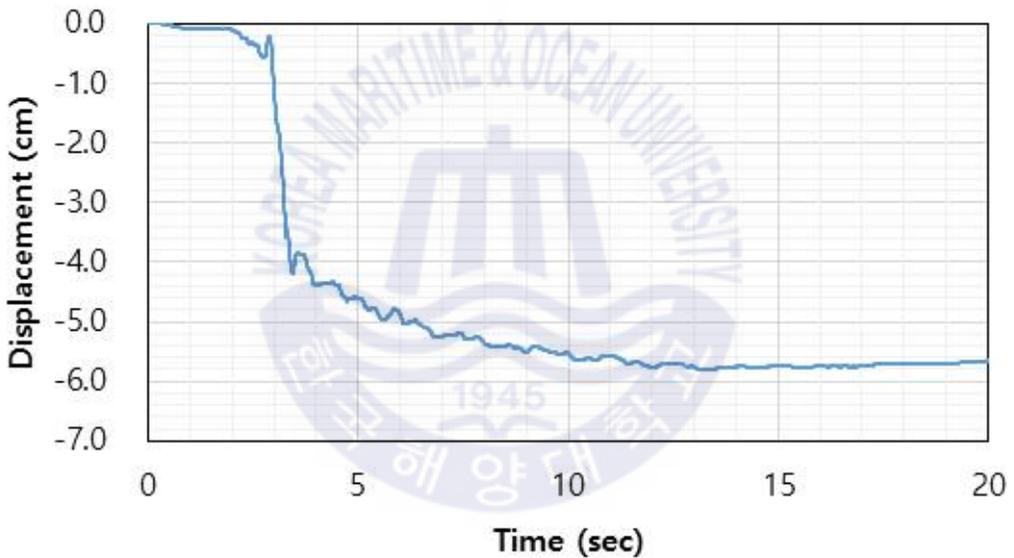
(c) Drained after earthquake (time : 20 ~ 4000 sec)



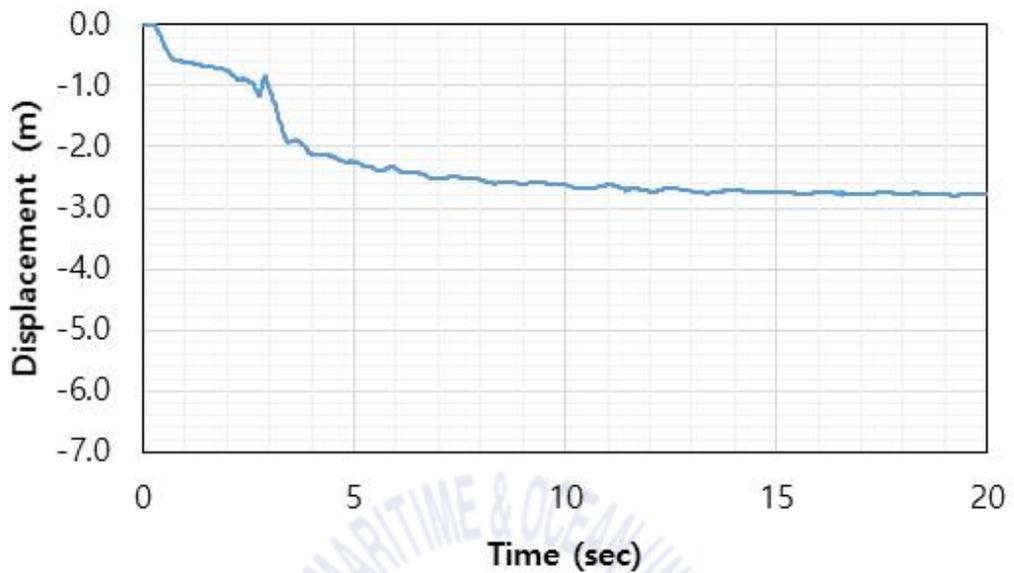
(d) Drained after earthquake (time : 4000 ~ 28000 sec)

Fig. 5.7 Horizontal displacement at N4 in apron

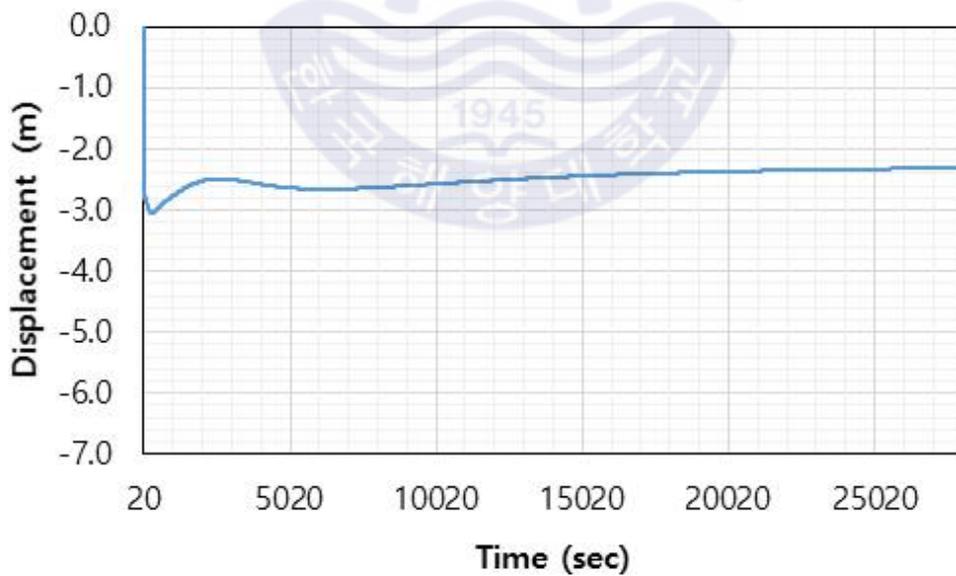
Fig. 5.8은 N7의 절점에서 수평변위를 나타낸다. (a)는 지진 시 비배수조건일 때 수평변위를 나타낸다. (b), (c)는 배수조건일 때 수평변위를 나타내며 (b)는 지진 시, (c)는 지진 이후를 나타낸다. 지진 시 비배수조건에서 해측(-)으로 약 5.8 cm 정도, 배수조건에서는 약 3.8 cm 정도 나타났으며 소산과정에는 약간의 육측(+)으로 회복을 하는 경향을 보이나 지진 시에 발생한 변위를 거의 유지한다. 따라서 해측의 인접한 퇴적토는 지진 시에 케이슨식 안벽의 수평변위에 영향을 미치는 경향이 있다.



(a) Undrained during earthquake



(b) Drained during earthquake

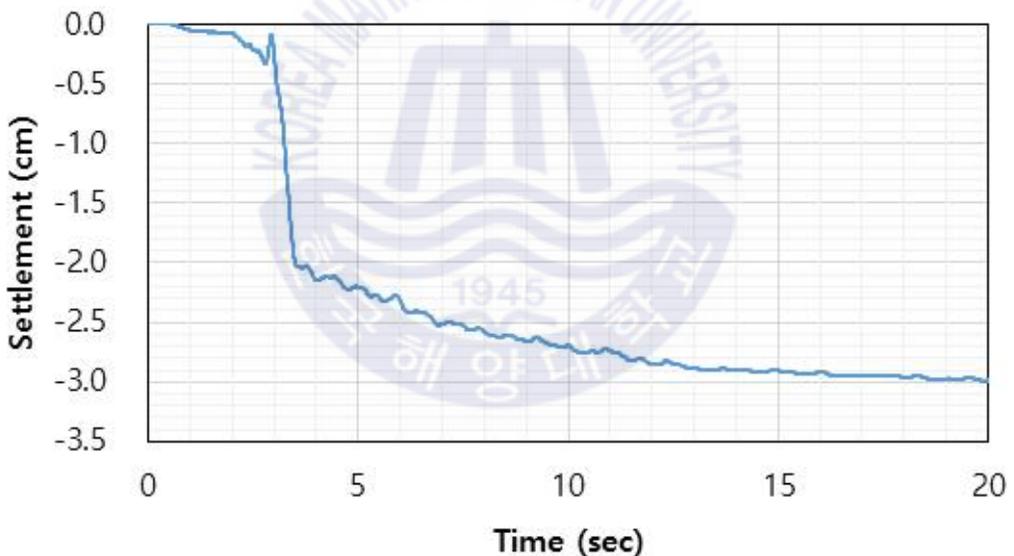


(c) Drained after earthquake

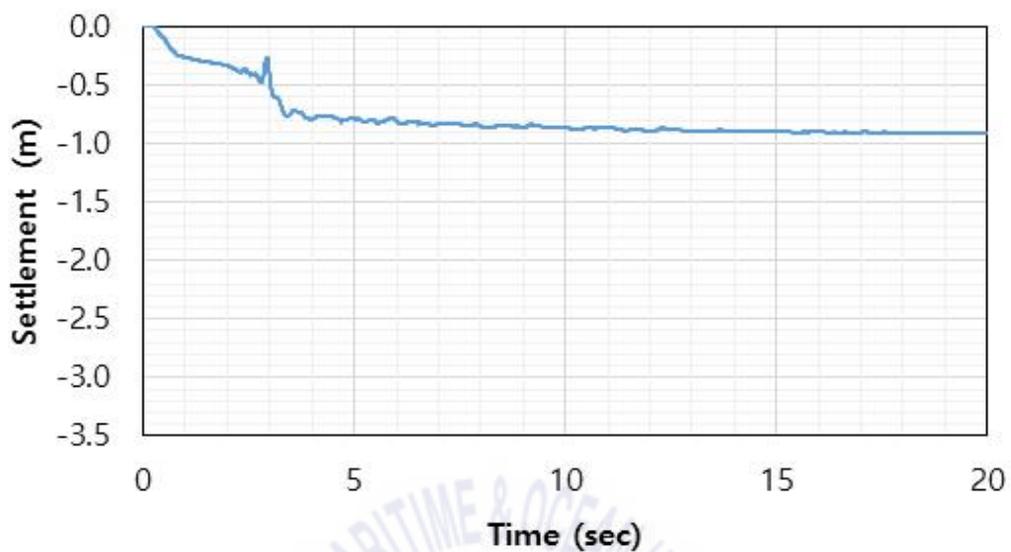
Fig. 5.8 Horizontal displacement at N7 in sediment

## 5.4 구조물의 침하

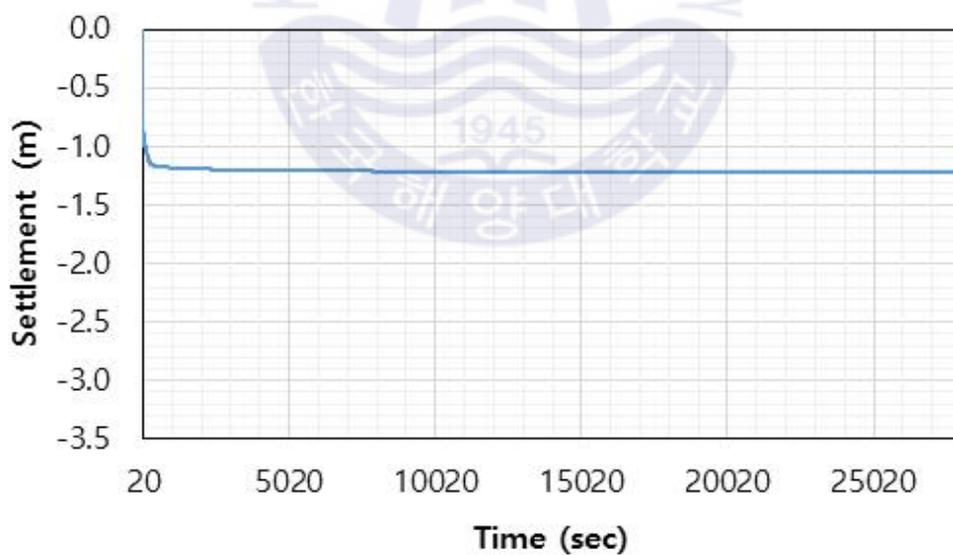
Fig. 5.9(a)는 비배수조건일 때 N1 절점에서 지진 시에 시간에 따른 케이슨식 안벽의 침하량을 나타낸다. Fig. 5.9(b)는 배수조건일 때 지진 시에 시간에 따른 안벽의 침하량을 나타내며, Fig. 5.9(c)는 지진 이후 결과이다. 지진 시에 비배수 조건에서 약 3 cm 정도 침하가 나타났고 배수조건에서 약 0.9 cm 정도 침하가 나타났으며 지진 이후에 약간의 침하가 더 발생하여 1.2 cm의 침하가 나타났다. 지진 시 침하량 역시 비배수조건일 때보다 배수조건에서 더 작은 침하가 나타났다.



(a) Undrained during earthquake



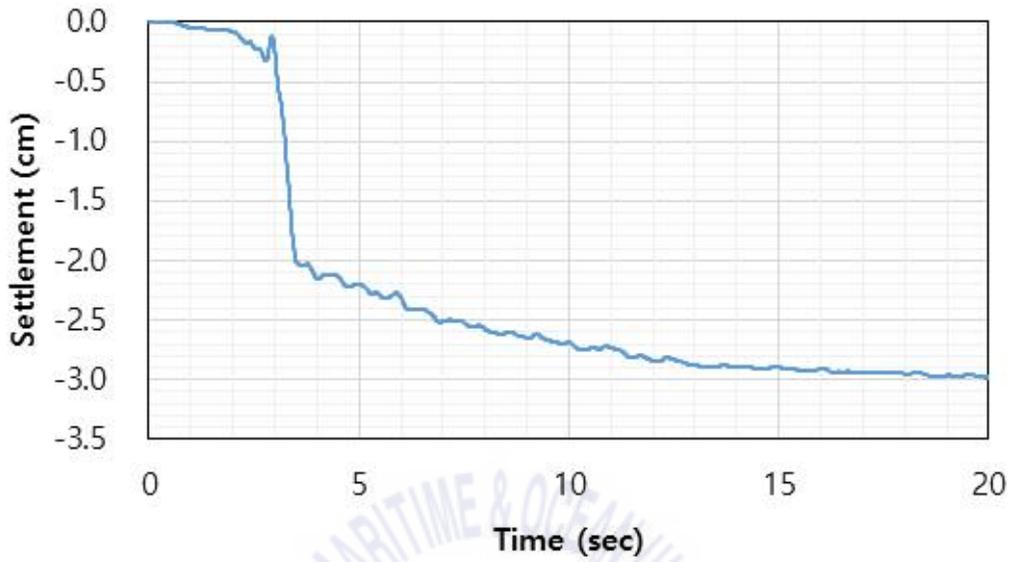
(b) Drained during earthquake



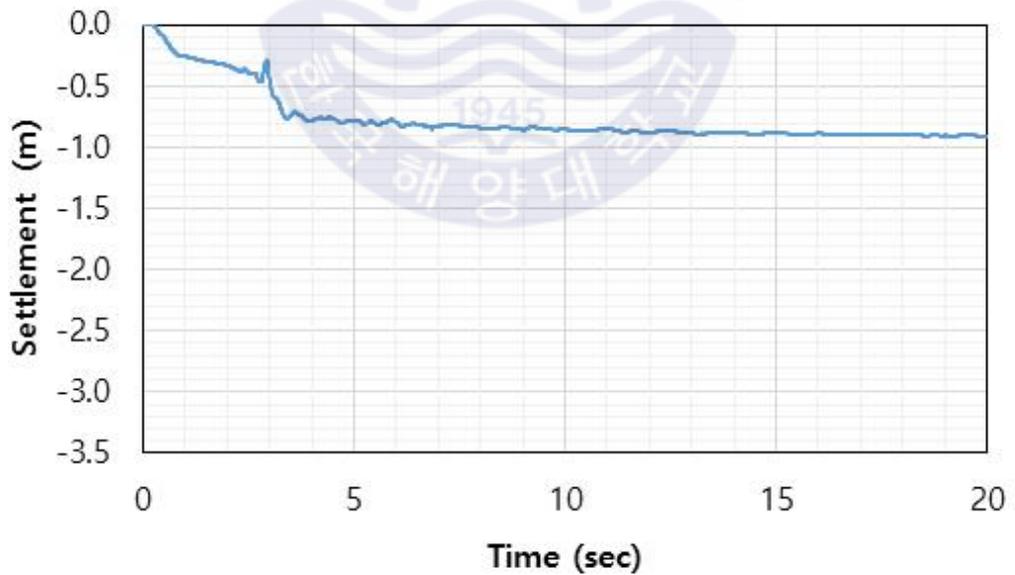
(c) Drained after earthquake

Fig. 5.9 Settlement at N1 in caisson

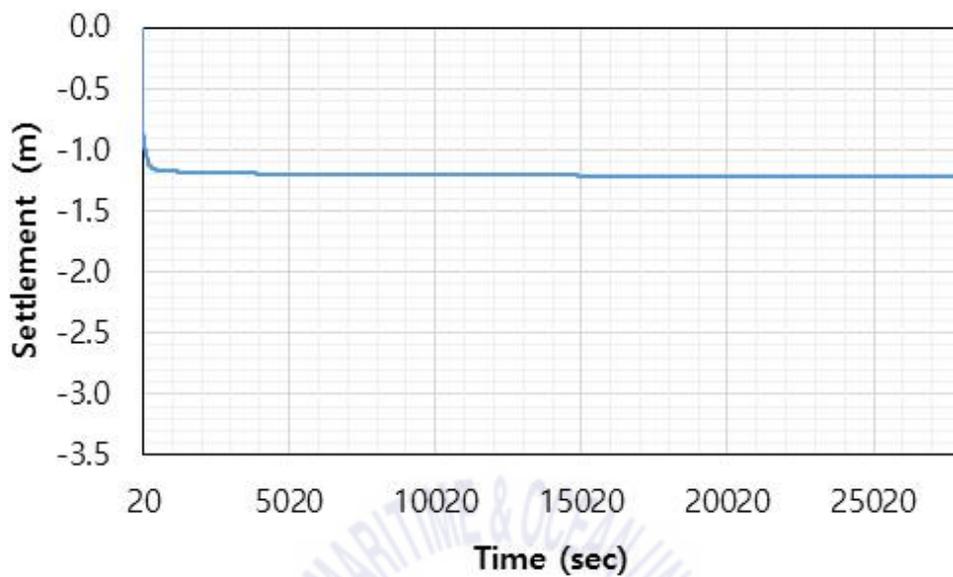
Figs. 5.10, 5.11의 각 (a)는 비배수조건일 때 N1 절점에서 지진 시에 시간에 따른 케이슨식 안벽의 침하량을 나타낸다. Figs. 5.10, 5.11 각 (b)는 배수조건일 때 지진 시에 시간에 따른 안벽의 침하량을 나타내며, Figs. 5.10, 5.11의 각 (c), (d)는 지진 이후 결과이다. N5 절점은 사석제의 침하량을 나타내며 지진 시에 비배수조건일 때 약 3 cm, 배수조건일 때 약 0.9 cm 정도로 나타나며 지진 이후 소산과정에서 약 0.3 cm가 추가로 침하하여 최종적으로 약 1.2 cm의 침하량이 나타났다. N6 절점은 케이슨식 안벽 아래에 위치한 퇴적토의 침하량을 나타낸다. 지진 시에 비배수조건일 때 약 1.8 cm, 배수조건일 때 약 0.4 cm 정도로 나타나며 지진 이후 소산과정에서 약 0.1 cm가 추가로 침하하여 최종적으로 약 0.5 cm의 침하량이 나타났다. 퇴적토가 과잉간극수압 상승으로 유효응력이 감소하여 케이슨식 안벽에 약간 영향을 미쳤으나 사석제가 퇴적토의 침하량에 따라 거동하는 것이 아니기 때문에 해석에 사용된 모델은 사석제가 변형이 되어 케이슨식 안벽에 가장 큰 영향을 미쳤다고 판단된다. 현장조사 결과에 비해 작은 값이 도출되었는데 이는 케이슨식 안벽 아래에 위치한 퇴적토의 N치가 가정한 값보다 더 작거나 층이 단면도보다 두꺼워 현장에서 침하가 더 발생한 것으로 판단된다.



(a) Undrained during earthquake

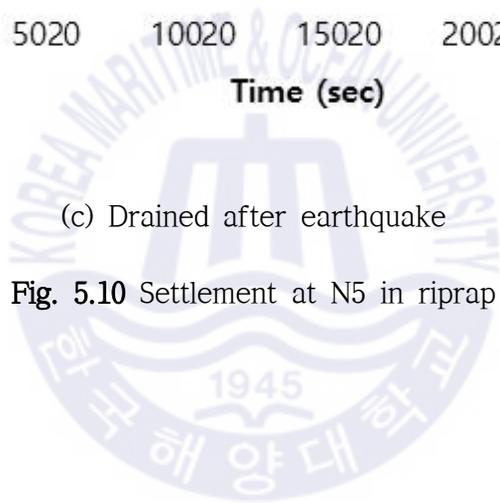


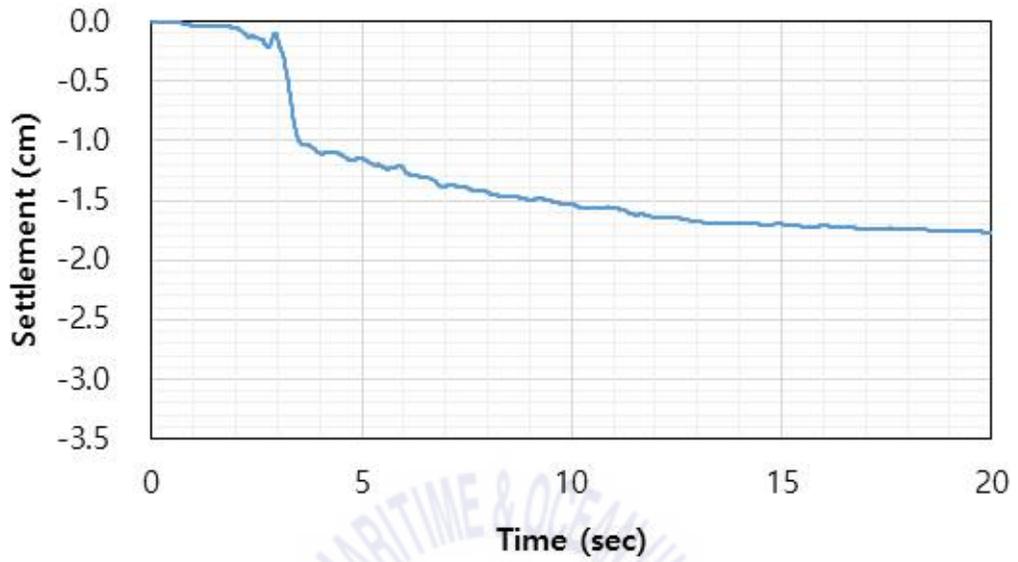
(b) Drained during earthquake



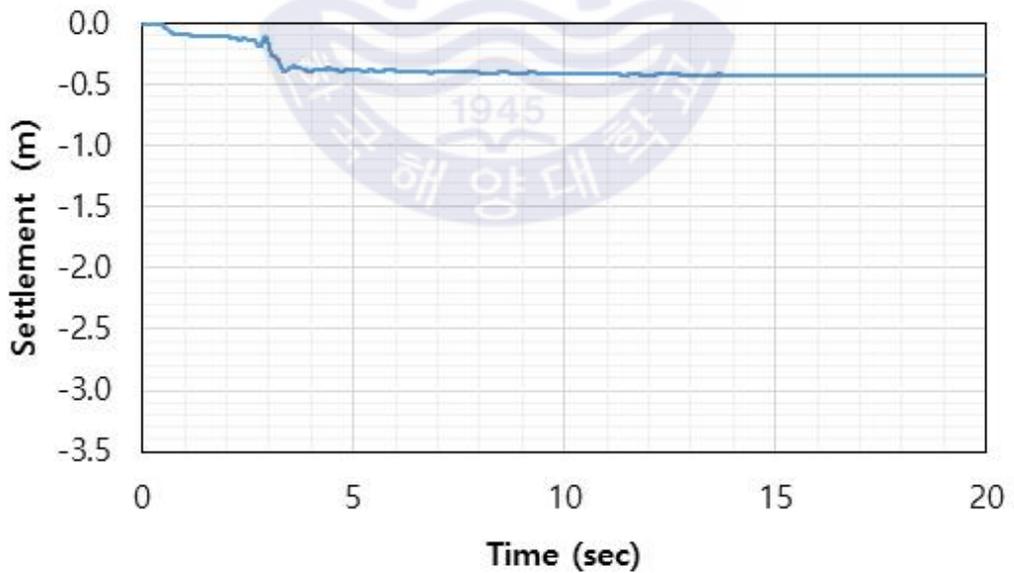
(c) Drained after earthquake

Fig. 5.10 Settlement at N5 in riprap

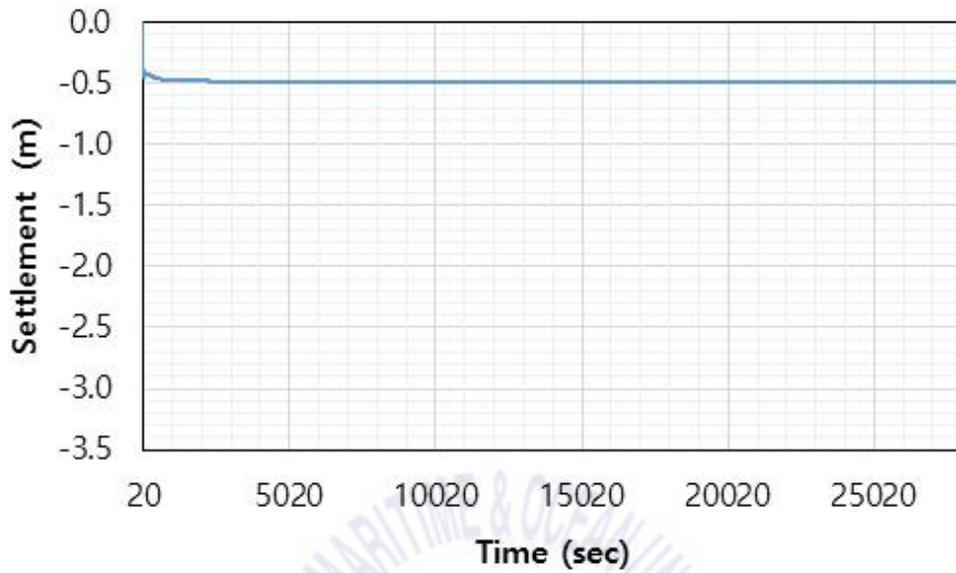




(a) Undrained during earthquake



(b) Drained during earthquake

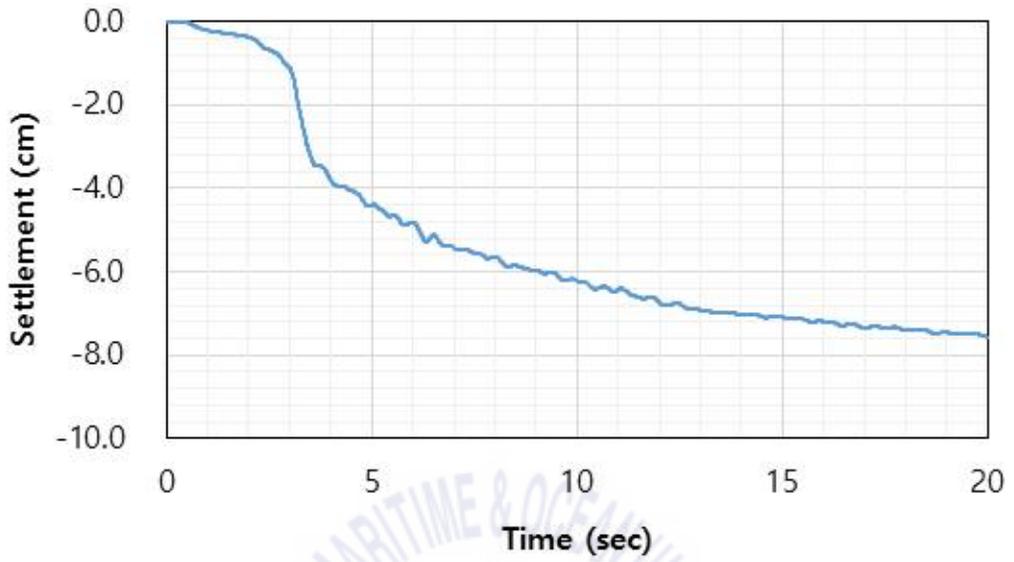


(c) Drained after earthquake

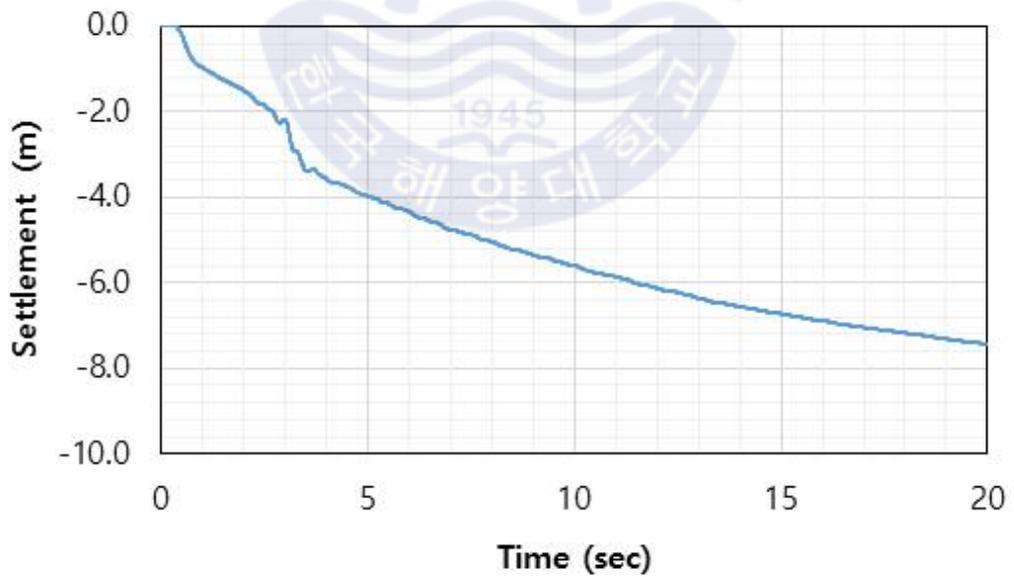
Fig. 5.11 Settlement at N6 in sediment

## 5.5 지반의 침하

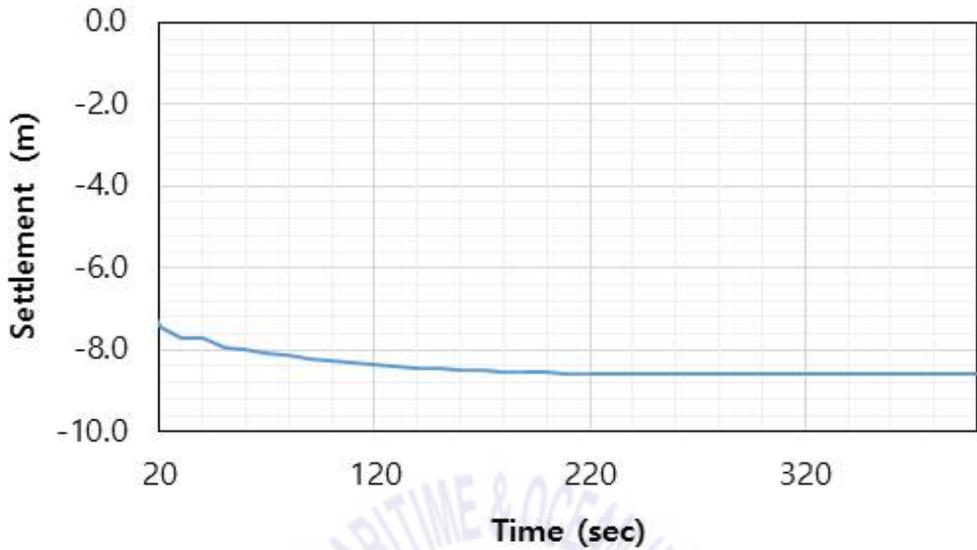
Figs. 5.12, 5.13 각 (a)는 비배수조건일 때 N2, N8 절점에서 지진 시에 시간에 따른 배후지의 침하량을 나타낸다. Figs. 5.12, 5.13 각 (b)는 배수조건일 때 지진 시에 시간에 따른 배후지의 침하량을 나타내며, 각 (c), (d)는 지진 이후 결과이다. 지진 시에 침하량은 N2에서 비배수조건에서 약 7.5 cm, 배수조건에서 약 7.5 cm 정도 침하량이 나타났으며 지진 이후에 소산과정에서 약 7분(400 sec)동안 약 1 cm 정도 추가적으로 침하가 발생하다가 약 3시간(10000 sec)동안 약 0.5 cm 회복되어 최종적으로 약 8 cm 정도의 침하량이 나타났다. 구조물에서 이격된 거리에 있는 N8에서 비배수조건에서 약 1 cm, 배수조건에서 약 1.5 cm 정도 침하량이 나타났으며 지진 이후에 소산과정에서 약 7분(400 sec)동안 약 2.6 cm 정도 추가적으로 침하가 발생하다가 약 3시간(10000 sec)동안 약 0.1 cm 회복되어 최종적으로 약 4 cm 정도의 침하량이 나타났다. 배후지에서는 지진 시에 비배수조건일 때보다 배수조건에서 더 많은 침하량이 발생하였다. 이는 지진 시에 소산이 같이 이루어지면서 침하량이 더 발생한 것으로 보이며, 지진 이후 소산과정에서 약간의 추가침하가 발생하는 경향을 보이고 있다. 현장 조사보다 작은 값이 나타나는데 배후지의 실트질 사질토의 N치가 달라서 상이한 결과가 나타나는 것으로 판단된다. 또한 Fig. 5.1에서 나타나는 것처럼 배후지 전체에 과잉간극수압이 발생하였으므로 구조물이 인접한 지반의 경우(N2)가 구조물과 상대적으로 거리가 이격된 지반의 경우(N8)보다 더 많은 침하가 발생된 것을 확인할 수 있다. 따라서 구조물에 인접한 지반은 액상화에 의해 피해가 더 클 것으로 판단된다.



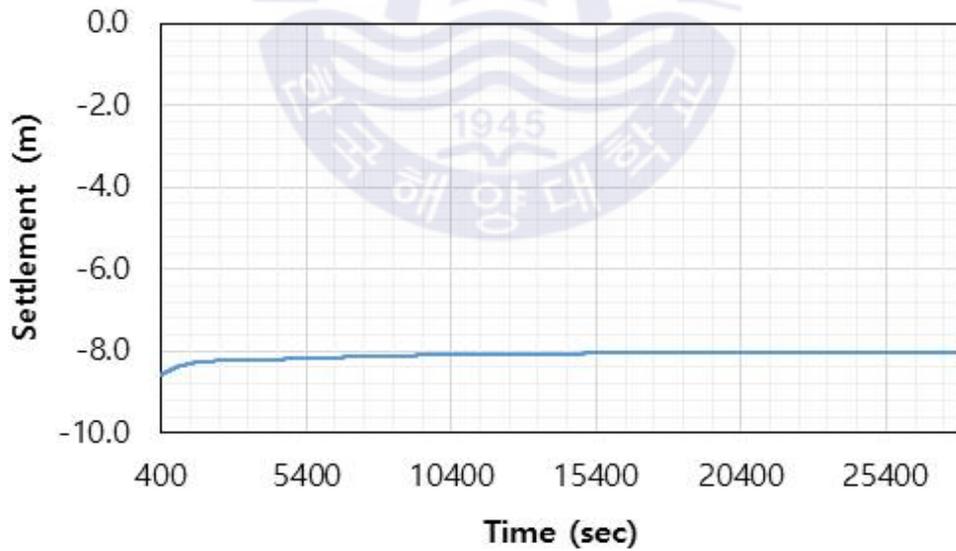
(a) Undrained during earthquake



(b) Drained during earthquake

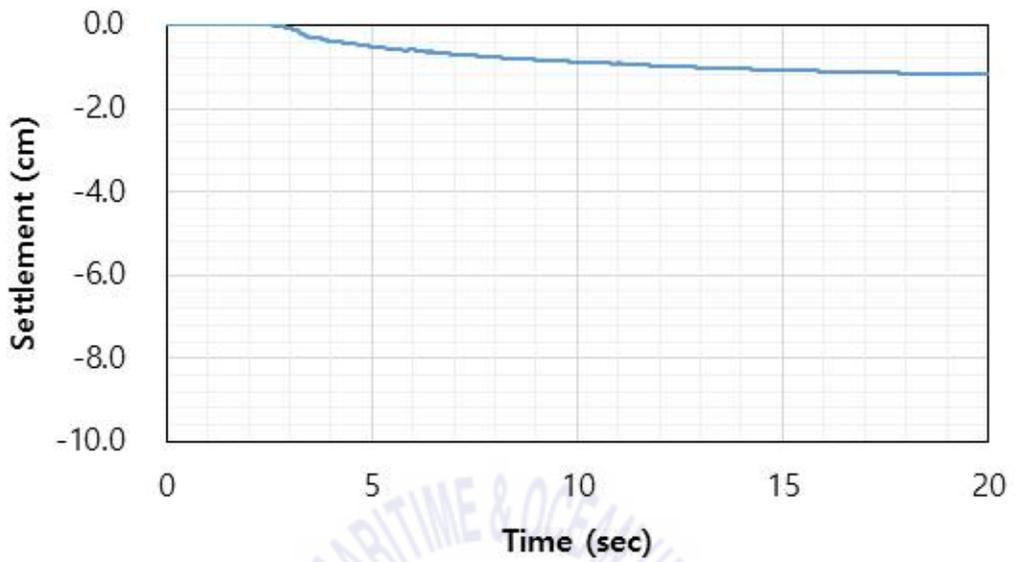


(c) Drained after earthquake (time : 20 ~ 400 sec)

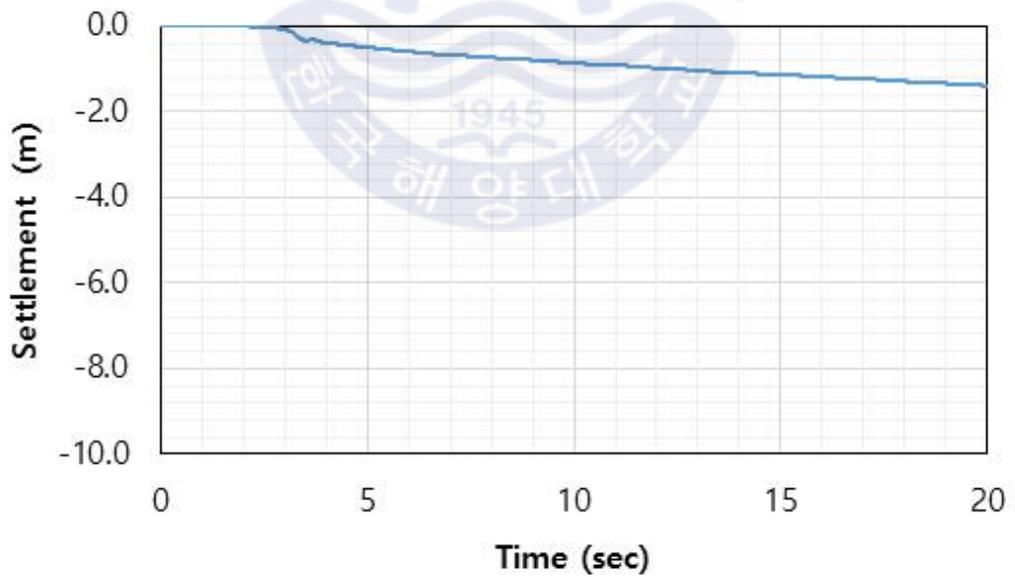


(d) Drained after earthquake (time : 400 ~ 28000 sec)

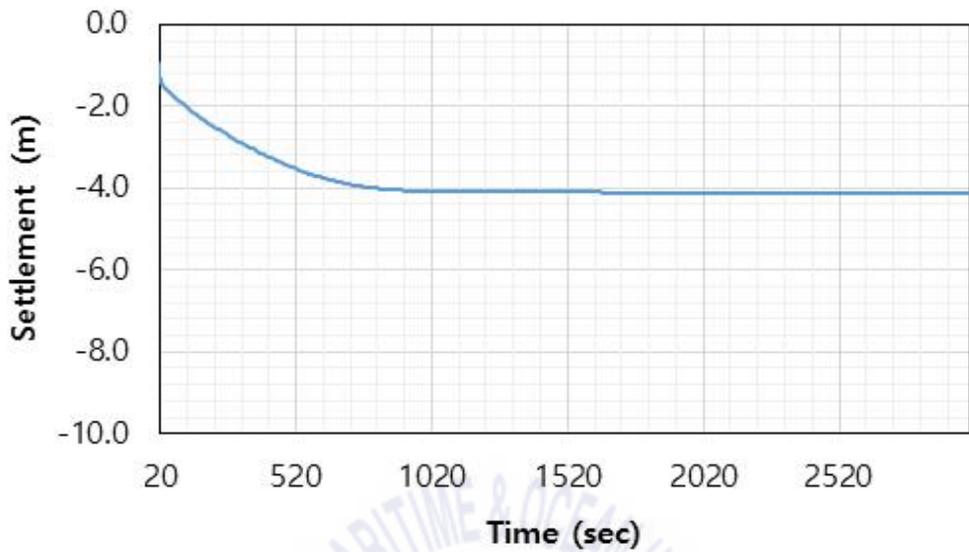
Fig. 5.12 Settlement at N2 in apron



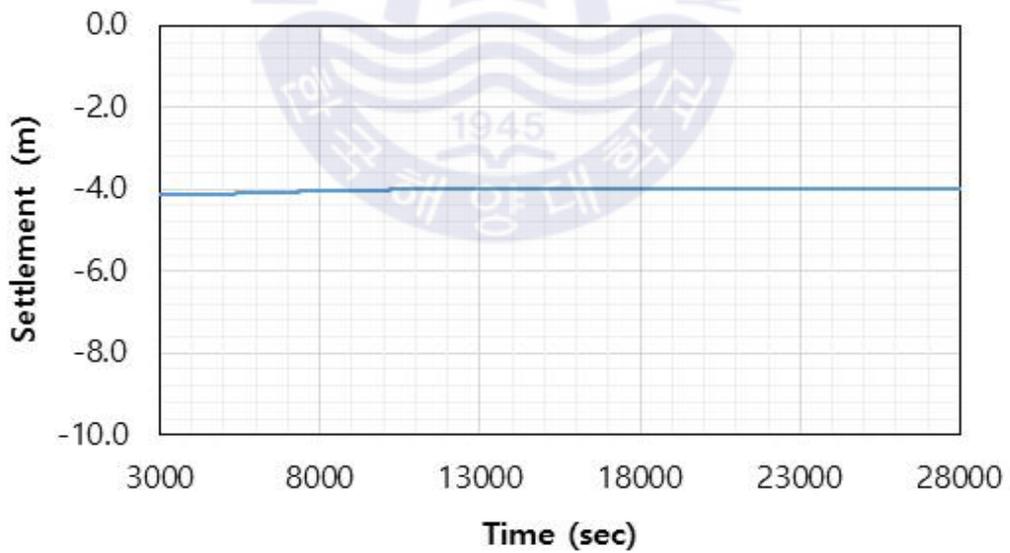
(a) Undrained during earthquake



(b) Drained during earthquake



(c) Drained after earthquake (time : 20 ~ 400 sec)



(d) Drained after earthquake (time : 400 ~ 28000 sec)

**Fig. 5.13** Settlement at N8 in apron

## 제 6장 결론

2차원 유효응력해석 결과, 지진 시 매립토 및 퇴적토에서 과잉간극수압비가 증가하여 유효응력의 감소가 확인되었으며 흙의 불균일성을 고려한다면 상대적으로 느슨한 사질토가 있는 부분은 액상화가 발생할 수 있음을 확인하였다.

6.1절에서는 선행된 현장조사와 Kim et al.(2019)의 연구와 본 연구의 결과를 비교하여 본 연구 결과의 타당성을 검증하였다.

6.2절에서는 지반배수조건(비배수조건, 배수조건)에 따른 결과의 비교와 검토를 통하여 배수조건 해석의 필요성을 제시하였다.

Table. 6.1은 긴급안전진단과 기존 연구결과, 그리고 본 연구결과를 비교하여 표로 나타낸 것으로 구조물의 변위와 지반의 변위가 큰 차이를 보이지 않는 것으로 나타났다.

**Table 6.1** Compare safety inspection report with analysis results

Type		Safety inspection report	Kim et al. (2019)	Analysis result	
			Undrain	Undrain	Drain
Horizontal displacement in caisson (cm)	After earthquake	5 ~ 15	14	13	7
	After EPWP dissipation				17
Settlement in caisson (cm)	After earthquake	≤ 10	3	3	0.9
	After EPWP dissipation				1.1
Settlement in apron (cm)	After earthquake	10 ~ 20	9	7.5	7.5
	After EPWP dissipation				8

## 6.1 현장조사 및 선행 연구 결과와의 비교

긴급안전진단을 수행하여 케이슨의 수평변위는 약 5 cm ~ 15 cm, 케이슨의 침하는 약 10 cm 이하, 배후지의 침하는 약 10 cm ~ 20 cm로 결과가 나타났으며 이 결과와 선행연구인 Kim et al.(2019)의 연구와 본 연구를 서로 비교하면 다음과 같은 결론을 도출할 수 있다.

### 1) 과잉간극수압

퇴적토에서 과잉간극수압비가 가장 많이 증가한 곳은 Kim et al.(2019)의 연구에서 약 0.3으로 나타났으며 본 연구에서는 비배수조건에서 약 0.75, 배수조건에서는 약 0.65로 나타났다. 배후지의 경우 가장 많이 증가한 곳은 Kim et al.(2019)의 연구에서 약 0.5로 나타났으며 본 연구에서는 비배수조건에서 약 0.85, 배수조건에서는 약 0.6으로 나타났다. 과잉간극수압의 경우 본 모델에서 더 높게 나타났다. 사석제의 경계면의 차이와 강관말뚝이 모델에 추가되며 발생하는 차이로 판단되며 퇴적토보다 배후지인 매립토에서 과잉간극수압비가 더 크게 나타나는 경향은 비슷하다.

### 2) 구조물의 수평변위

케이슨식 안벽의 수평변위는 Kim et al.(2019)의 연구에서 약 14 cm로 나타났으며 본 연구에서는 비배수조건에서 약 13 cm, 배수조건에서는 과잉간극수압 소산이 완료까지 최종적으로 약 17 cm로 비배수조건에서는 비슷한 결과를 보이며 배수조건에서는 차이가 보인다. 현장조사결과(약 5 cm ~ 15 cm)와는 약간의 차이가 나지만 비슷한 결과를 보인다.

### 3) 구조물의 침하

케이슨식 안벽의 침하량은 Kim et al.(2019)의 연구에서 약 3 cm로 나타났으며 본 연구에서는 비배수조건에서 약 3 cm, 배수조건에서는 과잉간극수압 소산이 완료까지 최종적으로 약 1.1 cm로 비배수조건에서는 비슷한 결과를 보이며 배수조건에서는 차이가 보인다. 현장조사결과(약 10 cm이하)와 차이가 나는데 케이슨식 안벽 아래에 위치한 퇴적토의 N 값이 실험결과가 아닌 가정한 값인

점, 해석에 사용한 단면도는 액상화가 발생한 것으로 추정되는 곳과 완벽히 일치하지 않기 때문에 단면도와 추정되는 곳의 퇴적토의 두께가 상이하여 생기는 점 때문이라고 판단된다.

#### 4) 지반의 침하

배후지의 침하량이 가장 많이 나타나는 곳은 Kim et al.(2019)는 비배수조건에서 약 9 cm로 나타났으며 본 연구에서는 비배수조건에서 약 7.5 cm 배수조건에서는 과잉간극수압의 소산이 완료까지 최종적으로 약 8cm로 비슷한 결과를 보이며 현장조사결과(약 10 cm ~ 20 cm)와는 약간 차이가 나타나는데 이는 N 값이 실험결과가 아닌 가정된 값이기 때문에 차이가 발생한 것으로 판단된다.



## 6.2 지반배수조건에 따른 결과의 비교

### 1) 구조물의 수평변위

지진 시 비배수조건에서 약 13 cm, 배수조건에서 약 7 cm로 나타났고 지진 이후에 과잉간극수압의 소산이 완료까지 최종적으로 17 cm로 나타났다. 지진 시에는 배수조건이 더 작게 나타났지만 과잉간극수압의 소산이 완료가 된 후에는 더 많은 수평변위가 나타낸다.

### 2) 구조물의 침하

지진 시 비배수조건에서 약 3 cm, 배수조건에서 약 0.9 cm로 나타났고 지진 이후에 과잉간극수압의 소산이 완료까지 최종적으로 1.1 cm로 나타났다. 배수조건에서 침하가 더 작게 나타났다.

### 3) 지반의 침하

지진 시 비배수조건에서 약 7.5 cm, 배수조건에서 약 7.5 cm로 나타났고 지진 이후에 과잉간극수압의 소산이 완료까지 최종적으로 8 cm로 나타났다. 지진 시에는 배수조건이 더 작게 나타났지만 과잉간극수압의 소산이 완료가 된 후에는 더 큰 침하가 나타낸다.

위 세 결과와 같이 구조물과 지반에서의 변형이 비배수조건과 배수조건에서 차이가 나는 것을 확인할 수 있다. 하지만 국내에서는 일반적으로 지진의 지속 시간은 짧아 비배수조건으로 해석을 하여 구조물과 지반의 변형을 검토하고 이를 설계 및 유지보수에 이용하고 있다. 지반의 실제 거동은 지진 이후에 증가 하였던 과잉간극수압이 소산을 하는 것까지이다. 따라서 본 연구에서 나온 결과로 봤을 때, 지반의 비배수조건 해석 뿐만 아니라 배수조건을 통해 정확한 거동을 확인해야 하며 이를 설계 및 유지보수에 함께 적용해야 할 필요가 있다고 판단된다.

## 참고문헌

- 강경걸, 서경한, 임현지, 임현수, 강희철, 최정현, 경재복, 논문, 2018, 11.15 포항지진에 의한 액상화 현상의 특징, *대한지질학회 학술대회*, pp.261.
- 전상수, 2018, *뉴질랜드 캔터베리지진 액상화로 인한 피해사례 및 시사점*, 경남발전, (142), pp.8-17.
- 정길호, 이호준, 오금호, 2002, *외국의 지진 피해 사례 및 대응실태(上)*, 대한토목학회지, 50(2), pp.70-77.
- 정길호, 이호준, 오금호, 2002, *외국의 지진 피해 사례 및 대응실태(下)*, 대한토목학회지, 50(3), pp.40-46.
- Ahn, J.K., Baek, W.H., Choi, J.S., and Kwak, D.Y., 2018, *Investigation of Pohang Earthquake Liquefaction Using 1D Effective Stress Site Response Analysis*, Journal of the Korean Geotechnical Society, 34(8), pp.37-49.
- Iai, S., Matsunaga, Y., and Kameoka, T., 1992a, *Strain Space Plasticity Model for Cyclic Mobility*, Soils and Foundations, 32(2), pp.1-15.
- Iai, S., Matsunaga, Y., and Kameoka, T., 1992b, *Analysis of Undrained Cyclic behavior of Sand under Anisotropic Consolidation*, Soils and Foundations, 32(2), pp.16-20.
- Iai, S., 2000, *Seismic Design Guidelines for Port Structures*, A.A. Balkema Publishers.
- Iai, S. and Ozutsumi, O., 2005, *Yield and Cyclic Behaviour of a Strain Space Multiple Mechanism Model for Granular Materials*, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 29(4), pp.417-442.
- Iai, S., Tobita, T., Ozutsumi, O. and Ueda, K., 2011, *Dilatancy of Granular Materials in a Strain Space Multiple Mechanism Model*, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 35(3), pp.360-392.

- Iai, S., Ueda, K., Tobita, T. and Ozutsumi, O., 2013, *Finite Strain Formulation of a Strain Space Multiple Mechanism Model for Granular Materials*, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 37(9), pp.1189-1212.
- Kim, S.J., Hwang, W.K., Kim, T.H. and Kang, K.C., 2019, *A Case Study on Earthquake-induced Deformation of Quay Wall and Backfill in Pohang by 2D-Effective Stress Analysis*, Journal of the Korean Geotechnical Society, 35(7) pp.12-27
- Kim, S.R. and Kim, H.W., 2018, *Comparative Analysis of Earthquake Management in Pohang and Japan*, Earthquake Engineering Society of Korea, 22(3) pp.193-199
- Kim, T.W., Chu, Y.R., Kim, S.R. and Bhandari, D., 2018, *Seismic Behavior of Domestic Piloti-type Buildings Damaged by 2017 Pohang Earthquake*, Earthquake Engineering Society of Korea, 22(3) pp.161-168
- Lee, J.S. and Noh, G.D., 2016, *Evaluation of Caisson Quay Wall Behavior during the 1995 Kobe Earthquake by Nonlinear Effective Stress Analysis*, Journal of Earthquake Engineering Society of Korea, 20(6) pp.401-412.
- Lee, H. and Kim, E., 2011, *Damage Recovery in Japan after the East Japan Earthquake*, World Economy Update, 11(22) pp.1-14.
- Morita, T., Iai, S., Liu, H., Ichii, K., and Sato, Y., 1997, *Simplified Method to Determine Parameter of FLIP*, Technical Note of the Port and Harbor Research Institute, No.869, pp.1-36.
- Mun, G. Y., 2018, *A Study on the Effect of Relative Density and Particle Size Distribution on the Liquefaction Resistance Strength of Sand in Pohang Liquefaction Region*, Master thesis, Pusan National University.
- Park, S.S., 2008, *Liquefaction Evaluation of Reclaimed Sites using and Effective Stress Analysis and an Equivalent Linear Analysis*, Journal of Korea Society of Civil Engineering, 28(2) pp.83-94.
- Park, D. and Kwak, D.Y., 2009, *Evaluation of Liquefaction Potential with Simplified Method and Effective-Stress Site Response Analysis*, Journal of the Korean Geotechnical Society, 25(3) pp.75-82.

Park, S. S., Nong, Z., Choi, S. G., and Moon, H. D., 2018, *Resistance of Pohang Sand*, Journal of the Korean Geotechnical Society, 34(9) pp.5-17.

Pender, M., Wotherspoon, L., Cubrinovski, M. Bowman, E. and Orense, R., 2012, *Evidence of Earthquake-Induced Liquefaction Obtained from GeoEye-1 Images*, Geotechnique Letters, 2(2) pp.49-53.

Shin, W.K., 2003, *Estimation of Dynamic Lateral Displacement of Caisson Quay Walls with Effective Stress Analyses for Moderate Earthquake Loading*, Master Thesis, Yeonsei University.

Towhata, I., Ishihara, K., 1985, *Shear Work and Pore Water Pressure in Undrained Shear*, Soils and Foundations, 25(3), pp.73-84



## 감사의 글

우선 본 논문을 읽어주신 분들께 감사의 말씀을 드립니다.

지반액상화에 대해 연구를 하고 싶었는데 프로그램에 대해 아는 것도 없었으며, 액상화에 대한 기초적인 이론도 몰랐던 저에게 많은 가르침 주시고 프로그램을 잘 다룰 수 있도록 배울 수 있는 기회를 만들어 주신 김태형 교수님께 정말 감사드립니다. 그리고 학부생 때 알 수 없었던 내용을 대학원 수업을 통해 가르쳐 주신 김도삼 교수님, 이종우 교수님, 경갑수 교수님, 이재하 교수님, 오재홍 교수님께도 감사드립니다.

FLIP프로그램과 액상화 현상에 대해 자세히 설명해주신 강기천 교수님, 제가 일본에서 프로그램을 배우러 갔을 때 회사에서 배울 수 있도록 자리를 만들어 주신 하세가와 마코토 대표이사님, 잦은 출장에도 불구하고 3주간 프로그램의 자세한 내용과 배수조건 해석을 할 수 있도록 도와주신 이민선 박사님, 연구에서 놓친 부분을 잡아주신 이성철 선배님께 제가 하고 싶은 연구를 잘 알려주시고 지도해주셔서 정말 감사드립니다.

연구실에 있는 동안 같이 액상화에 대해 같이 공부하고 연구했던 바하리, 도중에 일하러 나가셨지만 있는 동안 정말 친동생처럼 챙겨주신 황응기 형님, 연구실 들어올 때 많이 챙겨주셨지만 논문을 마무리할 때는 제가 많이 챙겨드리지 못해서 감사하고 죄송한 최호성 형님, 그리고 내 짜증과 불만을 아무렇지 않게 들어준 연구실 동생 주성이, 바쁠 때 들어와서 많이 챙겨주지 못한 자경이, 학부 졸업하고 일하러 나간 대영이, 윤성이 연구실에서 같이 있었던 모두에게 정말 감사드립니다.

석사과정동안에 여러 가지 의미로 도움을 주신 이성진 형님, 김경진 형님, 배주현 형님, 문승효, 먼저 졸업한 동기 권성민, 김승환, 문명기, 이준형, 최근호, 후배였지만 동기가 된 송현우, 장영재 모두 감사합니다. 그리고 석사과정동안 필요한 것들을 잘 챙겨주신 신미향 조교선생님께도 감사의 말씀을 전합니다.

마지막으로 혼자 타지에서 공부하는 저에게 많은 도움을 주고, 하고 싶은 공부를 할 수 있게 지원해주신 부모님과 여자친구에게 정말 감사합니다.

2020년 2월  
이 학 주 드림