

# 접합요소에 의한 Vertical Drain Well 지반의 변형해석 -모델지반과 실제 Sand Drain Well 지반을 중심으로-

## Deformation Analysis of Soft Foundation with Vertical Drain Wells using the Interface Element Method

-With Emphasis on Model Foundation and Actual Sand Drain Well Foundation-

이진수\*

Lee, Jean Soo

### Abstract

This paper dealt with numerical analysis of sand drain considering the smear effect around drain wells and discontinuous deformation behavior due to difference in rigidity between drain materials and adjacent clayey soils. Biot's equation was selected as governing equation coupled with MODCAM (Modified Cam-clay) model or EVP(Elasto-Viscoplastic) model as constitutive equation. The validity as well as the accuracy of the method developed by author was checked by comparing the proposed method with those by Siriwardane and Ghaboussi using joint element. The FEM analysis developed in this study was applied to both 2-dimensional model foundation and actual foundation, the result of which proved to be satisfactory.

### 요 지

본 연구는 vertical drain well 설치지반의 보다 더 실제적이고 합리적인 변형해석을 목적으로, drain well 타설로 인하여 발생하는 well 주변 점토층의 교란(smear)영향, well과 인접점토층의 강성차이에서 오는 접합면 변형의 불연속거동 표현이 가능한 유한요소해석 방법을 제시하고자 하는데 목적이 있다. 유한요소해석의 구성은 변형의 지배방정식으로서 Biot<sup>(1-3)</sup>의 압밀이론을 근간으로 여기에 흙의 구성식과 접합요소이론을 결합하여 이루어진다. 본 논문에서 제시한 해석법의 정도는 Siriwardane<sup>(4)</sup>과 Ghaboussi 등<sup>(5)</sup>이 사용한 지반에 적용하여 검증한 바 있다.<sup>(6)</sup> 여기에서는 이를 다시 모델지반과 실제지반에 대해서 유한요소해석법을 적용하여 강성이 다른 이질재료간 경계에서의 불연속변형의 영향에 따른 지반내 거동특성을 살펴보고 이것을 함께 고려한 해석법의 정도를 알아보하고자 한 것이다. 그 결과는 침하에 있어서 매우 만족스럽다고 보아지지만 간극수압등에는 잘 일치하지 않는 점이 있어 앞으로의 더 많은 연구가 필요하다고 판단된다.

### 1. 서 론

본 논문은 인접재료간에 강성을 달리하는 재료로 구성되어 있는 복합지반의 변형해석에 대한 연구의

\* 정회원 · 동신대학교 공과대학 토목공학과 조교수

일환으로서 발표문헌<sup>(6)</sup>의 접합요소 이론을 기초로, 여기에 몇가지 경계조건을 도입하여 확장한 수치해석 프로그램을 모델지반과 실제 실시되었던 sand drain well 성토지반에 적용한 것이다.

강성이 작은 연약점토층에 casing hole을 타설하고 sand drain well을 설치한 후 점토에 비해 상대적으로 강성이 큰 모래 기둥을 설치한다면 이로 인하여 drain well에 인접한 흙이 변형되고 교란될 것이다. 이와 같은 drain well 지반에 성토와 같은 하중이 재하되므로서 지반의 변형과 과잉간극수압 소산은 drain well 주변의 교란, 그리고 well과 인접점토층의 접합면에서 일어날 수 있는 변형의 불균질성과 함께 수학적 불연속의 문제가 발생한다. 따라서 종래의 연속체 개념에 의존하는 해석만으로는 drain well 지반의 변형예측에 한계가 있다.

이와 같은 관점에서 본 연구의 목적은 drain well 지반의 변형 및 응력해석에 있어서 변형의 불연속 표현이 가능한 접합요소 이론과 교란의 정도를 고려하는 해석기법을 고찰하고 그 적용 가능성을 확인하는데 두었다.

본문에서 사용한 접합요소이론은 문헌[7], [8]에서 두 block간 접합면의 상대적 변형거동을 Mohr-Coulomb의 선형과과규준에 의해 규정된 것이다. 또한 drain well 주변 점토층의 교란의 크기 및 정도는 토질특성에 따라 균질한 것은 아니나 이전의 연구를 기초로 대표적 값을 가정하여 해석을 수행하였다.

해석에 이용한 유한요소해석 프로그램은 압밀방정식으로서 Biot 압밀론<sup>(1,3)</sup>, 흙의 구성식으로는 수정 Cam-clay 모델<sup>(9-11)</sup>을 근간으로 하고, 여기에 접합요소이론<sup>(7,8,12)</sup>을 결합시켜 구성한 것이다.

유한요소해석 프로그램은 재료성질을 달리하는 두 종류의 모델지반과 실제 실시되었던 광양제철소 부지조성 구역내 sand drain 시공지반에 적용하였으며 그 결과 점토층의 교란 및 접합면 변형의 불연속 영향에 따른 변형특성을 규명할 수 있었다.

## 2. 배경이론

본문은 유한요소해석 프로그램을 개발하여 복합 재료로 구성되어 있는 지반의 변형거동을 좀더 실

제적이고 합리적으로 해석하려는 연구의 일환으로서 이전에 발표한 논문 [6]의 계속이다. 따라서, 본장은 인접 블록(block) 간에 강성차이로 인한 접합면의 상대적 변형특성을 나타낼 수 있는 접합요소이론, 흙의 응력-변형을 관계를 표현하는 구성식과 압밀 이론의 유한요소해석 정식화 및 프로그램에 대하여 정리한 결과만을 간단히 기술한다.

### 2.1 흙의 응력-변형률 이론

Roscoe 등<sup>(9-11)</sup>에 의해 제안된 탄·소성 응력-변형률 관계식의 항복함수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F = q^2 - M^2 p_0 p + M^2 p^2 \quad (1)$$

여기서,  $q = 3/\sqrt{2} \cdot \tau_{oct} = \sqrt{3} J_{2D}$ ,

$$p = J_1/3 = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})/3,$$

$$J_{2D} = 1/2 S_{ij} \cdot S_{ij} (S_{ij} = \text{축차응력 tensor})$$

다음으로 유한요소해석 정식화를 위해 평면변형률(plane strain)조건에서 유도하면 유효응력  $[\sigma]$ 와 변형률  $[\epsilon]$ 은 다음과 같은 관계로 쓸 수 있다.<sup>(12)</sup>

$$[\sigma] = [[D] - 1/\beta [d][d]^T] [\epsilon]_{i=xy,z,xy} \quad (2)$$

여기서,  $[d] = [D][a]$ ,  $\beta = A + [a][d]$ ,

$$[D] = \begin{bmatrix} L+2G & L & 0 \\ L & L+2G & 0 \\ 0 & 0 & L \end{bmatrix}$$

$L, G = \text{Lame 정수}$

$$a_i = -[(\lambda - \kappa)/p][M^2 - \eta^2 - 9]p + 9 \sigma_{i=xy,yz}$$

$$a_j = -[(\lambda - \kappa)/p][6\gamma/p(M^2 - \eta^2)]_{j=xy,yz,zx}$$

$$A = -(1 + e_0)[(\lambda - \kappa)/p(M^2 - \eta^2)/(M^2 + \eta^2)]$$

### 2.2 압밀 이론

본문의 유한요소해석에 사용한 지배방정식은 Biot<sup>1,2,3)</sup>에 의한 압밀방정식으로서 다음과 같다.

$$\partial v/\partial t + 1/\gamma_w \cdot [k_x \cdot \partial^2 p_w/\partial x^2 + k_y \cdot \partial^2 p_w/\partial y^2] = 0 \quad (3)$$

식(3)의 유한요소식은 가상일의 원리로부터 변위를 절점에, 간극수압 및 응력은 요소에 대응시키는 Christian-Boehmer<sup>(13)</sup> 기법을 이용한다. 이 방법에서의 평면변형률조건 및 유한차분법에 의한 과잉간

극수압 벡터(vector)  $[p_w]$ 와 변위중분 벡터  $[\Delta u]$ 관계, 그리고 유한요소해석 과정에서 4개의 3각형 요소로 이루어진 사변형 요소는 static-condensation 되어 다음과 같이 각각 나타낼 수 있다.

$$[K_v]^T [\Delta u]_j = -[K_v]^T [P_w]_{j-1} \quad (4)$$

$$[K] [q_p] = [Q] \quad (5)$$

### 2.3 Smear Zone의 해석이론

sand drain의 압밀이론에 관해서는 Barron<sup>(14,15)</sup>의 등변형률(equal strain) 경우와 자유변형률(free strain) 경우의 해가 설계이론의 중심을 이룬다. 그러나 drain well의 유효경에 비하여 drain의 길이가 아주 긴 경우에는 양자간에 큰 차이가 없어 등변형률 문제로 귀결된다.<sup>(16)</sup> Barron은 drain well의 주변에 smear zone이 발생한 drain에의 방사흐름에 대한 압밀방정식을 이상화 함에 있어서 drain의 직경은 변하지 않으며, drain의 투수계수는 무한대이고 drain은 연직응력을 받지 않는다고 가정하여 다음의 식을 세웠다.

$$k_h/\gamma_w[(1/r)\partial u/\partial r + \partial^2 u/\partial r^2] + k_v/\gamma_w(\partial^2 u/\partial z^2) = a_w/1 + e(\partial u/\partial t) \quad (6)$$

$$-k_s/\gamma_w[(1/r)\partial u'/\partial r + \partial^2 u/\partial r^2] = 0 \quad (7)$$

여기서,  $k_s$ 는 smeared soil의 투수계수이다.

Barron의 식이 성립하는 이상화 조건에서 drain의 직경변화는 drain의 유효경에 대한 drain의 직경비 ( $n=r_e/r_w$ )가 매우 클 때에는 변화하지 않는다고 할 수 있다.<sup>(16)</sup> 그러나 가정사항중 drain 재의 투수계수는 꽤 작으며 현실적으로 sand drain 공법에 의한 연약지반 개량의 심부에서 압밀의 지연이 지적되기도 한다. 이러한 경우는 부분재하로 인하여 응력이 심부까지 전달되지 못한 이유도 있지만 drain의 투수계수가 더 많은 영향을 주고 있다고 판단된다. 한편 연약점토지반의 압밀에 의한 강도증가를 고려하지 않고 drain well에 응력을 부담하도록 하여 지반 전체의 지지력을 증가시키도록 하는 sand compaction pile 공법이 있다. 이 공법의 경우 drain 재에 응력이 집중하여 점토지반의 응력을 완화시키게 되지만 Barron의 해에서는 사주에 응력집중이 없다고 가정하고 있어 사주에의 응력집중이 압밀과

정에 어떠한 영향을 미치는 가에는 설명되지 않은 상태이다.

이상의 논의를 살펴 볼 때 drain well의 해석조건은 drain well의 투수성이 유한과 무한대인 경우, drain well의 응력집중이 있는 경우와 없는 경우, 그리고 상부층에 존재하는 sand mat의 투수성이 유한한 경우로 분류기술 할 수 있다. 이와 같은 조건을 토대로 본 논문의 유한요소해석에서는 압밀방정식으로 Biot<sup>(1,3)</sup> 이론을 기본으로 하고 여기에 vertical drain well이 지나는 실질적 문제인 투수의 유·무한성이 고려될 수 있도록 하였으며, 사주의 응력집중 문제는 사주와 점토층간의 강성차이 고려 여부와 접합요소를 도입하여 해석하고자 하였다. 또한 smear zone의 두께 및 투수계수는 시공방법 등에 따라 변화가 심하여 결정이 어려우나 본논문의 해석에서는 drain well의 반경( $r_w$ )과 smear zone까지의 반경( $r_s$ ) 비( $s=r_s/r_w$ )를 1.5로 하여 smear zone의 두께를 선정하였으며, smeared soil의 투수계수는 교란전 수평방향의 투수계수를 8배( $k_h/k_s=8$ )만큼 감소시켜 해석에 사용하였다.

### 2.4 접합요소 이론

강성이 다른 두 블럭간 접합면에서의 불연속적 변형거동 표현은 Goodman 등<sup>(7,8)</sup>이 제안한 joint 요소 이론의 강성매트릭스를 사용하였다. Goodman에 의한 joint 요소의 저장에너지  $\phi$ 는 가상두께를 고려하고 길이가 L, 4각형 4절점 요소 상태에서 다음과 같이 유도된다.

$$\phi = 1/2 \cdot L[U]^T [K] [U] \quad (8)$$

여기서, L는 접합요소의 길이, [U]는 절점변위항, [K]는 단위길이당 요소의 강성 매트릭스로서 다음과 같다.

$$[K] = 1/6 \begin{bmatrix} 2k_x & 0 & k_s & 0 & -k_x & 0 & -2k_x & 0 \\ 2k_x & 0 & k_s & 0 & -k_x & 0 & -2k_x & 0 \\ & 2k_x & 0 & -2k_x & 0 & -k_x & 0 & \\ & & 2k_x & 0 & -2k_x & 0 & k_x & \\ & & & 2k_x & 0 & k_x & 0 & \\ \text{Sym.} & & & & 2k_x & 0 & k_x & \\ & & & & & 2k_x & 0 & \\ & & & & & & 2k_x & \end{bmatrix}$$

여기서,  $k_s$ 와  $k_n$ 은 접합요소의 접선 및 수직 강성으로서 접합요소 자체의 변형 및 두께를 무시할 수 있을 정도의 큰 값을 선정할 수 있으며, 본문의 해석에서도 마찬가지로 적용되었다.

다음으로 접합요소의 응력-변형률 관계는 아래와 같이 상대변형을 고려하여 해석할 수 있다.<sup>(12)</sup>

$$\begin{bmatrix} \tau \\ \sigma_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_s & 0 \\ 0 & k_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \gamma \\ \varepsilon \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서,  $\tau$ 는 전단응력,  $\sigma_n$ 는 유효수직응력,  $\gamma$ 는 상대전단변형률,  $\varepsilon$ 는 상대수직변형률이다.

재하로 인하여 두 불려간 접합면에서 발생하는 상대적 변형거동은 Mohr-Coulomb의 선형파괴규준 ( $\tau = C_a + \sigma_n \tan \phi_a$ )에 의존한다고 정의하여 다음과 같이 접합면의 응력상태에 따라 3가지 상태로 규정한다.<sup>(6)</sup>

1) 고착상태: 외력에 의한 전단강도가 접합면의 전단강도에 미치지 못하는 경우로,  $\sigma_n > -C_a$  조건에서  $\tau < C_a + \sigma_n \tan \phi_a$  일 때를 고착상태로 하며, 강성계수  $k_s$  및  $k_n$ 은 별도로 결정할 필요가 있다.

2) 분리상태: 고착되었던 두 연속체의 분리를 의미하며,  $\sigma_n > -C_a$  일 때로 정의하고,  $k_s = k_n = 0$  으로 한다.

3) 활동상태: 외력에 의한 전단강도가 접합면의 전단강도를 초과할 때 접합면을 따라 활동하는 상대적 변형거동을 의미한다. 따라서  $\sigma_n < 0$  조건에서  $\tau < C_a + \sigma_n \tan \phi_a$ 인 경우, 혹은  $\tau > C_a$ 와  $-C_a < \sigma_n < 0$ 의 경우에 활동이 일어나는 것으로 하며, 이 때 강성계수  $k_s = 0$  으로 한다. 반면에  $-C_a < \sigma_n < 0$  조건에서 저항력  $f = C_a$ 와  $\sigma_n > 0$  조건에서  $f = C_a + \sigma_n \tan \phi_a$  일 때 활동은 역 방향으로 작용하도록 한다.

이상과 같이 본문 모형지반 및 실제 drain well

지반에 적용한 이론의 유한요소해석 정식화를 정리하였으며, 기타 자세한 유한요소식 및 프로그램 흐름도는 이전의 연구<sup>(6,12)</sup>에 기술되어 있다.

### 3. Sand Drain 모델지반

본장은 광양제철소 부지조성을 위해 실시되었던 sand drain 시공지반의 변형해석에 앞서, 본 연구를 통해 개발한 유한요소해석 프로그램을 두 종류의 모델지반에 적용한 결과이다.

모델지반의 해석에 사용한 토질은 물리적 및 역학적 성질을 서로 달리하는 무안 점토와 광양만 점토이며, 해석 범위는 drain well 설치로 인한 주변 점토층간의 상대적 변형에 따른 특성의 파악과 본문 해석 기법의 적용성 고찰에 둔다.

#### 3.1 해석조건

1) 해석에 이용한 두 종류의 토질중 광양만 토질은 실토질 성분이 많은 점토이며, 무안 점토는 순수 점토성분이 더 많은 것으로 전(全)토층의 대표적 토질상수는 표 1과 같다.

표 1에서,

M: p - q 평면에서 한계상태선의 기울기

$\lambda$ : e - ln P 곡선상에서 정규압밀 부분의 기울기

$\kappa$ : e - ln P 곡선상에서 팽윤선의 기울기

$k_{x0}$ ,  $k_{y0}$ : 초기 수평 및 수직방향의 투수계수

2) 두 흙에 대한 모델지반의 해석영역과 경계조건은 그림 1과 같다.

3) sand drain은 직경이 0.4 m, 중심간 거리가 2 m인 정방형으로 설치하며, 교란범위(smear zone)의 두께는 drain의 반경  $r_w = 20$  cm에서 교란범위까지의 반경  $r_s = 30$  cm로 가정하여  $r_w$ 에 대한  $r_s$ 의 비

표 1. 토질상수<sup>(12,14,15)</sup>

Parameters	*M	* $\lambda$	* $\kappa$	* $k_{x0}$ (m/day)	* $k_{y0}$ (m/day)	LL(%)	PI(%)	USCS
Moo-an Clay	1.34	0.325	0.049	$6.55 \times 10^{-4}$	$1.64 \times 10^{-4}$	52	30	CH
Kwang-yang Clay (Slab Yard)	1.85	0.424	0.065	$1.51 \times 10^{-2}$	$3.78 \times 10^{-3}$	48	18	ML

\*는 탄·소성 구성식인 수정 Cam-clay 모델에 사용되는 토질상수

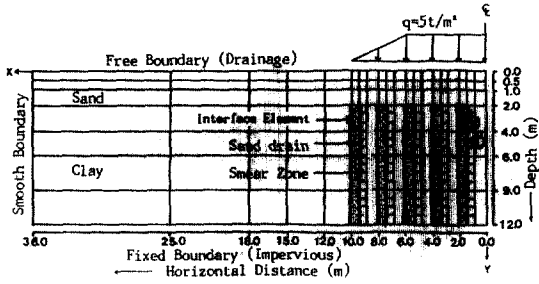
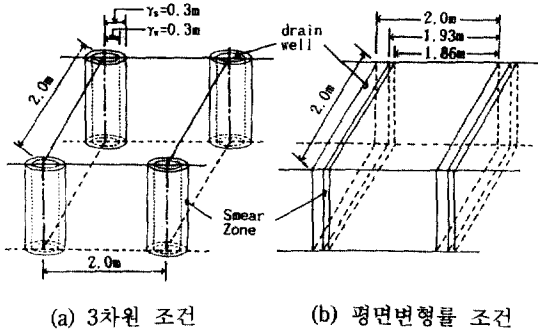


그림 1. 모델지반의 FEM Mesh



(a) 3차원 조건 (b) 평면변형률 조건

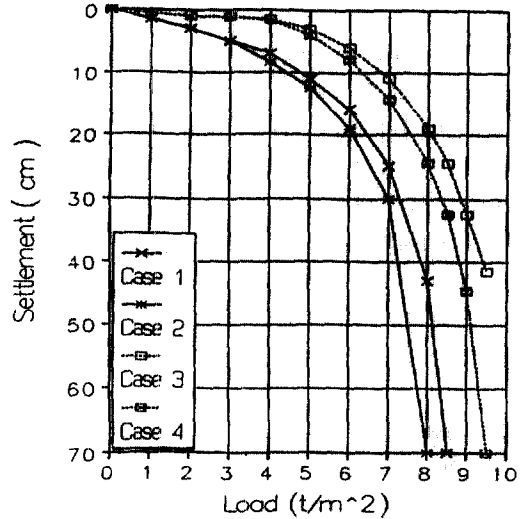
그림 2. Drain Well과 Smear Zone 의 3차원 조건과 평면변형률 조건

$s=1.5$ 로 그림 2(a)와 같다. 이를 해석에 적용한 평면변형률 조건으로 환산하면 그림 2(b)와 같이 점토층의 분할폭 1.93 m마다 0.07 m의 drain well이 설치되며 교란범위도 한 본의 drain well에 대하여 점토층의 분할폭 1.86 m마다 0.07 m로 환산된다. 여기서 교란범위는 drain well의 양편에 놓아야 하나 한편에 놓고 해석한 결과와 차이가 없어 유한요소 해석상 간편한 쪽을 택하였다.

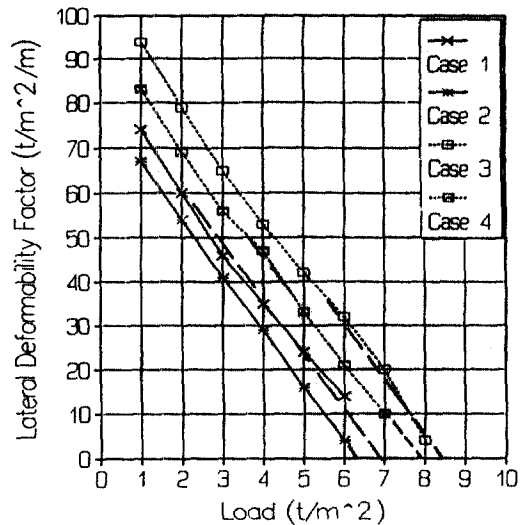
4) 점토층은  $K_0$  압밀층이며 성토하중은 그림 3(a), (b)의 결과를 기초로 지반의 안정을 고려하여 0.5 t/m<sup>2</sup>/day 단계로 5 t/m<sup>2</sup>까지 비배수 재하한 후 압밀해석을 하였다.

5) 점토지반의 해석은 접합요소를 고려한 경우와 그렇지 않은 경우로 표 2에 나타낸다. 점토층의 교란이 지반의 압밀에 미치는 요소로는 토질상수중수평방향의 투수계수 만을 변화시켜 해석한다. 수평방향의 투수계수는 지반을 구성하는 토질 및 교란정도에 따라 변화가 있을 것이다.

본문 해석에서는 교란영역의 수평방향 투수계수



(a) 침하와 하중 관계



(b) 측방변위요소와 하중 관계

그림 3. 모델지반의 극한지력 결정

표 2. 유한요소해석 목록

Soil	Moo-an Clay		Kwang-yang Clay	
	Without Interface	With Interface	Without Interface	With Interface
Case	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4

$k_{s0}$ 는 교란되지 않은 점토층의 투수계수  $k_{s0}$ 에 대하여 대표적으로 1/8 배 만을 선정하여 해석하였다.<sup>(19)</sup>

6) 집합요소를 고려한 경우 drain well과 인접점토간의 마찰력  $\phi_a$ 는 30°로 하였으며, 집합요소의 강성  $K_s$  및  $K_n$ 는 집합요소의 두께를 무시하고 집합요소 자체의 변형을 일으키지 않을 정도의 충분한 큰 값( $10^6 t/m^2$ )으로 하여 해석하였다.

7) 모델지반에 적용된 흙의 구성식은 점토지반에 탄·소성 모델(수정 Cam-clay 모델)이, drain well 및 모래층에는 탄성모델이 적용되었다.

### 3.2 해석 결과 및 고찰

연약한 점토지반에 sand drain을 설치하는 경우 인접한 점토층은 교란이 일어난다. 이러한 점토층의 교란은 상대적으로 강성이 크게 다른 점토층과 인접한 sand drain과의 불연속적 변형거동이 발생하여 변형에 중요한 요소로 작용할 것이다. 따라서 교란 영향과 불연속적 변형거동을 표현할 수 있는 해석 기법을 도입하고 두 종류의 토질특성을 갖는 sand drain well 점토지반에 적용하여 교란 및 집합요소의 고려여부에 따른 변형특성을 밝히는데 주안점을 두었다.

#### 1) 성토하중의 결정

성토하중의 크기는 그림 3(a), (b)에서와 같이 각 case 별 하중 - 침하관계 곡선과 Shibata 등<sup>(20)</sup>에 의한 극한지지력 추정방법을 사용하였다. 그림에서 보는 바와같이 두 방법에 의한 극한지지력은 서로 비슷하다. 다만 광양만 점토지반이 무안 점토지반에 비해 더 크며 집합요소의 적용여부에도 관계하고 있다. 따라서 해석에 사용한 성토하중  $5t/m^2$ 은 4가지 case 중 가장 작은 극한 지지력을 토대로 사용하게 되었으며 안전률은 약 1.3 정도이다. 또한 그림에 나타난 바와같이 집합요소를 고려한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 더 적다. 이와같이 강성이 다른 두재료의 경계면에서 불연속적인 변형거동이 실제적이라 할 때 변형의 연속적인 해석방법에 의한 결과는 과대평가 될 수 있다.

#### 2) 변위

그림 4는 교란 및 집합요소를 고려한 경우와 교란만을 고려하고 집합요소를 적용하지 않은 두 종류 sand drain 지반의 성토중양 점토지반에서의 재하

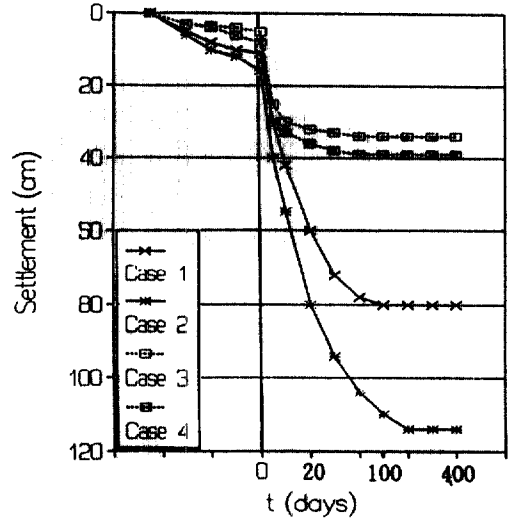


그림 4. 침하와 압밀시간 관계

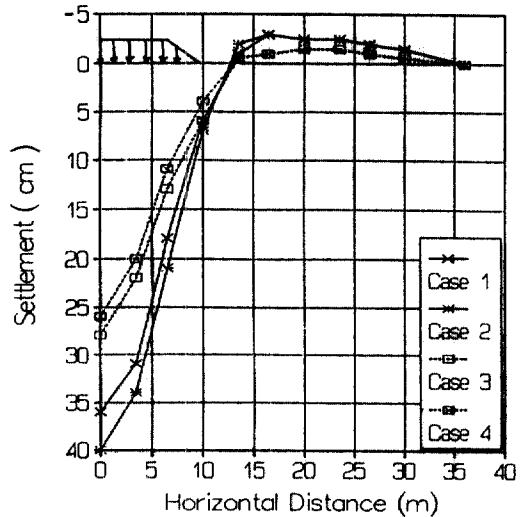


그림 5. 침하

단계 및 압밀경과시간에 따른 침하관계를 나타낸 것이다. 또한 그림 5는 압밀시간  $t=4$  일에서의 모래 부설층과 점토층의 경계면을 따라 발생한 침하분포를 각 case 별로 나타낸 것이다. 그림 4, 5에 나타난 바와같이 집합요소의 고려여부에 따라서 두 지반 모두 큰 영향을 받고 있음을 알 수 있다. 점토층의 교란 영향은 문헌[19]을 참고할 때 교란 정도에 따라서 비례적으로 압밀속도에 영향을 미치고 있음을 알 수 있으며, 두 토질중 실트질 성분을 많이

함유하고 있는 광양만 지반은 20일 부근에서 압밀이 비교적 빨리 종료되는 결과로 교란 영향이 크지 않은 반면에 점토질 성분이 많은 무안 점토는 교란 영향이 큰 것과 비교가 된다.

그림 6은 모델지반(그림 1)의 성토 끝 지점에서의 깊이에 따른 측방변위를 각 case 별로 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와같이 접합요소를 고려한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 두 지반 모두에서 측방변위가 크게 일어남을 알 수 있다. 또한 문헌 [19]을 살펴볼 때 교란의 정도가 클수록 측방변위가 크게 일어나고 있는 사실로 보아 실제의 경우 교란의 영향을 고려하는 것이 타당하고 강성이 다른 두 블럭간의 변형발생이 불연속적이라는 것이 더 합리적이라고 생각할 때 간과해서는 안될 문제로 판단된다. 이러한 결과는 그림 3(b)의 Shibata 등<sup>(20)</sup>에 의한 극한지저력 추정방법에서 측방변위가 중요한 인자로 작용함을 감안할 때 더욱 그러하다.

그림 7은 성토하중의 비배수재하기간과 압밀기간 중의 최대측방변위와 최대침하관계를 나타낸 것으로 어느 경우나 재하 기간에는 측방변위가 크게 일어나 곡선의 기울기가 큰 반면에 압밀 동안에는 침하에 비해 측방변위가 작아 곡선의 기울기가 완만하다. 이러한 결과는 성토 기초지반의 안전성이 성토 축조중에 더 위험하다는 사실과 부합한다.<sup>(19)</sup>

### 3) 응력

그림 8은 모델지반(그림 1) 1 지점에서의 각 case 에 대한 재하단계와 압밀경과중의 간극수압 분포를 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와같이 재하단계 중에서의 간극수압 발생은 접합요소를 고려한 경우가 더 크게 발생하였으며 압밀속도도 더 빠름을 알 수 있다. 그러나 실트질을 많이 함유한 광양만 점토에서는 큰 차이가 없음을 알 수 있다. 또한 교란의 정도가 클수록 일정비율로 압밀이 지연되고 있음을 알 수 있다.<sup>(19)</sup>

그림 9는 모델지반(그림 1) 1 지점에서의 각 case 에 대한 유효응력 경로를 나타낸 것으로 접합요소를 적용한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 한계상태선에 더 접근하였다가  $K_0$  선상에 수렴하는 것을 알 수 있다. 이것은 극한지저력에 있어서 접합요소를 고려한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 더 작은 그림 3(a), (b)의 결과와 일치한다고 할 수 있다.

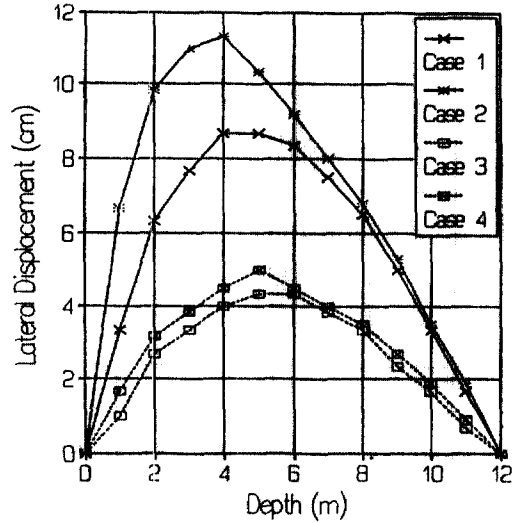


그림 6. 측방변위

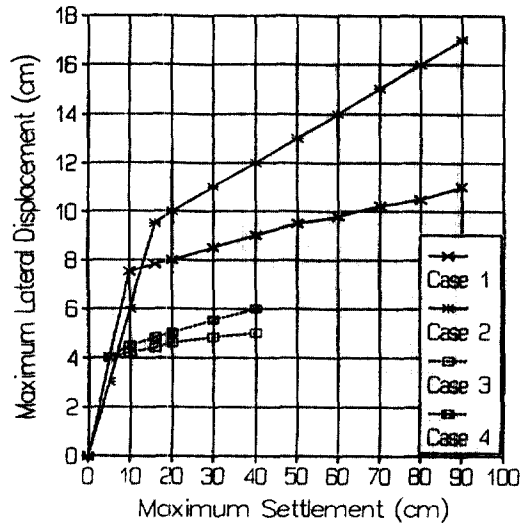


그림 7. 최대측방변위와 최대침하 관계

그림 10은 재하단계와 압밀경과에 따른 모델지반(그림 1)의 sand drain well(3 지점)과 인접점토층(2 지점)에 작용하는 수직응력을 나타낸 것으로 상대적으로 강성이 큰 drain well에 응력집중이 일어남을 알 수 있으며, 접합요소를 고려한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 drain well의 응력분담률 비가 Case 2, 4에 대하여 각각 6배와 4배로 더 크고, 또한 인접블럭과의 강성차이가 더 큰 무안 지반이 광양만

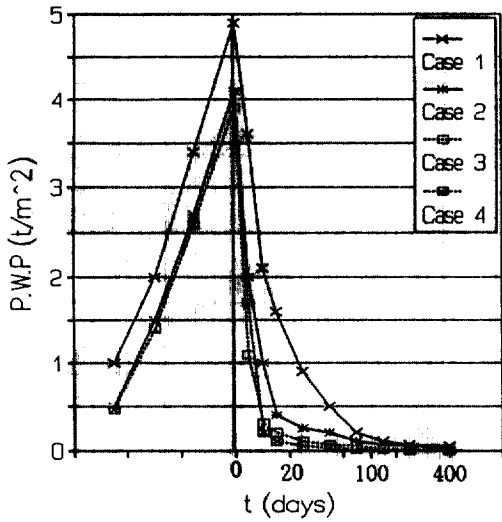


그림 8. 간극수압과 압밀시간관계

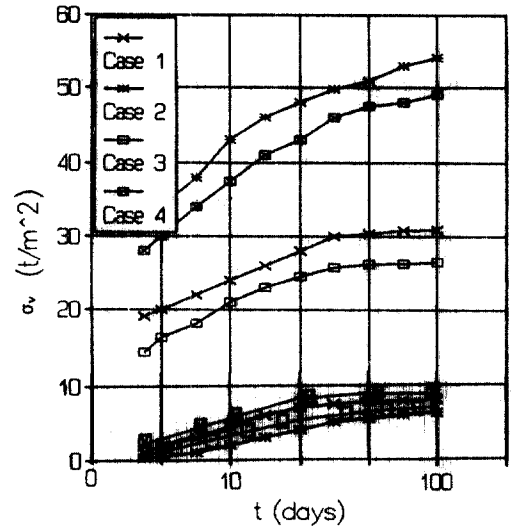


그림 10. 수직응력과 압밀시간 관계

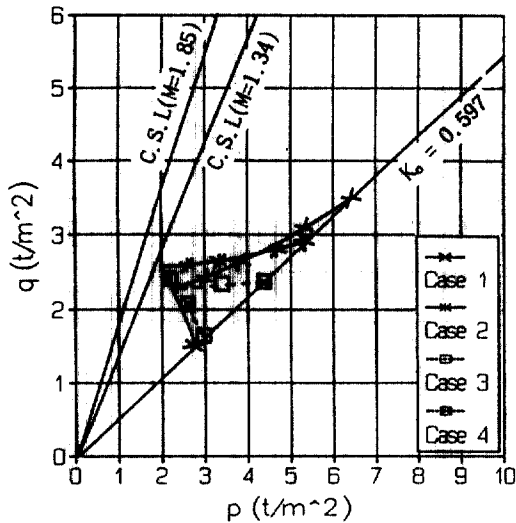


그림 9. 응력경로

지반에 비해 더욱 큰 차이가 있음을 나타내고 있다.

#### 4. 실제 지반에의 적용

##### 4.1 개요

광양제철소 조성부지중 sand drain을 시공한 slab yard<sup>(17)</sup>를 선정하여 성토재하로 인한 지반변형 실험치와 해석결과를 중심으로 변형을 살펴보고 해석의

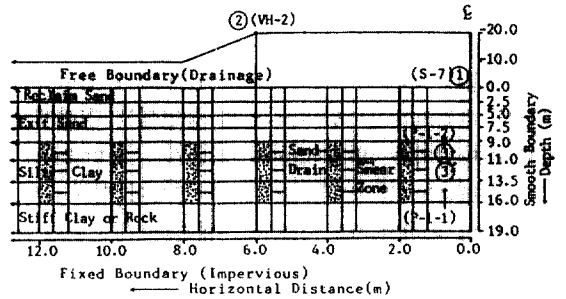


그림 11. Slab Yard의 FEM Mesh

정도를 검증한다.

광양만 지반은 섬진강 등으로부터 운반된 토사가 쌓여 이루어진 퇴적층으로 본 해석에 적용된 slab yard는 즉시침하 대상이 되는 느슨한 상부 모래층, 압밀침하 대상이 되는 중부 실트질 점토층과 하부의 stiff한 점토층, 기반암으로 형성되어 있다. 본 slab yard 지반의 개량공법은 sand drain, 또는 sand compaction pile과 선행재하공법을 병용하고 있으며 개량토층은 느슨한 상부 모래층과 중부 점토층이다.<sup>(17)</sup>

##### 4.2 해석조건

1) 유한요소해석을 위해 단순화한 slab yard 지



표 3. 토질상수<sup>(14)</sup>

M	$\lambda$	$\kappa$	$k_{s0}$ (m/day)	$k_{y0}$ (m/day)	$k_{s0} = k_{s0}/8$ (m/day)
1.85	0.424	0.065	$1.51 \times 10^{-2}$	$3.78 \times 10^{-2}$	$1.89 \times 10^{-2}$

반의 재원 및 경계조건을 그림 11에 나타낸다. 본 지반에서의 sand drain은 정방향으로 설치되어 있으며 중심간 거리가 2 m, 직경은 0.4 m이다.<sup>(17)</sup> 교란영향을 고려한 경우 drain well의 반경( $r_w=0.2$  m)과 교란 영역까지의 반경( $r_s=0.3$  m)의 비( $r_s/r_w$ )는 1.5로 가정하였다. 이를 평면변형을 조건으로 환산하면 그림 11에서와 같이 점토층의 분할폭 1.93 m마다 0.07 m의 sand drain이 설치되고 교란 영역은 drain well 하나에 대하여 0.07 m 크기가 된다. 그림에서 1, 2, 3, 3'는 각각 지표면침하판, 층별침하판, 경사계 및 간극수압계의 위치를 나타낸다.

2) 성토하중은  $18 \text{ t/m}^2$ 으로 일정기간을 두고 단계별로 재하 되었으며 준설사 하중으로 인한 초기 침하량은 22 cm 이었다.

3) 중부층의 점토지반은 의사과압밀(quasi-over consolidation)지반이지만  $K_0$  압밀지반으로 간주하여 해석하였다.

4) 본 지반에 적용한 해석 모델은 Biot 압밀론<sup>(1-3)</sup>에 탄·소성 구성식인 수정 Cam-clay 모델<sup>(9-11)</sup>이 적용되었으며 상부모래층과 drain well에 대해서는 탄성모델이 사용되었다.

5) 접합요소를 고려한 경우 강성이 크게 다른 sand drain과 인접점토층간의 마찰각  $\phi_s$ 는 일단  $30^\circ$ 로 가정하였으며 접선강성  $K_s$  및 수직강성  $K_v$ 는 해석상 접합요소의 두께를 무시하고 접합요소 자체의 변형을 일으키지 않을 정도의 충분히 큰 값( $10^6 \text{ t/m}^2$ )을 적용하였다.

6) 본 지반에 대한 수치해석은 sand drain과 인접점토층과의 접촉면에서 접합요소를 고려하고 sand drain 타설로 인하여 일어나는 교란 영역의 수평방향 투수계수  $k_{s0}$ 를 교란전의 투수계수  $k_{s0}$ 에 대하여 대표적으로 1/8 배 만을 감소시켜 수행한다.

7) 본 지반 점토층의 대표적인 토질상수는 표 3과 같다.

### 4.3 실측치 및 해석 결과의 고찰

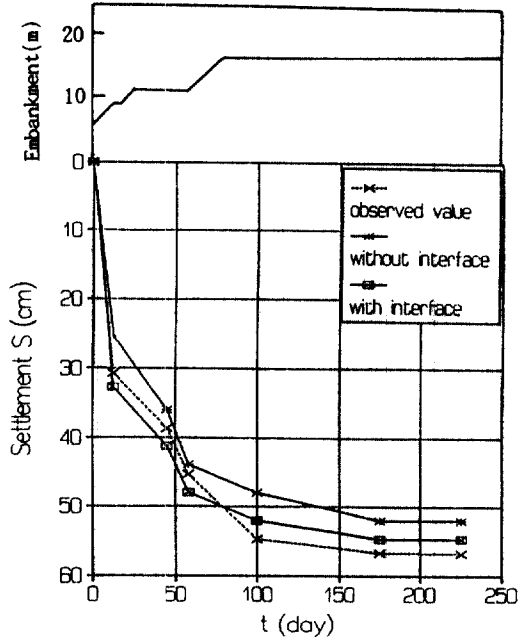


그림 12. 침하와 압밀시간 관계

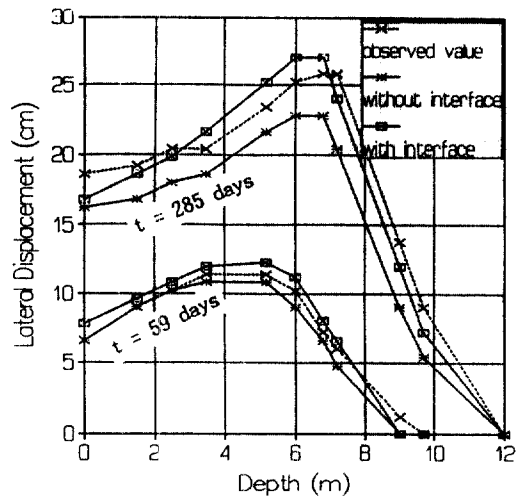


그림 13. 축방변위

#### 1) 침하 및 축방변위

그림 12는 그림 11의 1 지점(S-7)에서의 성토하중에 의한 압밀침하를 실측치와 해석결과를 함께 나타낸 것이다. 또한 그림 13은 그림 11의 2 지점(VH-2)에서의 축방변위를 압밀시간,  $t=59$ 일과  $t=285$ 일에 대하여 실측치와 함께 해석결과를 나타낸 것이다.

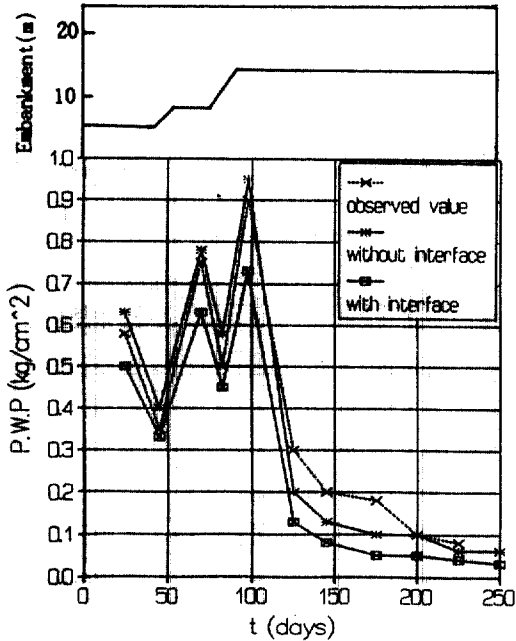


그림 14. 간극수압과 압밀시간 관계

그림에서 보는 바와같이 실측치와 해석결과는 비슷하다. 그러나 접합요소의 적용여부에는 큰 영향을 받지 않고 있으며 교란 영향도 크지 않지만 접합요소를 적용한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 침하는 크다. 이와같은 결과는 전술한 모델지반에 대한 해석 결과와 동일하며, 점성성분이 많은 흙에 비하여 실트질 성분이 많은 흙은 접합요소의 영향이 크지 않다는 것을 의미한다. 그러나 이러한 결과는 재하하중의 크기와 기초지반의 토질특성 등에 따라 달라질 수도 있을 것이다.

## 2) 간극수압

그림 14는 해석지반 그림 11의 P-1-1 지점에서의 재하단계와 압밀중의 과잉간극수압 분포를 나타낸 것으로 실측치와 해석결과는 유사한 경향을 보이거나 차이가 있다. 그러나 그림에서 보는 바와같이 모델지반에 대한 해석결과와 마찬가지로 토질조건상 접합요소의 고려여부에는 큰 영향이 없다.

## 5. 결 론

본 연구에서 제안한 변형의 불연속적 표현이 가능하고 drain well 타설로 인한 인접점토층의 교란

영향을 고려할 수 있는 해석기법을 토질특성이 다른 두 종류의 모델지반과 실제 조성되었던 sand drain 지반에 적용한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 접합요소의 고려여부에 따라 drain well 지반의 재하로 인한 침하와 측방변위는 큰 영향을 받지만 지반을 구성하는 토질특성에 따라 그 영향의 정도가 다르다는 것을 알 수 있다. 그러나 인접블럭간에 강성이 다른 재료로 구성되어 있는 지반의 변형에 측은 변형의 불연속성을 고려하지 않은 해석의 경우 점토질 성분의 많고 적음과 같은 토질특성에 관계 없이 과소추정이 될 가능성이 있다.

2) 지반의 극한지저력은 접합요소를 적용한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 더 적게 나타나는 결과로 미루어 통상의 방법은 과대평가가 될 가능성이 있다.

3) 압밀속도는 접합요소를 적용한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 빠르며, 실트성분을 다량 함유한 흙에 비해 점성성분이 많은 흙에 있어서도 유사성이 발견된다.

4) 성토지반의 재하단계와 압밀진행중의 최대측방변위와 최대침하관계는 교란 및 접합요소의 고려여부에 관계없이 선형성을 보인다. 또한 drain well 지반의 재하로 인한 drain well과 인접점토층의 응력분담률은 접합요소를 적용한 경우가 그렇지 않은 경우에 비해 drain well에 응력집중 현상이 두드러짐을 알 수 있으나 교란 조건에는 영향이 크지 않다.

5) 본 연구에서의 해석기법을 실제 실시되었던 sand drain 지반에 적용한 결과 좋은 적응성을 보였으나 몇가지 일치하지 않는 부분에 대해서는 장차의 더 많은 연구가 필요할 것으로 생각된다.

## 참 고 문 헌

1. Biot, M.A., "General Theory of Three-Dimensional Consolidation", *J. of Applied Physics*, Vol. 12, 1941, pp. 155-164.
2. Biot, M.A., "Consolidation Settlement under a Rectangular Load Distribution", *J. of Applied Physics*, Vol. 12, 1941, pp. 426-430.
3. Biot, M.A. and Clingen, F.M., "Consolidation Settlement of a Soil with an Impervious Top Surface", *J. of Applied Physics*, Vol. 12, 1941, pp. 579-

- 581.
4. Siriwardane, H.J., "Nonlinear Soil-Structure Interaction Analysis of One-, Two-, and Three Dimensional Problems Using Finite Element Method", Ph.D Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University, 1980.
  5. Ghaboussi, J., Wilson, E.L. and Isenberg, J., "Finite Element for Rock Joints and Interfaces", *J. of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, Vol. 99, SM. 10, 1973, pp. 833-848.
  6. 朴炳基, 李鎮洙, 林聖喆 "接合要素를 이용한 基礎地盤의 變形解析", *大韓土木學會論文集*, 第10卷, 第1號, 1990, pp. 155-162.
  7. Goodman, R.E., Taylor, R.L. and Brekke, T.L., "A Model for the Mechanics of Jointed Rock", ASCE, Vol. 14, SM. 3, 1968, pp. 637-659.
  8. Goodman, R.E. and Dubois, J.J., "Duplication of Dilatancy in Jointed Rocks", ASCE, Vol. 98, SM. 4, 1972, pp. 399-422.
  9. Roscoe, K.H., Schofield, A.N. and Wroth, C.P., "On the Yielding of Soils", *Geotechnique*, Vol. 8, No. 1, 1958, pp. 22-53.
  10. Roscoe, K.H. and Schofield, A.N., "Mechanical Behavior of an Idealized 'Wet' Clay", *Proc. 2nd European Conf. Soil Mechanics*, Wiebaden, Vol. 1, 1963, pp. 47-54.
  11. Roscoe, K.H. and Burland, J.B., "On the Generalized Stress-Strain Behavior of 'Wet' Clay", *Engineering Plasticity*, Cambridge Univ. Press, 1968, pp. 535-609.
  12. 李鎮洙. "Joint 要素를 이용한 改良軟弱地盤의 變形解析", 工學博士 學位論文, 全南大學校 大學院, 1988.
  13. Christian, J.T. and Boehmer, J.W., "Plane Strain Consolidation by Finite Elements", ASCE, SM. 4, No. 96, 1970, pp. 1435-1457.
  14. Barron, R.A., "Consolidation of Fine Grained Soils by Drain Wells", *Trans. ASCE*, Vol. 113, 1948, pp. 718-742.
  15. Braja, M.D., *Advanced Soil Mechanics*, McGraw-Hill, 1983, pp. 319-331.
  16. Yoshikuni, H. and Nakanodo, H., "Consolidation of Soil by Vertical Drain Wells with Finite Permeability", *Soils and Foundation*, Vol. 14, No. 2, 1974, pp. 35-46.
  17. 포항종합제철주식회사, *침하안전관리 종합보고서*, 1986.
  18. 포항종합제철주식회사, "광양공업단지 조성에 관한 토목공학 심포지움", 1988, pp. 181-205.
  19. 李鎮洙 "SAND DRAIN 盛土地盤의 變形解析", 東新大學 論文集, 第4集, 1991, pp. 13-21.
  20. 紫田徹, 關口秀雄 "盛土基礎地盤의 彈·粘塑性舉動解析と 破壞豫測", *日本土木學會論文報告集*, No. 301號, 1980, pp. 93-104.

(接受 : 1993. 5. 10)