

사질지반에서의 바렛말뚝의 주면하중전이 거동 평가

Evaluation of Shear Load-transfer Barrette Pile in Sandy Soils

이상래¹ Lee, Sang-Rae

박성완² Park, Seong-Wan

임대성³ Lim, Dae-Sung

Abstract

Recently, the use of barrette pile has remarkably increased for high-rise building and bridge foundations. However, relatively few studies have been made for analyzing barrette pile behavior by considering shear load transfer on interface between pile and soils. Therefore, in this paper, an empirically derived equation is proposed. This equation correlates the load transfer curve of barrette piles with the N value from field standard penetration test based on full-scale load tests. The results from all procedures are presented. In addition, the effect of interface on pile-soil is evaluated using 3-D non-linear finite element method and verified with the field data.

요지

최근 초고층 빌딩과 대형 교량의 사용 증가로 인하여 바렛말뚝에 대한 사용이 증가하고 있지만 바렛말뚝의 주면부 거동특성에 대한 연구는 미비한 실정이다. 이에 본 연구에서는 실물크기 시험말뚝에 대한 현장재하시험을 실시하여 표준관입시험 저항치와 바렛말뚝의 주면하중전이곡선을 산정하는 경험식을 제안하였다. 또한 3차원 유한요소해석을 실시하여 말뚝과 지반과의 경계면 효과를 살펴보았으며 이를 현장자료와 비교하여 평가하였다.

Keywords : Barrette pile, Foundation, Interface, Shear load transfer

1. 서 론

최근 들어 초고층 건물의 신축공사나 대형 교량의 건설이 증가함에 따라서 대구경 현장타설말뚝에 대한 필요성이 대두 되고 있다. 기존의 대구경 현장타설말뚝은 시공상의 문제, 높은 공사비, 소음 및 진동 등의 문제로 도심지 공사에서는 단점을 가지고 있지만 많은 연구결과와 현장실적을 바탕으로 대부분의 대형 공사에 사용되고 있는 실정이다. 이에 대한 대안으로 최근 대두되고 있는 것이 Barrette말뚝이다. Barrette말뚝은 지하연

속벽 굴착장비를 이용한 시공이 가능하므로 경제적인 손실을 줄이고 공사기간을 단축할 수 있는 장점이 있지만 아직 구조적인 안정성이나 거동의 불확실성을 가지고 있고, 편심으로 인한 피해도 발생할 수 있다는 단점도 가지고 있어서 효과적인 사용을 위해서는 Barrette말뚝의 주면부 거동특성에 대한 연구가 시급한 실정이다.(임대성, 2009) 또한 대구경 현장타설 말뚝(Barrette 말뚝 포함)은 지지할 수 있는 하중이 크기 때문에 정재 하시험법으로 극한 지지력을 산정하기에는 많은 개수의 반력말뚝을 필요로 하고 시험 시에 불확실성이 증가

1 정회원, 단국대학교 대학원 공학석사 (Member, Master of Engrg., Dept. of Civil & Environmental Engrg., Dankook Univ.)

2 정회원, 단국대학교 토목환경공학과 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil & Environmental Engrg., Dankook Univ., 교신저자, spark@dankook.ac.kr)

3 정회원, 삼보 E&C(주) 기술연구소 선임연구원 (Member, Senior Researcher, Technical Research Center, Sambo E&C)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2011년 3월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

하므로 인해서 대구경현장타설말뚝의 지지력 산정을 위한 시험으로는 반력말뚝이 필요없고 극한지지력 산정에 효용성이 있는 양방향재하시험을 사용하여서 barrette말뚝의 현장 적용성 및 주면부 거동특성에 관하여 연구해 보고자 한다.

본 연구에서는 실물크기의 Barrette말뚝의 재하시험 자료를 토대로 바렛말뚝의 주면하중전이곡선을 산정하는 경험식을 제안하였고 그 결과에 대한 검증을 위하여 유한요소해석 프로그램인 MIDAS-GTS를 사용하여 수치해석을 실시하였다. 또한 Barrette말뚝과 지반사이 발생되는 Filter cake의 영향을 모사한 지반의 미끄럼 효과를 고려하기 위하여 Interface요소를 수치해석을 통하여 모사하여 그 적용 범위를 제시하였다.

2. 재하시험

2.1 바렛말뚝

'Barrette' 이란 용어는 프랑스어로부터 기원된다. 바렛은 지하연속장비로 벤토나이트나 폴리머 슬러리를 이용한 짧고 깊게 굽착된 트렌치 내에 철근과 같은 응력재를 삽입 후 콘크리트를 타설하여 말뚝을 형성하는 공법을 의미한다(Ramaswamy & Pertusier, 1986). 현장타설 말뚝의 일종으로 상부구조물의 하중을 견고한 지지층에 전달시킬 목적으로 사용되어지고 있다. 바렛은 먼저 지표에 축조된 안내벽을 선 시공하고 일정폭의 트렌치 내에 굽착면의 봉괴와 지하수의 침투를 방지하기 위한 안정액(bentonite slurry)을 공급하면서 연속벽 굽착기로 소요의 굽착깊이까지 굽착하고, 굽착이 완료되면 안정 액 속 슬라임(slime)을 디샌딩(desanding)하고 철근망등의 응력재를 전입한 후 트레미관에 의한 콘크리트를 타

설하는 말뚝을 지칭한다. 하중과 기초의 형식 등에 따라 여러 가지 형태의 벽체식 말뚝을 설치할 수 있으며, 특히, 지층이 연약하고 토사층이 깊은 구간에서 기존 현장 타설말뚝(RCD 등) 사용시 공벽유지를 위한 케이싱 삽입 후 콘크리트 타설공법에 따른 케이싱 인발문제 및 철골의 수직도 문제에 대한 대안 공법으로 바렛말뚝이 적용되고 있다(임대성 등, 2008).

2.2 양방향재하시험

양방향재하시험은 미국 Northwestern 대학의 명예교수인 Osterberg 박사에 의해 처음 고안된 시험이다. O-cell은 특수하게 고안된 고압의 유압잭과 고압에도 견딜 수 있는 금속부품 등으로 구성되며, 유압용 액체로는 깨끗한 물과 약 5%정도의 물과 혼합이 가능한 특수 기름이 사용된다(Osterberg, 1998). 기존의 재하시험 경우 시험 하중만큼의 반력말뚝이나 반력 앵커 등이 필요하고, 반력 하중을 사용할 수 없는 경우에는 말뚝 정재하시험을 할 수 없는 반면 양방향재하시험은 유압잭을 말뚝 선단 가까이 설치하여 선단지지력과 주면마찰력의 상호간 반력으로 작용시켜 시험을 하기 때문에 별도의 반력장치가 필요 없고 좁은 시험공간이나 경사진 곳에서도 가능하다는 장점이 있다. 기존의 정재하시험은 반력시스템이나 사하중을 이용하여 말뚝에 압축력을 가한다. 이때 주면마찰력과 선단지지력이 더해져 상부의 하중을 지지하게 되며 각각의 크기는 말뚝에 변형률계를 설치하여야 개략적으로 알 수 있다.

그러나, 양방향재하시험은 말뚝의 선단에서 압축력이 가해지는 특성으로 셀이 유압으로 팽창함에 따라 선단 지지력과 주면마찰력이 반력으로 작용하여 둘 중에 한 성분이 극한에 도달할 때까지 하중을 가하게 된다. 따라



그림 1. 하중재하장치 및 계측기 설치 사진

서, 자동적으로 주면마찰력과 선단지지력이 분리되어 측정을 할 수 있는 시험법이다(권오성 등, 2006). 그럼 1은 기본적인 선단유압장치(O-cell)의 장치 모식도를 나타낸 것으로 선단유압장치(O-cell)의 상판과 하판(Plate)에 각각의 탐측관(Steel Pipe)을 장착하고 말뚝을 시공한 후 시험시 탐측관내에 변위봉을 삽입 설치하여 상부 LVDT를 통해 그 변위봉의 변위를 측정하여 말뚝의 선단부 지지에 따른 변위와 주면부 저항에 따른 변위를 직접 분리하여 측정할 수 있다.

본 연구에서는 주면부특성만을 규명하고자 하여 양방향 재하시험에서 얻어지는 선단지지력곡선에 대한 결과는 고려하지 않고 주면부 하중-침하곡선만을 사용하여서 거동특성을 규명하였다.

표 1. 바렛밀뚝 제원 및 시험하중

	규격	길이	설계 하중	최대 시험 하중
A-현장	2.8m × 1.0m	15.1m	12,000kN	26,000kN
B-현장	2.8m × 1.2m	20.9m	30,000kN	85,000kN
C-현장	2.8m × 1.0m	14.5m	6,840kN	22,500kN
D-현장	2.8m × 1.7m	9.5m	14,600kN	30,000kN

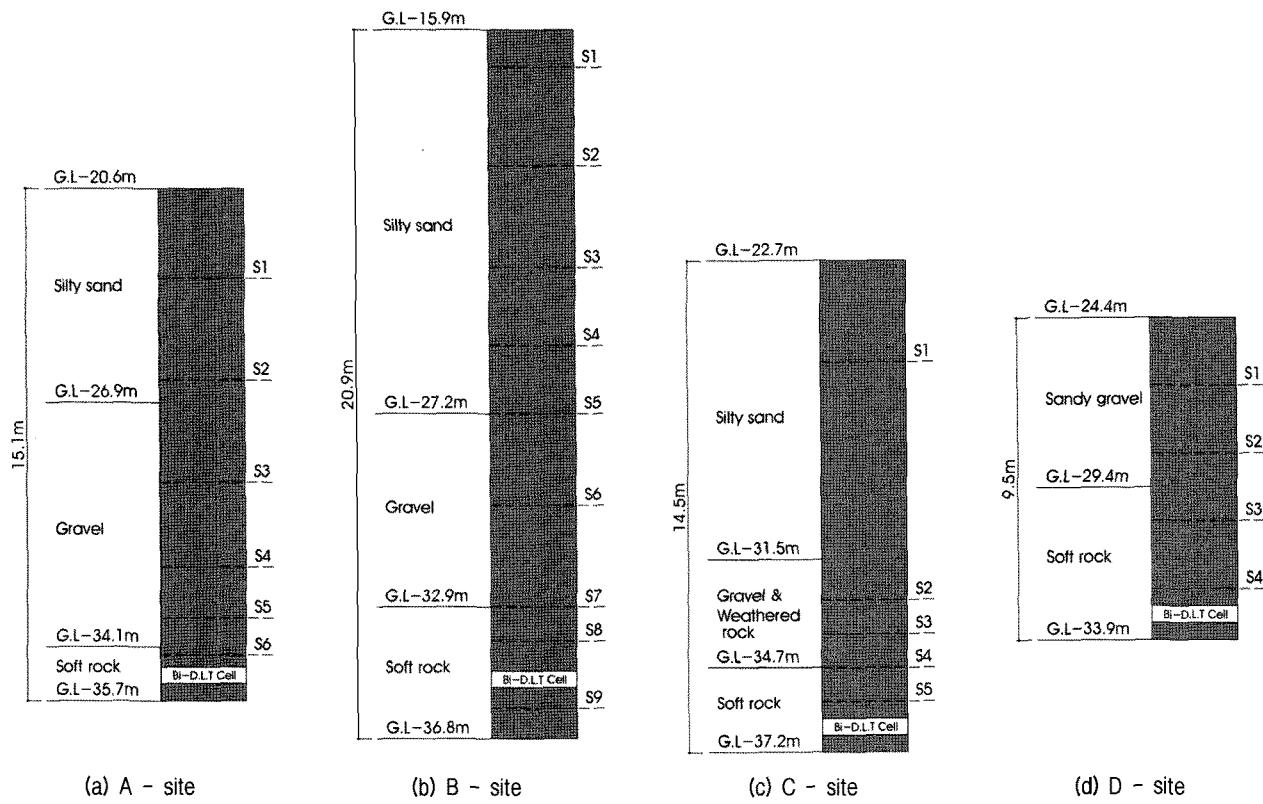


그림 2. 양방향 재하시험 위치 및 시험말뚝 개요도

2.3 재하시험

본 연구에서는 4개 현장(A, B, C, D현장)에 바렛밀뚝을 시공하고 양방향 재하시험을 실시하였다.(경남기업, 2008; 대우건설, 2006; 롯데기공, 2007; 신세계건설, 2007) 지반조건은 매립층, 실트질 모래층과 실트질 점토층, 연암층 순으로 구성되었고 재하시험은 ASTM D1143-81에서 규정하고 있는 반복재하방식에 따라 수행하였고 말뚝의 제원은 표 1과 같고, 변형률 계이지 설치위치는 그림 2와 같다.

2.3.1 재하 시험 방법

일반적으로 외국에서 사용하는 양방향 재하시험은 급속재하시험방법에 따라 수행하는 것이 일반적이나 다른 방법으로 시험도 가능하다. 따라서 본 시험의 양방향 말뚝재하시험에서는 ASTM D-1143, 1981에서 규정하고 있는 완속표준재하시험방법과 반복재하방법을 혼합한 형태로 실시하였다.

본 시험방법은 말뚝 시공시 하중가압장치를 말뚝 선단에 정착하고 말뚝선단과 말뚝두부의 변위를 측정하여 말뚝이 저항할 수 있는 최대 지지력을 확인하는 시험

방법으로 실시하였다.

2.3.3 재하 시험 결과

그림 3은 A-B현장의 재하시험 결과를 나타낸 하중-침하 곡선이며 최대하중인 13000kN에 이르기까지 파괴는 발생하지 않았다. 또한 본 연구에서는 하중전이분석을 위해 깊이에 따른 변형율 센서를 설치하였으며 탄성 침하량을 고려한 깊이별 하중전이곡선(t-z curve)을 측정한 결과에 대해 실트질모래층, 모래질 자갈층을 중심으로 그림 5와 6에 나타내었다. A, B, C 그리고 D는 각 현장을 표시한 것이고 (1)과 (2)는 현장별 깊이에 따른 변형률 센서의 번호를 나타낸 것으로 위치는 표 2와 같

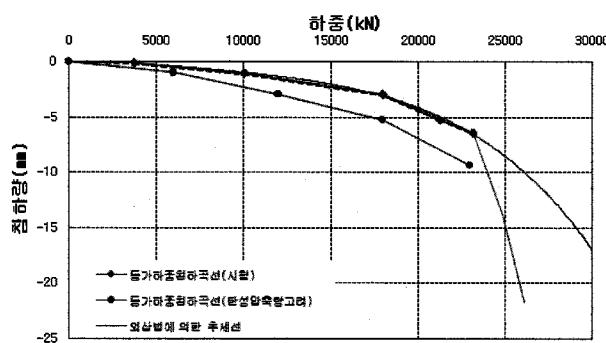


그림 3. 등가하중 - 침하곡선(A-site)

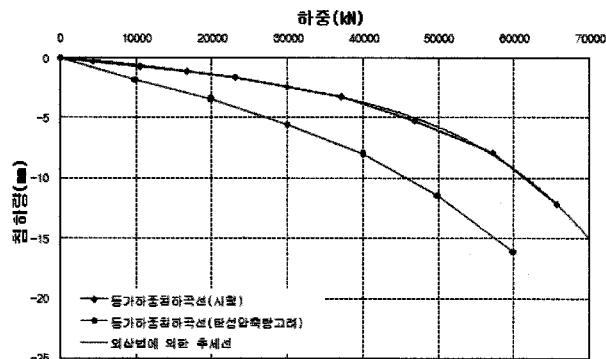


그림 4. 등가하중 - 침하곡선(B-site)

표 2. 쌍곡선 함수의 초기 접선 기울기 및 극한주면마찰력

현장	센서 No.	구간	지반 분류	k	t_{max}	N_{avg}
A	1	21.3~24.3	SM	34.72	76.34	4
	2	24.3~27.3	SM	20.04	83.33	7
	3	30.3~32.3	GP	51.28	142.86	49
	4	32.3~33.3	GM	84.75	285.71	49
	5	33.3~34.5	GM	65.36	243.90	42
B	1	16.5~22.9	SM	13.12	69.93	6
	2	22.9~27.2	SM	21.01	200.00	12
	3	27.2~32.9	GM	86.21	312.50	50

다. 도시결과 하중전이곡선 모두 비선형곡선 형태로 거동하고 있으며 모래자갈층의 경우 하중에 따른 깊이별 변화폭이 큼을 알 수 있었다.

3. 경험적 주면하중전이곡선의 개발

양방향 하중재하시험을 통해 구한 주면 하중전이곡선을 쌍곡선함수 형태로 정규화 시킨 후 정규화된 주면 하중전이곡선과 지반조사자료와의 상관관계를 분석하

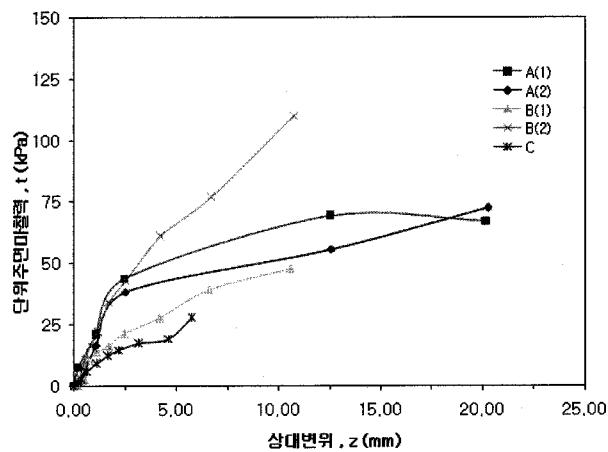


그림 5. 실트질 모래층

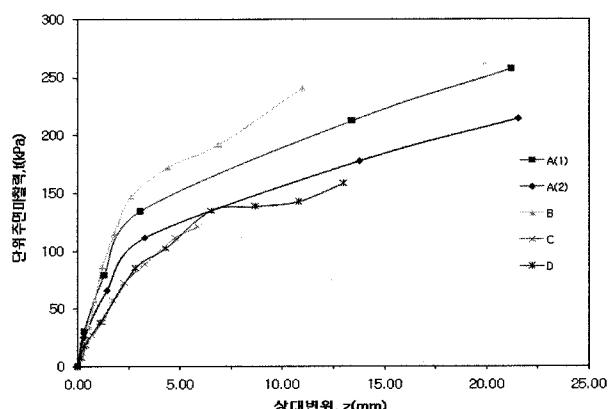


그림 6. 모래질 자갈층

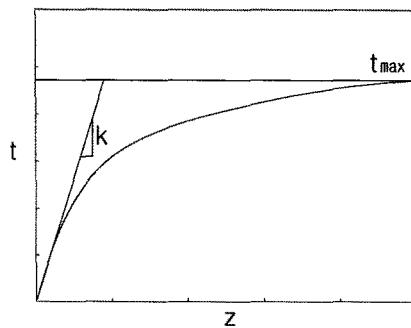


그림 7. 가정된 t-z 곡선의 함수(Hyperbolic Curve)

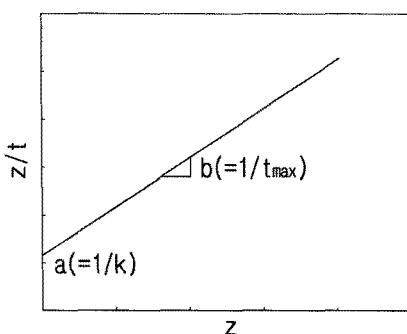


그림 8. z/t-z Line(Transformed Hyperbolic Curve)

여 최종적으로 barrette 말뚝의 경험적 주면하중전이곡선을 제안하고자 한다.

그림 5에 보는 바와 같이 가정된 쌍곡선 함수는 두 가지 변수인 초기 접선기울기(k)와 극한주면마찰력(t_{\max})으로 곡선의 형태가 이루어지며 그 관계식을 쌍곡선 함수의 기본식으로 나타내면 다음과 같다.

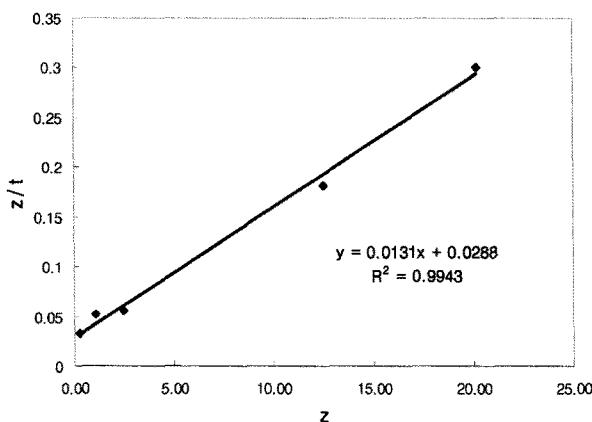
$$t = \frac{z}{a + b \cdot z} \quad (1)$$

여기서 $a = \frac{1}{k}$; $k = t-z$ 곡선의 초기 접선 기울기

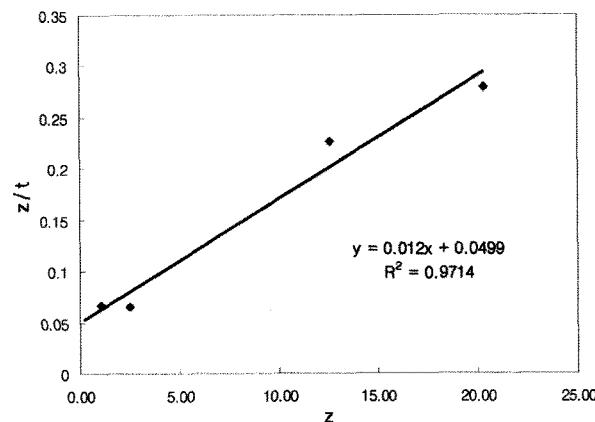
$$b = \frac{1}{t_{\max}} ; t_{\max} = t-z$$
 곡선의 극한주면마찰력

식 (1)을 선형관계로 다시 표현하면 다음 식 (2)와 같으며 선형회귀분석을 위해 $z/t - z$ 의 함수로 선형관계그래프를 나타내면 그림 7과 같이 표현된다.

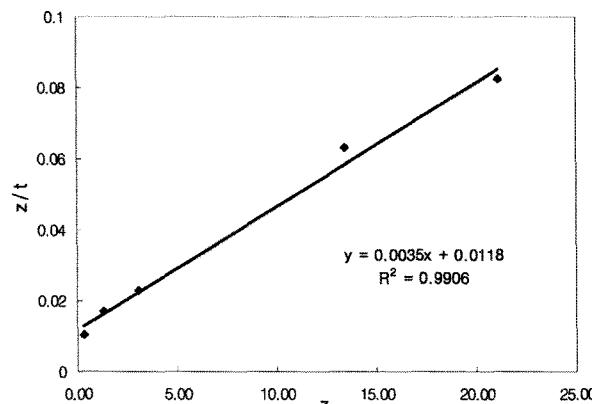
$$\frac{z}{t} = a + b \cdot z \quad (2)$$



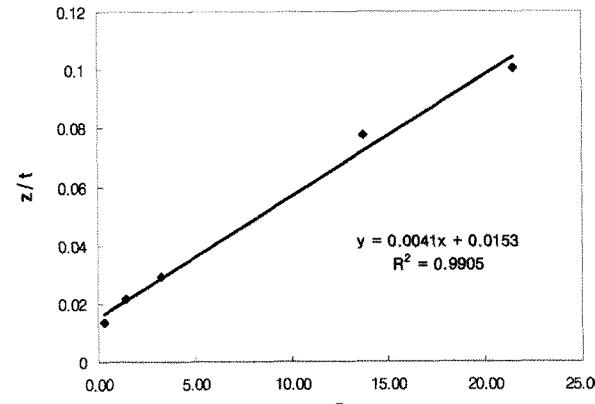
(a) A-site, 21.3~24.3m 구간



(b) A-site, 24.3~27.3m 구간



(c) A-site, 32.3~33.3m 구간



(d) A-site, 33.3~34.5m 구간

그림 9. 선형회귀분석

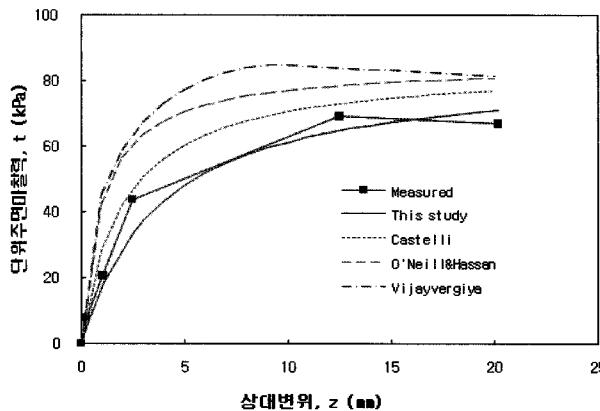


그림 10. 주면하중전이곡선 비교(A-site sand)

$$\text{여기서 } a = \frac{1}{k}, b = \frac{1}{t_{\max}}$$

이 같이 제안된 가정함수를 토대로 그림 8과 같이 실제 barrette 말뚝에 대해 양방향재하시험을 통해 구한 주면하중전이 곡선을 깊이에 따라 정규화 하였으며 1차 함수 기울기($1/t_{\max}$)와 절편($1/k$)을 취하여 식 (1)에 대입하였다. 해석결과, 그림 9와 같이 전반적으로 높은 상관도(R^2)를 보였다. 이렇게 구한 $1/t_{\max}$ 와 $1/k$ 을 식에 대입하면 그림 10과 같은 쌍곡선 함수 형태로 나타낼 수 있다. 깊이에 따른 초기 접선 기울기(k)와 극한주면마찰력(t_{\max})은 표 2에 정리하였다.

또한, 극한주면마찰력은 지층의 관입성에 따라 변화하는 것으로 알려져 있다. 따라서, 초기 기울기는 barrette 말뚝의 환산직경과 깊이에 따른 경험적 상관관계를 이용하고 극한주면마찰력은 시추조사를 통해 쉽게 구할 수 있는 표준관입저항치(N)를 이용하여 경험적 상관관계를 나타내 보고자 하였다.

표 2에 제시된 초기 접선 기울기 값을 지층에 따른 깊이(Z)와 말뚝의 환산직경(D)으로 표현한 무차원값(Z/D)을 이용하여 쌍곡선 함수의 초기 접선 기울기(k)의 상관관계를 나타내었으며 그 식은 다음과 같다.

$$k = 1.862 \cdot \left(\frac{Z}{D} \right) \quad (\text{실트질모래}) \quad (3)$$

$$k = 4.384 \cdot \left(\frac{Z}{D} \right) \quad (\text{모래질자갈}) \quad (4)$$

선형회귀분석을 통해 구한 극한주면마찰력(t_{\max})과 표준관입시험 저항치(N)와의 상관관계는 다음식과 같이 제안하였다.

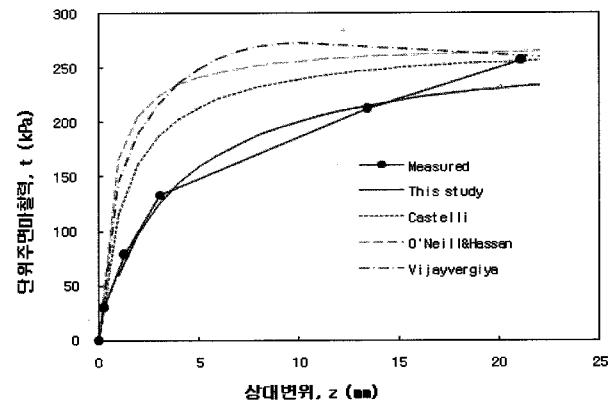


그림 11. 주면하중전이곡선 비교(A-site gravel)

$$t_{\max} = 14.828 \cdot (N) \quad (\text{실트질모래}) \quad (5)$$

$$t_{\max} = 5.201 \cdot (N) \quad (\text{모래질자갈}) \quad (6)$$

위 식 (3)~식 (6)은 barrette 말뚝의 실규모 재하시험을 통해 얻은 현장 Data를 사용하여 선형의 상관관계를 나타낸 것이며, 실트질모래층의 경우 $N < 15$ 이하와 모래질자갈층의 경우 $N > 40$ 이상의 제한된다.

4. 수치해석

본 연구에서는 현장에 시공된 barrette 말뚝에 대해 양방향재하시험을 실시한 결과를 토대로 주면부 하중전이특성을 분석한 결과에 대해 정량적인 해석결과를 얻고자 유한요소해석을 통해 검증하고자 하였다. 이를 위해 barrette 말뚝과 지반의 경계면 요소의 적정성을 검토하고 실제 재하시험을 통해 구한 주면하중전이곡선($t-z$ curve)과 제안된 하중전이함수를 토대로 경계면 정수 산정을 위한 해석 기법을 제안하였다. 이를 토대로 현장재하시험에서 얻은 주면부 하중-변위곡선과 수치해석을 통해 구한 결과를 비교·평가하고자 한다.

4.1 수치해석 조건

Barrette 말뚝은 비대칭형상으로 말뚝 해석시 평면 변형을 조건이 적용되는 2차원으로 해석할 경우 단계별 하중재하에 따른 정확한 지지거동 및 하중전이 특성의 파악이 어려워 본 연구에서는 직사각형 barrette 말뚝에 대하여 3차원 해석을 수행하였다. 해석에 사용된 프로그램은 범용해석 프로그램인 MIDAS GTS를 사용하여 해석을 수행하였다. 해석에 사용된 지반의 구성모델은 탄성(Elastic) - 소성(Plastic)의 관계로 표현되는 Mohr-Coulomb

표 3. 대표 수치해석 물성치

구 분	γ_t (kN/m ³)	C (kN/m ²)	$\phi(^{\circ})$	E (kN/m ²)	v	k_s (kN/m ³)
실트질모래층	18	30	25	18000	0.35	3000
모래질자갈층	20	0	37	160000	0.3	10000
연암층	28	50	40	37000000	0.25	-
말뚝	23	-	-	25000000	0.17	-

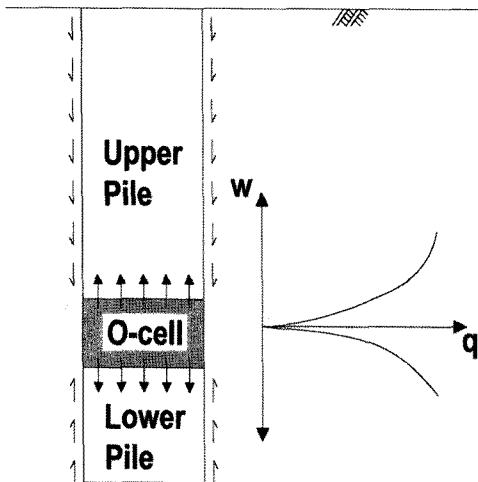


그림 12. 양방향재하시험의 모델링 개념도

모델을 사용하였으며, barrette 말뚝 본체는 Hooke의 법칙을 따르는 탄성 모델을 사용하였다.

해석대상 지반은 지층별 역학실험결과와 산정된 지반의 N치를 근거로 하여 탄성계수 및 Poisson's ratio의 값을 사용하였고, 단위중량과 점착력 그리고 내부마찰각은 현장실험값에 근거하여 적용하였다. 말뚝 기초는 해석대상 barrette 말뚝과 동일한 현장타설 con'c 말뚝으로 산정하고 철근 콘크리트 물성치를 사용하였다. 표 3은 해석에 사용된 대표 물성치이다.

현장에서 실시한 양방향재하시험을 수치해석으로 모사하기 위해 그림 12와 같이 Load cell(O-cell)이 설치된 위치를 기준으로 상부말뚝과 하부말뚝으로 나누고 주면부 하중전이해석을 위해 상부말뚝을 상향으로 재하하였으며 실제 현장에 적용된 동일한 시험하중과 지층조건으로 모델링하였다.

해석영역에 대한 경계조건으로 좌우 경계부는 연직 방향 변위만을 허용하기 위하여 roller조건으로 하고, 하부 경계부는 hinge로 설정하여 좌우 변위는 고정하고 회전만을 허용하였다. 해석순서는 원지반과 말뚝을 동시에 모델링하고 응력상태를 초기상태로 안정화시킨 후 재하하중을 각 단계별로 나누어 하중을 재하하였다.

4.2 경계면

현장타설말뚝의 모델링에서 말뚝과 지반사이 경계면의 상호작용을 수치해석적으로 구현하기는 상당히 어려운 문제이다. 기존의 연구 결과에 의하면 Ellison & D'Appolonia(1971)은 교란의 범위에 대해 일반적으로 수인치내로 제한되며 말뚝과 주변지반의 부착력을 감소시킬 수 있다고만 언급하고 있다. 따라서 본 수치해석에서는 접촉면 거동을 해석하기 위하여 힘-변위 관계를 사용하였다. 수직방향에서 응력-변형 관계는 선형적이라 가정하면 이는 수직강성도에 의해 지배되게 된다.

$$F_n = k_n u_n \quad (7)$$

여기서, $k_n = \frac{F_{n\max}}{u_{n\max}}$

마찬가지로 interface에서의 전단강성도의 변화량은식 (8)과 같이 정의된다.

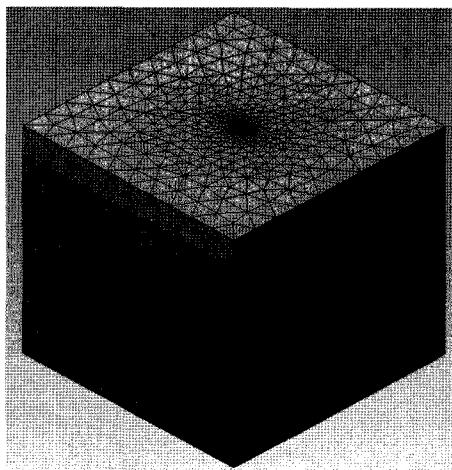
$$F_s = k_s u_s \quad (8)$$

여기서, $k_s = \frac{F_{s\max}}{u_{s\max}}$

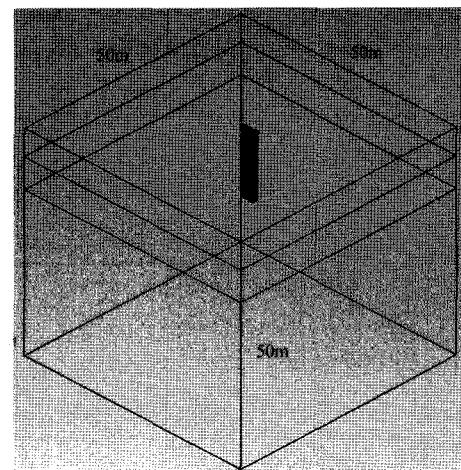
따라서, barrette 말뚝 시공시 발생되는 Filter caker와 말뚝과 지반의 상호작용을 수치해석에 반영하기 위해 말뚝과 지반사이 미끄러짐(Slip)을 모사 하였으며 이를 위해 Interface Element를 적용하였다.

4.3 수치해석 결과

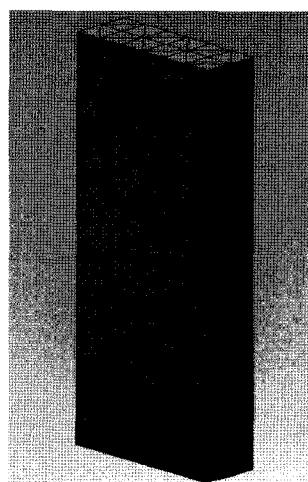
그림 13과 14는 하중단계별 침하량을 정규화한 그래프로 Y축은 동일한 하중조건에서 δ_s (현장 침하량)/ δ_i (수치해석 침하량)으로 정규화 하였으며, X축은 하중단계를 나타내었다. 상기 결과를 살펴보면 수치해석시 경계면효과를 고려한 수치해석결과는 현장결과와 정규화한



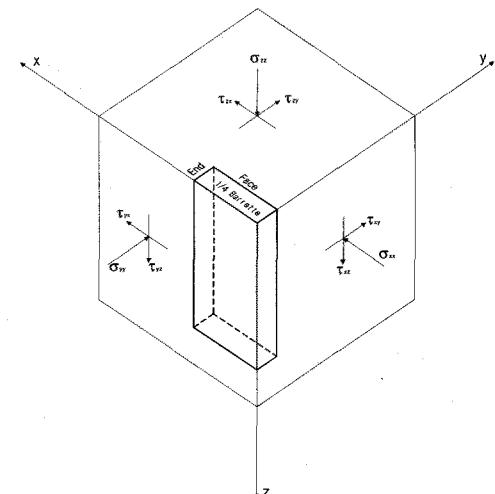
(a) 요소망



(b) 말뚝 근입 모사도



(c) 말뚝부 요소망



(d) 응력 좌표계

그림 13. 수치해석 요소망 및 모사도

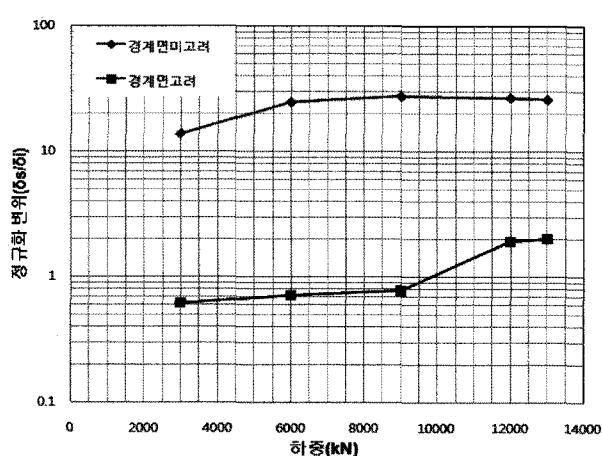


그림 14. 경계면효과 적용에 따른 하중-침하곡선(A-site)

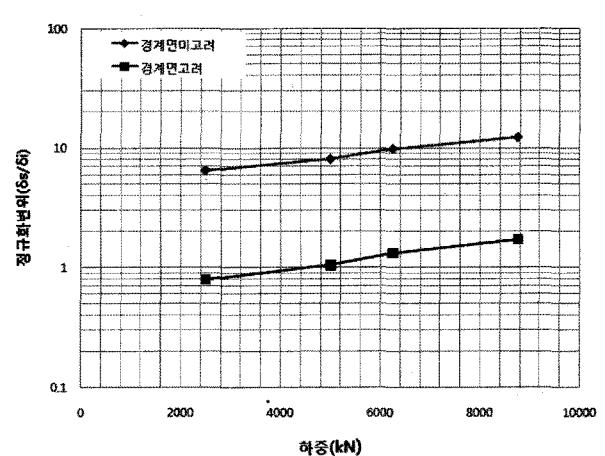


그림 15. 경계면효과 적용에 따른 하중-침하곡선(B-site)

“ δ_s (현장 침하량)/ δ_i (수치해석 침하량)”의 값이 0.8~2 배의 차이를 보이는 반면 경계면효과를 고려하지 않은 수치해석 결과는 초기 하중 단계를 제외하고 현장시험값

에 비해 정규화한 “ δ_s (현장 침하량)/ δ_i (수치해석 침하량)”의 값이 5~20배의 차이를 보이는 것으로 나타났다. 이는 바렛말뚝의 주면부 해석을 위해 수치해석으로 말뚝

의 하중-침하곡선을 추정할 시에는 경계면효과를 고려한 해석결과가 현장재하시험결과와 근사한 결과를 얻을 수 있는 것으로 나타났다.

5. 결 론

본 논문에서는 barrette 말뚝의 주면부 거동 특성을 살펴보기 위해 실규모 현장 양방향재하시험과 관련 해석을 통하여 주면부 거동을 평가하였다. 따라서 하중전이곡선을 토대로 말뚝조건을 고려한 제안된 정규화된 함수곡선을 검증한 결과를 종합하면 다음과 같다.

- (1) 국내 사질지반에 시공된 barrette 말뚝을 대상으로 양방향재하시험을 실시하고 주면부 변형율 센서를 통한 자료의 획득과 하중전이분석을 통해 주면부 하중전이곡선(t-z curve)을 구하였으며 쌍곡선 함수 형태로 가정하여 선형회귀분석하여 주면하중전이곡선을 제안하였다.
- (2) 분석결과 모래 및 자갈층의 말뚝 주면부 하중전이를 쌍곡선 형태 함수로 비교적 잘 표현할 수 있었으며 극한주면마찰력의 추정식들은 실트질모래층의 경우 $N<15$ 이하에서 모래질자갈층의 경우는 $N>40$ 이상의 지층에서 활용할 수 있도록 제안하였다.
- (3) 제안된 barrette 말뚝의 주면부 하중전이곡선을 통해 말뚝과 지반의 경계면 요소를 고려한 3차원 유한요소해석을 실시한 결과, 경계면 효과를 고려한 해석이 현장 결과와 주면부 하중-변위곡선을 유사하게 묘사하고 있는 것으로 나타났다.

- (4) 본 연구에서 제안한 방법은 활용된 자료의 한계로 인하여 개발된 경험식의 적용이 제한적일 수 있어 추후 실시되는 유사조건에서의 하중재하시험 자료의 확보를 통하여 추후 연구가 요구된다.

참 고 문 헌

1. 경남기업 (2008), *WBC The PALACE 오피스텔 신축공사 협장타설말뚝 재하시험 보고서*.
2. 권오성, 최용규, 권오균, 김명모 (2006), “양방향 말뚝 재하시험을 이용한 말뚝의 하중-변위곡선 추정 방법”, *한국지반공학회논문집*, 제22권, 제4호, pp. 11-19.
3. 대우건설 (2006), *부산 센텀 리더스마크 신축공사 바렛말뚝 재하시험 보고서*.
4. 롯데기공 (2007), *부산 해운대 센텀 콘도미니엄 신축공사 Barrette Pile 재하시험 보고서*.
5. 박성완, 임대성 (2009), “양방향 재하시험결과를 활용한 바렛말뚝의 하중전이특성 평가”, *대한토목학회논문집*, 제29권, 제2C호, pp.41-49.
6. 신세계건설 (2007), *센텀시티 신세계 UEC PROJECT 협장타설말뚝 재하시험 보고서*.
7. 임대성, 박성완, 박정환, 오세훈 (2008), “공벽유지용 유체에 따른 대구경 현장타설말뚝의 하중전이특성”, *한국지반공학회 2008 봄 학술박람회 논문집*.
8. ASTM D1143-81 (Reapproved by 1994) (1994), “Standard Test Method for Piles Under Static Axial Compressive Load”.
9. Osterberg, J. O. (1998), “The Osterberg Load Test method for Drilled Shafts and Driven Piles-the First Ten Years”, *Proceedings 7th International Conference on Deep Foundations*, Vienna, Austria., June 15-17, Deep Foundation Institute, Englewood Cliffs, N.J., 1.28.1-1.28.11.
10. Ramaswamy, S. D. & Pertusier, E. M. (1986), “Construction of Barrettes for High-rise Foundation”, *Journal of Construction Engineering*, No. 4, pp. 455-462.

(접수일자 2009. 9. 14, 심사완료일 2010. 9. 7)

확률론적 방법에 의한 인천송도지반 압밀침하량의 공간적 분포 평가

Evaluation of Spatial Distribution of Consolidation Settlement of Songdo Marine Clay by Probabilistic Method

김 동 휘¹ Kim, Dong-Hee

최 영 민² Choi, Young-Min

이 우 진³ Lee, Woo-Jin

Abstract

Because the thickness and depth of consolidation layer vary at every location, the consolidation settlement and time have to be evaluated spatially. Also, for a rational evaluation of the uncertainty of the spatial distribution of consolidation settlement and time, it is necessary to adopt a probabilistic method. In this study, mean and standard deviation of consolidation settlement and time of whole analysis region are evaluated by using the spatial distribution of consolidation layer which is estimated from ordinary kriging and statistics of soil properties. Using these results and probabilistic method, the area that needs adopting the prefabricated vertical drain as well as raising the ground level for balancing the final design ground level is determined. It is observed that such areas are influenced by the variability of soil properties. The design procedure and method presented in this paper can be used in the decision making process for a geotechnical engineering design.

요 지

압밀침하량과 속도에 영향을 미치는 압밀층 두께와 심도가 위치마다 상이하므로 압밀침하와 속도는 공간적 평가방법을 이용하여 분석되어야 한다. 또한, 확률론적 방법을 이용하여 공간적인 압밀침하 및 속도 추정결과의 불확실성을 평가할 수 있다. 본 논문에서는 압밀침하와 속도를 공간적으로 평가하기 위하여 크리깅기법으로 추정한 공간적인 지층분포를 이용하였다. 또한, 지반정수의 통계량과 확률분포형을 이용하여 압밀침하 및 속도의 불확실성을 평가하였다. 이 결과와 확률론적 방법을 이용하여 압밀시간을 단축하기 위해 연직배수공법을 적용해야 하는 면적과 최종 설계지반표고를 맞추기 위해 추가성토를 수행해야 하는 면적을 분석하였으며, 이러한 분석결과는 지반정수들의 변동성에 큰 영향을 받는 것으로 나타났다. 본 논문에서 제시한 분석절차와 방법은 지반공학적 설계의 의사결정과정에 사용될 수 있었다.

Keywords : Consolidation settlement, Consolidation rate, Kriging, Probabilistic method, Variogram

1. 서 론

해안이 인접한 국가들은 매립공사를 통하여 신도시

및 항만건설을 시행하고 있다. 이러한 해안매립공사는 대부분 점토 등의 연약지반에서 이루어지므로 시간 경과에 따른 압밀침하 발생은 불가피하다. 또한, 압밀층

¹ 정회원, 고려대학교 건축·사회환경공학부 박사과정 (Member, Graduate Student, School of Civil, Environmental and Architectural Engrg., Korea Univ.)

² 정회원, 고려대학교 건축·사회환경공학부 석사과정 (Member, Graduate Student, School of Civil, Environmental and Architectural Engrg., Korea Univ.)

³ 정회원, 고려대학교 건축·사회환경공학부 교수 (Member, Prof., School of Civil, Environmental and Architectural Engrg., Korea Univ., woojin@korea.ac.kr, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2011년 3월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

의 두께 및 매립에 의한 성토높이가 공간적으로 변하기 때문에 암밀침하 및 암밀속도를 공간적으로 평가하는 것은 대규모 해안매립지반에서 매우 중요한 문제이다.

지반정수들은 단일 값이 아니라 불확실성이 내재되어 있는 확률변수로 취급될 수 있으며, 이러한 지반정수들을 이용하여 추정하는 암밀침하 및 암밀속도 또한 확률변수로 다루어져야 한다. 지반정수들의 불확실성이 일차 암밀침하량과 암밀도에 미치는 영향에 대한 연구가 지속적으로 수행되어 왔다. Corotis 등(1975)은 암축지수, 간극비, 선행암밀하중 등을 확률변수로 취급하여 암밀침하의 확률밀도함수 분포를 연구하였다. Freeze(1977), Athanasiou-Grivas와 Harr(1978)는 지반정수를 정규분포로 모델링하여 암밀의 불확실성을 연구하였다. Chang(1985)은 암밀계수를 감마분포를 따르는 확률변수로 가정한 후 모멘트법과 몬테 카를로 시뮬레이션을 이용하여 평균시간계수에 따른 암밀도의 불확실성을 분석하였다. 또한, Chang(1985)은 암밀계수의 변동성이 암밀도에 가장 큰 영향을 미친다고 하였다. Hong과 Shang(1998)은 연직배수재를 설치한 지반의 암밀문제를 확률론적으로 다루었으며, 횡방향 암밀계수의 불확실성이 암밀과정에 가장 큰 영향을 미친다고 하였다. Zhou 등(1999)은 횡방향 암밀계수의 크기뿐만 아니라 확률밀도함수의 형태가 목표암밀도의 불확실성에 큰 영향을 미친다고 하였다. 국내에서는 김방식과 김병일(2007)이 횡방향 암밀계수의 불확실성을 고려하여 연직배수재 배치간격을 확률론적 방법으로 결정하였다.

확률론적 방법으로 공간적인 암밀침하 및 암밀속도

평가방법을 제시하기 위하여 그림 1과 같은 방법으로 연구를 수행하였다. 그림 1에서 볼 수 있듯이 먼저 암밀침하 평가에 필요한 지층들의 공간적 분포를 크리깅 기법을 이용하여 추정하였다. 지층추정결과를 잭나이프 방법으로 검증하여 가장 신뢰성 높은 추정방법을 선정하였으며, 이 결과를 암밀침하 추정에 직접적으로 활용하였다. 두 번째로 암밀침하 및 암밀속도를 확률론적 방법으로 추정하기 위해서 $C_o/(1+e_0)$, $C_r/(1+e_0)$, C_v , 단위중량 및 과입밀비 등의 지반정수들에 대한 통계량 및 확률분포형을 추정하였다. 이러한 지층분포 추정결과와 지반정수들의 통계량 및 확률분포를 이용하여 매립공사 완료 후 시간경과에 따른 공간적인 암밀침하 및 암밀속도를 확률론적 방법을 이용하여 추정하였으며, 이러한 분석결과를 설계에 활용할 수 있는 방안을 제시하였다.

2. 지층분포 추정을 위한 지구통계학적 방법

크리깅의 개념은 광산학자인 Krige(1951)에 의해 처음으로 소개되었으며, 1960년대 초 프랑스의 지질학자 Matheron(1962, 1963a, 1963b)에 의해 이론적 수식이 소개되었다. 크리깅은 광산분야뿐만 아니라 공간적으로 분포하는 자료와 그 분포특성을 이용하여 미지값을 추정하고자 하는 지질학, 기상학, 환경공학, 수자원 공학 분야 등에서 적극적으로 사용되고 있다. 크리깅기법에서 값을 추정할 때 가장 중요한 역할을 하는 것은 베리오그램(variogram)으로 공간자료의 상관관계를 나타내는 척도이다. 일반적으로 조사자료를 이용하여 산정한 실험적 베리오그램(experimental variogram)으로 이론적 베리오그램(theoretical variogram)을 결정하고 있으며, 어떤 이론적 베리오그램 모델을 사용하느냐에 따라 동일한 조사값에 대해서도 크리깅의 적용결과가 달라지기 때문에 적정 베리오그램을 판단하는 것이 가장 중요하다. 이론적 베리오그램 모델로는 구형모델, 지수모델, 가우시안모델 등이 있으며, 너깃 C_0 , 문턱값 ($C+C_0$), 상관거리 a 의 세 모수를 이용하여 정의할 수 있다(최종근, 2007; Isaaks와 Srivastava, 1989; Journel과 Huijbergs, 1978; Cressie, 1991).

크리깅 기법들은 경향성분 또는 평균을 어떻게 고려하는가에 따라서 단순크리깅(Simple Kriging, SK), 정규크리깅(Ordinary Kriging, OK), 일반크리깅(Kriging with a Trend, KT)으로 구분된다. 단순크리깅은 평균을 알고

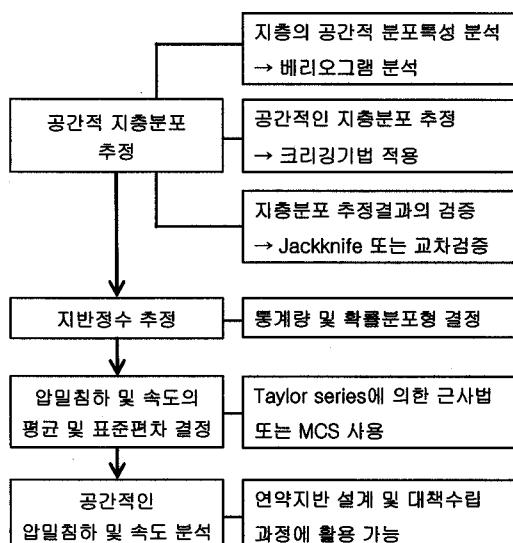


그림 1. 공간적인 암밀침하 및 암밀속도 평가 과정

있으며, 분석영역 전체에서 일정하다고 가정하며, 정규크리깅은 추정하고자 하는 위치에 인접한 국부적인 영역 내에서의 평균은 일정하나 알지 못한다고 가정한다. 일반크리깅은 알지 못하는 국부적인 영역에서의 평균이 분석영역 전체에서 변한다고, 즉 경향성을 보인다고 가정한다. 크리깅은 이러한 가정 하에서 오차분산을 최소로 하는 가중치를 구하여 기지 값의 선형조합으로 미지 값을 추정하는 방법이며, 가중치를 구하는 방정식을 크리깅 방정식 또는 시스템이라고 한다(Goovaerts, 1997; Isaaks와 Srivastava, 1989; Cressie, 1991).

3. 연구지역 위치 및 분석자료

분석대상인 인천 송도지역은 지표면으로부터 매립층, 퇴적층, 풍화토, 풍화암이 분포하고 있으며, 퇴적층은 실트질 점토층 및 모래층이 번갈아 분포하고 있다. 퇴적층 상부에 분포하는 평균 N값이 5인 실트질 점토층에서 압밀침하가 발생할 것으로 판단되며, 송도지반의 특성

분석결과는 김동휘 등(2009a, b; 2010b)에 자세하게 제시되었다. 본 논문에서는 지층분포 추정결과의 검증방법으로 전체 자료 중 값을 알고 있는 위치에서의 값을 크리깅 추정값과 비교하는 잭나이프 검증방법(Jackknife validation method)을 사용하였다. 따라서 총 702개의 시추조사자료를 581개의 분석자료와 121개의 검증자료로 분리하였으며, 각각의 위치는 그림 2와 같다.

4. 지반정수의 확률분포

암밀침하 및 암밀속도의 확률분포를 추정하기 위해서는 매립 전 지반정수에 대한 확률분포를 알아야 한다. 본 논문에서는 매립층의 습윤단위중량, 유효단위중량, 매립 전 암밀층의 습윤단위중량, 유효단위중량, 압축지수와 재압축지수를 간극비로 정규화한 $C_c/(1+e_0)$ 와 $C_r/(1+e_0)$, 암밀계수에 대한 통계량 및 확률분포형을 추정하였으며, 그 결과를 표 1에 요약하였다. 본 논문에서 사용한 지반정수들은 표 1에서 제시한 각각의 확률분포형을 따른다고 보았다.

본 논문에서는 확률분포형의 매개변수 추정방법으로 모멘트법을 사용하였으며, 확률분포형에 대한 적합성은 Kolmogorov-Smirnov(K-S) 방법으로 검정하였다(Benjamin과 Cornell, 1970; Ang과 Tang, 2007). 확률분포형 분석 결과 암밀계수는 왼쪽으로 치우친 분포경향을 보이므로 정규분포보다는 대수정규분포가 적합한 것으로 나타났으며, 다른 지반정수들의 분포는 거의 대칭인 경향을 보이므로 정규분포를 사용해도 문제없을 것으로 판단된다. 실트질 모래로 구성되어 있는 매립층의 습윤단위중량과 유효단위중량의 변동계수는 Duncan(2000)과 Phoon과 Kulhawy(1999)를 참고하여 각각 5%, 7%로 하였으며, 정규분포로 가정하였다.

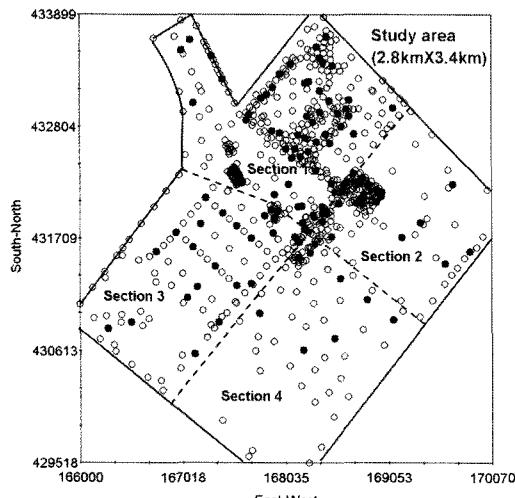


그림 2. 분석자료(원)와 검증자료(점) 분포

표 1. 지층별 지반정수의 통계량 및 확률분포

구분	지반정수	단위	자료 수	평균	표준편차	변동계수	확률분포
매립층 (실트질 모래)	습윤단위중량, γ_t	kN/m ³	—	19.0	0.95	0.05	정규분포
	유효단위중량, γ_b	kN/m ³	—	9.2	0.64	0.07	정규분포
암밀층 (실트질 점토)	습윤단위중량, γ_t	kN/m ³	124	18.3	0.54	0.03	정규분포
	유효단위중량, γ_b	kN/m ³	124	8.5	0.54	0.06	정규분포
	$C_c/(1+e_0)$	—	124	0.122	0.036	0.30	정규분포
	$C_r/(1+e_0)$	—	20	0.030	0.007	0.22	정규분포
	암밀계수, c_v	cm ² /sec	58	6.22×10^{-3}	2.76×10^{-3}	0.44	대수정규분포
	OCR(G.L.0~4.0m)	—	30	3.1	0.7	0.23	정규분포

5. 지층분포 추정

5.1 추정결과의 검증방법

지층분포 추정결과의 검증방법으로 잭나이프 검증방법을 사용하였으며, 추정결과의 정확성을 정량적으로 평가하기 위해 비교 통계량을 사용하였다. 비교통계량으로는 추정값의 정확성을 평가하는 MAPE(Mean Absolute Percent Error), MAE(Mean Absolute Error), MSE(Mean Squared Error), 추정결과의 편향성을 평가하는 PBIAS(Percent of BIAS), 예측의 효율성(effectiveness)을 평가하는 G 값(goodness-of-prediction(G) measure)을 사용하였다. MAPE, MAE, MSE는 계산 값이 작을수록 추정값이 정확하다는 것을 의미하며, PBIAS는 0에 가까울수록 추정결과가 편향되지 않았다고 할 수 있다. 또한, G 값이 “100”일 경우에는 완벽한 추정이라고 할 수 있으며, G값이 음수일 경우에는 추정자로 자료값의 평균을 사용하는 것보다 신뢰성이 없다는 것을 의미한다(Santra 등, 2008).

5.2 지층분포 추정 및 검증

암밀침하 및 암밀속도를 공간적으로 평가하기 위해서는 공간적인 지층분포 추정이 중요하므로 본 논문에서는 공간적인 자료분포추정에 많이 사용되는 크리깅기법을 이용하였다. 크리깅기법으로 지층분포를 추정하기 위해 먼저 베리오그램 분석을 수행하였으며, 암밀층 두께, 암밀층 출현심도, 매립층 하부심도에 대한 실험적 베리오그램과 이론적 베리오그램 분석결과는 그림 3과 같다. 분석 결과 세 지층 모두 구형모델이 실험적 베리오그램을 가장 잘 나타내 주는 것으로 나타나 구형모델을 이론적 베리오그램으로 사용하였다(김동휘 등, 2010a, c). 구형모델을 이용하여 단순, 정규, 일반크리깅으로 연구 영역의 암밀층 두께 및 출현심도, 매립층 하부심도를 추정하였다. 각각의 방법에 따른 추정결과의 신뢰성을 분석하기 위하여 잭나이프 검증방법을 사용하였으며, 표 2에서 볼 수 있듯이 세 지층 추정결과 모두에서 정규크리깅이 신뢰성이 가장 높은 것으로 나타났다. 암밀층 두께 추정결과에서는 정규크리깅과 일반크리깅 추정결과가 유사한 신뢰성을 보이고 있으나 일반크리깅은 일부 구간의 암밀층 두께를

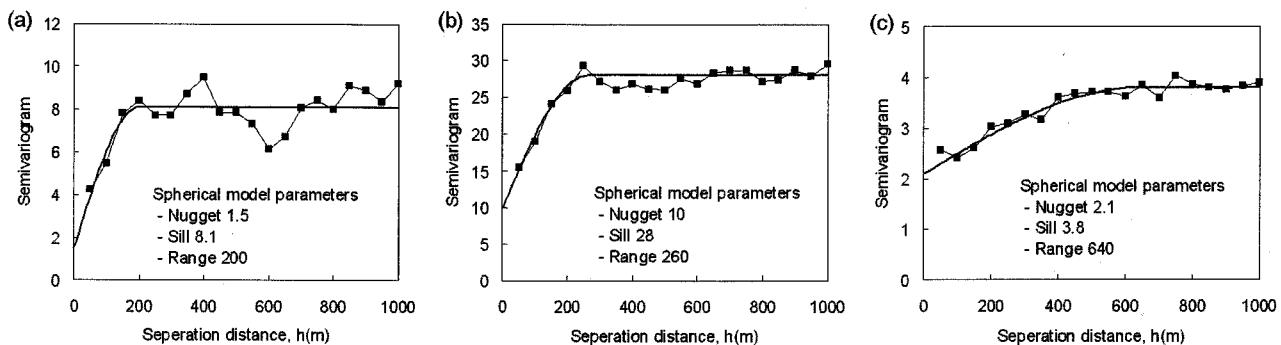


그림 3. 지층별 실험적 및 이론적 베리오그램: (a) 암밀층 출현심도, (b) 암밀층 두께(김동휘 등, 2010c), (c) 매립층 하부심도

표 2. 지층분포 추정결과의 신뢰성 분석결과

Estimation method	MAPE, %	MAE, m	MSE, m^2	PBIAS, m	G
암밀층 두께	SK	31.825	2.593	-0.531	46.0
	OK	26.104	2.408	-0.051	54.5
	KT	25.741	2.447	0.018	54.5
암밀층 출현심도	SK	116.330	1.355	-0.214	22.9
	OK	96.480	1.209	-0.129	36.7
	KT	102.109	1.269	-0.179	32.0
매립층 하부심도	SK	95.096	1.072	-0.416	27.8
	OK	97.021	1.064	-0.413	29.0
	KT	124.510	1.102	-0.434	24.3

주) 암밀층 두께 분석결과는 김동휘 등(2010c)을 참고하였음

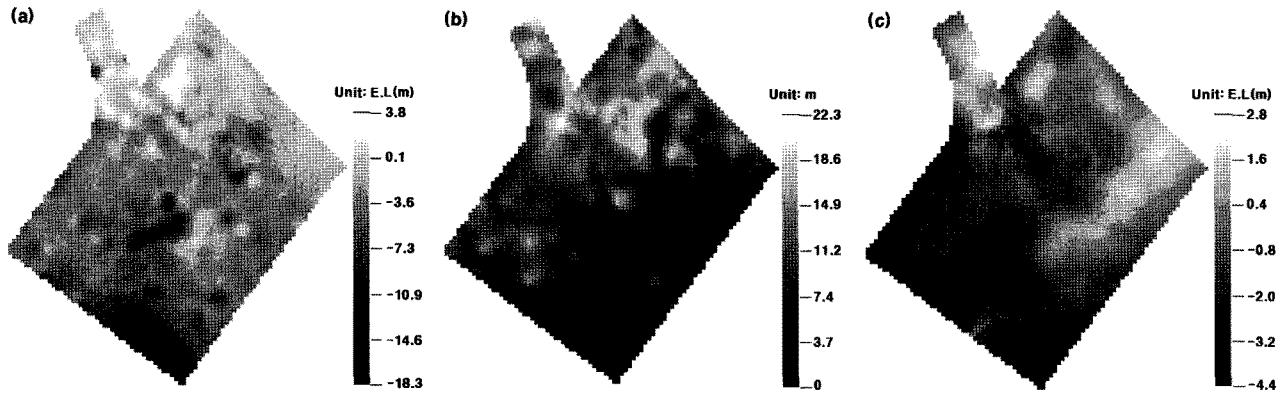


그림 4. 정규크리깅을 이용한 지층분포 추정결과: (a) 압밀총 출현심도, (b) 압밀총 두께(김동휘 등, 2010c), (c) 매립총 하부심도

음의 값으로 추정하여 최종 방법으로 정규크리깅을 선택하였다(김동휘 등, 2010c). 따라서 본 논문에서는 그림 4의 정규크리깅에 의한 지층추정결과를 이용하여 압밀침하 및 압밀속도를 추정하였다. 크리깅을 이용한 송도신도 시 지층분포 추정에 대한 자세한 분석결과는 김동휘 등(2010a, c)을 참고할 수 있다. 압밀총 두께는 압밀침하 공식에 직접적으로 사용되며, 압밀총 출현심도는 압밀총 두께와 함께 매립 전 압밀총에서의 응력상태 파악에 사용된다. 또한, 매립총 하부심도(매립총과 퇴적층 경계심도)는 매립에 의한 하중 증가량 산정에 사용된다.

6. 공간적인 압밀침하 및 압밀속도 분석

6.1 압밀속도

6.1.1 압밀계수의 확률분포형이 압밀속도에 미치는 영향

특정 압밀도에 도달하는 시간을 확률론적 방법으로

평가하기 위해서는 압밀계수의 확률분포가 필요하다. 송도지반의 압밀계수는 그림 5에서 볼 수 있듯이 분석자료들이 왼쪽으로 치우친 분포를 보이므로 대수정규분포가 적합한 것으로 나타났다. 이러한 분포특성을 보이는 압밀계수를 단순하게 정규분포로 가정한 후 확률론적 분석을 수행할 경우 압밀속도에 미치는 영향을 분석하기 위해 압밀총 평균 두께 12.9m, 매립총 평균 두께 8.7m인 위치에서 압밀도 95%에 도달하는 시간을 평가해보았다. 압밀시간은 테르자기의 일차원 압밀이론을 사용하여 산정하였다. 그림 6에서 볼 수 있듯이 정규분포 압밀계수를 사용할 경우 압밀도 95%에 도달하는 시간이 40개월 이상일 확률, $P(t_{U=0.95} \geq 40)$ 을 0.41(1.0-0.59)로 평가하여 대수정규분포를 사용했을 경우보다 약 0.08 과대평가하는 것으로 나타났다. 이와 같이 정규분포를 사용할 경우에는 압밀도 95%에 도달하는 시간이 24~60개월 이상일 확률을 과대평가하며, 24개월 이하와 60개월 이상에서의 확률은 과소평가 한다. 따라서 확률론적 방법을 이용하여 특정 압밀도에 도달하는 시간이 특

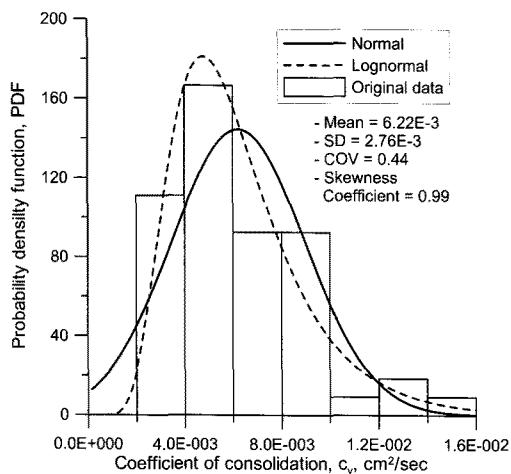


그림 5. 압밀계수의 확률분포형

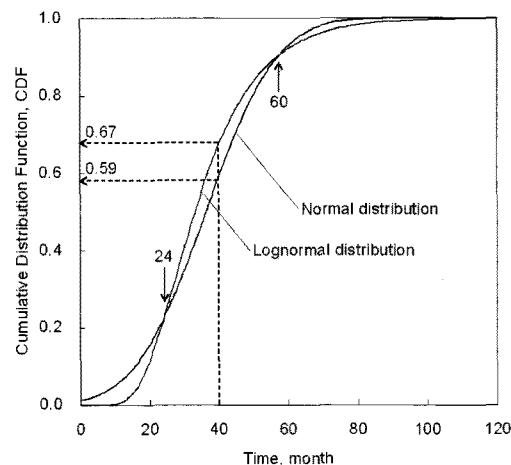


그림 6. 압밀시간의 누적확률분포함수

정 시간 이상일 확률, $P(t_U \geq t)$ 을 정확하게 추정하기 위해서는 분석대상 지반의 압밀계수를 적절하게 나타낼 수 있는 대수정규분포를 사용해야 함을 알 수 있다.

6.1.2 압밀속도의 확률론적 분석결과의 활용

본 절에서는 압밀촉진공법을 적용해야 하는 면적을 결정론적인 방법과 확률론적인 방법으로 산정하였으며, 두 방법으로 산정한 결과의 차이점을 분석하였다. 이러한 분석을 수행하기 위해 매립완료 후 36개월 내에 전체 영역이 95%의 압밀도까지 도달해야 한다고 가정하였다. 먼저 결정론적 방법 즉, 압밀계수의 변동성이 없다고 가정한 후 압밀시간을 산정하는 경우에는 그림 7에서 볼 수 있듯이 전체면적의 30%만 압밀촉진공법을 적용해도 매립완료 후 36개월 내에 전체영역이 95% 압밀도에 도달하는 것으로 나타났다.

확률론적인 방법을 사용하기 위해서는 확률론적 설계 기준 α , 즉 압밀시간이 36개월 이상 소요될 가능성이 α 이상 되는 영역은 압밀촉진공법을 적용해야 한다는 기준이 있어야 한다. 현재까지 국내에서는 이러한 기준은 없으므로 본 절에서는 α 및 압밀계수의 변동성이 압밀촉진공법을 적용해야 하는 면적에 미치는 영향을 분석하였다. 그 결과 그림 7에서 볼 수 있듯이 확률론적 설계 기준 α 가 작을수록 즉, 설계기준이 엄격할수록 압밀촉진공법의 적용 면적이 증가하는 것으로 나타났다. 또한, 압밀계수의 변동성 즉, 변동계수가 증가할수록 압밀촉진공법을 적용해야 하는 면적이 증가하는 것으로 나타났다. 송도지반 압밀계수의 변동계수는 0.44이며, 확률

론적 설계기준 α 가 0.05, 0.10, 0.15, 0.20, 0.25, 0.30일 때 압밀촉진공법 적용이 필요한 면적은 각각 전체면적의 55%, 50%, 45%, 42%, 38%, 35%인 것으로 나타났다.

압밀속도에 대한 확률론적 설계기준 α 는 아직까지 국내에서는 확립되지 않았으므로 설계에 직접적으로 사용되기 보다는 결정론적 방법들을 보완하는 방법으로 사용될 수 있다. 또한, 확률론적 설계기준을 만족하기 위해 증가한 압밀촉진공법 공사비용과 압밀이 목표공사기간 내에 완료되지 않았을 때의 손실비용을 함께 분석하여 최종 압밀촉진공법 적용면적을 결정할 수 있다.

6.2 압밀침하

6.2.1 압밀침하의 평균과 표준편차

압밀침하의 확률밀도함수는 지반정수들의 확률밀도함수를 압밀침하 산정공식에 대입한 후 적분하여 구할 수 있다. 그러나 압밀침하 산정공식은 비선형함수이므로 확률밀도함수를 구하기 위해 압밀침하 산정공식을 적분하는 것은 매우 복잡하다. 따라서 본 논문에서는 압밀침하의 평균과 표준편차를 구하기 위하여 테일러급수(Taylor series) 전개의 1계 근사법을 사용하였다. 테일러급수 전개를 이용한 방법은 근사적인 해를 구하는 방법이다. 따라서 이러한 근사해를 몬테카를로 시뮬레이션(Monte Carlo Simulation, MCS) 방법을 이용하여 산정한 결과와 비교해 보았다. 그림 8은 몬테카를로 시뮬레이션과 테일러급수 전개를 이용하여 추정한 평균과 표준편차로 압밀층 평균 두께가 12.9m인 위치에서의 압밀침하에 대한 누적확률분포함수를 도시한 것이다. 또한, 본 논문에서는 압밀침하의 확률분포로 정규분포를

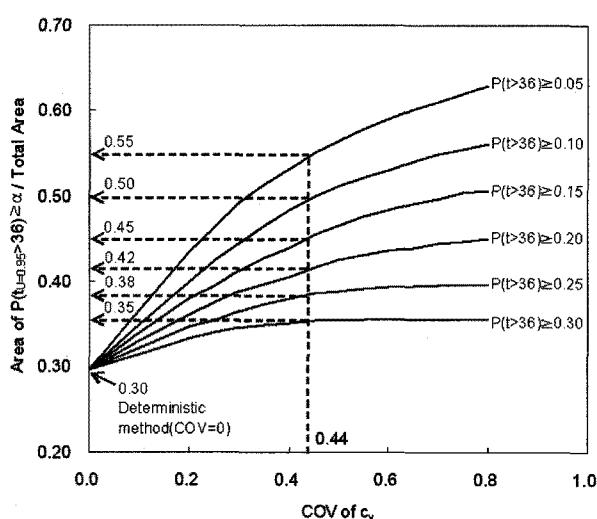


그림 7. 압밀계수의 변동성, $P(t_U=0.95>36\geq\alpha)$, 연직배수공법 적용 면적 관계

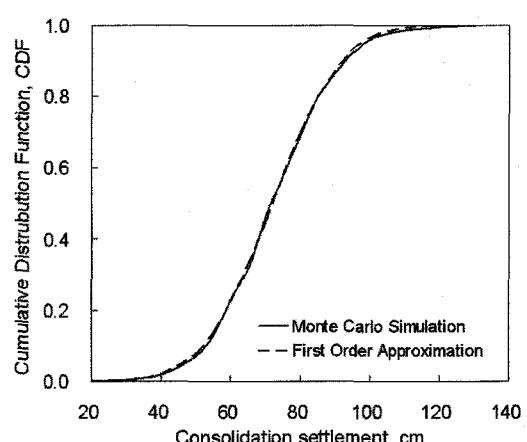


그림 8. 몬테카를로 시뮬레이션과 테일러급수 전개를 이용한 방법의 비교

사용하였다. 그림 8에서 볼 수 있듯이 테일러급수 전개를 이용한 방법과 MCS 방법의 차이는 대부분 1.0% 미만으로 거의 유사한 결과를 주는 것으로 나타났다. 따라서 본 연구에서는 테일러급수를 이용한 근사방법을 사용하여 압밀침하량의 평균과 표준편차를 산정하였다.

6.2.2 지반정수의 변동성이 압밀침하 변동성에 미치는 영향

압밀침하를 공간적으로 평가하기 전에 매립층의 습윤(γ_l) 및 유효단위중량(γ_b), 압밀층의 유효단위중량, $C_d/(1+e_0)$, $C_r/(1+e_0)$ 및 OCR의 변동성이 압밀층 평균 두께 12.9m, 매립층 평균 두께 8.7m인 위치에서 발생하는 압밀침하의 변동성에 미치는 영향을 분석하였으며, 이를 위해 표 3과 같은 민감도 분석계획을 수립하였다. 표 3에서 CASE-1은 실제 송도지반에 대한 조사결과를 이용하여 추정한 지반정수들의 평균과 변동계수(COV)가 압밀침하의 변동성에 미치는 영향을 분석하기 위한 것이며, CASE-2, 3, 4, 5, 6, 7은 각 지반정수들의 변동성이 압밀침하 변동성에 미치는 영향을 분석하기 위한 것이다. CASE-8은 특정시간(12개월 후)에서의 압밀침하 변동성을 평가하기 위한 것이며, 이 경우에는 특정시간에서의 압밀도의 변동성을 고려하기 위해 압밀계수의 변동성을 추가로 고려하였다. 표 3의 맨 오른쪽 열은 각각의 CASE에 대한 압밀침하의 평균 및 변동계수이다.

압밀침하 계산에 사용한 6개 지반정수들의 변동성이 압밀침하의 변동성에 미치는 영향을 분석하기 위하여 CASE-2, 3, 4, 5, 6, 7을 비교하였다. 그 결과 $C_d/(1+e_0)$ 의 변동성이 압밀침하 변동성에 가장 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 이는 송도지반의 상부 약 4m 정도가 평균 과압밀비 3.1 정도의 과압밀된 지반이라 할지라도 매

립에 의한 응력증가가 커 정규암밀지반으로 거동하므로 암밀침하는 $C_d/(1+e_0)$ 보다는 $C_r/(1+e_0)$ 의 변동성에 큰 영향을 받기 때문이다. 이러한 이유로 OCR의 변동성도 $C_d/(1+e_0)$ 의 변동성에 비하여 상대적으로 큰 영향은 미치지 않는다. 그러나 OCR의 변동성이 매립층 및 암밀층의 단위중량 변동성보다는 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 또한, 변동성이 상대적으로 큰 매립층 유효단위중량의 변동성보다는 암밀층 유효단위중량의 변동성이 압밀침하의 변동성에 큰 영향을 미치는 것으로 분석되었다. 위의 결과들로부터 송도지반의 최종 압밀침하를 평가할 경우에는 $C_d/(1+e_0)$ 의 변동성이 압밀침하의 변동성에 가장 큰 영향을 미치므로 $C_d/(1+e_0)$ 의 변동성을 정확하게 평가하는 것이 중요하다.

특정시간 경과 후의 압밀침하 변동성을 평가하기 위하여 CASE-1과 8을 비교하였다. 그 결과 특정시간 경과 후의 암밀침하량 변동성이 최종 압밀침하 변동성보다 큰 것으로 나타났으며, 이는 압밀계수의 변동성이 압밀침하의 변동성에 추가되기 때문이다. 따라서 특정시간 후의 암밀침하를 평가할 경우에는 $C_d/(1+e_0)$ 의 변동성뿐만 아니라 c_v 의 변동성도 정확하게 평가하는 것이 중요하다.

6.2.3 압밀침하의 확률론적 분석결과의 활용

매립지반에서 과도한 침하가 발생하면 추가 성토를 수행하여 계획높이를 유지해야 한다. 따라서 침하가 과도하게 발생하는 구간에서는 추가로 성토해야 할 토사가 많이 필요하게 되므로 계획단계에서 이러한 영역과 추가 성토량을 예측하는 것은 공사기간 및 공사비의 예측에 있어 중요한 문제이다. 따라서 본 절에서는 결정론적인 방법과 확률론적인 방법을 사용하여 추가성토를

표 3. 지반정수의 변동성이 압밀침하량의 변동성에 미치는 영향검토

CASE	매립층 지반정수				압밀층 지반정수								s_c , cm			
	γ_l , kN/m ³		γ_b , kN/m ³		γ_b , kN/m ³		$C_d/(1+e_0)$		$C_r/(1+e_0)$		OCR		c_v , cm ² /sec		Total	
	μ	COV	μ	COV	μ	COV	μ	COV	μ	COV	μ	COV	μ	COV	μ	COV
1	19.0	0.05	9.2	0.07	8.5	0.06	0.122	0.30	0.03	0.22	3.1	0.23	—	—	71.9	0.216
2	19.0	0.05	9.2	—	8.5	—	0.122	—	0.03	—	3.1	—	—	—	71.9	0.015
3	19.0	—	9.2	0.07	8.5	—	0.122	—	0.03	—	3.1	—	—	—	71.9	0.012
4	19.0	—	9.2	—	8.5	0.06	0.122	—	0.03	—	3.1	—	—	—	71.9	0.030
5	19.0	—	9.2	—	8.5	—	0.122	0.30	0.03	—	3.1	—	—	—	71.9	0.206
6	19.0	—	9.2	—	8.5	—	0.122	—	0.03	0.22	3.1	—	—	—	71.9	0.018
7	19.0	—	9.2	—	8.5	—	0.122	—	0.03	—	3.1	0.23	—	—	71.9	0.050
8	19.0	0.05	9.2	0.07	8.5	0.06	0.122	0.30	0.03	0.22	3.1	0.23	0.00622	0.44	49.4	0.260

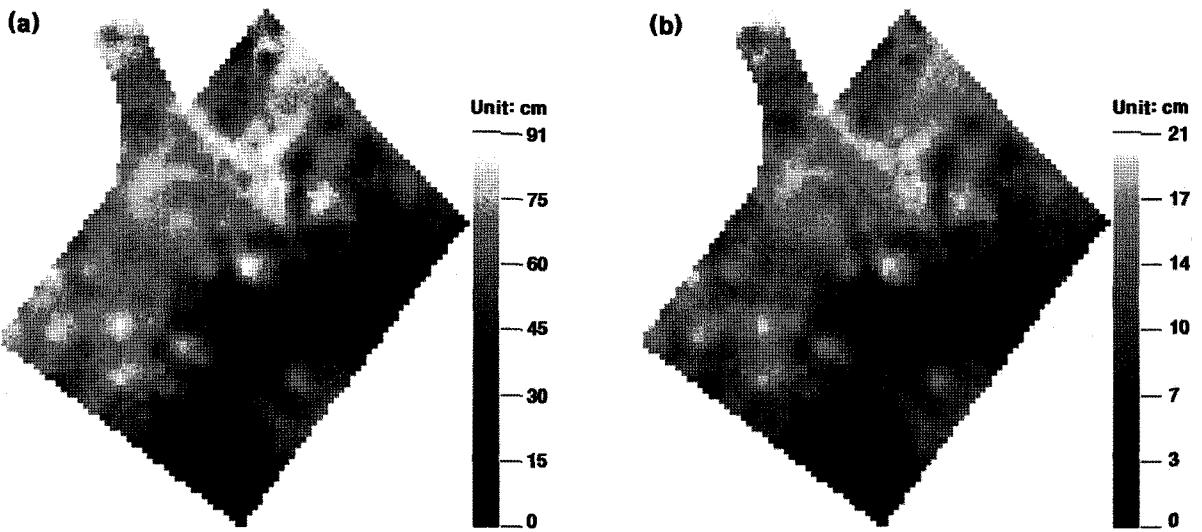


그림 9. 압밀침하의 평균과 표준편차: (a) 평균, (b) 표준편차

수행해야 할 영역을 분석하였다.

확률론적 방법을 사용하여 압밀침하 분포를 평가하기 위해서는 먼저 공간적인 압밀침하의 평균과 표준편차를 산정해야 한다. 그림 9는 매립을 표고 E.L+8m까지 수행하였을 때 송도지역 압밀침하의 평균과 표준편차의 공간적인 분포를 나타내고 있다. 송도지역은 최종 매립부지의 높이를 표고 E.L+7m로 계획하고 있어 본 논문에서는 압밀침하를 고려하여 표고 E.L+8m까지 성토를 수행하는 것으로 가정하였다. 그림 9(a)는 지반정수들의 평균을 사용하여 분석영역에서 압밀침하의 평균을 산정한 것이며, 그림 9(b)는 지반정수들의 변동성을 고려하여 산정한 압밀침하의 표준편차이다. 이러한 평균과 표준편차를 이용하여 특정 위치에서 특정 압밀침

하 이상 발생할 가능성, 즉 확률을 산정할 수 있다.

결정론적인 방법을 사용할 경우에는 그림 9(a)의 압밀침하 평균의 공간적인 분포만을 이용하여 추가성토 계획을 수립할 수 있다. 즉, 압밀침하가 100cm 이상 발생할 경우에는 최종계획 높이인 E.L+7m 아래로 지표면이 내려가 추가성토가 필요하다. 그림 9(a)에서 볼 수 있듯이 송도매립지반에서는 표고 E.L+8m까지 성토를 수행하였을 경우 최대 91cm의 압밀침하가 발생하여 추가성토는 필요 없는 것으로 나타났다. 그러나 확률론적 방법에 의하면, 그림 10에서 볼 수 있듯이 일부 구간에서는 100cm 이상 압밀침하가 발생할 확률, $P(s_c > 100)$ 이 최대 0.33 정도된다. 이와 같이 확률론적 방법에서는 분석대상 지역의 압밀침하가 특정 압밀침하 이상 발생할 가능성 즉, 위험도를 평가할 수 있으며, 이러한 위험도 평가결과를 추가성토 계획에 반영할 수 있을 것으로 판단된다.

확률론적 방법에서는 특정 압밀침하 이상 발생할 가능성은 지반정수 특히, $C_d/(1+e_0)$ 의 변동성에 가장 큰 영향을 받는다. 따라서 본 절에서는 $C_d/(1+e_0)$ 의 변동계수가 $P(s_c > s) \geq \alpha$ 인 영역의 면적에 미치는 영향을 분석하였으며, 그 결과를 그림 11에 나타내었다. 여기서, $P(s_c > s) \geq \alpha$ 는 압밀침하가 특정 침하 s 를 넘을 가능성이 확률론적 설계기준 α 보다 큰 확률을 의미한다. 또한, 압밀침하가 100cm 이상 발생할 경우 추가성토가 필요하므로 특정 압밀침하 s 로 100cm를 사용하였다. 그림 11에서 가로축은 $C_d/(1+e_0)$ 의 변동계수이고 세로축은 압밀침하량이 s 값을 넘을 가능성이 설계기준 α 보다 큰 영역의 면적과

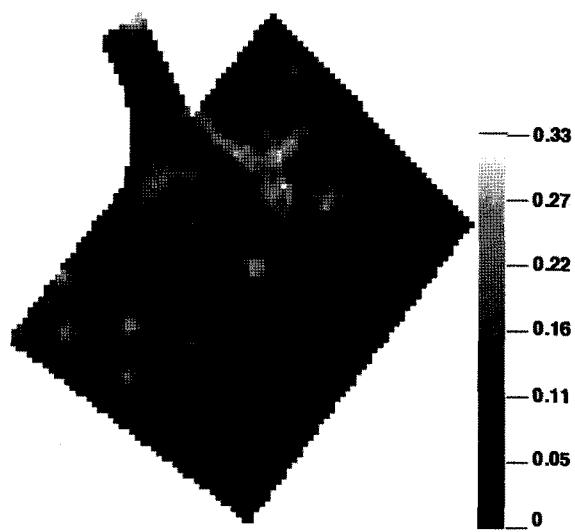


그림 10. 압밀침하량 100cm 이상 발생확률, $P(s_c > 100cm)$

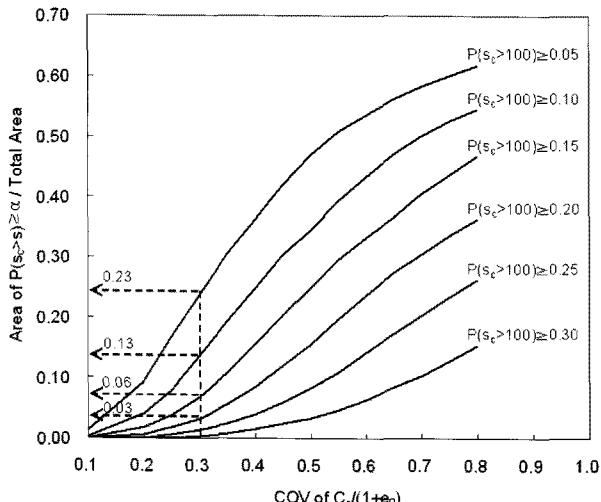


그림 11. $C_v/(1+e_0)$ 변동성이 $P(s_c > s) \geq \alpha$ 인 면적에 미치는 영향

전체면적의 비를 나타내고 있다.

그림 11에서 볼 수 있듯이 $P(s_c > s) \geq \alpha$ 인 면적과 전체면적의 비는 $C_v/(1+e_0)$ 의 변동계수가 증가할수록 또는 확률론적 설계기준 α 가 감소할수록 증가하는 경향을 보이고 있다. 이와 같이 지반정수의 변동성과 확률론적 설계기준 α 는 추가성토 대책을 수립해야 할 면적에 직접적인 영향을 주는 것으로 나타났다. 분석대상 지역인 송도지반 $C_v/(1+e_0)$ 의 변동계수 0.30에서 확률론적 방법을 사용하여 압밀침하를 분석한 결과 100cm 이상 압밀침하가 발생할 가능성이 5%, 10%, 15%, 20%, 25%, 30% 보다 큰 영역의 면적은 전체면적의 0.23, 0.13, 0.06, 0.03, 0.01, 0인 것으로 나타났다. 이와 같이 송도지반도 지반정수의 불확실성으로 인하여 100cm 이상의 압밀침하도 발생할 가능성이 내재되어 있음을 알 수 있다. 따라서 확률론적 방법을 사용할 경우에는 특정 값 이상의 압밀침하가 발생할 가능성도 평가 할 수 있으므로 압밀침하에 의한 추가 성토높이 결정의 의사결정(decision-making) 과정에 이러한 결과를 활용할 수 있을 것으로 판단된다.

7. 요약 및 결론

매립공사가 대규모로 수행되고 있는 해안지역의 압밀충 두께는 공간적으로 변하므로 위치마다 압밀속도 및 압밀침하량 발생 정도가 다르다. 따라서 압밀 문제를 공간적으로 평가하는 연구가 필요하며, 압밀침하 및 압밀속도를 합리적으로 평가하기 위해 확률론적 방법의 도입이 필요하다. 본 논문에서는 확률론적 방법으로 공간적인 압밀침하 및 압밀속도 평가방법을 송도지반을 대

상으로 제시하였으며, 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 해안매립지반에서의 압밀침하를 평가하기 위해서는 먼저 지층분포를 공간적으로 추정해야 한다. 잭 나이프 방법으로 신뢰성 분석을 수행한 결과 정규크리깅이 가장 우수한 것으로 평가되었으며, 이를 이용하여 압밀충 두께, 압밀충 출현심도, 매립충 하부심도의 공간적인 분포를 추정하였다.
- (2) 압밀침하 산정에 필요한 지반정수들의 통계량 및 확률분포형을 분석한 결과 c_v 는 대수정규분포가 가장 적합한 것으로 나타났으며 $C_v/(1+e_0)$ 와 단위중량 등의 지반정수들은 정규분포가 가장 적합한 것으로 나타났다.
- (3) 확률론적 방법을 이용하여 특정 압밀도에 도달하는 시간이 특정 시간 이상일 확률, $P(t_u > t)$ 을 추정하기 위해서는 분석대상 지반인 송도지반의 압밀계수를 적절하게 나타낼 수 있는 대수정규분포를 사용해야 함을 알 수 있었다. 또한, 확률론적인 방법을 적용할 경우에는 c_v 의 변동성이 압밀촉진공법 적용면적에 큰 영향을 미치며 확률론적 설계기준 α 의 수준도 압밀촉진공법 적용면적에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다.
- (4) 지반정수들의 통계량을 이용하여 압밀침하의 평균과 표준편차를 테일러급수의 1계 근사법을 이용하여 산정하였으며, 이 결과는 몬테카를로 시뮬레이션으로 산정한 결과와 유사한 것으로 나타났다. 또한, 정규크리깅 기법으로 추정한 지층분포 추정결과를 이용하여 분석영역 전체의 압밀침하량 평균과 표준편차를 산정하였다.
- (5) 지반정수들의 변동성이 압밀침하의 변동성에 미치는 영향을 분석한 결과 $C_v/(1+e_0)$ 가 다른 지반정수들에 비하여 상대적으로 압밀침하의 변동성에 가장 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 지반정수들의 통계량을 이용한 확률론적 방법을 적용할 경우에는 분석대상 지역의 압밀침하가 특정 압밀침하 이상 발생할 가능성 즉, 위험도를 평가할 수 있으므로 이러한 결과를 이용하여 합리적인 추가성토 계획을 수립할 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 포스코건설의 “송도 매립지반 지반조사자

료 DATABASE 구축 및 암밀침하량 평가” 연구과제의 일부분으로 수행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. 김동희, 안신환, 김재정, 이우진 (2009a), “인천 송도지역 지반의 변동성 분석”, 한국지반공학회논문집, 제25권, 6호, pp.73-88.
2. 김동희, 이주형, 이우진 (2009b), “무작위성을 보이는 지반정수의 확률분포 및 변동성”, 한국지반공학회논문집, 제25권, 11호, pp. 87-103.
3. 김동희, 류동우, 최영민, 이우진 (2010a), “인천 송도지역 지층분포 추정을 위한 크리깅과 역거리기중치법의 적용”, 한국지반공학회논문집, 제26권 1호, pp.5-19.
4. 김동희, 홍성진, 이우진, 고성권 (2010b), “인천 송도지역 지반의 암밀특성”, 한국지반공학회논문집, 제26권 1호, pp.21-33.
5. 김동희, 류동우, 이주형, 최인걸, 김종국, 이우진 (2010c), “인천 송도국제도시 지층분포추정을 위한 크리깅 방법의 비교연구”, 한국지반공학회논문집, 제26권 5호, pp.57-64.
6. 김방식, 김병일 (2007), “지반 불확실성을 고려한 연직배수재 배치간격의 확률론적 해석과 결정”, 한국지반공학회논문집, 제23권, 4호, pp.125-132.
7. 최종근 (2007), 지구통계학, 시그마프레스, 서울.
8. Ang, A. H-S., and Tang, W. H. (2007), Probability Concepts in Engineering, Emphasis on Applications to Civil and Environmental Engineering, 2nd Edition, New York, John Wiley & Sons, pp. 278-305.
9. Athanasiou-Grivas, D., and Harr, M. E. (1978), “Consolidation-Probabilistic approach”, *Journal of the Engineering Mechanics Division*, ASCE, Vol.104, No.EM3, pp.681-690.
10. Benjamin, J. R., and Cornell, C. A. (1970), Probability, Statistics, and Decision for Civil engineers, McGraw-Hill Book Company, New York.
11. Chang, C. S. (1985), “Uncertainty of One-Dimensional Consolidation analysis”, *Journal of geotechnical engineering*, Vol.111, No. 12, pp.1411-1424.
12. Corotis, R. B., El-Moursi, H. H., and Krizek, R. J. (1975), “Probabilistic Approach to Prediction of Consolidation Settlement”, TRB, Transportation Research Board 548, pp.47-61.
13. Cressie, N. A. C. (1991), Statistics for Spatial data, John Wiley & Sons, Inc., New York.
14. Duncan, J. (2000), “Factors of Safety and Reliability in Geotechnical Engineering”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, Vol.126, No.4, pp.307-316.
15. Freeze, R. A. (1977), “Probabilistic One-Dimensional Consolidation”, *Journal of geotechnical engineering*, Vol.103, No.GT7, pp.725-741.
16. Goovaerts, P. (1997), Geostatistics for Natural Resources Evaluation, Oxford University Press, New York.
17. Hong, H. P., and Shang, J. Q. (1998), “Probabilistic analysis of consolidation with prefabricated vertical drains for soil improvement”, *Canadian Geotechnical Journal*, 35, pp.666-677.
18. Isaaks, E. H., and Srivastava, R. M. (1989), Applied geostatistics, Oxford University Press, New York.
19. Journel, A. G., and Huijbregts, C. J. (1978), Mining geostatistics: Academic Press, London.
20. Krige, D. G. (1951), “A statistical approach to some basic mine valuation problems on the Witwatersrand”, *Journal of the Chemical, Metallurgical and Mining Society of South Africa*, 52, pp.119-139.
21. Matheron, G. (1962), Traité de géostatistique appliquée, Vol. I: Mémoires du Bureau de Recherches Géologiques et Minières, No.14, Editions Technip, Paris, pp.333.
22. Matheron, G. (1963a), Traité de géostatistique appliquée, Vol. II, Le Krigeage: Mémoires du Bureau de Recherches Géologiques et Minières, No. 24, Editions Bureau de Recherche Géologiques et Minières, Paris, pp.171.
23. Matheron, G. (1963b), “Principles of Geostatistics”, *Economic Geology*, Vol.58, pp.1246-1266.
24. Phoon, K. K. and Kulhawy, F. H. (1999), “Characterization of geotechnical variability”, *Canadian Geotechnical Journal*, 36(4), pp.612-624.
25. Santra, P., Chopra, U. K., and Chakraborty, D. (2008), “Spatial variability of soil properties and its application in predicting surface map of hydraulic parameters in agricultural farm”, *Current science*, Vol.95, No.7, pp.937-945.
26. Zhou, W., Hong, H. P., and Shang, J. Q. (1999), “Probabilistic design method of prefabricated vertical drains for soil improvement”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, Vol.125, No.8, pp.659-664.

(접수일자 2010. 2. 1, 심사완료일 2010. 9. 2)

확률론적 방법을 이용한 인천송도지반 이차압축침하량의 공간적 분포 평가

Evaluation of Spatial Distribution of Secondary Compression of Songdo Marine Clay by Probabilistic Method

김 동 휘¹ Kim, Dong-Hee

배 경 두² Bae, Kyung-Doo

고 성 권³ Ko, Seong-Kwon

이 우 진⁴ Lee, Woo-Jin

Abstract

Settlement at reclamation area caused by secondary compression should be considered using spatial evaluating method because the thickness of consolidation layer varies at every location. Probabilistic method can be implemented to evaluate uncertainty of spatial distribution of secondary compression. This study spatially evaluated mean and standard deviation of secondary compression in the overall analyzing region using spatial distribution of consolidation thickness estimated by ordinary kriging method and statistical values of soil properties. And then, the area where secondary compression exceeds a design criterion at the specific time was evaluated using probabilistic method. It was observed that the area exceeding the design criterion increased as the variability of $C_a / (1 + e_0)$ increased or the probabilistic design criterion α decreased. It is considered that the probabilistic method can be used for the geotechnical design of soft ground when a probabilistic design criterion is established in the specification.

요 지

해안매립지반에서 압밀층 두께는 위치마다 상이하기 때문에 이차압축침하를 공간적으로 평가해야 한다. 이러한 이차압축침하량의 공간적인 분포가 포함하고 있는 불확실성을 합리적으로 평가하기 위해 확률론적 방법의 도입이 필요하다. 따라서 본 논문에서는 정규크리깅기법으로 추정된 압밀층의 공간적인 분포 추정결과와 지반정수들의 평균과 표준편차를 이용하여 이차압축침하량의 평균과 표준편차를 분석영역 전체에 대하여 산정하였다. 이러한 결과를 이용하여 이차압축침하량이 특정 시간에서 설계기준을 초과하는 영역을 확률론적 방법을 이용하여 평가하였으며, 허용기준을 초과하는 영역의 면적은 $C_a / (1 + e_0)$ 의 변동계수가 크고 확률론적 설계기준 α 가 작을수록 증가하는 것으로 나타났다. 마지막으로 국내에서 확률론적인 설계기준이 확립될 경우에는 연약지반설계에 본 논문에서 제시한 확률론적인 방법들을 직접적으로 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

Keywords : Ordinary kriging, Probabilistic method, Secondary compression, C_a / C_c

1 정회원, 고려대학교 건축·사회환경공학부 박사과정 (Member, Ph.D Student, School of Civil, Environmental and Architectural Engrg, Korea Univ.)

2 정회원, 고려대학교 건축·사회환경공학부 석사과정 (Member, Graduate Student, School of Civil, Environmental and Architectural Engrg, Korea Univ.)

3 포스코건설 건축사업본부 건축기술그룹 과장 (Manager, Architecture Technology & Design Group, Architecture Division, Posco E&C)

4 정회원, 고려대학교 건축·사회환경공학부 교수 (Member, Prof., School of Civil, Environmental and Architectural Engrg, Korea Univ., woojin@korea.ac.kr, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2011년 3월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서 론

최근 국내뿐만 아니라 일본, 중국, 홍콩, 싱가폴 등에서는 신도시 및 항만건설을 위해 대규모 해안매립공사가 활발하게 수행되고 있다. 이러한 해안매립공사는 대부분 연약지반에서 이루어지므로 매립공사 완료 후에도 매립지반의 장기적인 침하는 불가피하다. 이러한 장기적인 침하 즉, 이차압축침하가 크게 발생하여 구조물에 영향을 미칠 경우에는 유지보수 비용이 증가하는 등 많은 사회적 문제가 발생된다. 즉, 이차압축침하가 허용 값보다 크게 발생할 경우에는 말뚝기초에 부주면마찰력이 작용하여 말뚝의 안정성을 저하시킬 수 있다. 또한, 말뚝으로 지지되어 있는 구조물 구간과 녹지 및 도로구간 사이에 부등침하가 발생하여 가스관, 상하수도관 등의 각종 관들의 파손을 발생시키므로 이차압축침하는 장기적으로 큰 문제를 야기시킬 가능성이 있다. 이와 같이 이차압축침하는 말뚝의 안정성 저하, 도로포장 및 관의 손상을 야기시키므로 설계 시 이차압축침하량 추정을 통한 대책방안 마련은 필수적이다.

이차압축에 대한 연구는 Mesri와 Godlewski(1977), Mesri와 Castro(1987), Leroueil 등(1985), Kabbaj 등(1988)에 의하여 연구되었다. Mesri와 Godlewski(1977)는 C_a / C_c (이차압축지수와 압축지수의 비) 개념을 제안하였으며, Mesri와 Castro(1987)는 여러 흙의 종류에 따른 C_a / C_c 값을 제시하였다. 국내에서는 김규선 등(1999)이 남해안 해성점토, 임형덕 등(2002)이 군산지역 연약토의 C_a / C_c 값에 대한 연구를 수행하였다. 김찬기 등(2008)은 소성지수가 C_a / C_c 에 미치는 영향을 분석하였다. 이와 같이 이차압축은 국내외적으로 많은 연구자들에 의해서 현재까지도 지속적으로 연구되고 있는 분야이다. 이차압축침하 및 일차압밀침하를 추정하기 위한 지반정수들은 단일 값이 아니라 불확실성을 내포하고 있는 확률변수로 취급될 수 있으므로 이차압축침하 및 일차압밀침하 또한 확률변수로 다루어질 수 있다. Corotis 등(1975), Freeze(1977), Athanasiou-Grivas와 Harr(1978), Chang(1985), Hong과 Shang(1998), Zhou 등(1999)은 일차압밀침하와 압밀시간의 불확실성을 확률론적 방법으로 연구하였다. 이혁진 등(2004)은 인천공항 부지의 이차압축침하량을 크리깅 및 확률론적인 방법을 이용하여 분석하였다.

전술한 바와 같이 대규모 매립지반에서는 매립층 하부의 압밀층 두께가 공간적으로 변화하여 위치마다 이차압축침하 발생 정도가 상이하므로 이차압축침하를 공간적

으로 평가하는 연구가 필요하다. 또한, 공간적인 이차압축침하량 추정결과의 불확실성을 합리적으로 평가하는 확률론적 방법의 도입이 필요하다. 따라서 본 논문에서는 확률론적 방법으로 공간적인 이차압축침하량을 평가하는 방법을 제시하기 위하여 먼저 압밀층 두께의 공간적인 분포를 단순크리깅(Simple Kriging, SK), 정규크리깅(Ordinary Kriging, OK), 일반크리깅(Kriging with a trend, KT or Universal Kriging, UK)을 이용하여 추정하였다. 이러한 압밀층 두께 추정결과를 책나이프 방법(Deutsch 와 Journel, 1992)으로 검증하여 가장 신뢰성 높은 추정방법을 선정하였으며, 이 결과를 이차압축침하량 추정에 직접적으로 활용하였다. 두 번째로 이차압축침하량을 확률론적으로 추정하기 위해서 C_a / C_c , 압축지수를 간극비로 정규화시킨 $C_c / (1 + e_0)$ 및 압밀계수 c_v 의 통계량 및 확률분포형을 분석하였다. 이러한 압밀층 두께 추정결과와 지반정수들의 확률분포를 이용하여 매립공사 완료 후 시간경과에 따른 공간적인 이차압축침하량을 확률론적 방법을 이용하여 추정하였으며, 이러한 분석결과를 설계에 활용할 수 있는 방안을 제시하였다. 또한, 이차압축침하량에 가장 큰 영향을 미치는 지반정수를 분석하였으며, 지반정수들의 변동성이 이차압축침하량 감소를 위한 대책공법 수립 면적에 미치는 영향을 분석하였다.

2. 배경이론

2.1 이차압축

이차압축은 하중 재하에 의해서 발생하는 과잉간극수압이 대부분 소산된 후에 발생하는 체적의 변화로 정의된다. 이차압축이 발생하는 시점에 관한 문제는 Terzaghi가 압밀이론을 발표한 이후로 현재까지도 논란이 되고 있는 주제이기도 하다. Mesri와 Godlewski(1977), Jamiolkowski 등(1985)은 과잉간극수압의 소산 이후 즉, 일차압밀 종료 시점(End of Primary, EOP) 이후에 이차압축이 발생한다고 주장하고 있으며, Leroueil 등(1985), Kabbaj 등(1988)은 과잉간극수압 소산이 발생하는 동시에 이차압축이 유발된다고 주장하고 있다. 이러한 각각의 주장을 Hypothesis A, B라고 하며, 어떠한 주장이 옳은가에 대한 논의는 현재까지도 계속되고 있다. 이차압축 동안의 시간의 변화($\Delta \log t$)에 따른 간극비 변화(Δe)를 이차압축지수($C_a = \Delta e / \Delta \log t$)로 정의하며, 이차압축지수를 이용하여 이차압축침하를 산정할 수 있다.

Mesri와 Godlewski(1977)는 하중단계별로 C_a 와 C_c 의 변화양상이 비슷하며 C_a / C_c 가 주어진 지반에 대해 일정한 상수 값을 보인다고 하였다. 이러한 연구를 통하여 C_a / C_c 개념이 제안되었으며, 특정한 지반에 대하여 시간, 유효응력, 초기간극비에 관계없이 C_a / C_c 는 일정하다고 하였다. Mesri와 Castro(1987)는 여러 종류의 흙에 대해서 C_a / C_c 가 0.02~0.10의 범위를 보인다고 하였으며, 무기질 점토는 0.04 ± 0.01 , 유기질 점토는 0.05 ± 0.01 의 범위에 C_a / C_c 가 존재한다고 하였다. 이러한 C_a / C_c 의 개념을 이용하여 일차압밀곡선에서의 C_c 와 특정지반의 C_a / C_c 값으로부터 C_a 를 추정할 수 있다. 즉, C_a 를 C_c 와 C_a / C_c 의 곱으로 표현한 식 (1)을 이용하여 최종암밀하중에 의존하는 이차압축침하량을 추정할 수 있다.

$$s_s = \frac{(C_a / C_c) \times C_c}{1 + e_0} H_o \log \frac{t_f}{t_p} \quad (1)$$

여기서, H_o 는 압축되는 지반의 두께, t_p 는 일차압밀이 종료되는 시점, t_f 는 일차압밀 종료 후 이차압축침하를 추정하고자 하는 시간, e_0 는 초기 간극비이다.

2.2 지구통계학적 방법

2.2.1 베리오그램

공간정보를 분석하고 그 상관관계를 이용하여 자료가 없는 지점의 예측값을 얻기 위한 많은 지구통계학적 기법은 불변성 또는 정상성(stationarity) 가정을 전제로 하고 있다. 불변성이란 자료의 분포가 위치에 따라 변화하지 않는 것을 의미하며, 강한 불변성이란 위치에 따라 확률함수의 분포가 변하지 않는다는 뜻이다. 그러나 우리가 실제로 사용하는 대부분의 자료는 강한 불변성을 만족하지 못하므로 약한 불변성(weak stationarity)을 가정하게 된다. 약한 불변성은 첫째, 공분산이 존재하며 이는 분리거리에 대한 함수임을 의미하고 둘째, 자료의 평균은 위치에 무관하게 일정하다는 것을 의미한다. 이러한 약한 불변성은 많은 지구통계학적 기법의 기본이 되는 가정이며, 이를 내재가정(intrinsic hypothesis)이라 한다. 이러한 내재가정을 만족하는 경우 식 (2)로 표현되는 베리오그램 및 베리오그램과 공분산의 관계식 (3)을 유도할 수 있다(최종근, 2007; Isaaks와 Srivastava, 1989).

$$2\gamma(h) = \frac{1}{N(h)} \sum_{i=1}^{N(h)} [z(x_i) - z(x_i + h)]^2 \quad (2)$$

$$\gamma(h) = \sigma^2 - Cov(h) \quad (3)$$

여기서, $2\gamma(h)$ 는 베리오그램, $\gamma(h)$ 는 반베리오그램(semi-variogram), h 는 지연거리(lag distance) 또는 분리거리(separation distance), $N(h)$ 는 자료 쌍의 개수, $z(x_i)$ 는 임의 위치 x_i 에서의 자료값, σ^2 은 자료의 분산, $Cov(h)$ 는 분리거리 h 만큼 떨어진 자료들의 공분산이다. 지구통계학에서는 계산의 편의성을 위해 전통적으로 반베리오그램을 사용하며 이를 베리오그램이라고도 한다. 베리오그램은 거리 h 만큼 이격된 두 자료들간의 차이를 제공한 것의 기대값이며, 거리가 가까운 자료값들이 유사한 경향을 보이므로 베리오그램은 자료의 거리가 가까울수록 작고 멀어질수록 크다.

크리깅을 이용하여 미조사 구간의 자료값을 예측하기 위해서는 모든 분리거리 h 에 대한 베리오그램 $\gamma(h)$ 가 필요하며, 이를 위해서는 주어진 자료로부터 계산된 실험적 베리오그램을 가장 잘 대표하는 이론적 베리오그램을 결정해야 한다. 이론적 베리오그램 모델로는 구형모델(spherical model), 지수모델(exponential model), 가우시안모델(gaussian model) 등이 있다. 베리오그램 모델은 앞에서 언급한 모델들을 독립적으로 또는 조합하여 사용하기도 하며, 실험적 베리오그램을 정확하게 나타내는 모델이 아니라 공간적인 자료의 구조를 적절하게 표현해 줄 수 있는 모델을 선택하는 것이 중요하다. 이론적 베리오그램은 너깃 C_0 , 문턱값($C + C_0$), 상관거리 a 의 세 모수를 이용하여 정의할 수 있다(최종근, 2007; Isaaks와 Srivastava, 1989; Journel과 Huijbergs, 1978; Cressie, 1991).

2.2.2 크리깅기법

분석영역 A의 기지 값 z 를 이용하여 값을 알지 못하는 위치 u 에서의 z 값을 추정하기 위해 사용되는 모든 크리깅방법들은 식 (4)로 정의되는 기본적인 선형회귀추정자(linear regression estimator), $Z^*(u)$ 의 일종이다.

$$Z^*(u) - m(u) = \sum_{\alpha=1}^{n(u)} \lambda_\alpha(u) [Z(u_\alpha) - m(u_\alpha)] \quad (4)$$

여기서, $\lambda_\alpha(u)$ 는 확률변수 $Z(u_\alpha)$ 의 실현치(realization)인 $z(u_\alpha)$ 에 적용되는 가중치이며, $m(u)$ 와 $m(u_\alpha)$ 는 각각 확률변수 $Z(u)$ 와 $Z(u_\alpha)$ 의 기대값이다. 추정에 사용되는 자료의 수와 자료들의 가중치들은 위치마다 변하며, 실제 문제에서는 값을 추정하고자 하는 위치 u 에 인접한 $n(u)$

개의 자료, 즉 일정한 영역 내의 자료 값들만이 추정에 사용된다. 위치 u 를 중심으로 한 주어진 영역은 $W(u)$ 로 표현되며, 전체 영역 A 의 부분집합이다. 확률변수 $Z(u)$ 와 $Z(u_a)$ 의 실현치로 미지 값 $z(u)$ 와 측정 값 $z(u_a)$ 를 취급할 때 추정오차(estimate error)인 $Z^*(u)-Z(u)$ 도 역시 확률변수로 취급할 수 있다. 모든 종류의 크리깅 기법들은 추정 값이 편향되지 않은 식 (6)의 조건 하에서 식 (5)로 표현되는 오차분산(error variance), $\sigma_E^2(u)$ 을 최소화하는 것을 목적으로 한다.

$$\sigma_E^2(u) = \text{Var}\{Z^*(u) - Z(u)\} \quad (5)$$

$$E\{Z^*(u) - Z(u)\} = 0 \quad (6)$$

크리깅 추정자(kriging estimator)는 확률함수(random function) $Z(u)$ 를 취급하는 모델에 따라서 변하며, 확률 함수 $Z(u)$ 는 잔차성분 $R(u)$ 와 경향성분 또는 평균 $m(u)$ 로 구분될 수 있다. 크리깅 기법들은 $m(u)$ 를 어떻게 고려하는가에 따라서 단순크리깅, 정규크리깅, 일반크리깅으로 구분된다. 단순크리깅은 평균 $m(u)$ 를 알고 있으며 분석영역 전체 A에서 일정하다고 가정하는 반면, 정규크리깅은 추정하고자 하는 위치 u' 에 인접한 영역 $W(u)$ 내에서의 평균 $m(u')$ 는 일정하나 알지 못한다고 가정한다. 일반크리깅은 알지 못하는 국부적인 영역에서의 평균 $m(u')$ 가 분석영역에서 경향성을 보인다고 가정한다. 크리깅은 이러한 가정 하에서 식 (5)의 오차분산 $\sigma_E^2(u)$ 을 최소로 하는 식 (4)의 가중치 $\lambda_\alpha(u)$ 를 구하여 기지 값의 선형조합으로 미지 값을 추정하는 방법이며, 가중치를 구하는 방정식을 크리깅 방정식 또는 크리깅 시스템(kriging system)이라고 한다(Goovaerts, 1997; Isaaks 와 Srivastava, 1989; Cressie, 1991).

본 논문에서는 크리깅 추정결과를 검증하기 위해 전체 자료 중 값을 알고 있는 위치에서의 값을 크리깅 추정값과 비교하는 잭나이프 검증방법(Jackknife validation method)을 사용하였다(Deutsch와 Journel, 1992). 또한, 추정결과의 정확성을 정량적으로 평가하기 위해 추정 값의 정확성을 평가하는 MAPE(Mean Absolute Percent Error), MAE(Mean Absolute Error), MSE(Mean Squared Error), 추정결과의 편향성을 평가하는 PBIAS(Percent of BIAs), 예측의 효율성(effectiveness)을 평가하는 G 값(goodness-of-prediction(G) measure)을 사용하였으며, 각각의 값은 식 (7)~(11)과 같이 계산할 수 있다.

$$MAPE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{z(x_i) - \hat{z}(x_i)}{z(x_i)} \right| \times 100 \quad (7)$$

$$MAE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |z(x_i) - \hat{z}(x_i)| \quad (8)$$

$$MSE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n [z(x_i) - \hat{z}(x_i)]^2 \quad (9)$$

$$PBIAS = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (z(x_i) - \hat{z}(x_i)) \quad (10)$$

$$G = \left(1 - \frac{\sum_{i=1}^n [z(x_i) - \hat{z}(x_i)]^2}{\sum_{i=1}^n [z(x_i) - \bar{z}]^2} \right) \times 100 \quad (11)$$

여기서, $\hat{z}(x_i)$ 는 위치 i 에서 추정한 값, \bar{z} 은 조사자료의 평균이다. MAPE, MAE, MSE는 계산 값이 작을수록 추정값이 정확하다는 것을 의미하며, PBIAS는 0에 가까울수록 추정결과가 편향되지 않았다고 할 수 있다. 또한, G값이 “100”일 경우에는 완벽한 추정이라고 할 수 있으며, G값이 음수일 경우에는 자료값의 평균을 추정자(predictor)로 사용하는 것보다 신뢰성이 없다는 것을 의미한다(Santra 등, 2008).

2.3 이차압축침하량의 평균과 표준편차 결정방법

이차압축침하의 확률밀도함수는 지반정수인 C_a / C_c , $C_c / (1 + e_0)$ 및 t_p 의 확률밀도함수를 식 (1)에 대입한 후 직접적으로 적분하여 구할 수 있다. 그러나 이차압축침하 산정 공식은 비선형함수이므로 확률밀도함수를 구하기 위해 식 (1)을 직접적으로 적분하는 것은 매우 복잡하다. 따라서 본 논문에서는 이차압축침하의 평균과 표준편차를 구하기 위하여 테일러급수(Taylor series) 전개를 사용하였다. 테일러급수의 전개를 이용하여 n개의 확률변수로 이루어진 함수 $Z = g(X_1, X_2, \dots, X_n)$ 의 1계 근사 평균과 분산(first order approximate mean and variance)을 식 (12), (13)과 같이 구할 수 있다.

$$E(Z) \approx g(\mu_{X_1}, \mu_{X_2}, \dots, \mu_{X_n}) \quad (12)$$

$$\begin{aligned} Var(Z) \approx & \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial X_i} \right)^2 Var(X_i) \\ & + \sum_{i=1}^n \sum_{j \neq i} \left(\frac{\partial g}{\partial X_i} \right) \left(\frac{\partial g}{\partial X_j} \right) Cov(X_i, X_j) \end{aligned} \quad (13)$$

여기서, 미분은 각각의 변수들의 평균 $\mu_{X_1}, \mu_{X_2}, \dots, \mu_{X_n}$ 에서 수행된 것이며, $Cov(X_i, X_j)$ 는 확률변수 X_i 와 X_j 의 공분산(covariance)이다. 확률변수 X_i 와 X_j 가 통계적으로 서로 독립(statistically independent) 이라면 식 (13)에서 두 번째 항은 사라지며, 본 논문에서는 이차압축침하 산정에 사용되는 지반정수들은 서로 독립이라고 가정하였다.

테일러급수 전개를 이용하여 이차압축침하의 1계 근사 평균과 표준편차를 결정하는 방법은 정해가 아닌 근사적인 해를 구하는 것이다. 따라서 이러한 근사해를 몬테카를로 시뮬레이션(Monte Carlo Simulation, MCS) 방법을 이용하여 산정한 결과와 비교해 보았다. MCS 방법에서는 식 (1)의 각 지반정수들의 확률분포형과 매개변수(표 2 참조)를 이용하여 생성한 난수들로 이차압축침

하량의 확률분포를 산정하였다. 이 결과를 이용하여 이 차압축침하량이 특정 침하량 이상 발생할 확률을 산정하였으며, 이 결과를 이용하여 이차압축침하량의 누적확률분포함수(Cumulative Distribution Function, CDF)를 작성하였다. 그림 1은 몬테 카를로 시뮬레이션과 테일러급수 전개로 추정한 평균과 표준편차를 사용하여 작성한 누적확률분포함수이다. 이는 평균 두께 12.9m인 압밀층에서 50년 후에 발생하는 이차압축침하량의 누적확률분포함수를 정규분포로 가정한 후 도시한 것이다. 그림 1에서 볼 수 있듯이 이차압축침하량 40mm 이하와 90mm 이상의 누적확률은 테일러급수 전개를 이용한 방법이 MCS 방법보다 최대 약 2.0% 큰 것으로 나타났으나 그 차이는 크지 않은 것으로 나타났다. Baecher와 Christian(2003)에 의하면 방정식의 분포를 정규분포로 가정했을 경우 분석 결과가 실제 값과 큰 오차를 보이지 않는다면 방정식의 분포로 정규분포를 사용해도 무방하다고 하였다. 따라서 본 연구에서는 테일러급수를 이용한 근사방법을 사용하여 이차압축침하량의 통계량을 산정하였으며, 이차압축침하량의 분포를 정규분포로 가정하였다.

3. 분석대상 지반

인천광역시 연수구에 위치한 송도신도시 지역은 표고(elevation)가 약 E.L+7m인 지표면으로부터 매립층, 퇴적층, 풍화토, 풍화암이 차례대로 분포하고 있으며, 퇴적층은 실트질 점토층 및 모래층이 번갈아 분포하고 있다. 김동휘 등(2010c)에 의하면 퇴적층 상부에 분포하는

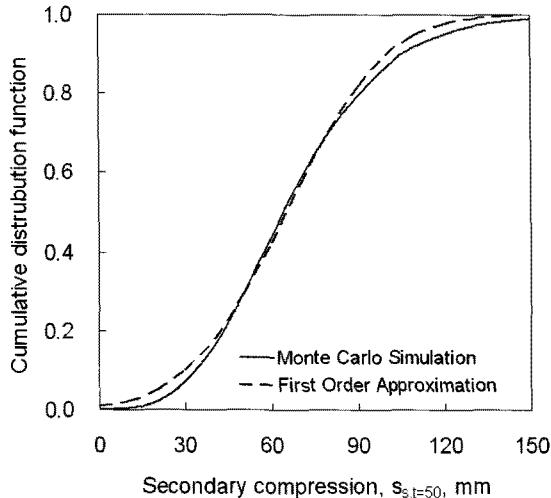
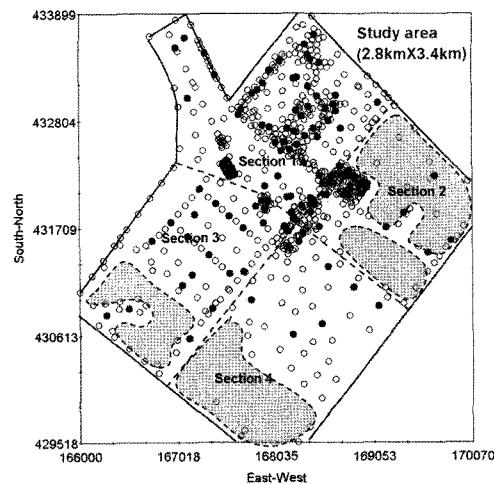


그림 1. 몬테카를로 시뮬레이션과 테일러급수 전개를 이용한 방법의 비교



(a) 매립현황 및 공구분할 현황



(b) 1~4공구 내의 분석자료(원)와 검증자료(점) 분포

그림 2. 매립현황 및 분석영역 내의 시추조사위치

평균 N값 5인 실트질 점토층에서 암밀침하가 발생할 것으로 판단되며, 이 층의 분포를 크리깅기법을 사용하여 공간적으로 추정하였다. 송도신도시 매립현황 및 분석 영역(1~4공구, 2.8km×3.4km) 내의 분석자료와 검증자료 위치는 각각 그림 2(a), (b)와 같다. 분석에 사용한 시추자료는 1~4공구 내의 총 702개이며, 그림 2(b)의 점선으로 표시한 부분은 다른 구간에 비하여 상대적으로 조사자료가 충분하지 않은 구간이다. 전술한 잭나이프 검증을 위해 총 702개의 시추조사자료를 581개의 분석 자료와 121개의 검증자료로 분리하였으며, 각각의 위치는 그림 2(b)와 같다.

4. 지층분포 추정

크리깅기법을 이용하여 지층분포를 추정하기 위해 먼저 베리오그램 분석을 수행하였으며, 암밀층 두께에 대한 실험적 베리오그램과 이론적 베리오그램 분석결과는 그림 3과 같다. 분석결과 실험적 베리오그램을 가장 잘 나타내주는 구형모델을 크리깅 기법의 이론적 베리오그램으로 사용하였다(김동휘 등, 2010a). 단순크리깅, 정규크리깅, 일반크리깅을 사용하여 추정한 암밀층 두께의 신뢰성을 분석하기 위하여 잭나이프 검증방법을 사용하였으며, 표 1에서 볼 수 있듯이 정규크리깅과 일반크리깅의 신뢰성이 가장 높은 것으로 나타났다. 그러나 일반크리깅은 일부 구간의 암밀층 두께를 음의 값으로 추정하여 최종 추정방법으로 정규크리깅을 선택

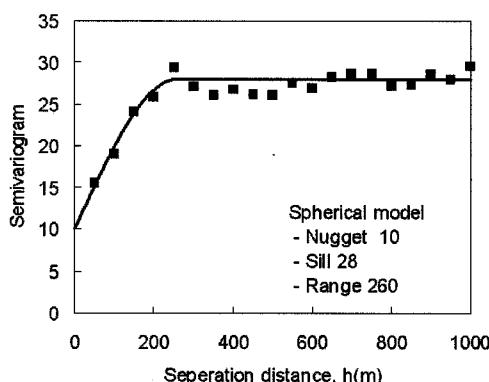


그림 3. 암밀층 두께 베리오그램

표 1. 암밀층 두께 추정결과의 신뢰성 분석결과(김동휘 등, 2010b)

Estimation method	MAPE, %	MAE, m	MSE, m ²	PBIAS, m	G
Simple kriging(SK)	31.825	2.593	11.677	-0.531	46.0
Ordinary kriging(OK)	26.104	2.408	9.831	-0.051	54.5
Kriging with a trend(KT)	25.741	2.447	9.843	0.018	54.5

하였다(김동휘 등, 2010b). 따라서 본 논문에서는 그림 4의 정규크리깅에 의한 지층추정결과를 이용하여 이차 암축침하를 추정하였다.

5. 지반정수 추정결과

본 논문에서는 C_a / C_c 를 구하기 위해 총 9회의 표준 암밀시험을 수행하였다. 암밀곡선에서 각 하중단계의 접선의 기울기에 해당하는 C_c 를 구하였으며, 각 하중단계별로 이차암축 유발 부분의 기울기에 해당하는 C_a 를 구하였다. C_a 는 시간-간극비 곡선에서 직선부가 나타나는 구간에서의 기울기로부터 구할 수 있다. 이러한 방법을 통하여 송도지반에 대한 하중단계별 C_c 와 C_a 의 관계를 도시한 결과는 그림 5와 같다. 송도지반의 C_a / C_c 의 평균은 0.0337의 값을 보이고 있으며, 이는 Mesri와 Castro(1987)가 제안한 비유기질 점토에 대한 C_a / C_c 값의 범위인 0.04 ± 0.01 과 유사한 것으로 나타났다.

C_a / C_c 의 확률분포형을 산정하기 위하여 C_a / C_c 자료에 대한 빈도분석을 수행하였다. C_a / C_c 의 확률분포형으로는 정규분포를 사용하였으며, 매개변수 추정방법으로는 모멘트법을 사용하였다. 매개변수 적합성 판정결과 표 2에서 볼 수 있듯이 정규분포형은 매개변수 적합성 조건을 만족하는 것으로 나타났다. C_a / C_c 의 분포가 정규분포형에 적합한가를 Kolmogorov-Smirnov(K-S) 방법을 이용하여 검정하였으며, 그 결과 C_a / C_c 값의 분포

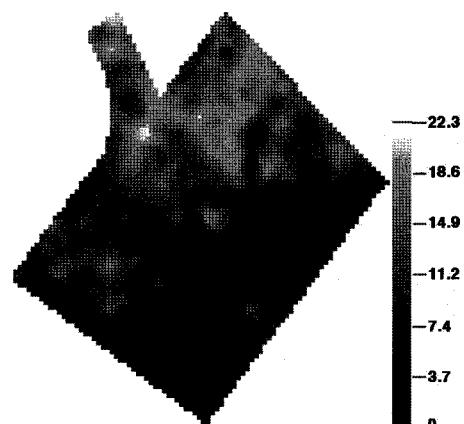


그림 4. 암밀층 두께 추정결과

표 2. 확률분포형 매개변수 추정 및 적합성 검정결과(유의수준 $\alpha=0.05$)

지반정수	단위	자료수	확률분포형 매개변수 산정 및 적합성 검정				확률분포형 적합성 검정		
			확률 분포형	평균	표준 편차	적합성 결과	검정 통계치	검정 기준	검정 결과
C_a / C_c	-	61	Normal	0.034	0.0087	OK	0.10	0.15	OK
$C_c / (1 + e_0)$	-	144	Normal	0.122	0.036	OK	0.09	0.11	OK
c_v	cm/sec^2	58	Normal	0.00622	0.00276	OK	0.12	0.16	OK
			Log-Normal	-5.169	0.423	OK	0.06	0.16	OK

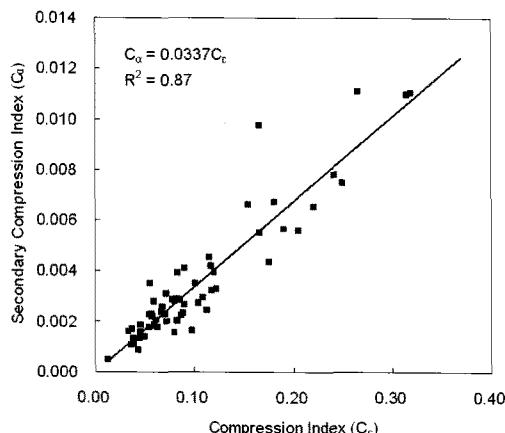


그림 5. C_c 와 C_a 관계

는 유의수준(α) 0.05에서 정규분포에 적합한 것으로 평가되었다. 압축지수를 간극비로 정규화시킨 $C_c / (1 + e_0)$ 와 압밀계수 c_v 의 빈도분석 결과 $C_c / (1 + e_0)$ 값은 유의 수준(α) 0.05에서 정규분포가 적합한 것으로 나타났으며, 일차압밀 종료시간 t_p 추정에 사용되는 c_v 는 대수정 규분포가 정규분포보다 더 적합한 것으로 나타났다. 이와 같이 본 논문에서 산정한 C_a / C_c , $C_c / (1 + e_0)$ 및 c_v 의 평균, 표준편차를 이용하여 이차압축침하량의 평균, 표준편차를 산정할 수 있다.

6. 이차압축침하량 산정

6.1 이차압축침하량의 민감도 분석

이차압축침하량을 공간적으로 평가하기 전에 C_a / C_c ,

$C_a / (1 + e_0)$ 및 c_v 의 변동성이 이차압축침하량의 변동성에 미치는 영향을 분석하였다. 이러한 민감도 분석은 인천 송도지반의 압밀층 평균 두께 12.9m인 압밀층에서 공사시점으로부터 50년 후에 발생하는 이차압축침하량을 이용하였으며, 표 3과 같은 민감도 분석계획을 수립하였다. 표 3에서 CASE-1은 실제 지반조사결과를 이용하여 추정한 지반정수들의 평균과 변동계수(COV)이다. t_p 는 c_v 에 영향을 받으므로 CASE-2에서는 c_v 의 변동성에 따른 이차압축침하 변동성을 평가하였으며, 이를 위해 다른 지반정수들의 변동성은 고려하지 않았다. CASE-3 과 CASE-4는 각각 C_a / C_c 와 $C_c / (1 + e_0)$ 의 변동성이 이차압축침하량의 변동성에 미치는 영향을 분석하기 위한 것이다. 표 3의 맨 오른쪽 열은 각각의 CASE에 대한 이차압축침하량의 평균, 표준편차 및 변동계수이다.

이차압축침하량 계산에 사용한 세 지반정수들이 이차 압축침하량의 변동성에 미치는 영향을 분석하기 위하여 CASE-2, 3, 4를 비교하였다. 그 결과 표 3에서 볼 수 있듯이 $C_a / (1 + e_0)$, C_a / C_c 는 이차압축침하의 변동성에 유사한 영향을 미치는 것으로 나타났으며, 일차압밀종료시간 산정에 사용되는 c_v 는 변동계수가 가장 큼에도 이차압축침하량의 변동성에 가장 작은 영향을 미치는 것으로 나타났다. 또한, 모든 지반정수들의 변동성을 고려한 경우와 세 가지 지반정수 중 한 가지 지반정수의 변동성만 고려하였을 경우 이차압축침하량의 변동성에 미치는 영향을 분석한 결과(CASE-1, 2, 3, 4) 모든 지반정수들의 변동성을 고려했을 경우가 이차압축침하량의 변동성을 1.4~2.7배 크게 평가하는 것으로 나타났다.

표 3. s_s 의 민감도 분석을 위한 파라메타 및 분석결과

CASE	$c_v, \text{cm/sec}^2$		C_a / C_c		$C_c / (1 + e_0)$		s_s, mm		
	Mean	COV	Mean	COV	Mean	COV	Mean	SD	COV
1	0.0062	0.44	0.034	0.26	0.122	0.30	65.3	27.5	0.421
2	0.0062	0.44	0.034	0	0.122	0	65.3	10.4	0.158
3	0.0062	0	0.034	0.26	0.122	0	65.3	16.7	0.256
4	0.0062	0	0.034	0	0.122	0.30	65.3	19.3	0.295

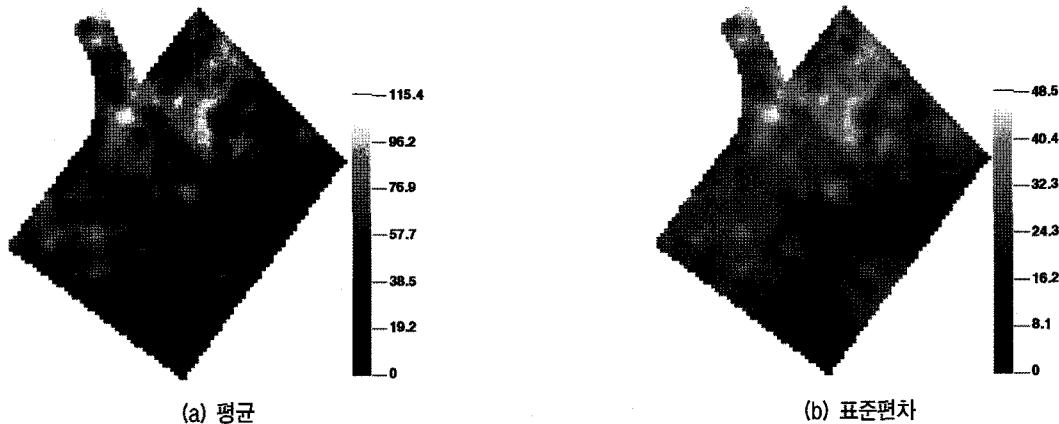


그림 6. 50년 후 이차압축침하량의 평균과 표준편차(단위: mm)

6.2 확률론적 방법에 의한 공간적인 이차압축침하량 산정

6.2.1 공간적인 이차압축침하량의 평균과 표준편차

대부분의 해안매립지역은 위치마다 압밀층의 두께가 다르기 때문에 일차압밀이 종료되는 시점 또한 다를 것이다. 따라서 일차압밀기간이 공사완료 기간 보다 긴 지역에 대해서는 일반적으로 연직배수공법을 적용하여 일차압밀기간을 단축한다. 본 논문에서는 일차압밀종료시간이 3년(36개월)을 초과하는 지역은 연직배수공법을 적용하여 3년 이내에 일차압밀이 완료될 뿐만 아니라 매립 완료 후 3년 경과시점에 모든 도로 및 시설물이 완공되었다고 가정하였다. 따라서 본 논문에서는 도로 및 시설물 완공시점으로부터 50년 후 이차압축침하량의 평균과 표준편차를 산정하였으며, 이 결과를 이용하여 모든 확률론적 분석을 수행하였다.

그림 6(a)는 지반정수들의 평균을 사용하여 계산한 이차압축침하량 평균의 공간적인 분포이다. 일반적으로 지반정수들의 평균을 사용하여 산정한 이차압축침하량의 평균과 허용침하량을 비교하여 대책공법 적용여부를 결정하게 되며, 이러한 방법을 결정론적인 방법이라고 한다. 분석대상인 인천 송도신도시의 경우 그림 6(a)에서 볼 수 있듯이 50년 후에 발생하는 1, 3공구의 이차압축침하량이 2, 4공구의 이차압축침하량에 비해 상대적으로 크게 발생하며, 이는 1, 3공구의 압밀층 두께가 2, 4공구의 압밀층 두께에 비해 상대적으로 두껍기 때문이다. 그림 6(b)는 지반정수들의 변동성을 고려하여 산정한 이차압축침하량의 표준편차이다. 이러한 평균과 표준편차를 이용하여 특정 위치에서 특정값 이상의 이차압축침하가 발생할 가능성은 평가할 수 있으며, 이를 확률론적 방법이라 한다.

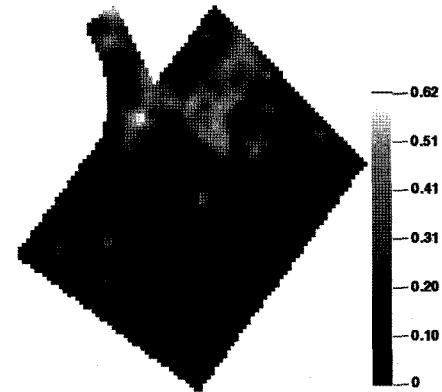


그림 7. 50년 후 이차압축침하량 발생 확률, $P(s_s > s_{100,t=50yr})$

본 논문에서는 완공시점으로부터 특정 경과시간까지 발생하는 이차압축침하량이 특정값(threshold value) $s_{s,t}$ 를 초과할 확률을 $P(s_s > s_{s,t})$ 로 나타내기로 한다. 본 논문에서는 이차압축침하량의 확률분포를 정규분포로 가정하였으므로 일정 시간 경과 후의 $P(s_s > s_{s,t})$ 는 위에서 산정한 평균과 표준편차를 이용하여 간단하게 계산할 수 있다. 그림 7은 공사완료 50년 경과 후 이차압축침하량이 100mm 이상 발생할 확률, $P(s_s > s_{100,t=50yr})$ 을 분석 영역 전체에 대하여 나타낸 것이다. 1, 3공구에서 공사 완료 50년 후의 이차압축침하량 평균은 그림 6(a)에서 볼 수 있듯이 최대 115.4mm가 발생하며, 공사완료 50년 후에 이차압축침하량이 100mm 이상 발생할 가능성도 그림 7에서 볼 수 있듯이 최대 0.62 정도되는 것으로 나타났다. 이와 같이 확률론적 방법을 사용할 경우에는 이차압축침하량의 평균뿐만 아니라 특정 값 이상의 이차압축침하량이 발생할 가능성도 평가 할 수 있으므로 이차압축침하에 대한 대책공법 결정의 의사결정(decision-making) 과정에 그 결과를 활용할 수 있을 것으로 판단된다.

앞에서는 이차압축침하량의 평균과 표준편차를 이용

하여 이차압축침하량이 특정 값 이상 발생할 가능성을 분석하였다. 본 절에서는 허용침하량기준 100mm와 이 차압축침하량의 차로 표현되는 한계상태함수 또는 성능함수(performance function)를 이용하여 이차압축침하량이 허용침하량 이상 발생할 가능성을 분석하였으며, 성능함수 s_s' 는 식 (14)와 같다. 본 논문에서는 성능함수의 평균과 표준편차를 이용하여 신뢰성 지수(reliability index), β 를 구한 후 파괴확률, 즉 이차압축침하량이 100mm 이상 발생할 확률을 산정하였으며, 이러한 방법을 FOSM (First Order Second Moment) 방법이라고 한다. FOSM 방법으로 신뢰성지수를 산정하는 자세한 내용은 Ang과 Tang(1975), Baecher와 Christian(2003) 등의 문헌을 참고할 수 있다. FOSM 방법을 이용하여 신뢰성지수 β 를 공간적으로 산정한 결과는 그림 8과 같으며, 신뢰성 지수 β 가 3 이상은 모두 3으로 표시하였다. 또한, 이 신뢰성 지수를 이용하여 산정한 이차압축침하량이 100mm 이상 발생할 확률은 그림 7과 동일하다.

$$s_s' = 100 - \frac{(C_a / C_c) \times C_c}{1 + e_0} H_o \log \frac{t_f}{t_p} \quad (14)$$

6.2.2 장기침하량에 대한 대책공법 적용면적의 결정

앞에서 지반정수들의 변동성이 이차압축침하량의 변동성에 미치는 영향을 분석한 결과 $C_c / (1 + e_0)$, C_a / C_c 의 변동성이 c_v 의 변동성보다 이차압축침하량의 변동성에 더 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 또한, 이차압축침하량은 $C_c / (1 + e_0)$, C_a / C_c 의 곱인 $C_a / (1 + e_0)$ 에 의해서 결정된다. 따라서 본 절에서는 $C_a / (1 + e_0)$ 의 변동계수가 $P(s_s > 100mm) \geq \alpha$ 인 영역의 면적에 미치는 영향을 평가해보았으며, 그 결과는 그림 9와 같다. 여기서,

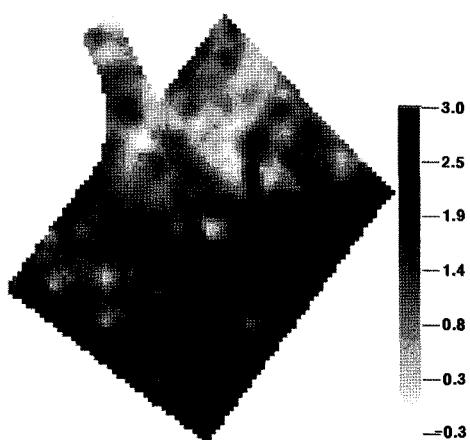


그림 8. 신뢰성 지수의 공간적 분포

$P(s_s > 100mm) \geq \alpha$ 는 이차압축침하가 이차압축침하의 허용기준 100mm를 넘을 가능성이 특정 확률론적 설계기준 α 보다 큰 확률을 의미하며, 이차압축침하량의 허용기준으로 선정한 100mm는 국내 고속도로의 잔류침하량 기준이다. 그림 9에서 가로축은 $C_a / (1 + e_0)$ 의 변동계수이고 세로축은 이차압축침하량이 100mm를 넘을 가능성이 확률론적 설계기준 α 보다 큰 영역의 면적과 전체면적의 비를 나타내고 있다. 그림 9에서 볼 수 있듯이 이차압축침하량이 100mm를 넘을 가능성이 확률론적 설계기준 α 보다 큰 영역의 면적과 전체면적의 비는 $C_a / (1 + e_0)$ 의 변동계수가 증가할수록 증가하는 경향을 보이고 있다. 또한, 확률론적 설계기준 α 가 작을수록, 즉 확률론적 설계기준이 엄격할수록 이차압축침하량에 대한 대책을 수립해야 하는 면적이 증가하는 것으로 나타났다. 이와 같이 지반정수의 변동성과 확률론적 설계기준 α 는 대책공법을 적용해야 할 면적에 직접적인 영향을 주는 것으로 나타났다.

결정론적인 방법으로 산정한 이차압축침하량이 100mm 가 넘는 구간의 면적을 산정한 결과 전체면적의 0.013 (1.3%)인 것으로 나타났다. 그러나 이차압축침하량에 영향을 미치는 $C_a / (1 + e_0)$ 와 c_v 의 변동성을 고려하는 확률론적인 방법을 사용할 경우에는 각 지반정수의 변동성과 설계기준 α 에 따라서 대책공법을 도입해야 할 면적이 변한다. 즉, 분석대상 지역인 송도지반의 $C_a / (1 + e_0)$ 의 변동계수는 0.39이므로 α 가 0.05, 0.10, 0.15, 0.20, 0.25, 0.30 일 경우 각각 전체 연약지반 구간 중 0.47, 0.35, 0.26, 0.21, 0.16, 0.13의 면적에 이차압축침하량 감소를 위한 대책공법을 적용해야 하는 것으로 나타났다.

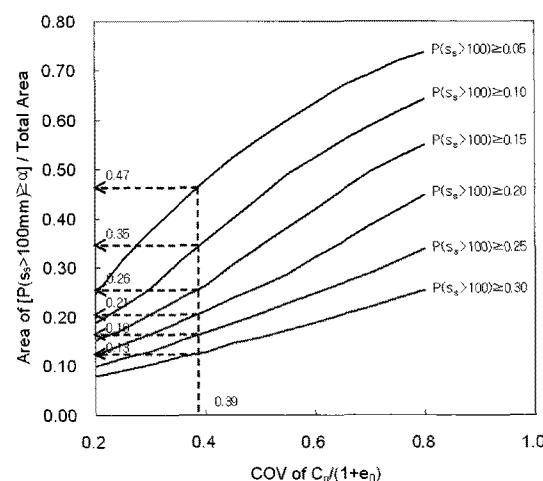


그림 9. $C_a / (1 + e_0)$ 의 변동계수와 확률론적 설계기준 α 에 따른 이차압축침하량 대책공법 적용면적

앞에서 언급한 이차압축침하량에 대한 확률론적 설계기준 α 는 아직까지 국내에서는 확립되지 않았으므로 이러한 확률론적 방법들은 설계에 직접적으로 사용되기 보다는 결정론적 방법들을 보완하는 방법으로 사용될 수 있을 것으로 판단된다. 또한, 이차압축침하량이 설계기준 100mm 이상 발생할 경우 구조물의 손상에 따른 유지관리비용과 확률론적 방법을 적용함으로써 증가한 연약지반 처리비용에 대한 분석결과를 함께 이용하여 최종 연약지반처리면적과 공법을 결정할 수 있을 것이다. 이러한 확률론적 설계는 설계자가 산정한 침하량이 어느 정도 수준의 위험도를 포함하고 있는지를 확인할 수 있는 정보를 제공해 준다. 또한, 확률론적 설계방법은 이러한 위험도를 고려하여 대책공법을 수립하는 의사결정 도구로 사용될 수 있을 것으로 판단된다.

7. 요약 및 결론

매립공사가 대규모로 수행되고 있는 지역의 압밀층 두께는 공간적으로 상이한 경우가 대부분이므로 이차압축침하량을 공간적으로 평가해야 한다. 또한, 공간적인 이차압축침하량 추정결과의 불확실성을 객관적으로 평가하기 위하여 확률론적 방법의 도입이 필요하다. 따라서 본 논문에서는 송도지반의 C_a / C_c , $C_c / (1 + e_0)$ 및 c_v 의 통계량과 확률론적 방법을 이용하여 공간적인 이차압축침하량 평가방법을 제시하고자 하였으며, 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 연약지반의 이차압축침하량을 추정하기 위해서는 먼저 압밀층 두께의 공간적 분포를 추정해야 한다. 본 논문에서는 신뢰성 분석을 수행한 결과 정규크리깅이 가장 신뢰성 있는 압밀층 두께분포의 추정치를 제공하는 것으로 나타났다.
- (2) 공간적인 이차압축침하량 분석대상 지역인 인천 송도 지반의 C_a / C_c 를 산정한 결과 0.0337의 값을 보이는 것으로 나타났으며, 이는 Mesri와 Castro(1987)가 제안한 비유기질 점토에 대한 C_a / C_c 값의 범위인 0.04 ± 0.01 과 유사한 것으로 나타났다. 또한, 이차압축침하량을 확률론적 방법을 이용하여 분석하기 위해서 C_a / C_c , $C_c / (1 + e_0)$ 및 c_v 의 통계량 및 확률분포형을 분석하였다. 그 결과 유의수준(α) 0.05에서 C_a / C_c , $C_c / (1 + e_0)$ 는 정규분포, c_v 는 대수정규분포가 더 적합한 것

으로 나타났다.

- (3) 지반정수들의 통계량을 이용하여 이차압축침하량의 평균과 표준편차를 테일러급수의 1계 근사법으로 산정하였으며, 이 결과는 몬테 카를로 시뮬레이션으로 산정한 결과와 유사한 것으로 나타났다. 또한, 정규크리깅 기법으로 추정한 압밀층 두께와 지반정수들의 통계량을 이용하여 분석영역 전체의 이차압축침하량 평균과 표준편차를 산정하였으며, 이 결과를 이용하여 이차압축침하량에 대한 확률론적 분석을 수행하였다.
- (4) 지반정수들의 변동성이 이차압축침하량의 변동성에 미치는 영향을 분석한 결과 $C_c / (1 + e_0)$, C_a / C_c 가 c_v 에 비하여 상대적으로 이차압축침하량의 변동성에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 또한, C_a / C_c , $C_c / (1 + e_0)$ 및 c_v 중 어느 하나의 변동성을 고려하지 않을 경우 이차압축침하량의 변동성을 과소평가하는 것으로 나타났다.
- (5) 이차압축침하량에 대한 대책을 수립해야 하는 영역의 면적은 $C_a / (1 + e_0)$ 의 변동계수가 증가할수록 증가하는 경향을 보이는 것으로 나타났다. 또한, 확률론적 설계기준이 엄격할수록 이차압축침하량에 대한 대책을 수립해야 하는 면적이 증가하는 것으로 나타났다. 이와 같이 지반정수의 변동성과 확률론적 설계기준 α 는 대책공법을 적용해야 할 면적에 직접적인 영향을 미친다.
- (6) 확률론적 설계는 설계자가 산정한 침하량이 어느 정도 수준의 위험도를 포함하고 있는지를 확인할 수 있는 정보를 제공해 준다. 또한, 확률론적 설계방법은 이러한 위험도를 고려하여 대책공법을 수립하는 의사결정 도구로 사용될 수 있을 것으로 판단된다. 향후 국내에서 확률론적인 설계가 가능하도록 이에 대한 설계기준이 확립될 경우에는 설계에 확률론적인 방법들을 직접적으로 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 포스코건설의 “송도 매립지반 지반조사 자료 DATABASE 구축 및 압밀침하량 평가” 연구과제의 일부분으로 수행되었으며, 이에 깊은 감사를 드립니다.

참 고 문 현

1. 김규선, 임형덕, 이우진 (1999), “실내압밀시험에 의한 남해안 해성점토의 C_a / C_c ”, 대한토목학회논문집, 제15권, 제6호, pp.87-98.
2. 김동희, 류동우, 최영민, 이우진 (2010a), “인천 송도지역 지층분포 추정을 위한 크리깅과 역거리가중치법의 적용”, 한국지반공학회논문집, 제26권 1호, pp.5-19.
3. 김동희, 류동우, 이주형, 최인걸, 김종국, 이우진 (2010b), “인천 송도국제도시 지층분포추정을 위한 크리깅 방법의 비교연구”, 한국지반공학회논문집, 제26권 5호, pp.57-64.
4. 김동희, 홍성진, 이우진, 고성권 (2010c), “인천 송도지역 지반의 압밀특성”, 한국지반공학회논문집, 제26권 1호, pp.21-33.
5. 김찬기, 조원범, 이승련, 최우정 (2008), “소성지수에 따른 점성토의 압밀특성에 관한 연구”, 한국지반공학회논문집, 제24권, 8호, pp.99-109.
6. 이혁진, 박사원, 유시동, 김진홍 (2004), “GIS 및 지구통계학을 이용한 대규모 매립지반의 장기침하량 예측 및 추가 지반조사 위치의 결정”, 한국지반공학회논문집, 제20권, 2호, pp.131-141.
7. 임형덕, 이우진, 김대규, 김낙경, 김형주 (2002), “현장 및 실내시험을 통한 군산 지역 연약토의 자반공학적 특성 연구”, 대한토목학회논문집, 제22권, 제6C호, pp.575-584.
8. 최종근 (2007), 지구통계학, 시그마프레스, 서울.
9. Ang, A. H-S., and Tang, W. H. (1975), Probability concepts in engineering planning and design. Vol.1-Basic Principles, John Wiley & Sons, New York, pp.191-199.
10. Athanasiou-Grivas, D., and Harr, M. E. (1978), “Consolidation-Probabilistic approach”, *Journal of the Engineering Mechanics Division*, ASCE, Vol.104, No.EM3, pp.681-690.
11. Baecher, G. B., and Christian, J. T. (2003), Reliability and Statistical Engineering, John Wiley & Sons Ltd., pp.306-309.
12. Chang, C. S. (1985), “Uncertainty of One-Dimensional Consolidation analysis”, *Journal of geotechnical engineering*, Vol.111, No.12, pp.1411-1424.
13. Corotis, R. B., El-Moursi, H. H., and Krizek, R. J. (1975), “Probabilistic Approach to Prediction of Consolidation Settlement”, TRB, Transportation Research Board 548, pp.47-61.
14. Cressie, N. A. C. (1991), Statistics for Spatial data, John Wiley & Sons, Inc., New York.
15. Deutsch, C.V., and Journal, A.G. (1992), GSLIB: Geostatistical Software Library and User's Guide, Oxford University Press, New York.
16. Freeze, R. A. (1977), “Probabilistic One-Dimensional Consolidation”, *Journal of geotechnical engineering*, Vol.103, No. GT7, pp.725-741.
17. Goovaerts, P. (1997), Geostatistics for Natural Resources Evaluation, Oxford University Press, New York.
18. Hong, H. P., and Shang, J. Q. (1998), “Probabilistic analysis of consolidation with prefabricated vertical drains for soil improvement”, *Canadian Geotechnical Journal*, 35, pp.666-677.
19. Isaaks, E. H., and Srivastava, R. M. (1989), Applied geostatistics, Oxford University Press, New York.
20. Jamiolkowski, M., Ladd, C. C., Germaine, J. T., and Lancellotta, R. (1985), “New developments in field and laboratory testing of soils”, *Proceedings of 11th ICSMFE*, San Francisco, Vol.1, pp.57-153.
21. Journel, A. G., and Huijbergs, C. J. (1978), Mining geostatistics: Academic Press, London.
22. Kabbaj, M., Tavenas, F., and Leroueil, S. (1988), “In situ and laboratory stress-strain relationships”, *Geotechnique*, Vol.38, No.1, pp.83-100.
23. Leroueil, S., Kabbaj, M., Tavenas, F., and Bouchard, R. (1985), “Stress-strain-strain rate relation for the compressibility of sensitive natural clays”, *Geotechnique*, Vol.35, No.2, pp.159-180.
24. Mesri, G. and Castro, A. (1987), “The C_a / C_c concept and K0 during secondary compression”, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.113, No.GT3, pp.230-247.
25. Mesri, G. and Godlewski, P. M. (1977), “Time and stress compressibility interrelationship”, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.103, No.GT5, pp.417-430.
26. Santra, P., Chopra, U. K., and Chakraborty, D. (2008), “Spatial variability of soil properties and its application in predicting surface map of hydraulic parameters in agricultural farm”, *Current science*, Vol.95, No.7, pp.937-945.
27. Zhou, W., Hong, H. P., and Shang, J. Q. (1999), “Probabilistic design method of prefabricated vertical drains for soil improvement”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, Vol.125, No.8, pp.659-664.

(접수일자 2010. 2. 1, 심사완료일 2010. 9. 2)

등온 및 동적 흡착 실험을 통한 제강 슬래그의 비소 흡착 특성

Sorption Characteristics of Arsenic on Furnace Slag by Adsorption Isotherm and Kinetic Sorption Experiments

오 참 뜻¹ Oh, Cham-Teut

이 성 수² Rhee, Sung-Su

Toshifumi, Igarashi³

권 호 진⁴ Kon, Ho-Jin

이 원 택⁵ Lee, Won-Taek

박 준 범⁶ Park, Jun-Boum

Abstract

Sorption characteristics of arsenic on furnace slag were investigated to remove arsenic from groundwater using furnace slag, which is industrial waste generated from steel company. Adsorption isotherm experiments and kinetic sorption experiments were performed and the chemical characteristics of supernatants from these experiments were analyzed. Results showed that all supernatants were alkaline (above pH 9) and the highest ion concentration in the solution was found with calcium (30~50 mg/L). Results of adsorption isotherms were more adequately described by the Freundlich model than Langmuir model. From adsorption isotherms experiments, it was noted that the adsorption amount of As(V) was 87% higher than that of As(III). Results of kinetic sorption experiments were more properly fitted by pseudo second order (PSO) model than pseudo first order model. Equilibrium adsorption amount (q_e) and relaxation time (t_r) calculated from PSO model increased with initial concentration of arsenic. Equilibrium adsorption amount of As(V) was higher than that of As(III) and relaxation time of As(V) was shorter than that of As(III). Adsorption isotherm results could be predicted by kinetic adsorption results, since equilibrium adsorption amount calculated through PSO model generally agreed with equilibrium adsorption amount measured from adsorption isotherm.

요 지

본 연구에서는 지하수에 존재하는 비소를 산업 폐기물인 제강 슬래그를 이용하여 제거하고자, 제강 슬래그에 대한 비소의 흡착특성을 규명하였다. 이를 위해 등온흡착 실험과 동적흡착 실험을 수행하였고, 흡착반응 후 용액의 화학적 특성을 분석하였다. 실험 결과, 흡착 실험을 수행한 모든 용액은 염기 상태로 존재하였으며(pH 9이상), 칼슘의 농도가 가장 높았다(30~50mg/L). 등온흡착 실험결과는 Langmuir 모델보다Freundlich 모델에 적용하는 것이 더 합리적이었으며, 제강 슬래그에 As(V)가 As(III)보다 약 87% 더 많이 흡착되는 것으로 확인됐다. 동적흡착 실험결과의 경우, 유사일차모델보다 유사이차모델을 통해 해석하는 것이 더 적합하였다. 비소의 초기농도가 높을수록 평형 흡착량(q_e)과 완화시간(t_r)이 모두 증가하였으며, As(V)는 As(III)보다 평형 흡착량이 많고 완화시간은 짧은 것을 확인할 수 있었다. 또한, 유사이차모델을 통해 예측된 평형 흡착량이 등온흡착 실험에서 구한 평형 흡착량과 유사해 동적흡착 실험결과로 등온흡착 실험결과를 예측하는 것이 가능함을 확인하였다.

Keywords : Adsorption isotherm, Arsenic, Furnace slag, Kinetic sorption, Pseudo second order model

1 정희원, 서울대학교 건설환경공학부 석사과정 (Member, Graduate Student, Dept. of Civil & Environ. Eng., Seoul National Univ.)

2 정희원, 서울대학교 공학연구소 선임연구원 (Senior Researcher(Ph.D), Seoul National University Engineering Research Institute, Seoul National University)

3 Prof., Division of Sustainable Resources Engineering Faculty of Engineering, Hokkaido University

4 정희원, 광주대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engineering, Gwangju Univ.)

5 정희원, 호남대학교 토목환경공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil and Environ. Eng., Honam Univ.)

6 정희원, 서울대학교 건설환경공학부 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil & Environ. Eng., Seoul National Univ., Junbpark@snu.ac.kr, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2011년 3월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서 론

최근 국내에서는 지하수 및 지반오염에 대한 관심이 고조되고 있는 가운데 광산 등의 지역에서 비소를 포함한 중금속 농도가 오염 기준치를 초과하는 사례들이 보고되고 있다(이진수와 전효택, 2004; 이민희 등, 2003; 환경관리공단, 2005). 비소는 일반적으로 지하수에서 As(III)와 As(V)의 형태로 존재하며, 비소가 함유된 지하수를 장기적으로 음용할 경우 인체에 치명적이고(Yoshida 등, 2004), 비소가 As(III)의 형태로 존재할 경우 지하수를 통한 이동성 또한 높아진다(Dutré와 Vandecasteele, 1995). 미국 환경청(USEPA)에서는 비소의 환경 유해성으로 인해 음용수 법적 기준을 50 ppb에서 10ppb로 낮춘 반면(USEPA, 2001), 국내에서는 아직 법적 기준이 50ppb로 유지되고 있다(환경부, 2009).

비소는 주로 금속광산의 침출수를 통해 확산되는데, 국내에 관리가 소홀한 금속 폐광산은 총 1,000여개 이상으로 보고되며 이중 303개소는 광산인근 하부 수계 및 지반에 환경오염을 일으킬 가능성이 있는 것으로 보고되었다(정명채 등, 2004). 광산지역의 오염된 지하수를 처리하기 위한 정화방법으로 반응벽체가 주로 활용되고 있는데, 반응벽체는 설치 및 유지비용이 저렴하고 충진되는 반응물질에 따라 다양한 오염물질에 효과적으로 적용이 가능한 장점이 있다(최성대 등, 2007). 일반적으로 비소와 같은 중금속 오염물질의 경우, 반응벽체에 충진된 물질과의 흡착반응을 통해 제거되므로 반응벽체를 설계하기 전에 충진 물질과 대상 오염물질과의 흡착특성을 파악하는 것이 필수적이다.

한편, 세계적으로 녹색성장에 대한 사회적 관심이 고조되면서 최근 USEPA는 오염지역을 정화할 때 녹색정화기법을 제안하고 있다. 녹색정화란 정화시 모든 환경적 영향을 고려하여 환경적 이익을 최대화하는 방향으로 정화시스템을 설계하는 것을 말하며, 폐기물의 재활용과 친환경에너지 사용 및 효율적인 시스템 설계 등의 방법을 권하고 있다(USEPA, 2008). 이러한 녹색정화기법의 일환으로 텁밥이나 폐 타이어, 제강 슬래그(furnace slag) 등과 같은 재활용 물질이나 산업 폐기물을 흡착제로 활용하는 연구가 진행되고 있으며(Lee 등, 2008; 송형명 등, 2010; Zhang과 Itoh, 2005), 특히 제강 슬래그는 재료 확보가 용이하고, 현장에의 높은 적용성으로 활발히 연구되고 있는 산업 폐기물 중 하나이다. 제강 슬래그란 선철을 강철로 만들 때 발생하는 부산물로 니켈, 인산염, 납, 구리, 카드뮴, 아연, 비소 등의 오염물질을 효과적

으로 제거할 수 있는 흡착제로 보고되고 있다(Dimitrova, 1999; Lan 등, 2006; Dimitrova, 2002; Gupta 등, 2001; Zhang과 Itoh, 2005). 국내의 경우 작년 한해 783만 톤의 제강 슬래그가 발생하였으며 이중 대부분은 성토용 골재(43.2%), 도로용 골재(27.2%), 공정재 사용(21.7%)으로 재활용 되었지만(한국철강협회, 2010), 오염물질 제거를 위한 흡착제로는 아직 활용되고 있지 않다.

이에 본 연구에서는 국내 발생량이 많고 중금속 오염물질에 대한 흡착능력이 높아 재활용 흡착물질로의 활용이 용이한 제강 슬래그를 비소 제거를 위한 흡착제로 활용하고자 비소의 대표적인 산화 형태인 As(III)와 As(V)를 대상으로 흡착특성을 평가하였다. 이를 위해 제강 슬래그의 2차 오염 발생 여부를 살펴보았으며, 제강 슬래그의 기본적인 물리화학적 특성을 파악하였다. 또한, 비소와 제강 슬래그의 흡착반응 실험결과를 등온흡착 모델(adsorption isotherm model)과 동적흡착 모델(kinetic sorption model)에 적용시켜 흡착특성을 평가하였다.

2. 재료 및 방법

2.1 실험 재료

본 연구에서는 As(III)와 As(V)를 오염물질로 선정하고 이를 흡착할 흡착제로 제강 슬래그를 선정하여 흡착 특성을 평가하였다. 제강 슬래그는 한국의 G제철소에서 발생한 부산물로 반응벽체의 충진재로 활용할 때 충분한 투수성을 확보할 수 있도록 모래크기의 입도(sieve #20~#40)로 체 분리하여 사용하였다. 체 분리된 슬래그는 충분한 시간 동안 자연 건조 상태로 보관 후 사용하였고, 기본적인 물리화학적 성질은 Table 1에 나타내었다.

제강 슬래그는 높은 pH값을 갖는 알칼리성 물질인 것으로 확인되었고, 주어진 입도에서 제강 슬래그는 일반 모래와 같이 충분한 투수성을 보이며 반응벽체에 사용 가능할 것으로 판단되었다. 제강 슬래그의 화학적 구성물질을 파악하기 위해 XRF(X-ray Fluorescence Spectrometry, Shimadzu model XRF-1700)분석을 수행하였으며 실험 결과를 Table 2에 나타내었다. Weng과 Huang(1994)는

Table 1. Characteristics of furnace slag

pH	Specific surface area [m ² /g]	CEC [cmol/100g]	Hydraulic conductivity [x10 ⁻³ cm/sec]
12.6	5.74	1.33	1.01

Table 2. Chemical constituents of furnace slag

Element	Wt. (%)
SiO ₂	14.23
Al ₂ O ₃	5.23
TiO ₂	0.62
FeO ₃	35.67
MgO	2.95
CaO	35.01
Na ₂ O	0.31
K ₂ O	0.15
MnO	3.60
P ₂ O ₅	1.34
LOI ^{a)}	0.88
Total	100

^{a)} LOI : Loss on ignition

물질 구성 성분에 SiO₂, Al₂O₃, FeO₃가 많을 경우 중금속 흡착제로 사용이 가능하며, SiO₂, Al₂O₃, FeO₃ 성분들이 pH를 증가시킨다고 보고하였다. 따라서 제강 슬래그는 SiO₂, Al₂O₃, FeO₃를 약 54% 포함하고 있어 중금속 흡착 가능성이 높은 것으로 판단되며, 제강 슬래그의 pH가 높은 이유는 약 38% 함유된 CaO, K₂O, MgO의 영향인 것으로 분석되었다.

실험에 사용된 As(III)는 1,000mg/L 농도의 표준액 (As₂O₃, Kanto chemical Co., Inc., Japan)을 3차 증류수로 희석하였고, As(V)는 Sodium Arsenate(Na₂HAsO₄·7H₂O)을 일정량을 취하여 3차 증류수로 용해시켜 목표 농도로 각각 제작하였다.

2.2 실험 방법

As(III)와 As(V)에 대한 제강 슬래그의 흡착특성을 평가하기 위해 등온흡착 실험과 동적흡착 실험을 수행하였다. 모든 실험은 데이터의 신뢰성을 확보하기 위해 최소 2회 이상 반복해 평균값을 사용하였다. 수행된 모든 실험들은 제강 슬래그 1.00g과 100mL의 비소용액을 250mL의 플라스틱 삼각플라스크에 담아 반응시켰으며, 등온 흡착 실험의 경우 비소의 초기농도를 0~10mg/L 범위에서 5개 농도를 정하여 제조하였고, 흡착 평형에 도달시키기 위해 170rpm 의 회전속도의 수평 교반기로 24시간 동안 교반하였다. 동적흡착 실험의 경우 비소의 초기 농도를 0~8mg/L 범위에서 4개 농도를 정하여 제조하였고, 반응 시간에 따른 흡착량의 변화를 알아보기 위해 각각 10, 30, 60, 120, 180, 360, 1440분 동안 반응시켰다.

반응 후의 상등액은 0.45μm Millipore sterile filters로 여과 후, 즉시 pH를 측정하였으며, 흡착반응을 마친 반응 용액에 존재하는 이온들의 농도를 분석하였다. 양이온 크로마토그래피(cation chromatography, Dionex, ICS-90 Ion Chromatography System)로 나트륨, 칼륨, 마그네슘, 칼슘의 농도를 측정하였고, 음이온 크로마토그래피(anion chromatography, Dionex, ICS-1000 Ion Chromatography System)로 염소, 황산염의 농도를 측정하였으며, 비소를 포함한 알루미늄, 봉소, 카드뮴, 크롬, 구리, 망간, 납, 셀레늄, 아연, 철의 농도는 유도결합 플라즈마 분광분석기 (ICP-AES, Shimadzu corporation, Japan)로 측정하였다. 유도 결합 플라즈마 분광분석기로 분석할 샘플들은 금속의 침전을 방지하기 위해 11 M 농도의 염산 용액 한 방울(약 0.005ml)을 추가하여 산성 조건을 유지하였고 분석 전까지 6°C에서 보관하였다.

2.3 흡착 모델

제강 슬래그에 대한 비소의 등온흡착 실험 결과는 Freundlich 모델과 Langmuir 모델에 적용되었다. 흡착제와 흡착물질의 다층 흡착을 가정한 Freundlich 모델은 화학적 흡착과 표면 침전 반응을 설명하는데 유용하고 식 (1)로 표현되며,

$$S = K_f C^N \quad (1)$$

$C(\text{mg/L})$ 는 평형상태일 때의 용액 내 오염물질의 농도이고, $S(\text{mg/g})$ 는 흡착제에 흡착된 용질의 질량이며, K_f 와 N 은 Freundlich 모델의 무차원 상수들이다. Freundlich 모델과 함께 널리 사용되는 Langmuir 모델은 흡착물질이 흡착제의 표면에 단층으로 흡착된다고 가정하고 아래의 식 (2)로 표현되며,

$$S = \frac{q_{\max} k C}{1 + k C} \quad (2)$$

$q_{\max}(\text{mg/g})$ 는 최대 흡착량, k 는 결합에너지와 관련된 무차원 흡착계수이다.

시간에 따른 제강 슬래그의 비소 흡착특성을 동적흡착 모델을 통해 평가하였는데, 동적흡착 모델 중 중금속 흡착을 모사하는데 일반적으로 사용되는 유사일차모델과 유사이차모델에 적용하였다. 유사일차모델은 식 (3)과 같이 표현되고(Lagergren, 1898),

$$\frac{dq_t}{dt} = k_1(q_e - q_t) \quad (3)$$

이를 적분하면 식 (4)를 얻을 수 있다.

$$\log(q_e - q_t) = \log(q_e) - \frac{k_1}{2.303}t \quad (4)$$

여기서, $k_1(1/\text{min})$ 는 유사일차모델의 속도상수, $q_e(\text{mg/g})$ 는 평형상태에서 흡착제에 흡착된 용질의 양, $q_t(\text{mg/g})$ 는 임의시간 $t(1/\text{min})$ 에서 흡착제에 흡착된 용질의 양이다. 유사일차모델과 달리 유사이차모델은 식 (5)와 같이 표현되며(Ho와 McKay, 1999),

$$\frac{dq_t}{dt} = k'_2(q_e - q_t)^2 \quad (5)$$

이를 적분하여, 식 (6)을 얻을 수 있다.

$$\frac{t}{q_t} = \frac{1}{q_e^2 k'_2} + \left(\frac{1}{q_e} \right) t \quad (6)$$

여기서 $k'_2(\text{g}/\text{mg}\cdot\text{min})$ 는 유사이차모델의 속도상수이다. Yu(2008)는 식 (6)에서 q_t 값에 $0.5q_e$ 를 대입하여 구한 t_r 를 완화시간(relaxation time)으로 정의하였다(식 (7)). 완화시간은 흡착제가 평형 상태의 50%에 해당하는 흡착율을 보이기까지 필요한 반응시간을 의미하므로 흡착제와 오염물질과의 반응속도를 평가할 수 있는 인자이다.

$$t_r = \frac{1}{k'_2 q_e} \quad (7)$$

3. 결과 및 고찰

3.1 제강 슬래그의 용출 실험

제강 슬래그의 2차 오염가능 여부를 확인하기 위하여

폐기물 용출시험법(환경부, 2007)에 따른 용출시험을 수행하였고, 이를 Table 3에 나타내었다. 용출시험결과 모든 분석 항목이 기기검출 기준 아래의 농도로 존재하며 대부분의 항목에서 지정폐기물 처리 기준치(환경부, 2010)보다 낮은 농도를 보였다. 또한 붕소, 망간, 셀레늄, 아연, 철에 대한 분석결과 0.1mg/L 보다 낮은 농도를 보여 제강 슬래그에 의한 2차 오염 가능성은 낮은 것으로 판단된다.

3.2 흡착 반응용액의 화학성분 분석

흡착실험을 수행한 반응용액의 시간에 따른 pH 변화를 Table 4에 나타내었다. 초기농도가 10mg/L인 As(III)의 경우 초기 pH는 5.0이지만 제강 슬래그와 반응 후 10분 이내에 pH가 10.7로 상승하였다. 반응용액의 pH는 제강 슬래그의 영향으로 증가하다가 반응이 진행되면서 다소 감소하는 경향을 보였지만 항상 9이상의 염기상태로 존재하였고, 다른 초기농도에서도 동일한 경향을 보였다. 또한 As(V)도 As(III)와 유사한 경향을 보이며 모두 염기상태로 존재하였다.

흡착실험으로부터 구해진 모든 반응용액들에 비소와 공존하는 이온들의 농도를 분석한 결과 카드뮴, 크롬, 구리, 망간, 납, 셀레늄, 아연, 철의 농도는 0.01mg/L 이하로 존재하였고, 붕소, 알루미늄, 마그네슘, 황산염은 5mg/L 이하로 존재하였으며, 나트륨, 칼륨, 염소의 경우 약 10mg/L 값으로 존재하였다. 하지만 칼슘의 경우 30~50mg/L 사이의 값을 갖는 것으로 확인돼 용액 속에 존재하는 대부분의 이온은 칼슘이 것으로 확인되었다. 이를 통해 제강 슬래그의 35%를 구성하는 CaO에서 칼슘이 용액 속으로 용출되어 pH를 높인 것으로 판단된다.

Fig. 1은 제강 슬래그와 비소의 시간에 따른 흡착반응에서 칼슘의 농도와 비소 흡착량의 관계를 나타낸 그래

Table 3. Leaching results of furnace slag

	Cd (mg/L)	Cu (mg/L)	Pb (mg/L)	As (mg/L)	Hg (mg/L)	Cr (mg/L)	Cr ⁶⁺ (mg/L)
Legal standard	0.3	3.0	3.0	1.5	0.005	—	1.5
Furnace slag	ND ^{a)}	ND	ND	ND	ND	ND	ND

^{a)} ND : Not detected (< 0.01 mg/L)

Table 4. pH variation in kinetic sorption experiment

Time (min)	0	10	40	60	120	180	360	1440
pH	5.0	10.7	11.1	11.1	11.3	11.3	10.3	9.1

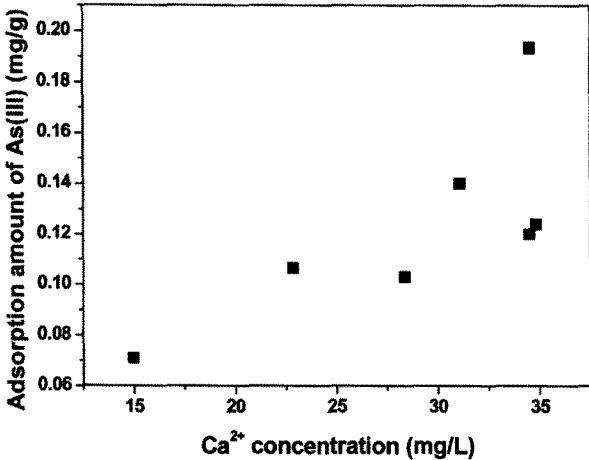


Fig. 1. Relationship between calcium concentration and adsorption amount of As(III) from kinetic sorption experiment

프로, 제강 슬래그에서 칼슘이 용출될수록 비소흡착이 증가하는 경향이 확인되었다. 염기 상태의 pH조건에서는 As(III)가 H_2AsO_3 (pH 9~12)로, As(V)는 $HAsO_4^{2-}$ (pH 7~12)로 대부분 음이온 형태로 존재하고(Bard 등, 1985), 이는 칼슘과 결합하여 불용성물질로 침전될 수 있다는 선행 연구들(Bothe와 Brown, 1999; Zhang과 Itoh, 2005)을 통해 제강 슬래그에서 용출된 칼슘이 비소와 결합하여 불용성 화합물을 형성하는 것으로 판단된다. 또한 제강 슬래그는 35%에 해당하는 FeO_3 을 포함하고 있는데 이는 음이온 형태로 존재하는 비소에 흡착 공간을 주로 제공한다(Ferguson과 Gavis, 1972; Altundogan 등, 2000; Roberts 등, 2004). 따라서 비소용액은 제강 슬래그에 의해 용출된 칼슘이온의 영향으로 Ca-As 형태의 불용성 화합물을 형성하거나, 슬래그 표면의 철 산화물에 흡착되면서 제거될 것으로 판단된다(MacRae 등, 1999; Ahn 등, 2003).

3.3 등온흡착 실험

As(III)와 As(V)의 초기농도를 달리한 등온흡착 실험 결과를 Fig. 2에 도시하였다. 1, 2.5, 5, 7.5, 10mg/L의 비소농도에서 제강 슬래그에 의해 흡착된 비소의 양은 As(V)가 As(III)보다 평균 87% 더 많은 것으로 확인됐다.

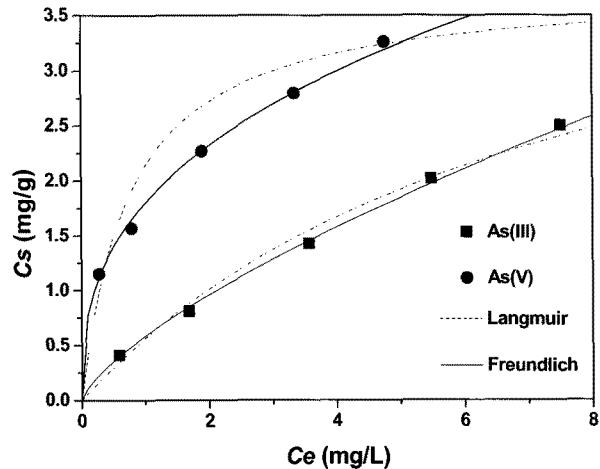


Fig. 2. Adsorption isotherms for As(III) and As(V) on furnace slag

다. 일반적인 흡착제에 As(V)는 As(III)보다 흡착이 더 잘되는 것으로 알려져 있는데(이희용 등, 2009), 제강 슬래그에 의한 비소 흡착량도 이와 동일한 경향을 갖는 것을 확인할 수 있었다. 또한, 흡착을 통한 비소 제거시 대부분의 흡착물질은 As(III)보다 As(V)에 대한 흡착능이 더 좋은 것으로 알려져 As(III)를 As(V)로 산화시키는 방법에 대한 연구가 진행되고 있는데(장재현 등, 2006; 장윤영 등, 2006), 제강 슬래그를 흡착제로 활용해 비소를 제거할 때에도 As(III)를 As(V)로 산화시킨다면 좀 더 효율적인 흡착반응을 기대할 수 있을 것으로 판단된다.

Table 5에서 Freundlich 모델의 상관계수(R^2)값이 Langmuir 모델의 상관계수 값보다 더 높은 것을 확인할 수 있었다. 3.2에서 비소는 제강 슬래그의 철 성분에 직접 흡착될 뿐만 아니라 제강 슬래그에서 용출되어 나온 칼슘과 불용성 화합물을 형성하여 제강 슬래그에 침전된다는 것을 확인하였는데, 이는 표면 단층 흡착을 가정한 Langmuir 모델보다 화학적 흡착과 함께 표면침전을 설명하는데 유용한 Freundlich 모델의 기본 가정에 더 잘 부합된다. 따라서, 제강 슬래그와 비소의 등온흡착 반응결과는 Freundlich 모델에 적용하는 것이 더 합리적인 것으로 판단된다. 일반적으로 N 값이 0.1~0.5 사이일 때 오염물질은 흡착제에 용이하게 흡착된다고 알려져 있고, K_f 의 값이 클수록 흡착제의 흡착능이 증가하는 것으로 알려져 있다(Jeon 등, 2006; 이현용 등, 2009). 따라서 본 실험에서 As(V)는

Table 5. Parameters of Freundlich and Langmuir adsorption isotherms

	Freundlich adsorption isotherm			Langmuir adsorption isotherm		
	N	K_f	R^2	q_{\max}	a	R^2
As(III)	0.7154	0.0584	0.9979	0.4820	0.1325	0.8985
As(V)	0.3675	0.1797	0.9940	0.3760	1.0306	0.9775

Table 6. Kinetic parameters for pseudo first order model and pseudo second order model

		Pseudo first order model			Pseudo second order model	
	C_0 (mg/L)	q_e (mg/g)	k_1 (1/min)	q_e (mg/g)	k_2 (g/mg · min)	
As(III)	0.86	0.027	0.0071	0.028	0.4876	
	2.09	0.040	0.0069	0.041	0.3291	
	4.28	0.070	0.0043	0.076	0.0738	
	6.53	0.107	0.0027	0.125	0.0247	
As(V)	1.42	0.115	0.0115	0.117	0.2717	
	2.36	0.157	0.0056	0.165	0.0590	
	4.17	0.227	0.0055	0.241	0.0377	
	6.14	0.280	0.0052	0.296	0.0288	

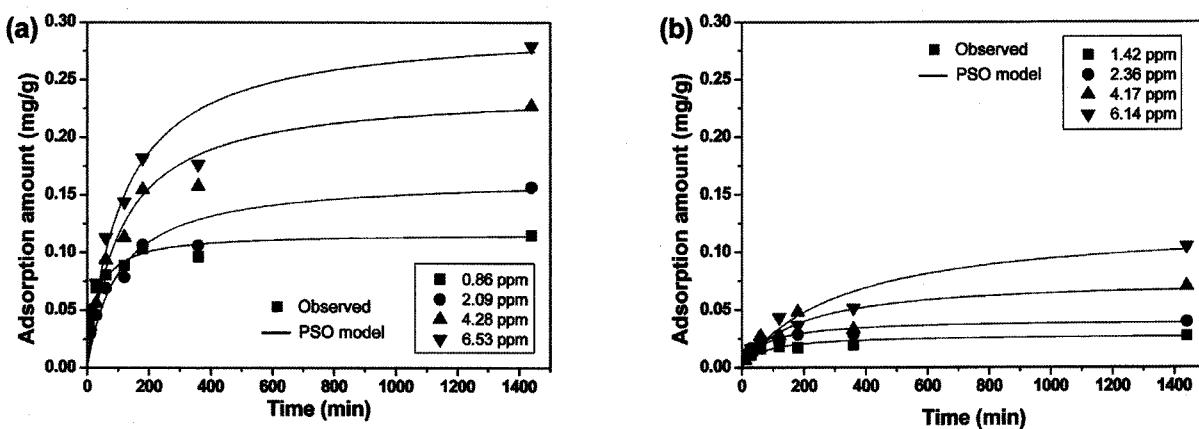


Fig. 3. Adsorption amount of (a) As(III) and (b) As(V) on furnace slag with time

As(III)보다 K_f 값이 크고 As(V)의 N값이 0.1~0.5인 것으로 통해 As(V)가 As(III)보다 제강 슬래그에 용이하게 흡착된다는 것을 확인할 수 있었다.

3.4 동적흡착 실험

제강 슬래그에 대한 비소의 시간에 따른 동적흡착 실험 결과를 유사일차모델과 유사이차모델에 적용시켰고, 그 결과를 Table 6에 나타내었다.

각 모델을 통해 예측한 평형 흡착량(q_e)은 비소의 초기농도가 증가함에 따라 증가하였고, 각각의 속도상수(k_1 , k_2)는 초기농도가 증가함에 따라 감소하는 경향을 보였다. 동적흡착 실험 결과를 두 모델에 적용한 결과, 상관계수의 평균값은 유사일차모델이 0.9765, 유사이차모델이 0.9814로, 제강 슬래그와 비소의 동적흡착 실험 결과는 유사이차모델에 적용시키는 것이 더 합리적이라는 것을 확인할 수 있었다.

제강 슬래그에 대한 시간에 따른 비소 흡착량을 Fig. 3에 나타내었고 유사이차모델을 통해 비선형 추세선을

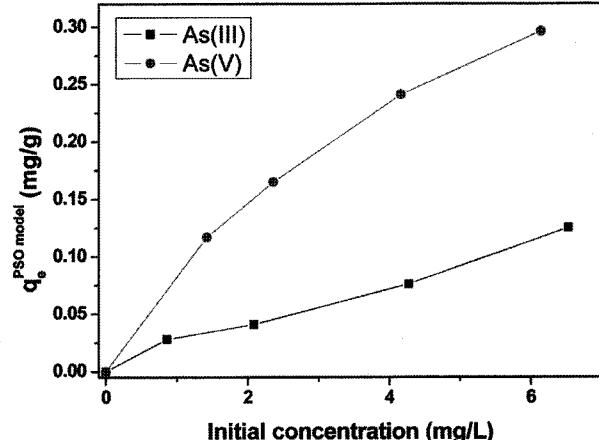


Fig. 4. Adsorption amount of arsenic on furnace slag calculated from PSO model at various initial concentrations

도시한 결과, As(III)와 As(V) 모두 일정 시간이 지나면서 평형 흡착량 값으로 수렴하는 경향을 보였다.

Fig. 4는 유사이차모델로 평형 흡착량을 예측한 것으로 비소의 초기 농도가 증가함에 따라 증가하는 양상을 보였으며, 같은 초기 농도에서 As(V)의 흡착량이 As(III) 보다 큰 것을 확인할 수 있다. 또한 주어진 초기농도 범

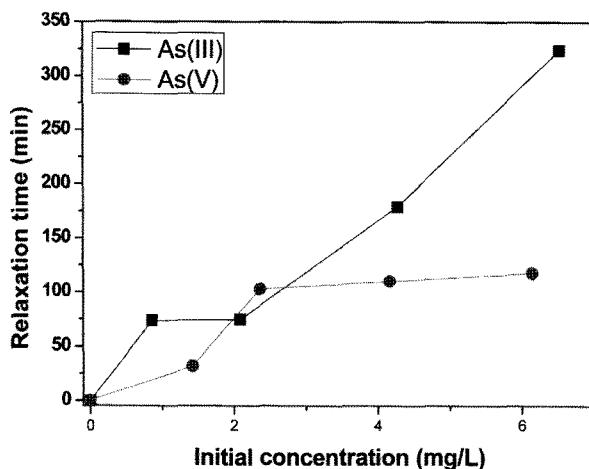


Fig. 5. Relaxation time of arsenic on furnace slag calculated from PSO model at various initial concentrations

위에서 흡착량이 수렴하는 경향을 보이지 않는 것으로 보아 이보다 더 높은 농도의 비소로 실험을 할 경우 더 높은 흡착량을 보일 것으로 판단된다. Fig. 5는 유사이차모델을 통해 구한 완화시간(t_r)을 비소의 초기 농도에 따라 나타낸 것으로 비소 농도가 증가함에 따라 완화시간이 길어지는 경향을 보이며, 같은 농도에서는 As(III) 가 As(V)보다 더 많은 반응시간이 필요하다는 것을 확인할 수 있었다.

유사이차모델을 통해 예측한 평형 흡착량($q_e^{\text{PSO model}}$)과 등온흡착 실험에서 구한 평형 흡착량(q_e^{measured})을 비교한 결과를 Fig. 6에 도시하였다. $q_e^{\text{PSO model}}$ 와 q_e^{measured} 는 높은 상관계수($R^2 = 0.9963, 0.9464$)를 가지며 선형관계를 보였으며, 직선의 기울기는 1에 가까웠다. 이는 유사이차모델을 통해 예측한 평형 흡착량이 등온흡착 실험에서 구한 평형 흡착량을 잘 모사한다는 것을 의미한

다. 따라서 제강 슬래그와 비소의 흡착반응을 유사이차모델에 적용하여 평가할 경우 흡착 특성을 분석하기가 용이함을 확인할 수 있었다.

4. 요약 및 결론

본 연구에서는 산업 부산물인 제강 슬래그를 비소 제거를 위한 흡착제로 활용하기 위해 기본적인 물리화학적 특성과 2차 오염 가능 여부를 살펴보았으며, 제강 슬래그에 대한 As(III)와 As(V)의 흡착특성을 등온흡착 실험과 동적흡착 실험을 통해 평가하였다. 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 폐기물 시험법에 따른 제강 슬래그의 용출시험결과, 모든 분석 항목이 기기검출 기준 아래의 농도로 존재하며 대부분의 항목에서 지정폐기물 처리 기준치보다 낮은 농도를 보였다. 또한 붕소, 망간, 셀레늄, 아연, 철에 대한 분석결과 0.1mg/L 보다 낮은 농도를 보여 제강 슬래그에 의한 2차 오염 가능성은 낮은 것으로 판단된다.
- (2) 제강 슬래그는 반응 초기부터 비소 용액의 pH를 염기 상태로 만드는데(pH 9이상), 이는 용액의 이온 중 대부분을 차지하고 있는 칼슘에 의한 것으로 판단된다. 또한 염기 상태에서 비소는 제강 슬래그의 표면에 존재하는 철 산화물에 흡착됨과 동시에 칼슘이온과 불용성 화합물을 형성하며 제거될 것으로 판단된다.
- (3) 등온흡착 실험결과는 Langmuir 모델보다 Freundlich 모델에 적용하는 것이 더 합리적이었다. Freundlich 모델

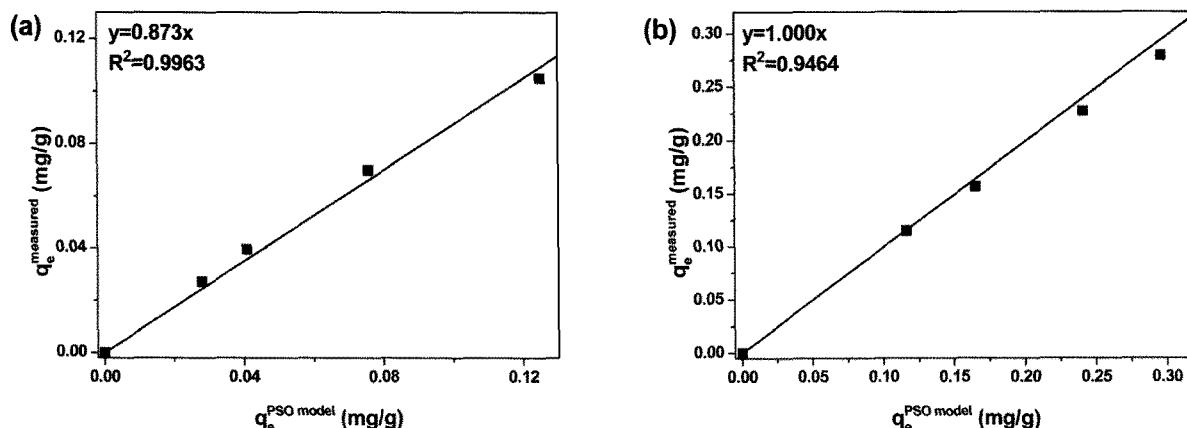


Fig. 6. Comparison of equilibrium adsorption amounts between calculated values by PSO model and measured values from adsorption isotherms: (a) As(III) (b) As(V)

- 을 통해 등온흡착 실험을 해석한 결과, As(V)가 As(III) 보다 약 87% 더 높은 흡착량을 보였고, Freundlich 등온흡착식에서 얻은 N 값과 K 값을 통해 As(V)가 As(III)보다 제강 슬래그에의 흡착이 용이하고 많은 양이 흡착되는 것을 확인할 수 있다.
- (4) 동적흡착 실험결과는 유사일차모델보다 유사이차 모델을 통해 해석하는 것이 더 적합했다. 유사이사 모델을 통해 동적흡착 실험을 해석한 결과, 등온흡착 실험결과와 유사하게 초기농도가 증가함에 흡착량이 증가하였고, As(V)의 흡착량이 As(III)보다 더 높았다. 반응시간을 의미하는 완화 시간 또한 초기 농도가 증가함에 따라 증가하였고 As(III)의 완화 시간이 As(V)보다 더 높아 제강 슬래그를 통한 비소의 제거 시 As(III)가 As(V)보다 더 어려운 것으로 확인되었다.
- (5) 유사이차모델을 통해 얻은 평형 흡착량($q_e^{PSO\ model}$) 값은 등온흡착실험을 통해 얻은 흡착량($q_e^{measured}$)과 유사한 값을 보이며 동적흡착 실험을 통해 얻은 평형 흡착량으로 등온흡착실험결과를 예측하는 것이 가능함을 확인하였다.

감사의 글

본 연구는 한국해양연구원의 기본연구사업인 “친환경 인공섬 조성 핵심기술 개발(PE98482)”과 서울대학교 SIR BK21(안전하고 지속가능한 사회기반건설)사업단의 연구비 지원으로 수행되었으며, 이에 감사의 뜻을 표합니다.

참 고 문 헌

- 구성은, 황경진, 김동수 (2000), “제강슬래그 처리 및 재활용의 최적화를 위한 분쇄 특성에 관한 연구”, 대한환경공학회, 제22권, 제6호, pp.1139-1149.
- 김병권, 민상윤, 장윤영, 양재규 (2009), “산화철 및 산화망간이 동시에 코팅된 모래 매질을 이용한 비소오염 제거특성 연구”, 대한환경공학회지, 제31권, 제7호, pp.473-482.
- 송형명, 정숙경, 윤상훈, 이재철, 김연희, 김동수, 백계진, 문용운, 김태영, 조성용 (2010), “페타이어 활성탄을 이용한 중금속의 흡착특성”, 한국폐기물자원순환학회, 제27권, 제2호, pp.111-121.
- 안주성, 전효택, 김경웅 (2001), “광산 폐기물에 의한 비소 및 중금속의 지표하부 유출과 격리저장 처리기법”, 한국자원공학회지, 제38권, 제4호, pp.246-256.
- 이민희, 최정찬, 김진원 (2003), “고로폐광산 주변 농경지 토양 및 하천 퇴적토의 중금속 오염 분포 및 복원 대책 설계”, 대한자

- 원환경지질학회, 제36권, 제2호, pp.89-101.
- 이진수, 전효택 (2004), “금속광산지역 독성 중금속원소들의 인체 위해성 평가”, 대한자원환경지질학회, 제37권, 제1호, pp.73-86.
 - 이현용, 홍기찬, 임정은, 주진호, 양재의, 육용식 (2009), “밤 부산물의 수용액 중 중금속 흡착 특성”, 한국환경농학회지, 제28권, 제1호, pp.69-74.
 - 이희용, 양중석, 최재영, 이승목 (2009), “철 및 망간 산화물로 코팅된 입자활성탄을 이용한 수용액 중 As(III) 및 As(V)의 제거”, 대한환경공학회지, 제31권, 제8호, pp.619-626.
 - 장윤영, 김광섭, 송기훈, 양재규 (2006), “철 및 망간코팅사 총전비를 달리한 여파시스템에서 3가 비소 제거의 최적 조건”, 대한환경공학회지, 제28권, 제11호, pp.1186-1191.
 - 정명채, 정문영, 최연왕 (2004), “국내 휴/폐광 금속광산 주변의 중금속 환경오염 평가”, 자원환경지질, 제37권, 제1호, pp.21-33.
 - 정재현, 양재규, 송기훈, 장윤영 (2006), “MnO₂-코팅 모래흡착제 제조 및 As(3) 산화처리 적용”, 대한환경공학회지, 제28권, 제1호, pp.54-60.
 - 최성대, 이광현, 박준범 (2007), “기술기사: 반응벽체의 수리지질학적 거동에 대한 수치해석 사례”, 한국지반공학회지, 제23권, 제6호, pp.23-31.
 - 한국철강협회 (2010), 철강슬래그 2009년 재활용실적 및 2010년 계획, 한국철강협회.
 - 환경관리공단 (2005), 폐금속광산 토양오염실태 종합보고서 (158개 광산 종합), 환경부, 과천, 29 p.
 - 환경부 (2007), 폐기물공정시험방법, 환경부, pp.29-30.
 - 환경부 (2009), 환경백서, 환경부, 과천, 465 p.
 - 환경부 (2010), 폐기물관리법 시행규칙, 환경부령, 제359호.
 - Ahn, J., Chon, C., Moon, H., and Kim, K. (2003), “Arsenic removal using steel manufacturing byproducts as permeable reactive materials in mine tailing containment systems”, *Water Research*, Vol.37, No.10, pp.2478-2488.
 - Altundogan, H. S., Altundogan, S., Turnen, F., and Bildik, M. (2000), “Arsenic removal from aqueous solutions by adsorption on red mud”, *Waste Manage.*, Vol.20, No.8, pp.761-767.
 - Azizian, S. (2004), “Kinetic models of sorption: a theoretical analysis”, *Journal of colloid and interface science*, Vol.276, No.1, pp.47-52.
 - Bard, A. J., Parsons, R., and Jordan, J. (1985), Standard potentials in aqueous solutions, Marcel Dekker, New York, 162 p.
 - Bothe, J. V., and Brown P. W. (1999), “Arsenic immobilization by calcium arsenate formation”, *Environ. Sci. Technol.*, Vol.33, No.21, pp.3806-3811.
 - Dimitrova, S. V. (1999), “Metal sorption on blast-furnace slag”, *Water research*, Vol.30, No.1, pp.228-232.
 - Dimitrova, S. V. (2002), “Use of granular slag columns for lead removal”, *Water research*, Vol.36, No.16, pp.4001-4008.
 - Druté, V., and Vandecasteele, C. (1995), “Solidification/stabilization of arsenic-containing waste: leach tests and behavior of arsenic in the leachate”, *Waste Manage.*, Vol.15, No.1, pp.55-62.
 - Ferguson, J. F., and Gavis, J. (1972), “A review of the arsenic cycle in natural waters”, *Water Res.*, Vol.6, No.11, pp.1259-1274.
 - Gavaskar, A. R. (1999), “Design and construction techniques for permeable reactive barriers”, *Journal of hazardous materials*, Vol.68, No.1-2, pp.41-71.
 - Gupta, V. K., Gupta, M., and Sharma, S. (2001), “Process development for the removal of lead and chromium from aqueous solutions using red mud-an aluminium industry waste”, *Water research*, Vol.35, No.5, pp.1125-1134.

29. Ho, Y. S., and McKay, G. (1999), "Pseudo-second order model for sorption processes", *Process Biochemistry*, Vol.34, No.5, pp.451-465.
30. Jeon, D. Y., Lee, K. S., Shin, H. M., and Oh, K. J. (2006), "Adsorption characteristics of heavy metals for waste sludge and oyster shell", *Journal of the environmental sciences*, Vol.15, No.11, pp.1053-1059.
31. Jung, M. C., Jung, M. Y., and Choi, Y. W. (2004), "Environmental assessment of heavy metals around abandoned metalliferous mine in Korea", *Econ. Environ. Geol.*, Vol.37, No.1, pp.21-33.
32. Lagergren, S. (1898), "Zur theorie der sogenannten adsorption geloster stoffe", *Kungliga Svenska Vetenskapsakademiens Handlingar*, Vol.24, No.4, pp.1-39.
33. Lan, Y. Z., Zhang, S., Wang, J. K., and Smith, R. W. (2006), "Phosphorus removal using steel slag", *Water research*, Vol.34, No.1, pp.259-265.
34. Lee, H. Y., Lim, J. E., Hong, K. C., Yang, J. E., and Ok, Y. S. (2008), "Biosorption technology for removal of heavy metals from wastewater : a literature review", *TALS*, Vol.6, No.1, pp.15-24.
35. MacRae, C. W. T., Blowes, D. W., and Ptacek, C. J. (1999), "In situ removal of arsenic from groundwater using permeable reactive barriers: a laboratory study", *Proceedings of the Sudbury '99, Mining and the Environment II conference*, Sudbury, Ontario, pp. 601-609.
36. Oh, J. K. (1997), "Evaluation of contamination at closed mine and application methods of tailing wastes", Symposium on the remediation and application methods of environmental pollution around abandoned mine, *ILE. Forum of Environmental Policy*, Vol.97, No.1, pp.15-51.
37. Roberts, L. C., Hug, S. J., Ruettimann, T., Khan, A. W., and Rahman, M. T. (2004), "Arsenic removal with iron(II) and iron(III) in waters with high silicate and phosphate concentrations", *Environ. Sci. technol.*, Vol.38, No.1, pp.307-315.
38. Thiruvengatacharia, R., Vigneswarana, S., and Naidub, R. (2008), "Permeable reactive barrier for groundwater remediation", *Journal of Industrial and Engineering Chemistry*, Vol.14, No.2, pp.145-156.
39. Tournassat, C., Charlet, L., Bosbach, D., and Manceau, A. (2002), "Arsenic(III) oxidation by birnessite and precipitation of manganese (II) arsenate", *Environ. Sci. Technol.*, Vol.36, No.3, pp.493-500.
40. USEPA (2001), *Arsenic and Clarifications to compliance and New Source Monitoring Rule: A Quick Reference Guide*, In: <http://www.epa.gov/safewater/arsenic/regulations.html>, May 24, 2010 check.
41. USEPA (2008), *Green remediation: Incorporating sustainable environmental practices into remediation of contaminated site*, U.S. Environmental Protection Agency Office of Solid Waste and Emergency Response, EPA 542-R-08-002.
42. Weng, C. H., and Huang, C. P. (1994), "Treatment of metal industrial waste water by fly ash and cement fixation", *J. Environ. Eng.*, Vol.120, No.6, pp.1470-1487.
43. Yu, L. (2008), "New insights into pseudo-second-order kinetic equation for adsorption", *Colloids and Surfaces A: Physicochem. Eng.*, Vol.320, No.1-3, pp.275-278.
44. Yoshida, T., Yamauchi, H., and Fan, S. G. (2004), "Chronic health effects in people exposed to arsenic via the drinking water: dose-response relationships in review", *Toxicology and applied pharmacology*, Vol.198, No.3, pp.243-252.
45. Zhang, F., and Itoh, H. (2005), "Iron oxide-loaded slag for arsenic removal from aqueous system", *Chemosphere*, Vol.60, No.3, pp. 319-325.

(접수일자 2010. 6. 18, 심사완료일 2010. 9. 1)

그라우팅공법의 최적 주입비와 강도에 관한 연구

A Study on the Injection Efficiency and Strength for Grouting Method

김 상 환¹ Kim, Sang-Hwan
최 제 인³ Choi, Jae-In

김 태 균² Kim, Tae-Kyun
임 기 운⁴ Yim, Ki-Woon

Abstract

This paper presents the injection efficiency of 2.0 shot system which was verified by strength and injection time. In order to perform this study, laboratory model tests and field tests are carried out. The laboratory model tests consist of the test of injection time for verifying the injection ratio, and the tests of homo-gel and sand-gel strengths for estimating the characteristic of strength. It is found that the injection ratio of 1:2 shows the best seepage into the ground. The results of the strengths are also larger than other injection ratio. The large strength will also be expressed by field tests at construction site.

요 지

본 논문에서는 2.0 Shot 방식의 최적 주입비를 산정하고 이에 대한 주입시간과 강도에 대한 검증을 실시하였다. 따라서 본 연구를 수행하기 위하여 유체거동 지배방정식을 이용하여 최적 주입비를 산정하고 이에 대한 검증으로 실내실험과 현장실험을 실시하였다. 실내실험은 주입비의 변화에 따른 주입시간의 비교, 재령과 공극비의 변화에 따른 강도 특성을 예측하기 위한 호모겔과 샌드겔의 강도실험으로 구분하여 실시하였다. 연구결과 2.0 Shot 방식의 최적 주입비는 1:2일 경우 침투가 가장 효율적으로 나타났다. 강도 실험에서도 다른 주입비에 비해 최적 주입비가 큰 강도를 발현하는 것으로 나타났다. 또한 현장실험을 통하여 현장에서도 높은 강도가 발현될 것으로 판단된다.

Keywords : Grouting, Homo-gel, Injection efficiency, Reinforcement of ground, Sand-gel

1. 서 론

1824년 영국의 Joseph Aspdin에 의하여 포틀랜드 시멘트가 발명(Nevile, 1982)된 이후 수리 및 광산분야에서 시멘트를 주입하는 그라우팅공법이 적용되기 시작하였다. 그라우팅공법의 한 분류인 약액주입공법은 지반을 강화시키거나 차수목적으로 사용된 경우는 국내외에 많은 사례가 있다(Miyasaka 외 6, 1992). 국내에서도 1970년대 이후부터 도심 지하철건설 및 건축현장,

항만건설현장 등에 지반보강목적과 차수목적으로 약액주입공법이 매우 폭넓게 활용되고 있다. 그러나 20년 전에 도입된 공법들이 국내의 실정에 맞게 사용되지 않는 공법의 규정이 그대로 설계에 반영되고 있는 문제점이 있다(천병식, 2005).

그라우팅공법에 대한 연구는 모형실험을 통한 시멘트그라우팅 지수기법의 주입특성에 관한 연구(최춘식 외 3, 2002)가 있었으며 LW주입에 의한 지반보강 및 환경영향성에 관한 연구(천병식 외 3, 2006)도 있었다.

1 정회원, 호서대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Hoseo Univ., kimsh@hoseo.edu, 교신저자)

2 건국대학교 토목공학과 석사과정 (Graduate Student, Dept. of Civil Engrg., Konkuk Univ.)

3 명보산업개발(주) 대표이사 (President, Myungbo Industry Development Company.)

4 정회원, (주)도화종합기술공사 상무 (Member, Managing Director, Dohwa Consulting Engineers Co.)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2011년 3월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

또한 BGI 지반보강 공법에 관한 연구(유남재 외 2, 2009)와 그라우팅재의 호모겔과 샌드겔의 강도증진 성상에 관한 연구(천병식 외 2, 2001)도 있었다. 이러한 연구들은 대부분 호모겔 공시체의 강도측정과 주입지반의 투수계수 측정에 중점을 두고 있기에 주입재의 주입비에 따른 연구에 관해서는 미흡한 것이 실정이다.

따라서 본 연구에서는 문헌조사를 통하여 주입방식에 대하여 검토하였고 그에 따라 유체거동 지배방정식을 이용하여 최적 주입비를 산정하였다. 산정된 최적 주입비의 검증을 위하여 주입비의 변화에 따른 주입시간을 분석하였고, 강도에 따른 검증을 위하여 다양한 인자의 변화에 따른 일축압축강도를 비교하였다. 또한 현장 실험을 통하여 실내실험에 대한 검증을 실시하였다.

2. 그라우팅공법의 주입방법 검토

그라우팅이란 지반특성을 목적에 부합하게 개량하기 위해 특별한 성질을 갖는 주입재를 중력이나 펌프를 이용하여 충전하거나 지반 속으로 침투시키는 것이다(천병식, 1997). 그라우팅공법의 한 종류인 약액주입공법은 주입재, 주입방식 등으로 다양하게 분류된다. 따라서 국내에서 시공되고 있는 약액주입공법의 문헌조사를 실시하여 각 공법간의 비교 및 검토를 실시하였다.

표 1. LW공법의 배합비(김형원, 2005)

구분		표준배합(200ℓ)				혼합후 점토 (CPS)	Gel time (분:초)		
		A액(100ℓ)		B액(100ℓ)					
		물유리	시멘트(kg)	벤토나이트(kg)	B액의 W/C+벤토나이트				
LW-1	(A)	70	35		254	25~40	1:20		
		70	50		168	35~40	0:52		
	(B)	50	20		168	5~7	2:30		
		50	35		254	6~8	1:20		
LW-2	(A)	70	35	3	231	50~55	1:15		
		70	50	5	149.5	60~65	0:55		
	(B)	50	35	3	231	45~55	1:20		
		50	50	5	149.5	50~55	0:55		
	(C)	50	20	2	422	40~55	3:00		
		50	35	2.5	227	45~55	1:20		

표 2. LW공법의 장점과 단점(윤정섭, 2005)

장점	단점
<ul style="list-style-type: none"> 침투성이 양호 주입장치, 주입재료가 취급용이 주입 후 쉽게 재주입이 가능 완전 풍화된 석회암편 	<ul style="list-style-type: none"> 주입압력의 세심한 측정이 필요 차수효과가 떨어짐(지하수 유동시) 진동 및 충격에 저항이 적다. 미세공극의 지반효과가 불확실

2.1 약액주입공법의 종류

국내에서 시공되고 있는 대표적인 약액주입공법으로는 LW공법, SGR공법, ASG공법, BGI공법이 있으며 이에 대한 특징과 장단점은 다음과 같이 설명할 수 있다.

2.1.1 LW공법

1952년 독일의 Hans Jahda 교수가 개발한 공법으로 희석된 물유리 용액과 소량의 시멘트를 혼합한 다음 일정시간을 기다려 위에 뜬 물을 취하여 주입한다. 주입방식은 주입재를 이루는 모든 재료를 동일한 막서에 혼합한 후, 1개의 펌프와 단관에 의해 지반에 주입하는 1.0 Shot 방식으로 주입한다. 적용범위로는 실트질, 점성토 및 점토질 실트 외 토사 등이 있지만 0.9mm이하의 토질에서는 시멘트를 침투할 수 없어 시멘트 위에 뜬 물 및 시멘트와 반응제의 물유리만을 침투시킨다.

LW공법의 배합비는 표 1과 같이 A액과 B액이 1:1의 비율로 주입되는 것을 볼 수 있으며 LW공법의 장점과 단점은 다음에 나타난 표 2와 같이 정리될 수 있다.

2.1.2 SGR공법

SGR공법은 물유리계 주입재를 사용하는 이중관 복합 주입공법의 일종이다. 대상지반에 대하여 목적범위를 보다 확실하게 개량하기 위하여 Rocket이라 불리는

특수한 선단장치와 3조식 교반장치로 구성된다. 대상지반에 형성시킨 Inducement Space라 불리는 유도공간을 통하여 급결성과 완결성의 주입재를 저압에 의해 연속으로 복합 주입한다. 주입방식으로는 A액과 B액이 별개의 막서와 송액계통을 사용하지만 주입관 시점에 있는 Y자 형태의 관에서 합류되어 지중에 주입되는 1.5 Shot 방식을 사용한다. SGR공법의 적용범위는 주입재의 분류가 12개로 되어 있어 모든 토질에서 적용이 가능하다.

SGR공법은 표 3에 나타난 바와 같은 배합비를 사용하여 A액과 B액이 1:1의 비율로 주입되며 SGR공법의 특징은 다음 표 4와 같이 나타낼 수 있다.

표 3. SGR공법의 배합비(한국 S.G.R공법협회, 1991)

구분			표준배합	외관	비중	점도	pH	
약액	A액	3호 규산	물	100ℓ+100ℓ=200ℓ	증명 (약간착색)	1.2	3.8	11.7
	SGR	1	물	SGR 각호1box(장) +물 192ℓ=200ℓ	무색	1.06	1.1	8
		3			투명	1.05		
		9				1.06		
	SGR	2	물	상동	무색	1.06	1.1	8
		4			투명	1.05		
		10				1.1		
	(A액+B액)			400ℓ	유백색GEL	1.1		10
7일후의 일축압축강도(kgf/cm ²)			1, 2호→4	3, 4호→6	9, 10호→3.6	표준사간극비		
7일후의 투수계수(cm/sec)			2.5×10^{-6}	1.5×10^{-6}	2.5×10^{-6}	0.65		

표 4. SGR공법의 특징

특 징	
<ul style="list-style-type: none"> 유도공간을 확보하여 대상지반의 전방위로 침투 주입이 가능 다양한 종류의 주입재에 의해 모든 토질에 적용이 가능 지반의 교란 없이 주입하므로 지반 본래의 강도 상승효과와 인접구조물에 미치는 영향이 적음 주입재의 용탈로 인하여 내구성의 저하 및 강도 저하 	

표 5. ASG공법의 배합비

분류	ASG-1호(순결) 400ℓ		ASG-2호(완결) 400ℓ	
	A액(200ℓ)	B액(200ℓ)	A액(200ℓ)	B액(200ℓ)
표준배합	ASG-1 200ℓ	시멘트 60kg CMS-1 20kg 물 170ℓ	ASG-2 200ℓ	시멘트 60kg CMS-2 20kg 물 170ℓ

표 6. ASG공법의 특징

특 징	
<ul style="list-style-type: none"> 사용되는 주입재는 알칼리 및 SiO₂ 용탈현상이 작아 안정적 해수와 같은 염분의 영향을 받지 않음(해수와 반응하여 정상적인 고결이 가능) 지하수 흙석에 따른 고결시간 지연이 현저히 작다.(타공법의 1/3수준) 급결재와 완결재의 주입 조절로 주입재의 이탈방지 효과가 탁월 저 점성(1.2~2.4cps)의 주입재로 침투력이 우수하여 지반보강효과가 우수 고결강도는 10~30kg/cm²정도로 지반보강 및 차수효과가 우수 	

2.1.3 ASG공법

활성실리케이트 약액을 이용한 ASG공법은 물유리를 안전, 무해한 약품인 알칼리 토금속계의 특정물질로 현장에서 실리케이트의 제조 플랜트를 이용하여 고속 교반 반응을 시켜 제조한다. 주입방식으로는 A액과 B액이 각각 별도의 막서에서 혼합되어 분리된 경로를 통해 주입관의 토출관까지 보낸 후 주입관의 선단에서 분출시 혼합시키는 2.0 Shot 방식으로 이루어진다. ASG공법의 적용범위는 주입재의 종류가 ASG 1호~10호가 있어 모든 토질에서 적용이 가능하다.

ASG공법의 배합비는 표 5에 나타난 바와 같이 A액과 B액이 200ℓ:200ℓ로 1:1의 비율로 주입되며 ASG공법

의 특징은 표 6과 같다.

2.1.4 BGI공법

BGI공법은 기존의 혼탁액형 주입재를 사용하는 공법의 문제점인 고가의 약액 과다사용 및 주입 후 고결강도 부진 등의 약점을 개선하여 보다 경제적이고 효율적인 주입방법이다. 또한 2.0 Shot 방식으로 이중관과 특수한 선단장치를 사용하여 젤타임과 주입재의 호모겔 강도를 조절하여 주입함으로써, 주입목적에 가장 적합한 개량효과를 확실히 얻을 수 있는 공법이다.

BGI공법의 배합비는 표 7에 나타난 바와 같이 A액은 100ℓ, B액은 200ℓ로 A액:B액=1:2의 비율로 주입되며 BGI공법의 특징은 다음 표 8과 같다.

2.2 약액주입공법의 비교 결과

문헌조사를 통하여 국내에서 시공되고 있는 대표적인 약액주입공법인 LW공법, SGR공법, ASG공법, BGI공법에 대하여 비교·분석한 결과 다음과 같은 결과를 얻을 수 있었다.

각 공법의 특성을 분석한 결과 1.0 Shot 방식의 LW공법은 공법의 특성과 주입의 방식에 따라 강도와 차수효과가 비교적 낮으며 용수가 존재하는 지반에서는 적용하기 힘든 것으로 판단된다. 1.5 Shot 방식을 사용하는 SGR공법은 배합비에 따라 모든 토질에서 주입이 가능하지만 주입재의 용탈현상으로 인한 내구성과 강도가 저하되는 것으로 조사 되었다. 또한 2.0 Shot 방식을 사용하는 ASG공법과 BGI공법은 침투력과 지반보강효과, 차수효과가 우수하지만 최신 공법이기에 공법에 대한

검증과 시공실적이 적은 것으로 판단된다.

결과적으로 공법의 특성과 주입방식의 차이로 인하여 1.0 Shot 방식의 경우는 유속이 없거나 Gel-time이 긴 경우에 적용이 용이하며 1.5 Shot 방식은 유속이 작거나 Gel-time이 어느 정도 소요되는 경우에 적용이 용이한 것으로 판단된다. 또한 2.0 Shot 방식은 유속의 유무와 관련이 없이 적용이 가능하며 Gel-time이 짧은 경우에 적용이 용이한 것으로 판단된다.

3. 최적 주입비 산정과 실험적 검토

문헌조사를 통하여 약액주입공법이 1.0 Shot, 1.5 Shot, 2.0 Shot의 방식을 사용하여 시공되고 있는 것으로 확인되었다. 이중에서 2.0 Shot 방식은 1.0 Shot, 1.5 Shot과는 달리 개별의 막서에 주입재를 넣어 주입지점에서 혼합되는 방식이다. 따라서 일반적인 지반의 상태에서는 물론이며 용수가 존재하는 지반이나 유속이 빠른 지반에도 주입이 가능하기에 가장 활용성이 높은 것으로 판단된다. 이에 2.0 Shot 방식의 좀 더 효율적인 주입을 위하여 유체거동 지배방정식을 사용하여 최적 주입비를 산정하였고 주입비의 변화에 따른 주입시간을 측정하여 최적 주입비에 대한 검증을 실시하였다.

3.1 유체거동 지배방정식

2.0 Shot 방식의 핵심은 총주입량 $Q = Q_A + Q_B$ 이며, A액(물+물유리)과 B액(시멘트+약재+물)의 주입량비가 $Q_B = \alpha Q_A$ 일 경우, 최적 주입비 α 를 정하는 것이다.

두액의 합류점까지 수두손실(h_L)은 같고 유량의 역류

표 7. BGI공법의 배합비

A액 : 100ℓ		B액(급결) : 200ℓ		B액(중결) : 200ℓ	
성분	표준배합	B액(급결)	표준배합	B액(중결)	표준배합
물유리 물	50ℓ 50ℓ	BGI-1호 시멘트 물	15kg 100kg 158ℓ	BGI-2호 시멘트 물	5kg 100kg 167ℓ

표 8. BGI공법의 특징

특 징
<ul style="list-style-type: none">A, B액을 이중관 선단부에서 합류 혼합하여 수평, 수직방향에 지향성을 주는 특수한 선단장치를 사용주입목적, 지반조건에 따라 젤타임을 설정이 가능호모겔 강도를 임의로 조절이 가능주입관 설치에서 주입종료까지 1공정규산의 감소와 시멘트의 증가로 밀도의 증가와 초기강도를 증가시켜 용탈문제를 해소고결강도는 10~30kg/cm²정도로 지반보강 및 차수효과가 우수

가 없다고 가정할 때 다음과 같은 조건이 성립한다.

$$\text{에너지조건: } h_{LA} = h_{LB}, \text{ 연속조건: } Q = Q_A + Q_B \quad (1)$$

여기서 h_{LA} : A액의 손실수두, h_{LB} : B액의 손실수두, Q_A : A액의 유량, Q_B : B액의 유량

수두손실을 Darcy법칙으로 유도하면 식 (2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$h_L = f \frac{l}{d} \frac{V^2}{2g} = \frac{fl}{2gd} \frac{16Q^2}{\pi} = \left(\frac{16fl}{2\pi^2 gd^5} \right) Q^2 = KQ^2 \quad (2)$$

여기서, f : 마찰계수, l : 흐름거리, d : 관경, V : 유속, g : 중력가속도, K : 투수계수

따라서 A액과 B액의 손실수두 h_{LA} , h_{LB} 는 식 (3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$h_{LA} = K_A Q_A^2, \quad h_{LB} = K_B Q_B^2 \quad (3)$$

여기서 h_{LA} : A액의 손실수두, h_{LB} : B액의 손실수두, K_A : A액의 투수계수, K_B : B액의 투수계수, Q_A : A액의 유량, Q_B : B액의 유량

상기 기본적인 개념에 따라 그라우팅 시스템의 지배방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$K_A Q_A^2 = K_B Q_B^2, \quad Q = Q_A + Q_B = (1+\alpha) Q_A \quad (4)$$

여기서 K_A : A액의 투수계수, K_B : B액의 투수계수, Q : 전체 유량, Q_A : A액의 유량, Q_B : B액의 유량, α : 최적 주입비

다음과 같은 조건에서 $Q_B = \alpha Q_A$ 라 놓으면 $h_L = F(\alpha)$ 이므로 수두손실은 식 (5)와 같은 식으로 나타낼 수 있게 된다.

$$h_L = KQ^2 = (1+\alpha)^2 KQ_A^2 \quad (5)$$

여기서 h_L : 전체 손실수두, K : 투수계수, Q : 전체 유량, Q_A : A액의 유량, α : 최적 주입비

상기 수두손실을 최소화하기 위한 α 는 $F'(\alpha) = 0$ 으로 식 (6)에 의하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} F(\alpha) &= h_L = KQ_A^2(\alpha^2 + 2\alpha + 1), \\ F'(\alpha) &= KQ_A^2(2\alpha + 2) = 0 \\ \therefore \alpha &= -1 \end{aligned} \quad (6)$$

2.0 Shot 방식은 그림 1과 같이 $\alpha \geq 0$ 조건을 만족하여야 한다.

이론 최적 α 는 그림 1(a)와 같이 α 값이 작을 때 형성된다. 그러나 실제 이론에서 다뤄지지 않는 수두 손실, 그리고 경제성 등을 감안할 때 α 곡선은 그림 1(b)와 같이 오른쪽으로 이동하여 실 최적 주입비 α_T 는 $0 < \alpha_T < 1.0$ 범위 일 것으로 추정된다. 평균값인 $\alpha_T = 0.5$ 로 추정할 때 주입비는 1:2와 혹은 2:1로 서로 2배의 차이가 있어야 한다고 추정된다.

3.2 주입시간 분석을 통한 최적 주입비 검증

유체거동 지배방정식을 통하여 A액과 B액의 최적 주입비는 A액:B액=1:2인 것을 확인할 수 있었다. 이에 기존에 시공되고 있는 LW공법과 SGR공법의 1:1 주입비, 추가적으로 1:3인 경우를 최적 주입비로 산정된 1:2와 비교하기 위하여 주입비의 변화에 따른 주입시간을 분석하였다. 이를 통하여 유체거동 지배방정식으로 산정된 최적 주입비의 검증을 실시하였다.

3.2.1 실험장치

검증실험에 사용된 모형실험장치는 크게 계측장치,

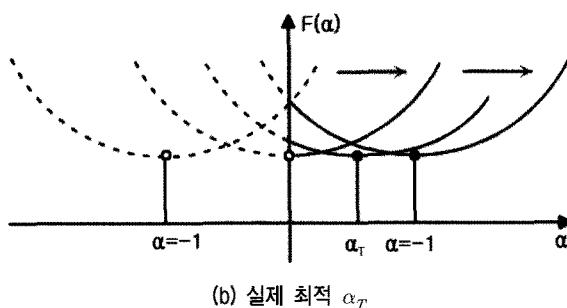
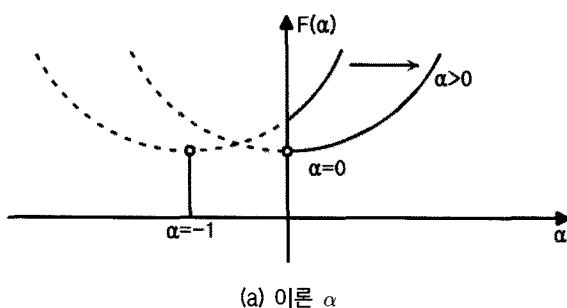


그림 1. 최적 주입비

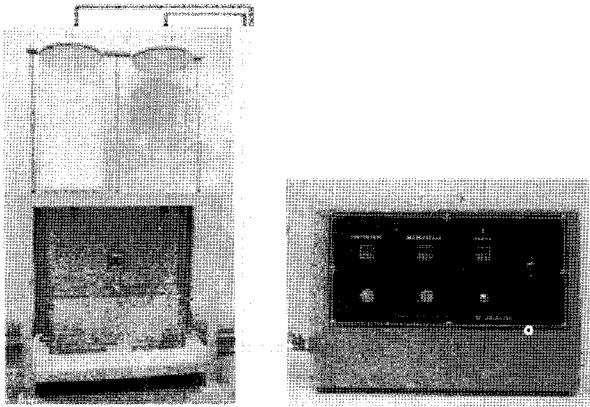


그림 2. 모형실험장치

실험본체, 에어레귤레이터, 에어컴프레서로 구분되며 지반의 모사방법은 주입재의 지반 침투를 확인하기 위하여 워터젤을 이용하였다. 모형실험장치의 전체적인 전경은 그림 2와 같다.

3.2.2 실험의 순서

본 실험은 아크릴 수조에 주입압력을 조절하여 A액(물+물유리):B액(시멘트+약재+물)의 주입비를 1:1, 1:2,

표 9. 실험케이스

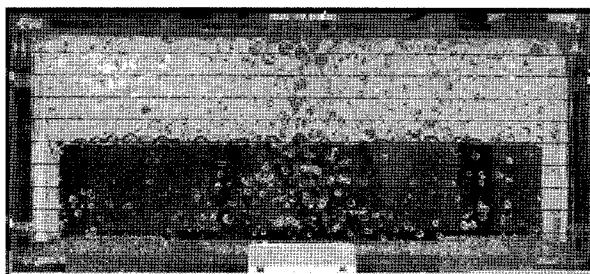
주입재	주입비		
A:A	1:1	1:2	1:3
A:B	1:1	1:2	1:3

1:3로 주입되도록 한 후 동일한 양이 주입되는데 소요되는 시간을 측정하였다. 여기서 1:1의 주입비는 LW공법과 SGR공법에서 적용되고 있다. 1:2의 주입비는 유체거동 지배방정식을 통하여 산정된 최적 주입비이다. 1:3의 주입비는 추가적으로 실시되는 주입비이다. 또한 주입재의 점성으로 인한 침투속도의 차이를 확인하기 위하여 B액을 물:카올리나이트=2:1로 배합하여 실험을 실시하였다. 실험은 점성이 없는 A액:A액=1:1, 1:2, 1:3의 주입비의 실험과 점성이 있는 A액:B액=1:1, 1:2, 1:3의 주입비로 실시된다. 실험한 Case들은 표 9와 같으며 그림 3은 실험의 측정 시작 위치와 측정 종료 위치를 나타낸 것이다.

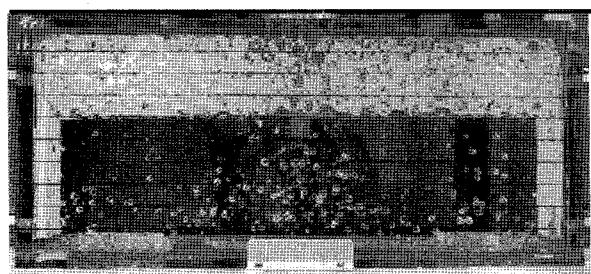
3.2.3 주입비 변화에 따른 주입시간 분석

주입재의 주입비 변화에 따른 주입시간 변화를 분석하기 위하여 그림 3과 같이 모사지반에 일정한 간격으로 측점을 표시하고 지정된 측점에서 다음 측점까지 주입되는 시간을 측정하여 단위 주입량에 따른 주입시간을 비교하였다. 이와 같은 방법으로 각 Case에 따른 결과 값을 정리한 것은 그림 4와 같다.

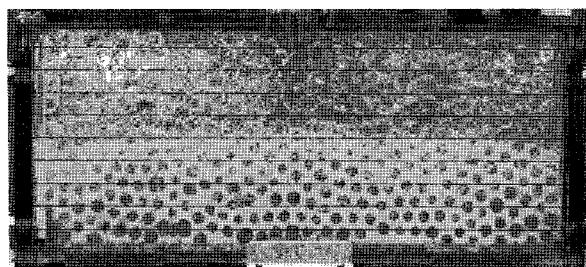
그림 4에 나타난 바와 같이 점성 미혼합시 주입비가 1:2에서 12.14초, 점성 혼합시 주입비가 1:2에서 10.47초로 침투속도가 가장 빠르게 나타났다. 이러한 실험의 결과를 바탕으로 LW공법과 SGR공법에서 적용되고 있는 주입비 1:1과 추가적으로 실시된 주입비 1:3보다 유체거동 지배방정식을 통하여 산정된 최적 주입비 1:2인 경우



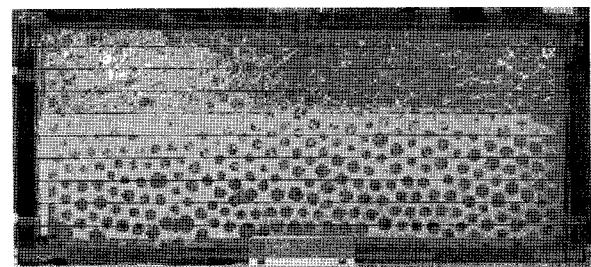
(a) A:A 주입의 측정 시작 위치



(b) A:A 주입의 측정 종료 위치



(c) A:B 주입의 측정 시작 위치



(d) A:B 주입의 측정 종료 위치

그림 3. 실험 주입 과정

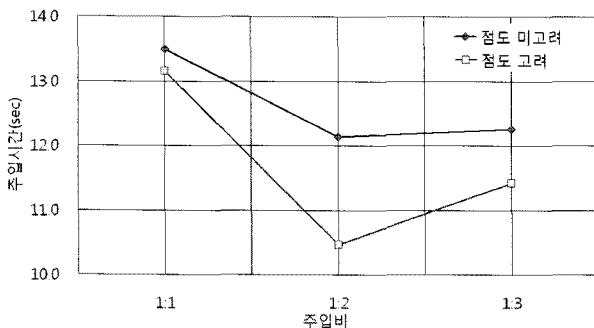


그림 4. 점도와 주입비의 변화에 따른 주입시간 비교

가 주입재의 침투속도가 가장 효율적이라고 판단된다. 또한 점성 혼합시와 미혼합시를 비교해 보면 카울리나이트 혼합시 주입시간이 짧아지는 것으로 측정되었다. 이는 실 험시 측정의 위치를 노즐 중앙으로 잡고 주입시간을 체크 하여 점성이 있는 재료가 옆으로 퍼지기 전에 중앙 노즐 부분에서 먼저 차오르는 것 때문이다. 그렇기에 주입시간 이 점성 혼합시 더 빠르게 측정되었다고 판단되어진다.

4. 강도실험과 현장실험을 통한 최적 주입비의 검증

본 검증실험은 유체거동 지배방정식을 통하여 산정된 1:2의 주입비와 1:1의 주입비로 적용되는 타공법을 강도에 대하여 비교하는데 목적을 두고 있다. 유체거동 지배방정식을 통하여 산정된 1:2 주입비의 강도를 측정하기 위하여 1:2의 주입비로 시공되고 있는 BGI공법을 선정하여 호모겔과 샌드겔의 공시체를 제작하였다. 또한 현장실험을 실시하여 실내실험에 대한 검증을 실시하였다.

4.1 시료 특성

본 일축압축강도실험에서 사용되는 주입재에는 포틀

표 10. 시료의 물리적 특성

비중	건조단위중량 (t/m ³)	공극비(e)	e _{min}	e _{max}	통과량(%)				통일분류법
					No.4	No.10	No.20	No.200	
2.67	1.34	0.57, 0.65, 0.75	0.55	0.78	100	100	0	0	SP

표 11. 모래지반의 N값에 따른 상대밀도와 내부마찰각

N	상대밀도 D _r (%)	조밀한 정도	삼축압축시 φ	평면변형 상태 φ
<4	0~15	very loose	<30	≈30
4~10	15~35	loose	30~35	31~37
10~30	35~65	medium	35~40	37~44
30~50	65~85	dense	40~45	44~49
>50	85~100	very dense	>45	>49

랜드 시멘트를 사용하기 때문에 충진재가 원활하게 주입될 수 있는 시료를 선정하였다. 이에 따른 시료의 특성은 표 10과 같다.

공극비의 변화에 따라 제작된 공시체를 N치와 내부마찰각, 점착력에 대하여 비교하기 위해서는 각 정수로의 변환이 필요하다. 따라서 다음과 같은 과정으로 시료의 정수인 N치, 내부마찰각의 산정을 실시하였다.

N치의 산정은 공극비와 상대밀도를 이용하여 추정할 수 있는데 우선 상대밀도의 경우 공극비를 아래에 표기 한 상대밀도에 대한 일반식을 이용하여 도출할 수 있다 (Braja M. Das, 2002).

$$D_r = \frac{e_{\max} - e}{e_{\max} - e_{\min}} \times 100 (\%) \quad (7)$$

여기서, D_r : 상대밀도(%), e_{\max} : 최대 공극비, e_{\min} : 최소 공극비, e : 시료의 공극비

위와 같이 산정된 상대밀도를 Meyerhof가 제안한 표 11을 이용하여 이에 적합한 N치의 범위를 추정하고 평균값의 사용으로 N치를 결정하였다.

추정된 N치를 이용하여 시료의 내부마찰각을 산정할 수 있는데 본 연구에서 실험에 사용된 시료에 대하여 직접전단시험을 실시하여 얻은 결과와 현장실무차원에서 통일분류법에 의해 SP로 분류되는 빙입도조건에서 Dunham이 제안한 식 (8)을 이용하여 내부마찰각을 추정하였다. 그 결과를 정리하면 표 12와 같다.

$$\phi = \sqrt{12N} + 15 \quad (8)$$

여기서, ϕ : 내부마찰각(°), N : 표준관입실험 타격치(회)

상기 과정을 통하여 공극비, 상대밀도, 직접전단시험,

표 12. 시료의 공극비를 통하여 산정된 물성치

공극비 e	상대밀도 D_r (%)	직접전단시험 ϕ ($^{\circ}$)	SPT - N치(회/30cm)	추정내부마찰각 ϕ ($^{\circ}$)
0.75	13.04	20~24	<4이므로 ≈ 4	22
0.65	56.52	30~33	10~30 ≈ 25	32
0.57	91.10	40~42	>50이므로 ≈ 50	43

N치 등을 통하여 공극비별 추정 내부마찰각은 22° , 32° , 43° 로 산정하였다.

4.2 실험 순서 및 방법

4.2.1 공시체 제작 및 양생

기존의 연구(천병식 외 2, 2001)를 통하여 제작되었던 샌드겔의 경우 혼합수의 배수문제가 있었기에 그 점을 보완하기 위하여 B액을 시멘트 페이스트로 만들어 시료에 주입할 수 있는 주입장치를 제작하였다. 주입장치는 최적 주입비로 산정된 1:2의 비율로 A액과 B액을 주입할 수 있도록 B액이 운반되는 노즐은 A액이 운반되는 노즐보다 큰 지름을 가진 노즐을 사용하여 제작하였다. 호모겔과 샌드겔의 공시체는 직경 5cm × 높이 10cm로 A액:B액=1:2의 주입비가 되도록 1:2의 주입비로 시공되고 있는 BGI공법의 표준배합인 표 13으로 배합하여 제작하였다. 또한 제작된 호모겔과 샌드겔의 공시체

를 동일하게 성형 후 3분이 경과된 후에 탈형하여 수중 양생을 실시하였다.

그림 5는 제작한 주입장치를 통하여 공시체를 제작하는 과정을 주입의 순서에 따라 나열한 것이고 이러한

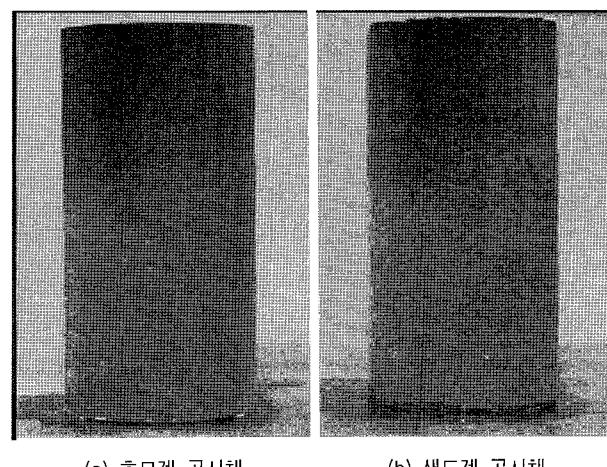


그림 6. 공시체

표 13. 주입재의 배합비

A액 : 100ℓ		B액(급결) : 200ℓ		B액(중결) : 200ℓ	
성분	표준배합	B액(급결)	표준배합	B액(중결)	표준배합
물유리 물	50ℓ 50ℓ	BGI-1호 시멘트 물	15kg 100kg 158ℓ	BGI-2호 시멘트 물	5kg 100kg 167ℓ

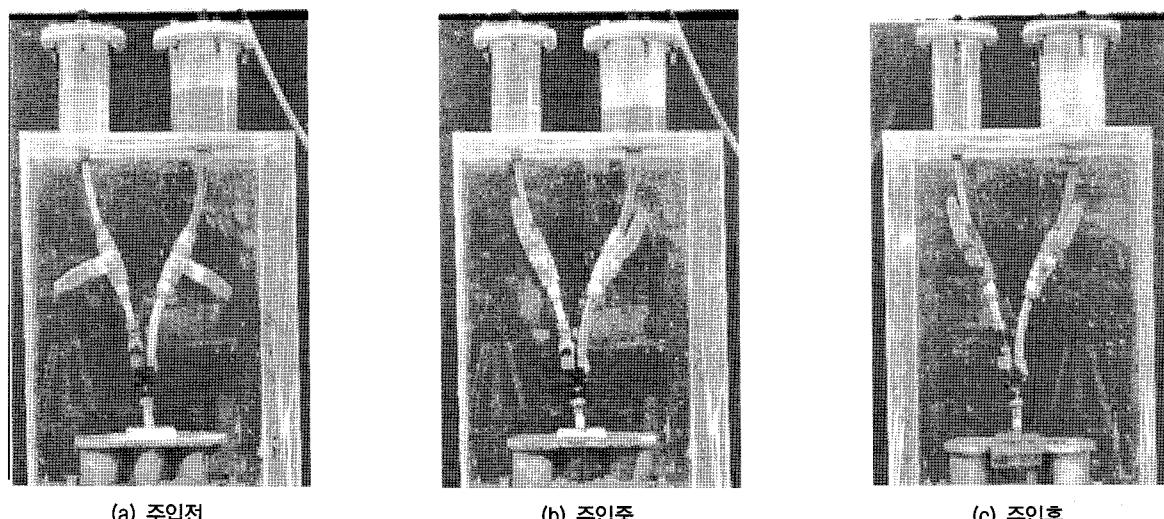


그림 5. 공시체의 주입과정

과정을 통하여 제작된 호모겔과 샌드겔의 공시체는 그림 6과 같다.

4.2.2 실험 순서

최적 주입비로 제작된 호모겔과 샌드겔의 일축압축강도실험은 1일, 3일, 7일, 10일, 15일, 20일, 28일의 재령에 따라 수중 양생되고 있는 공시체를 일축압축강도 실험기를 통하여 강도를 측정하였다. 일축압축강도 실험장비의 전경은 그림 7과 같다. 또한 공극비의 변화에 따른 실험에서는 사질토의 느슨함, 중간, 조밀함을 표현하기 위하여 공극비 e 를 0.57, 0.65, 0.75로 산정하였다. 일반적으로 강도의 지표로 삼고 있는 1일, 3일, 7일의 재령에 따라 일축압축강도실험을 실시하였다. 실험의 Case를 정리한 것은 표 14와 같다.

4.3 최적 주입비와 타공법 강도 비교 결과

본 일축압축강도실험의 결과분석으로 최적 주입비인 1:2로 제작된 호모겔과 샌드겔의 일축압축강도를 재령

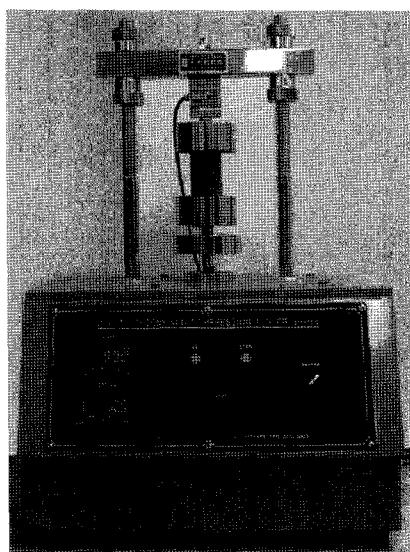


그림 7. 일축압축강도 실험기

표 14. 실험 Case

구분	재령	공극비(e)
호모겔의 강도 실험	1일, 3일, 7일, 10일, 15일, 20일, 28일	0.65
샌드겔의 강도 실험	1일, 3일, 7일, 10일, 15일, 20일, 28일	0.65
공극비의 변화에 따른 강도 실험	1일, 3일, 7일	0.57 0.65 0.75

의 변화에 따라 현재 시공되고 있는 LW공법과 SGR공법의 주입비인 1:1과 비교하기 위하여 그라우트재의 호모겔과 샌드겔의 강도증진 성상에 관한 연구(천병식 외 2, 2001)의 결과에서 LW공법과 SGR공법의 강도에 관한 내용을 이용하여 강도의 비교를 실시하였다. 또한 공극비의 변화에 따른 샌드겔의 강도에 대하여 최적 주입비인 1:2와 SGR공법의 주입비인 1:1을 비교하기 위하여 SGR공법 기술자료(한국 S.G.R공법협회, 1991)의 결과와 비교·분석하였다.

4.3.1 최적 주입비와 타공법의 재령에 따른 일축압축강도 비교

최적 주입비로 제작한 호모겔, 샌드겔의 재령의 변화에 따른 일축압축강도와 타공법의 호모겔, 샌드겔의 재령 변화에 따른 일축압축강도를 비교하면 그림 8과 같다.

그림 8에 나타난 바와 같이 타공법의 호모겔과 샌드겔의 강도는 1일에서부터 29일까지 선형으로 증가하여 최고 강도는 29일에서 호모겔은 1.6MPa, 샌드겔은 1.05MPa를 나타내는 것으로 연구된 바 있다. 최적 주입비로 제작된 호모겔과 샌드겔의 강도를 보면 호모겔의 최고강도는 급결의 경우 15일에서 최고 강도인 2.99MPa, 중결의 경우 10일에서 4.235MPa를 발현하고 서서히 감소하는 경향을 확인하였고, 샌드겔의 최고 강도는 급결의 경우 15일에서 3.418MPa, 중결의 경우 10일에서 4.434MPa을 발현하고 서서히 감소하는 것을 확인할 수 있었다. 이처럼 최적 주입비로 제작된 공시체의 강도가 10~15일에서 최고의 강도의 발현한 후 감소하는 것은 알칼리성 용액인 물유리와 시멘트로 이루어진 공시체가 시간이 지남에 따라 알칼리성에서 중성으로 중화되어 페이스트의 결속력을 약화시키는 것으로 판단된다. 최적 주입비의 강도와 타공법의 강도를 비교하면 7일 강도에서 1:2의 주입비가 1:1의 주입비에 비하여 4~5배 높은 것

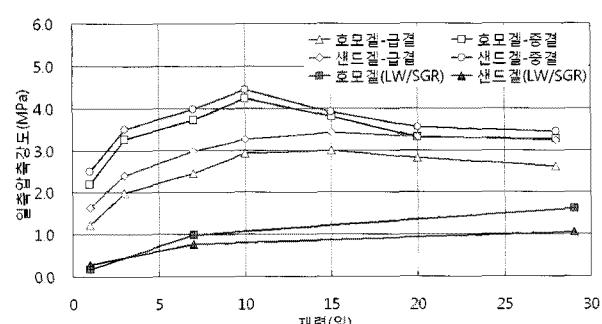


그림 8. 최적 주입비와 타공법의 재령에 따른 일축압축강도

으로 측정되어 최적 주입비의 강도가 타공법의 강도에 비하여 높은 강도를 발현하는 것으로 판단된다.

4.3.2 최적 주입비와 SGR공법의 샌드겔 강도 비교

최적 주입비로 산정된 1:2와 SGR공법의 주입비인 1:1을 비교하기 위하여 공극비와 내부마찰각의 변화에 따른 강도실험을 실시하였다. N치와 호모겔의 강도에 따른 샌드겔의 강도를 각각 표 15, 16에 나타내었다.

표 15에서 SGR공법의 경우 한국 SGR공법협회에 의해 호모겔의 강도는 0.1~0.7MPa의 범위에서, 샌드겔의 강도는 0.1~1.66MPa의 범위에서 강도의 발현을 하는 것으로 연구된 바 있다.

표 16의 최적 주입비로 제작된 호모겔의 강도는 2.194~3.724MPa의 범위에서, 샌드겔의 강도는 1.393~4.770MPa의 범위에서 강도를 발현하는 것으로 측정할 수 있었다.

그림 9는 최적 주입비인 1:2와 SGR공법의 주입비인 1:1의 N치 변화에 따른 호모겔과 샌드겔의 강도를 비교한 것이다. 그림에서 나타난 바와 같이 최적 주입비와 SGR공법이 분포되어 있는 위치가 다르다는 것을 알 수 있다. 즉 SGR공법의 경우 호모겔과 샌드겔의 강도가 낮은 범위에서 발현되며 최적 배합비로 제작된 호모겔과

표 15. SGR공법의 N치의 변화에 따른 샌드겔의 강도(한국 S.G.R공법협회, 1991)

호모겔의 강도(MPa)		0.1	0.70
샌드겔의 강도 (MPa)	N≤4	0.1	0.70
	N=10~20	0.3	1.41
	N≥30	0.4	1.66

표 16. 최적 주입비의 N치의 변화에 따른 샌드겔의 강도

호모겔의 강도(MPa)		2.194	3.265	3.724
샌드겔의 강도 (MPa)	N≤4	1.393	2.558	2.806
	N=10~20	2.500	3.495	3.974
	N≥30	3.240	4.260	4.770

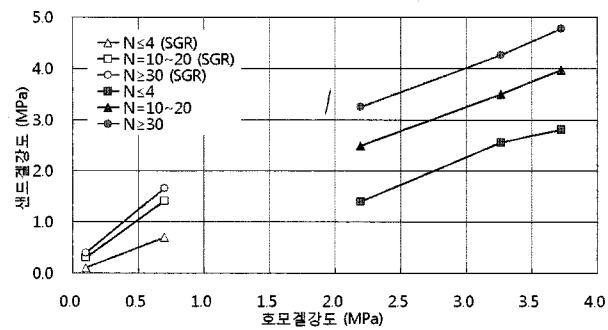


그림 9. 최적 주입비와 SGR공법의 N치 변화에 따른 강도 비교

샌드겔의 강도가 높은 범위에서 발현하는 것을 볼 수 있다. 결과적으로 두 가지 모두 N치의 증가에 따라 호모겔과 샌드겔의 강도가 증가하는 것을 확인할 수 있으나 최적 주입비로 산정된 1:2의 주입비가 SGR공법에 적용되는 1:1의 주입비에 비하여 더 높은 지반보강의 효과가 있는 것으로 판단되어 진다.

내부마찰각의 변화에 따른 샌드겔의 강도와 점착력의 비교를 위해서는 점착력의 산정이 필수적이다. 본 연구에서는 실내전단시험보다는 실질적인 현장 적용성을 감안하여 일축압축시험의 Mohr 응력원과 파괴포락선을 이용한 식 (9)에 일축압축강도와 내부마찰각($=22^\circ, 32^\circ, 43^\circ$)을 대입하여 샌드겔의 일축압축강도에 따른 점착력의 산정을 실시한다. 이렇게 산정된 일축압축강도와 점착력을 정리한 것은 표 17, 18과 같다.

$$C = \frac{q}{2} \tan\left(45^\circ - \frac{\phi}{2}\right) \quad (9)$$

여기서, C : 점착력(MPa), q : 일축압축강도(MPa), ϕ : 내부마찰각($^\circ$)

표 17에서 SGR공법의 강도는 한국 SGR공법협회에 의해 샌드겔의 경우 0.40~1.60MPa의 범위이고, 점착력의 경우 0.092~0.50MPa의 범위에서 강도의 발현을 하는 것으로 연구된바있다.

표 18에서 최적 주입비로 제작한 샌드겔의 경우는 1.393~4.770MPa의 범위에서, 점착력의 경우 0.427~

표 17. SGR공법의 내부마찰각에 따른 샌드겔의 강도와 점착력(한국 S.G.R공법협회, 1991)

$\phi = 40^\circ$	샌드겔의 강도(MPa)	0.400	1.60
	점착력(MPa)	0.092	0.36
$\phi = 35^\circ$	샌드겔의 강도(MPa)	0.400	1.60
	점착력(MPa)	0.100	0.40
$\phi = 30^\circ$	샌드겔의 강도(MPa)	0.400	1.60
	점착력(MPa)	0.116	0.45
$\phi = 25^\circ$	샌드겔의 강도(MPa)	0.400	1.60
	점착력(MPa)	0.131	0.50

표 18. 최적 주입비의 내부마찰각에 따른 샌드겔의 강도와 점착력

$\phi = 22^\circ$	샌드겔의 강도(MPa)	1.393	2.558	2.806
	점착력(MPa)	0.427	0.785	0.861
$\phi = 32^\circ$	샌드겔의 강도(MPa)	2.500	3.495	3.974
	점착력(MPa)	0.708	0.990	1.125
$\phi = 42^\circ$	샌드겔의 강도(MPa)	3.240	4.260	4.770
	점착력(MPa)	0.773	1.017	1.138

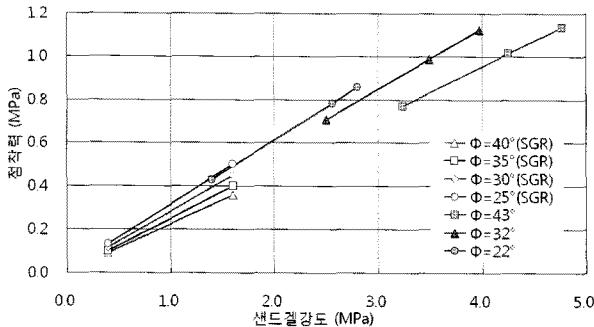


그림 10. 최적 주입비와 SGR공법의 내부마찰각 변화에 따른 강도비교

1.138MPa의 범위에서 강도의 발현을 하는 것으로 측정되었다. 이러한 자료를 정리하여 나타내면 그림 10과 같다.

그림 10은 최적 주입비와 SGR공법의 내부마찰각 변화에 따른 샌드겔의 강도와 접착력의 비교를 나타낸 것으로 SGR공법의 경우는 샌드겔의 강도와 접착력이 낮고, 최적 주입비로 제작한 샌드겔은 강도가 높고 접착력도 높기 때문에 서로 다른 구역으로 분포되어 있는 것을 볼 수 있다. 강도발현의 양상은 두가지 모두 내부마찰각의 감소에 따라 샌드겔의 강도와 접착력이 증가하는 거동을 나타내는 것으로 측정되었다. 최적 주입비와 SGR공법의 강도발현 양상을 비교한 결과 최적 주입비로 산정된 1:2가 SGR공법에 적용되는 1:1에 비하여 높은 범위에서 강도를 발현하는 것으로 나타났으며 이는 1:2 주입비가 1:1 주입비에 비하여 지반보강효과가 더 우수한 것으로 판단되어진다.

4.4 현장실험을 통한 실내실험의 검증

유체거동 지배방정식을 통하여 산정된 최적 주입비를 검증하기 위하여 주입시간의 측정과 일축압축실험을 실시하였다. 이에 실내실험을 통하여 측정된 자료를 ○○고속철도, ○○복선전철 현장에서 적용 실시한 현장실험자료와 비교 및 검토하여 실내실험에 대한 검증을 실시하였다. 모형실험에서의 시료의 분류는 $e=0.57$,

표 19. 실내실험과 현장실험의 N치의 비교

	분류	실험전의 N치(회)	실험후의 N치(회)
실내실험 결과	A($e=0.75$)	4	50
	B($e=0.65$)	25	50
	C($e=0.57$)	50	50
현장실험 결과	A(토사층)	3	50
	B(풍화암)	22	50
	C(연암)	50	50

0.65, 0.75의 3가지이며 현장실험에서 사용된 분류는 토사층, 풍화암, 연암으로 나누어진다.

현장실험을 통한 모형실험의 적용성을 검토하기 위하여 사용되는 자료는 모형실험의 경우 시공전의 수치로 공극비가 $e=0.57, 0.65, 0.75$ 일 때의 N치를 사용한다. 또한 시공후의 N치는 공극비 변화에 따라 실시한 실험의 일축압축강도를 Terzaghi와 Peck이 제안한 식 (10)을 이용하여 N치로 환산한 것과 현장실험자료를 정리하면 표 19와 같다.

$$q = \frac{N}{8} \quad (10)$$

여기서, q : 일축압축강도(MPa), N : 표준관입실험 타격치(회)

표 19는 실내실험과 현장실험의 N치를 비교하여 나타낸 것이며 이를 비교하면 그림 11과 같이 나타낼 수 있다.

실내실험의 경우 개량전의 SPT-N치는 4회, 25회, 50회로 계산되었고, 개량후의 N치는 계산한 결과 모두 50회 이상으로 예측되었다. 또한 현장실험의 경우 개량전의 N치는 토사층에서 3회, 풍화암에서 22회, 연암에서 50회로 측정되었고 개량후의 N치는 모두 50회 이상으로 나타는 것을 확인할 수 있다. 실내와 현장의 지반조건을 비교한 결과 그림 11과 같이 일치함을 알 수 있다. 따라서 현장에서도 1:2의 주입비로 주입할 경우 높은 지반보강효과를 기대할 수 있을 것으로 판단된다.

본 실험연구를 통해서 그라우팅 공법의 최적 주입비와 강도에 관하여 분석하였다. 분석결과 유체거동 지배방정식을 통하여 2.0 Shot 방식의 최적 주입비를 산정하였고, 모형실험을 통하여 최적 주입비에 대한 검증을 실시하였다. 또한 모형실험을 통하여 강도를 비교한 결과 최적 주입비로 산정된 1:2가 가장 높은 강도를 나타내는

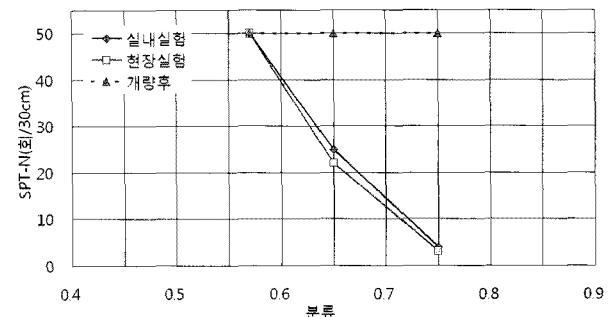


그림 11. 실내 및 현장의 개량효과 비교

것으로 나타났다. 본 실험에서 공시체의 강도 감소에 관하여 추가적인 실험이 시행된다면 그라우팅 공법에 대하여 보다 실질적인 연구결과를 거둘 수 있을 것으로 기대된다.

5. 결 론

본 연구에서는 약액주입공법에 관한 문헌 조사를 실시하였고 가장 범용성이 높은 2.0 Shot 방식의 최적 주입비 산정을 실시하였다. 산정된 최적 주입비를 검증하기 위하여 주입비의 변화에 따른 주입시간의 비교와 일축압축강도 실험을 실시하였다. 또한 현장실험을 통한 모형실험의 검증을 수행하였다. 이를 통하여 얻어진 주요결론은 다음과 같이 요약될 수 있다.

- (1) 약액주입공법에 관하여 문헌조사를 실시한 결과 다양한 지반조건과 용수의 변화에 따른 조건에서도 적용이 가능하기에 2.0 Shot 방식이 가장 범용성이 높은 것으로 판단된다.
- (2) 2.0 Shot 방식의 최적 주입비를 유체거동 지배방정식을 통하여 산정한 결과 1:2의 비율인 것으로 산정되었다. 또한 1:1, 1:2, 1:3로 주입비의 변화에 따른 주입 실험을 실시한 결과 최적 주입비로 산정된 1:2에서 침투가 가장 효율적인 것으로 나타났다.
- (3) 최적 주입비로 산정된 1:2의 주입비로 제작한 호모겔과 샌드겔의 강도를 비교한 결과 1일 재령부터 지속적으로 증가하여 급결의 경우는 15일, 중결의 경우는 10일에서 각각 최고의 강도를 발현하고 서서히 감소하는 경향을 확인하였다.
- (4) 최적 주입비인 1:2와 타공법의 주입비인 1:1을 비교한 결과 1:2의 주입비로 제작한 공시체가 1:1의 주입비로 제작된 공시체에 비하여 우수한 강도를 발현하는 것으로 확인되었으며, 개량된 지반에서의 강도 예측을 위한 샌드겔의 실험에서 여러 가지 인자

의 변화를 통하여 강도 증가효과를 확인할 수 있었다. 결과로부터 실질적인 현장적용에 있어서도 1:2 주입비의 경우 지반개량효과를 상당히 증가시킬 수 있을 것으로 판단된다.

- (5) 현장실험을 실시한 결과 실험값의 경우 개량후의 N치가 50회 이상으로 증가하였으며 현장의 자료도 개량 후에 N치가 50회 이상으로 증가하는 것을 확인할 수 있었다. 또한 실험과 현장조건이 잘 일치되는 결과를 얻었다. 따라서 1:2의 주입비로 주입할 경우 현장에서도 높은 지반개량효과가 있을 것으로 판단된다.

참 고 문 헌

1. 김형원 (2004), 흙막이 차수공법의 선정 및 시공에 관한 현장 사례 연구, 서울산업대학원 산업대학원 석사학위 논문.
2. 유남재, 서승오, 김동건 (2009), B.G.I 지반보강 공법에 관한 연구, 강원대학교 산업기술연구소 논문집, 제29권, B호, pp.73-80.
3. 윤정섭 (2005), 하천 제방차수 공법에 관한 연구, 인제대학교 첨단산업기술대학원 석사학위 논문.
4. 최준식, 이학규, 김우칠, 조양운 (2002), 모형실험을 통한 시멘트 그라우팅 지수기법의 주입특성에 관한 연구, 한국지반환경공학회 학술발표회논문집, pp.167-172.
5. 천병식 (1997), 건설기술자를 위한 지반주입공법, 원기술, pp.115-141.
6. 천병식, 김진춘, 장의웅 (2001), 그라우트재의 호모겔과 샌드겔의 강도증진 성상에 관한 연구, 한국지반환경공학회 학술발표회논문집, pp.167-172.
7. 천병식 (2005), 최신 지반주입 이론과 실제, 원기술, pp.315-317.
8. 천병식, 도종남, 성화돈, 임주현 (2006), LW주입에 의한 지반보강 및 환경영향성에 관한 연구, 한국지반환경공학회 학술발표회논문집, pp.121-131.
9. 한국 S.G.R 공법협회 (1991), S.G.R 공법 기술자료.
10. A. M. Neville (1982), Properties of Concrete, Pitman, London, pp.1-2.
11. Miyasaka, G., Sasaki Y., Nagata, T., Shibasaki, M., Iji M., and Yoad, M. (1992), Jet Grouting for a Self-standing Wall, Grouting, Soil Improvement and Geosynthetics, ASCE, Geotechnical Special Publication, No.30, pp.144-155.
12. Braja M. Das. (2002), principles of geotechnical engineering, Thomson-Engineering.

(접수일자 2010. 7. 23, 심사완료일 2010. 9. 7)

경량기포토의 압축 및 인장 특성

Compression and Tensile Characteristics of Lightweight Air-Trapped Soil

이영준¹ Lee, Young-Jun
박이근³ Park, Lee-Keun

김성원² Kim, Sung-Won
김태형⁴ Kim, Tae-Hyung

Abstract

This study is experimentally investigated for characteristics of lightweight air-trapped soils with uniform quality. Previously, EPS (Expanded PolyStyrene) blocks are often used as lightweight embankment, but many problems such as the level difference and cracks were caused by plastic (creep) deformation. So, a new material development is urgent. By means of alternatives, lightweight air-mixed soil using in-situ soils has been developed and applied to fields. In comparison with EPS block, lightweight air-mixed soil has less plastic (creep) deformation in long period, but the strength characteristics are different according to the soils where they are obtained. Therefore, the quality management of lightweight air-mixed soil is very difficult. Therefore in this study, characteristics of lightweight air-trapped soil using a manufactured sand with uniform quality are investigated. To found out the compression and tensile characteristics of lightweight air-trapped soils, unconfined compression test and splitting tensile test are conducted on the specimens prepared with different unit weight, cement-sand ratio and air-pore.

요지

본 연구는 균질한 품질을 가지는 경량기포토의 특성을 파악하기 위해 실시되었다. 이전에는 경량성토재로서 EPS (Expanded PolyStyrene)가 주로 사용되었지만, EPS의 소성변형으로 인한 단차 및 균열과 같은 문제가 발생되어 새로운 재료의 개발이 성급한 실정이다. 대체 공법으로 현장의 준설토를 활용한 경량기포호합토가 개발되고 현장에 적용되었다. 경량기포호합토는 EPS공법에 비해 장기적인 소성변형이 더 적은 장점이 있지만, 채취되는 준설토의 위치에 따라 서로 상이한 강도특성을 지니고 있어 품질관리에 어려움을 겪고 있는 실정이다. 따라서 본 연구에서는 공장에서 생산된 균질한 품질의 모래를 혼합한 경량기포토의 특성을 파악하였다. 즉, 경량기포토의 압축 및 인장특성을 파악하기 위해 단위중량과 시멘트-모래비 및 기포량을 달리한 공시체에 대하여 일축압축시험과 간접인장강도시험이 실시되었다.

Keywords : Creep, EPS, Lightweight air-trapped soil, Splitting tensile test, Unconfined compression test

1. 서 론

국내에서는 경량성토를 필요로 하는 곳에 EPS가 주

재료로 이용되어 왔으나, EPS가 갖는 소성변형(크리프)으로 인한 문제점이 노출되기 시작하면서 최근에는 원료토에 물과 시멘트를 첨가하여 유동화한 것에 기포를

1 정회원, 한국해양대학교 토목환경공학과 석사과정 (Member, Graduate Student, Dept. of Civil-Environmental Engrg., Korea Maritime Univ.)

2 정회원, (주)무성토건, 차장 (Member, Deputy General Manager, MUSUNG Construction Co., LTD)

3 정회원, (주)지오알엔디 대표이사 (Member, Chief Executive Officer, Geotechnical Research & Development Co.)

4 정회원, 한국해양대학교 토목공학과 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil Engrg., Korea Maritime Univ., kth67399@hhu.ac.kr, 교신저자)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2011년 3월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

혼합하는 경량기포혼합토를 적용시키고자 많은 연구가 이루어지고 있다. 경량기포혼합토는 물과 시멘트와 같은 고화재를 혼합하여 유동화 시킨 것에 기포를 주입하여 제작한 것으로, 일반 토사에 비해 가벼우며 지반 등에 미치는 하중을 경감할 수 있다. 또한 유동성이 높으므로 펌프를 이용하여 압송에 의한 타설이 가능하므로 시공이 용이하다. 게다가 진흙 등의 저품질 토양을 유효하게 활용할 수 있다. 또한 혼합 직후에는 유동성을 나타내나 고화재의 반응에 따라 최종적으로는 양질의 토양재료와 같거나 그 이상의 강도특성을 가지는 고화처리토가 될 수 있는 장점을 가지고 있다. 그래서 경량기포혼합토는 일반적인 흙으로는 시공이 곤란한 장소에서의 시공에서도 적합하다(일본도로공단, 1996; 土田孝等, 1996).

경량기포혼합토의 구체적인 용도를 살펴보면, 가옥이나 일반도가 근접하는 장소에서의 도로의 신설이나 확폭을 하는 경우에 근접지나 시설 성토로의 성토 하중의 저감을 도모할 수 있고 단기간에 저소음, 저진동으로 연직성토가 가능하다. 지반활동이 예상되는 사면의 두부에 이용함으로써 성토하중을 저감하고, 지반활동 대책경감을 도모할 수 있다. 교대나 옹벽 등의 구조물 뒷채움부에 이용함으로써 구조물 배면에 작용하는 토압을 경감할 수 있어 구조물 변형과 하부지반의 변형을 감소시킬 수 있고 기초 말뚝 등의 구조물의 규모를 작게 하는 것이 가능하다. 산악도로 등 급경사지에서 연결성토에 이용함으로써 공사용 진입로나 재료 운반을 경감할 수 있다. 또한 절성토량을 감소시킬 수 있다. 경량기포혼합토는 또한 유동성이 우수하기 때문에 발판 아래의 공동이나 지하 매설물의 내부의 충진 등에도 적합하다(古谷俊明 등, 1988).

경량기포혼합토의 압축강도에 영향을 미치는 인자들에 대한 국내 연구로서 김주철과 이종규(2002)에 의해 서 시료의 초기함수비, 시멘트 함유율, 기포의 함유율 및 양생방법 등이 주요 인자로 알려졌으며, 이후 윤길립과 김병탁(2004)에 의해 이러한 영향인자들을 이용하여 경량기포혼합토의 임의 배합에 따른 일축압축강도를 추정하는 기법이 해양연구원에 의해 개발되었다. 이후 윤길립과 유승경(2004)의 연구에서는 현장발생토의 초기함수비, 시멘트 첨가량, 기포첨가량을 고려한 정규화 계수로 표현되는 일축압축강도의 적절한 회귀식을 제시하였으며, 원료토의 채취지역에 따라 이 정규화계수가 달라지는 것을 지적하였다. 원료토의 채취지역에 따

라 경량기포혼합토의 일축압축강도가 달라지는 이유는 원료토를 구성하고 있는 모래, 실트, 점토의 함유량에 따라 각각의 상호작용과 기포의 형성을 방해하는 소포 현상의 영향에 의한 것으로, 그 결과로 인해 경량기포혼합토의 단위중량, 강도, 변형특성 모두에 영향을 미친다는 것을 밝혔다(송준호 등, 2008; 송준호, 2009). 이와 같이 경량기포혼합토는 현장에서 발생하는 다양한 원료토에 따라, 기포의 형성 정도가 다르게 되어 품질관리에 어려움이 있는 것이 사실이므로 현장적용에 있어서는 이들에 대한 철저한 시공관리가 요구되는 것을 알 수 있다. 따라서 이러한 경량기포혼합토의 단점이 보완된 품질이 균질한 대체 경량기포재료의 개발이 요구된다. 이를 위해 먼저 원료토를 포함하지 않은 경량기포토에 대한 기초적인 특성 연구가 필요하고, 아울러 균질한 특성을 가진 공장에서 생산된 재료를 혼합한 경량기포토의 특성에 대한 연구도 요구된다.

그래서 본 연구에서는 먼저 기초적인 연구로 균질한 품질의 경량기포토의 압축 및 인장강도특성에 대해 검토하고자 한다. 연구 대상은 흙을 전혀 포함하지 않은 경량기포토와 공장에서 생산된 품질이 균질한 모래를 포함한 경량기포토에 대해 시험이 실시되었다. 본 연구를 통해 소요 단위중량에 대한 압축강도 및 변형, 인장강도 특성을 파악하여 경량기포토에 대한 기초자료를 제시하고자 한다.

아울러 본 논문에서는 경량기포혼합토와 경량기포토 용어를 구분하여 사용하였다. 경량기포혼합토는 재료의 경량화를 위하여 액성한계 이상으로 조정하여 슬리리화 된 준설토나 건설발생토 등의 원료토에 시멘트와 같은 고화재 및 경량화 재료인 기포제를 첨가·혼합해서 만들어진 재료이고, 경량기포토는 재료특성이 불균질한 원료토를 제외한 시멘트 고화재와 기포제가 결합된 재료나 또는 공장에서 생산된 균질한 재료특성을 가진 모래와 시멘트 고화재, 기포제가 결합된 재료이다.

2. 실태시험

2.1 재료특성

본 연구에서는 경제성을 고려하여 일반적인 제조 및 시공에 이용되는 보통 포틀랜드시멘트를 고화재로 사용하였고, 품질이 균질한 경량기포토의 제작을 위해 공장에서 생산된 모래를 사용하였다. 또한 여러 종류의 기

포제 중 경량기포토의 파포, 소멸, 강도 특성을 고려하여 동물성 기포제를 사용하였다. 시험에 사용된 각 재료들에 대한 구체적인 내용은 다음과 같다.

2.1.1 시멘트

본 연구에서는 KS L 5201의 규정에 적합한 H사 제품인 보통 포틀랜드 시멘트를 사용하였으며 물리적 성질은 표 1과 같다.

2.1.2 모래

본 연구에서는 품질이 비교적 균일한 경량기포토의 제

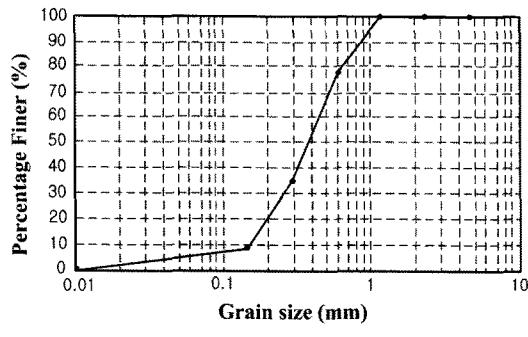


그림 1. 모래의 입도분포곡선

표 1. 포틀랜드 시멘트의 물리적 특성

비중	분말도	응결		안정도 (%)	압축강도(MPa)		
		초결(분)	종결(분)		3일	7일	28일
3.15	3,354	205	275	0.09	28.8	39.1	52.2

표 2. 모래의 물리적 특성

입경(mm)	흡수율(%)	비 중
0.6이하	1.18	2.65

표 3. 동물성기포제의 화학적 성분(이수형, 2005)

H ₂ O	Protein	NaCl	NH ₄ Cl	CaCl ₂	MgCl ₂	FeSO ₄
36	32	10	1	6	5	10

표 4. 동물성기포제의 물리적 특성

비중	점도(cP)	고형분(%)	pH	기포군 단위종량(kN/m ³)
1.18	37.3	39.1	6.29	0.541

표 5. 동물성기포제의 중금속 검출시험결과

항목	검출한계	결과	시험방법	분석장비
납(Pb)	5	불검출	EPA 3050B	ICP-AES
카드뮴(Cd)	1	불검출	EPA 3050B	
수은(Hg)	1	불검출	EPA 3050B	
6가 크롬(Cr ⁶⁺)	1	불검출	USEPA 3060A	

작을 위해 균질하게 생산되는 모래를 사용하였으며, 입도 포곡선은 그림 1과 같으며 유효입경(D10)은 약 0.15mm 이다. 또한 모래의 물리적 특성은 표 2와 같다.

2.1.3 기포제

동물성기포제는 단백질계 기포제로서 단백질의 원료로는 동물의 혈액, 유제성분인 카세인, 동물의 뼈, 뿐의 분말인 젤라틴 등이 있다. 이들은 여러 종류의 아미노산으로 구성되어 있고 이것을 알칼리로 가수분해하여 중화한 후 여과한 것을 철염이나 방부제를 첨가하여 제작되었다. 동물성기포제의 일반적인 화학적 성분은 표 3과 같다(이수형, 2005).

본 시험에 사용된 H사의 동물성 단백질계 기포제는 동물의 잔재물인 뼈, 발톱, 털 등을 가수분해한 후 단백질을 추출하여 제조한 제품이며, 이 폐기물은 처리하는데 막대한 연료비와 발생되는 유해물로 인하여 매연과 지하수 오염을 유발하므로 매우 친환경적인 기포제로 소 물리적 특성은 표 4와 같다.

또한, 동물성기포제의 환경오염 가능성을 알아보기 위해 본 시험에 사용된 기포제에 대한 중금속 검출시험

을 실시하였다. 시험결과 표 5와 같이 모두 기준에 만족한 결과를 얻었다.

2.2 배합표

경량기포토의 역학적 특성 및 강도발현에 영향을 미치는 영향을 분석하고, 차후 강도나 단위중량에 따른 제품 생산 시에 적용을 위한 최적배합을 도출하기 위하여 16가지의 배합비를 설정하였다. 우선 기본적으로 단위 중량에 따른 경량기포토의 특성을 파악하기 위하여 4~11kN/m³까지 변화시키며 배합비를 설정하였다. 시료 번호 1~4번은 모래를 포함하지 않은 상태에서의 강도를 측정하여 모래의 첨가량에 따른 변화를 알아보기 위한 배합이며, 5~16번은 시멘트-모래의 비를 1:1에서 1:3까지 변화시켜 시멘트-모래비에 따른 변화를 알아보기 위해 설정하였다(표 6).

2.3 장치 및 공시체 제작

물로 희석한 기포제를 압축공기와 함께 발포장치에 넣어 넣고 소정의 발포비율이 되도록 공기압을 조절하여 제조한다. 본 연구에서는 실내 실험용 공시체의 제작을 위해 소규모의 기포발생장치를 제작하여 사용하였다. 또한, 본 연구에서는 기포발생장치를 통해 발생된

기포를 시멘트 슬러리에 혼합하는 선기포방식을 적용하였다.

공시체는 시멘트와 모래, 물을 핸드믹서를 사용하여 혼합한 시멘트슬러리에 기포발생장치를 통해 발포된 기포와 혼합하여 제작하게 된다. 시멘트슬러리와 기포가 혼합된 기포슬러리는 미리 제작되어진 PVC관(일축: 직경 5cm, 높이 10cm, 인장: 직경 5cm, 높이 3cm)에 성형하게 된다. 발생된 기포는 경량기포토의 강도에 매우 큰 영향을 주므로 기포제에 따라 적절한 압력으로 발포한 후 단위중량을 확인하여야 한다. 본 시험에 사용된 동물성 기포제는 400~450kPa의 압력으로 발포하였고 기포군의 단위중량은 0.5±0.05kN/m³으로 공시체를 제작하였다.

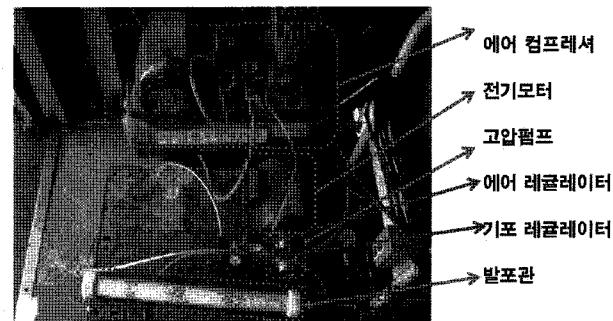


그림 2. 기포발생장치

표 6. 배합비

(단위 : kg)

No.	γ -C-S	슬러리				시멘트 슬러리 중량: ①	기포군			기포슬러리 밀도: ①+② (kN/m ³)
		시멘트	잔골재	수량	물/시멘트		기포제	희석수량	기포군중량: ②	
1	4-1-0	245	0	122.5	0.50	367.5	0.64	31.35	31.99	4
2	6-1-0	380	0	190	0.50	570	0.55	27.02	27.57	6
3	8-1-0	515	0	257.5	0.50	772.5	0.46	22.7	23.16	8
4	10-1-0	655	0	327.5	0.50	982.5	0.37	18.21	18.58	10
5	6-1-1	217	217	143.2	0.66	577.2	0.55	26.83	27.38	6
6	8-1-1	294	294	194	0.66	782	0.46	22.45	22.91	8
7	10-1-1	370	370	244.2	0.66	984.2	0.37	18.12	18.49	10
8	11-1-1	407	407	268.6	0.66	1082.6	0.33	16.01	16.34	11
9	6-1-2	147	294	132.3	0.90	573.3	0.54	26.7	27.24	6
10	8-1-2	200	400	180	0.90	780	0.45	22.19	22.64	8
11	10-1-2	253	506	227.7	0.90	986.7	0.36	17.68	18.04	10
12	11-1-2	278	556	250.2	0.90	1084.2	0.32	15.55	15.87	11
13	6-1-3	110	330	132	1.20	572	0.54	26.6	27.14	6
14	8-1-3	150	450	180	1.20	780	0.45	21.88	22.33	8
15	10-1-3	188	564	225.6	1.20	977.6	0.36	17.49	17.85	10
16	11-1-3	208	624	249.6	1.20	1081.6	0.31	15.18	15.49	11

2.4 소포율 및 플로우

2.4.1 소포율(침하량)

침하량의 측정은 KS F 4039 “현장타설용 기포 콘크리트”의 시험방법에 준하여 시험하였으며, 시험편 성형 후 곧바로 표면을 수평으로 컷팅한 후 24시간 경과 후 컷팅된 표면에서의 침하된 깊이를 그림 3과 같이 측정하였고, 측정된 결과는 표 7과 같다.

2.4.2 플로우

플로우 시험은 그림 4와 같이 KS F 4039에 규정된 방법에 준하여, 크기 350mm × 350mm 유리판에 안지름 80mm, 높이 80mm의 원통형 볼드를 놓고 기포콘크리트를 채운 후 볼드를 들어 올려 시료가 퍼진 후 4곳의 지름을 측정하고 그 평균값을 플로우로 하였다. 이 값 역시 3회 시험의 평균치를 측정한 값으로 한다.

2.5 시험내용 및 방법

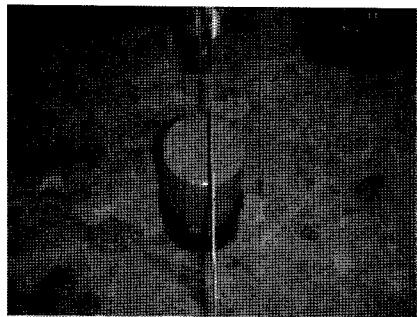
2.5.1 일축압축시험

배합조건에 따른 경량기포토의 강도-변형 특성과 단

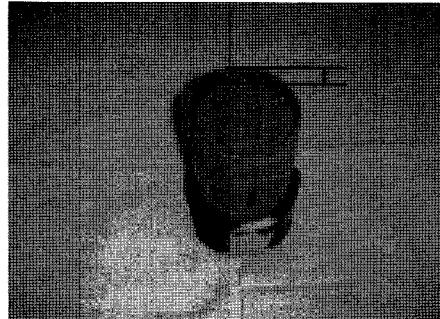
위중량 및 시멘트-모래 비의 관계를 조사하기 위해 일축 압축시험을 실시하였다. 일축압축시험은 측압이 없는 상태에서 상하로 축하중을 주어 시료를 파괴시키는 방

표 7. 침하량 및 플로우 측정결과

구분		침하량(mm)	플로우(mm)
No.	γ -C-S		
1	4-1-0	10	220
2	6-1-0	0	220
3	8-1-0	0	275
4	10-1-0	0	280
5	6-1-1	2	210
6	8-1-1	0	230
7	10-1-1	0	250
8	11-1-1	0	275
9	6-1-2	2	210
10	8-1-2	0	225
11	10-1-2	0	255
12	11-1-2	0	265
13	6-1-3	0	195
14	8-1-3	0	220
15	10-1-3	0	265
16	11-1-3	0	280

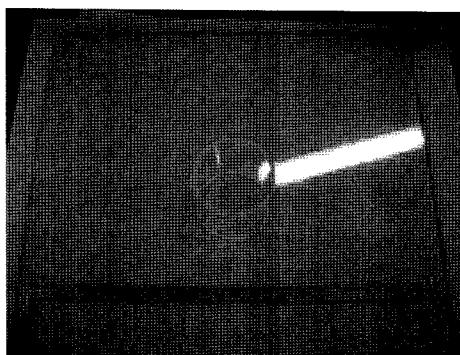


(a) 시험편 성형 후 표면 컷팅

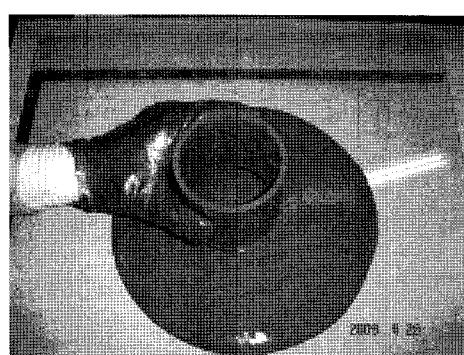


(b) 24시간 경과 후 침하량 측정

그림 3. 침하량 측정방법



(c) 플로우 시험 콘 및 스케일



(d) 플로우 측정

그림 4. 플로우 측정방법



그림 5. 일축압축시험장치

법으로 비배수 삼축압축시험에서 구속압력이 0인 경우의 시험에 해당한다. 시험 방법은 KS F 2314에 따라 그림 5와 같은 일축압축시험기를 이용하여 실시하였고, 공시체는 내경 5cm, 길이 10cm이다.

2.5.2 간접인장강도시험

경량기포토의 인장강도는 일축압축강도와 더불어 역학적 특성을 나타내는 중요한 요소로서 성토재 뿐만 아니라 기타 토목 및 건축 재료로 적용성을 판단하는 조건이 된다. 따라서 본 연구에서는 KS F 2423 콘크리트의

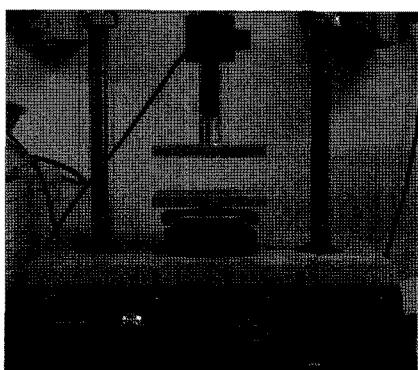
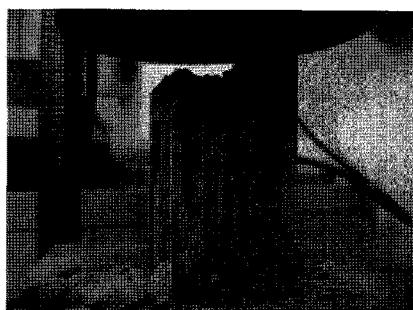


그림 6. 인장강도시험장치



(a) 단위시멘트량, 단위중량이 높은 경우

조감 인장강도 시험방법에 따라 간접인장강도시험을 실시하였고, 시험에 사용되는 공시체는 직경 5cm, 길이 3cm이다. 시험 장비는 그림 6과 같은 일축압축시험기를 이용하여 간접인장강도시험을 실시하였다.

3. 시험결과 및 분석

본 장에서는 앞에서 소개된 시험방법으로 경량기포토에 대해 실시된 시험결과를 분석하였다. 구체적으로 여러 단위중량에 대한 모래첨가의 유무에 따른 일축압축강도 및 간접인장강도 특성 등이 파악되었다.

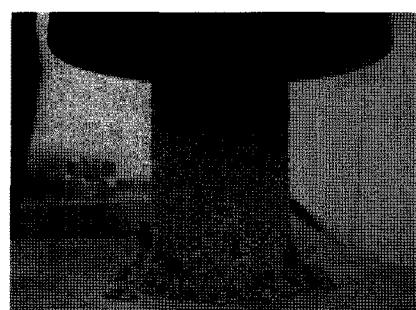
3.1 일축압축강도

시멘트-모래비에 따라 단위중량을 달리하여 설정한

표 8. 일축압축강도 시험결과표

(단위 : kPa)

구분		양생 기간
No.	$(\gamma - C - S)$	28일
1	4-1-0	191
2	6-1-0	1085
3	8-1-0	2292
4	10-1-0	4940
5	6-1-1	584
6	8-1-1	1089
7	10-1-1	2239
8	11-1-1	4363
9	6-1-2	234
10	8-1-2	419
11	10-1-2	1456
12	11-1-2	1572
13	6-1-3	65
14	8-1-3	192
15	10-1-3	908
16	11-1-3	1040



(b) 단위시멘트량, 단위중량이 낮은 경우

그림 7. 공시체의 파괴형태

배합비로 제작된 공시체를 각각 3회씩 일축압축시험을 실시하여 얻어진 평균값을 요약한 결과는 표 8와 같다.

경량기포토는 그림 7(a)와 같이 시멘트 함유율이 높고(모래 함유율 낮고) 단위중량이 증가할수록 전단파괴면이 수직에 가까운 취성적 거동을 보이며 파괴되었다. 반면에 시멘트 함유율이 낮고(모래 함유율 높고) 단위 중량이 감소할수록 그림 7(b)와 같이 뚜렷한 전단파괴면을 보이지 않고 선단부분에서 스펀지처럼 압축되며 연성적으로 파괴되는 거동양상을 보였다. 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 육안으로도 두 시료의 특징을 확연히 구분할 수 있다. 이것은 고화체의 강도에 중요한 역할을 하는 모래, 시멘트와 기포의 양에 의한 것으로 아래 “시멘트-모래비의 영향”, “기포함유율을 영향”, “양생조건의 영향”에서 자세히 언급되어 있다.

3.1.1 응력-변형 거동

경량기포토의 응력-변형특성을 고찰하기 위해 구성요소인 시멘트-모래비에 따른 거동을 분석하였다. 그림 8은 모래를 포함하지 않은 공시체에 대한 응력-변형곡선으로, 2번 공시체의 경우 압축변형률의 증가에 따른 뚜렷한 최대 강도 값을 보이지 않고 그림 7(b)에서 같이 뚜렷한 전단파괴면 없이 선단부분에서 스펀지처럼 압축되며 연성적으로 파괴되는 거동양상을 보였다. 이는 공시체 내의 기포의 영향으로 판단된다. 즉, 슬러리화된 시멘트의 단위중량을 작게 만들수록 첨가되는 기포의 양은 증가하기 때문에 이로 인해 파괴 시 전반적인 파괴가 진행되는 것이 아니라 선단(상부 또는 하부)에서 국부적인 파괴가 발생하게 되는 것으로 판단된다. 이와 달리 4번 공시체의 경우 강도-변형거동은 변형률이 증가함에 따라 최대강도값이 뚜렷하게 나타나는 것을 알 수

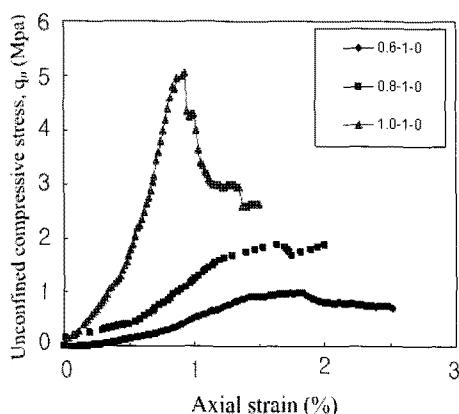


그림 8. 단위중량에 따른 응력-변형곡선

있다. 그리고 압축변형률 1%이내에서 전반적인 파괴가 발생하며 파괴 후 급격한 응력저감 양상이 보이는 것을 알 수 있다. 시험 후 파괴형태는 그림 7(a)에서 볼 수 있는 바와 같은 뚜렷한 전단파괴면을 가진 파괴모습을 보여준다.

3.1.2 시멘트-모래비의 영향

경량기포토는 균질한 품질확보를 위해 공장에서 생산된 모래를 혼합하여 제작하게 된다. 물론 시멘트의 혼합량을 많이 사용하는 것이 압축강도 측면에서 유리하지만, 경량기포토의 경제성을 확보하기 위해서는 고화재의 양을 최대한 줄이면서 소요강도를 얻는 것이 중요하다. 그림 9에서 보는 바와 같이 동일한 시멘트량을 사용하여 만들어진 공시체의 경우 모래의 비율이 높은 공시체의 강도가 높게 나오는데 이것은 모래가 경량기포토를 만들 때 골격역할을 하는 재료로서 사용되어 외부하중에 저항하는 요소로 작용하기 때문으로 판단된다. 모래의 사용 이유가 경제적인 이유에서도 필요하지만 경량기포토의 역학적 성질 개선 측면에서도 필요함을 보여주는 자료이다. 따라서 적정 시멘트함유율을 결정하는 것은 경량기포토의 특성과 경제성을 판단하는 측면에서 매우 중요한 부분이라 할 수 있다.

그림 9는 시멘트-모래비에 따른 단위중량과 일축압축강도사이의 관계를 나타내고 있다. 기존의 연구에서와 같이 시멘트함유량이 증가할수록 압축강도도 같이 증가하는 것을 알 수 있다. 하지만 강도 증가 비율은 시멘트-모래비에 따라 서로 다른 경향을 보이고 있다. 시멘트함유량이 높은 경우(즉, 모래 함유율이 낮은 경우 C-S

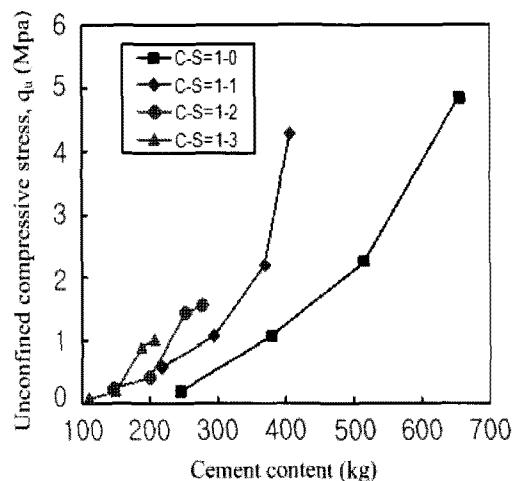


그림 9. 일축압축강도와 시멘트함유량과의 관계

= 1-0과 1-1) 단위중량이 증가할수록 강도가 수직에 가까운 기울기를 보이며 증가하고, 최대강도 또한 높게 나타나는 것을 알 수 있다. 시멘트함유량이 낮은(즉, 모래 함유율이 높은 경우 C-S = 1-2과 1-3) 경우에는 단위중량이 증가할수록 강도의 증가가 시멘트함유량이 높은 경우에 비해 낮고 최대강도도 낮게 나타나는 것으로 볼 수 있다. 이것은 시멘트가 고화재로 경량기포토의 고화와 강도 증진에 역할을 하는데 있어 혼합된 모래의 양에 따라 그 역할의 크기가 다르기 때문이다.

3.1.3 기포함유율의 영향

그림 10은 기포함유율과 일축압축강도와의 관계를 나타낸 그래프이다. 본 그림에서 기포함유율은 배합표상에서 기포군중량을 체적으로 환산하여 전체 체적에 대한 비로써 나타내었다. 경량기포토는 경량화를 위해 혼합한 기포로 인해 압축강도의 감소가 예상되는데 그림에서 보는 바와 같이 기포함유량이 증가할수록 압축강도가 감소함을 알 수 있다. 이것은 동일한 시멘트-모래비에 대해 낮은 단위중량을 가진 경량기포토를 만들기 위해서는 많은 양의 기포를 혼입해야 하고 많은 기포를 가진 고화된 공시체는 그림 7(b)에 보는 바와 같이 외부 하중에 대해 기포부분의 저항이 상대적으로 약해 강도의 감소를 초래하는 것이다. 강도의 감소 비율은 시멘트-모래비에 따라 서로 다른데 시멘트 함유율이 높은 경우가 기포의 함량에 따라 크게 나타나는 것을 알 수 있다. 이것은 모래가 경량기포토에서 골격 역할을 통해 강도에 영향을 미치기 때문으로 판단된다. 앞 절에서 언급한 바와 같이 모래가 경량기포토의 역학적 성질 개선 측면에서 필요함을 보여주는 자료이다. 적정량의 기포 혼입은 경량기포토에 매우 중요한데 기포함유율이 낮

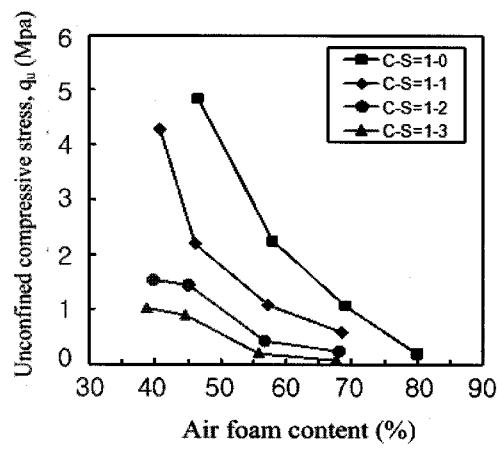


그림 10. 기포함유율과 일축압축강도와의 관계

을수록 압축강도 측면에서는 유리하지만, 경량기포토의 경제성을 확보하기 위해서는 최대한 기포함유율을 높이는 것이 필요하므로 적정량의 기포 혼입은 매우 중요한 부분이라고 할 수 있다.

3.1.4 양생조건의 영향

경량기포토를 몰드에 타설한 후 48시간 이내에 탈형하여 후 물 속에서 7일 및 28일 수중양생 시킨 공시체와 28일 습윤양생 시킨 공시체에 대하여 일축압축시험을 한 결과는 표 9와 같다. 공기 중에서 양생한 28일 공시체의 경우 일축압축강도는 습윤양생한 경우에 비하여 약 8.5~12.6% 정도의 감소율을 보이는 것을 알 수 있다 (그림 11). 이것은 경화에 따른 수축이 공기 중에 양생하는 것이 습윤양생에 비해 크기 때문이다. 수중양생된 공시체의 경우 공기건조나 습윤양생 공시체에 비해 강도가 낮게 산정되었는데 이것은 물속에서 시멘트의 강도 발현이 거의 일어나지 않았기 때문에 발생된 결과로 볼 수 있다. 또한 수중양생된 공시체의 경우 시멘트-모래비에 상관없이 거의 일정한 강도 값을 가지고 있는 반면 공기건조나 습윤양생된 공시체는 시멘트-모래비가 증가함에 따라 강도 감소되고 결국, 모래의 비율이 높은 시료 14번(C-S = 1:3)의 경우 수중양생된 공시체가 건조나 습윤양생된 공시체의 강도 값이 거의 같음을 알 수 있다. 이것은 경량기포토에서 시멘트 양이 감소함에 따

표 9. 양생조건에 따른 일축압축강도

(단위 : kPa)

No.	$(\gamma - C - S)$	양생기간		
		수중양생 7일	28일	습윤양생 28일
1	4-1-0	149	158	191
2	6-1-0	195	204	1085
3	8-1-0	236	288	2292
4	10-1-0	311	419	4940
5	6-1-1	241	278	584
6	8-1-1	291	309	1089
7	10-1-1	217	279	2239
8	11-1-1	327	324	4363
9	6-1-2	146	256	234
10	8-1-2	189	208	419
11	10-1-2	289	326	1456
12	11-1-2	293	407	1572
13	6-1-3	210	202	65
14	8-1-3	205	258	192
15	10-1-3	363	414	908
16	11-1-3	534	594	1040

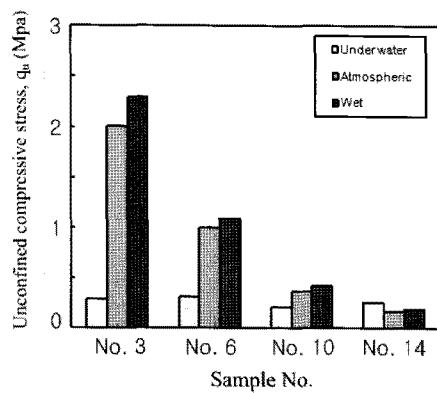


그림 11. 양생조건에 따른 일축압축강도(28일 양생된 공시체)

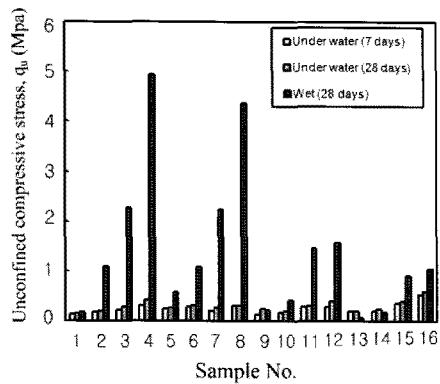


그림 12. 양생기간에 따른 일축압축강도

라 기포토에서 골격역할을 하는 모래의 영향이 시멘트의 영향에 비해 상대적으로 증가되었기 때문이다.

그림 12는 각각 7일 및 28일 동안 수중양생한 공시체의 일축압축강도와 28일 습윤양생된 공시체의 일축압축강도를 나타낸 것이다. 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 습윤양생에 비해 7일 및 28일동안 수중양생된 공시체의 경우 강도의 차이가 적은 것으로 보아 시멘트의 강도발현이 거의 되지 않은 것으로 판단된다. 따라서 경량기포토를 수중에 타설해야 하는 경우에는 차수 처리를 하거나 별도의 첨가제나 혼화제가 필요할 것으로 판단된다. 그리고 모래의 함유량이 많을수록 수중 양생된 공시체의 강도가 증가하는 것으로 나타났는데 이것은 앞에서 언급한 바와 같이 경량기포토에서 모래의 골격역할에 의한 것으로 판단된다. 또한 경량기포토를 수중 양생하는 경우에는 수압에 의한 소포량의 증가가 예상되므로 이를 고려한 수정 배합이 필요할 것으로 보인다. 이에 대한 연구는 추후 진행을 하고자 한다.

3.1.5 변형계수(E_{50})

변형계수는 재료의 거동을 설명하는 중요한 요소 중

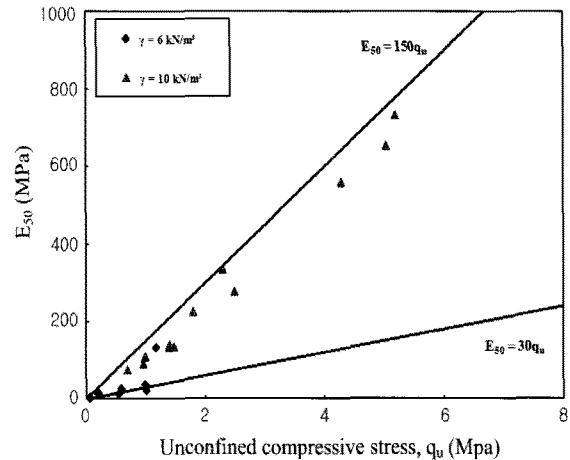


그림 13. 단위중량에 변형계수

표 10. 단위중량에 따른 일축압축강도와 변형계수의 관계

단위중량(kN/m^3)	관계식
6	$E_{50} = 56.36q_u$
10	$E_{50} = 129.49q_u$

하나로 본 연구에서는 28일 습윤양생된 경량기포토를 기준으로 일축압축강도와 변형계수의 상관관계를 산정하고 분석하였다(그림 13). 공시체 2번, 5번, 9번 13번과 4번, 7번, 11번, 15번에 대하여 분석한 결과 제시된 범위는 식 (1)과 같다.

$$E_{50} = (30 \sim 150) \times q_u \quad (1)$$

표 10은 단위중량에 따른 E_{50} 의 관계를 정리한 것으로, 경량기포토의 단위중량이 증가할수록 변형계수는 크게 나타남을 알 수 있다. 이것은 동일한 하중을 받는 경량기포토가 단위중량이 커질수록 더 작은 변형을 유발하는 것을 나타낸다.

3.2 간접인장강도시험(일축압축강도와의 관계성)

경량기포토의 간접인장강도는 일축압축강도와 유사한 경향을 보이는 데, 단위중량이 증가하고, 양생기간이 증가함에 따라 강도가 증가하였으며 같은 단위중량 조건에서 모래의 함유량이 높아질수록 간접인장강도가 감소하는 것으로 나타났다. 간접인장시험 결과를 표 11에 요약하였고, 전체 간접인장강도와 일축압축강도의 관계를 알아보기 위하여 두 시험 결과를 그림 14와 같이 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 단위중량이 증가할수록 일축압축강도에 대한 인장강도의 비율이 점점 작

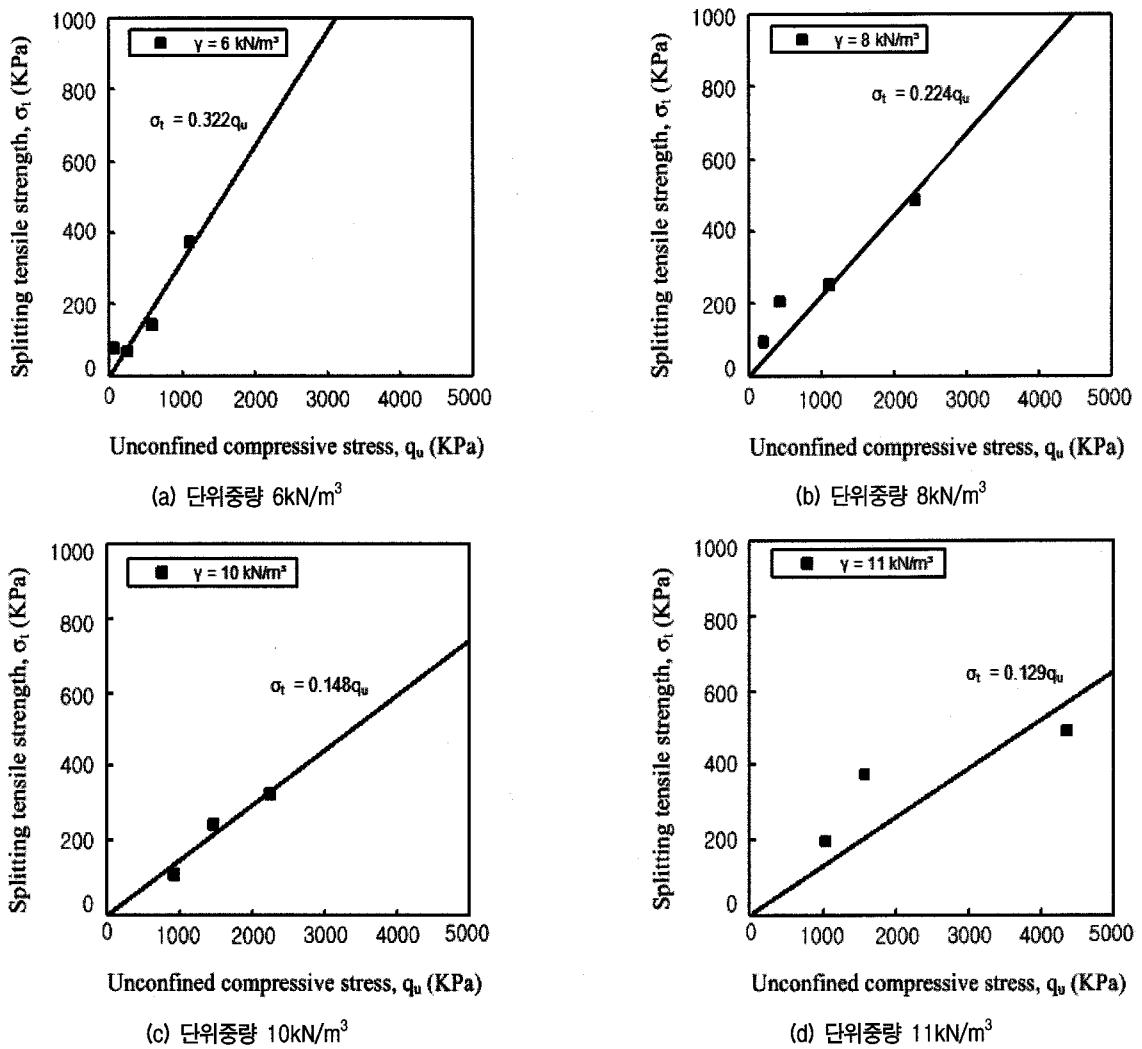


그림 14. 일축압축강도와 간접인장강도의 관계

표 11. 인장강도시험결과(습윤양생)(단위 : kPa)

구 분		양생기간
No.	(γ -C-S)	
1	4-1-0	125
2	6-1-0	373
3	8-1-0	485
4	10-1-0	487
5	6-1-1	140
6	8-1-1	250
7	10-1-1	324
8	11-1-1	490
9	6-1-2	69
10	8-1-2	203
11	10-1-2	241
12	11-1-2	374
13	6-1-3	77
14	8-1-3	94
15	10-1-3	107
16	11-1-3	196

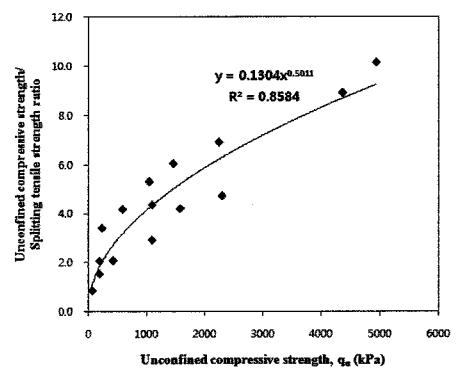


그림 15. 일축압축강도와 일축강도/인장강도의 관계

아지는는데, 이는 경량기포토 내의 기포량에 따라 인장강도와 일축압축강도의 관계가 서로 상이하다는 것을 보여주는 것으로 적절한 배합을 통하여 대상 구조물에 요구되는 목표일축압축강도와 목표인장강도를 고려한 설계가 필요할 것으로 판단된다.

그림 15는 일축압축강도와 일축압축강도/인장강도비

의 관계를 나타낸 그래프이다. 일축압축강도 1000kPa까지는 일축강도/인장강도비가 급격히 증가하지만 그 이후에는 일정한 기울기로 선형적으로 증가하는 것을 알 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 EPS 공법을 보완한 경량기포토공법의 품질 확보 및 관리가 어려운 점을 극복하기 위해 균질한 품질로 대량생산이 가능한 모래를 사용함으로서, 경량기포토의 설계와 시공에 필요한 기초자료의 제시를 목적으로 하고 있다. 이를 위해 다양한 조건의 배합비를 설정하여 실내 시험을 실시하였으며, 그 결과는 다음과 같다.

- (1) 경량기포토의 일축압축강도는 단위중량, 시멘트 함유량이 증가함에 따라 높아지는 경향을 나타냈다. 또한 단위중량이 크고 강도가 큰 공시체에서는 응력변형률 곡선의 기울기가 크고 뚜렷한 파괴점이 나타나며 축방향에 가까운 균열을 보이며 취성적인 거동이 나타났다. 단위중량이 작고 강도가 작은 경우에는 뚜렷한 파괴점이 나타나지 않고 스펀지처럼 축방향으로 압축되며 연성적인 거동을 나타냈다.
- (2) 수증에서 양생한 경우의 일축압축강도는 시멘트량에 관계없이 낮은 값을 가지며, 이것은 시멘트의 강도 발현이 되지 않았기 때문으로 판단된다.
- (3) 변형계수의 값은 단위중량이 증가함에 따라 큰 값을 가지는 것으로 나타났다.
- (4) 경량기포토의 간접인장강도는 일축압축강도와 유사한 경향을 보이는데, 단위중량, 시멘트 함유량이 증가할수록 높은 값을 가지는 것으로 나타났다. 압

축강도와 인장강도의 관계는 경량기포토의 단위중량이 증가할수록 압축강도에 대한 인장강도의 비율은 감소하였는데 이는 기포량에 따라 관계가 서로 상이하다는 것을 나타내는 것으로 이를 고려한 설계가 필요할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 교육과학기술부와 한국산업기술진흥원의 지역혁신인력양성사업으로 수행된 연구결과임.

참 고 문 헌

1. 김주철, 이종규 (2002), “준설토를 이용한 경량기포혼합토의 역학적 특성 연구”, *한국지반공학회논문집*, 한국지반공학회, 제18권, 4호, pp.309-317.
2. 송준호, 임종철, 홍석우 (2008), 원료토의 특성에 따른 경량기포혼합토의 압축강도 영향인자 분석. *한국지반공학회논문집*, 한국지반공학회, 제24권, 11호, pp.1-10.
3. 송준호 (2009), “원료토의 특성에 따른 경량기포혼합토의 압축강도 영향인자 분석”, 석사학위논문, 부산대학교.
4. 윤길립, 김병탁 (2004), 경량기포혼합토의 압축 및 강토특성 연구. *한국지반공학회논문집*, 한국지반공학회, 제20권, 4호, pp.5-13.
5. 윤길립, 유승경 (2004), “현장발생토를 활용한 경량기포혼합토의 강도 및 변형특성”, *한국지반공학회논문집*, 한국지반공학회, 제20권, 9호, pp.125-131.
6. 일본도로공단 (1996), “기포혼합경량토를 이용한 경량 성토공법의 설계·시공 지침서”.
7. 이수형 (2005), “석분을 혼입한 경량기포혼합토의 역학적 특성에 관한 연구”, 석사학위논문, 건국대학교.
8. 古谷俊明, 山内豊鶴, 浜田英治 : 氣泡シメントモルタルの力學特性(기포시멘트모르터의 역학특성) : 土木學會西部支部研究發表會講演概要集, P.406-407, 1988. 3.
9. 土田孝, 長井興治, 湯川雅之, 岸田達夫 (1996), “山本實:岸壁の裏込め材として打設され軽量混合處理土の土質特性”, 港灣技術資料, No.833.

(접수일자 2010. 4. 26, 심사완료일 2010. 9. 25)

Development of Static Rock Penetrometer for Locating Rock Stratum During Construction of Drilled Shafts

암반에 근입된 현장타설말뚝 시공시 선단부 강도확인을 위한 정적암반관입기 개발연구

Moon S. Nam¹

남 문 석

요 지

암반에 근입된 현장타설말뚝 시공 시, 말뚝 선단부의 위치 및 강도는 반드시 확인되어야 한다. 그러나, 실제 현장타설말뚝의 시공 시 굴착액 등으로 인하여 선단부의 위치 및 강도 확인이 힘든 실정이다. 따라서, 본 연구에서는 현장타설말뚝 굴착장비에 간단히 부착하여 선단부 암반의 위치 및 강도를 측정할 수 있는 정적관입기를 개발하였다. 일련의 실내교정을 통하여 만들어진 정적암반관입기는 여러 현장에서 수행된 검증시험을 성공적으로 수행하였고, 이에 따라서 현장타설말뚝 선단부의 위치 및 강도 확인을 가능하게 하였다.

Abstract

During construction of deep foundation in soft rock under varying soil properties, it is essential to locate the rock stratum, especially when drilling with slurry. When slurry is used for drilling, the bottom of the borehole cannot be seen, thereafter soil cuttings cannot be differentiated from soft rock cuttings. A new static rock penetrometer, known as Rock Penetrometer was developed during this study. It could be a simple mechanical device that is attached to the bottom of a Kelly bar which is used to attach drilling tools such as augers and core barrels while drilling. After its calibration in the laboratory, the performance of the static rock penetrometer was verified in the several field test sites.

Keywords : Drilled shafts, Slurry, Field verification tests, Rock, Static rock penetrometer

1. Introduction

Standard Penetration Test (SPT) has been used since early 1900 to determine the in-situ soil properties from the blow counts. Due to its mode of operation, it is different to incorporate SPT test during drilling to construct deep foundations. Cone Penetration Test (CPT) is used in determining the type of soil and various other soil properties. However, it cannot be used in hard soil or soft rock because of penetrability problem.

Likins et al. (2000) indicated that it was possible to monitor routinely torque versus auger depth on ACIP pile drill rigs, which helped operators to identify the soils or rocks that were being penetrated. This was done by measuring the pressure in the hydraulic line that powered the rotary motor, which is always hydraulic. This pressure, which was measured using electronic pressure transducer placed in the line, is transmitted wirelessly to the rig operator and, if desirable, to a recording device near the rig to provide a record of pressure (implied torque)

¹ 정희원, 한국도로공사 도로교통연구원 책임연구원 (Member, Senior Researcher, Expressway & Transportation Research Institute, Korea Expressway Corp., moonshnam@gmail.com)

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

versus depth of the auger tip. Auger tip depth is acquired electronically by measuring the drop of the stem of the auger relative to a fixed point. This process made it possible to identify the depth of rock in most situations.

No such instrument has been developed for drilled shaft rigs. This may be because of the wide variety of devices that exist for supplying torque to the Kelly bar, including older mechanical devices and newer hydraulic devices, which make it difficult to develop a "universal" torque-measurement instrument. Therefore, it was necessary that the presence of rock be identified with a static rock penetrometer (SRP) which is a simple mechanical device as shown in Figure 1 that could be attached to the bottom of the Kelly bar on the drilling contractor's drill rig using the same pin (Kelly pin or tool pin) that is usually used to attach drilling tools (augers or core barrels).

The SRP was designed to identify a rock stratum during construction, especially when drilling with slurry, in which the bottom of the borehole could not be seen and the cuttings might be so disturbed that overburden (soil) cuttings cannot be easily distinguished from cuttings of soft rock.

The design of SRP is based on the concept of the "pocket penetrometer," which has been used by field geotechnical boring loggers in clayey soil for years.

2. Laboratory Calibration

The SRP was calibrated in a conventional testing machine with capacity of 22.2 kN. Three score marks were placed on the shaft of the penetrometer based on this calibration. These marks are intended to represent soils or rocks with unconfined compression strengths (q_u) of 0.7 MPa (Mark A), 1.4 MPa (Mark B), and 2.1 MPa (Mark C), representing hard soil (Mark A), very soft or weathered clay shale (Mark B), and sound clay shale or soft limestone (Mark C) as described in Table 1. It is noted that these marks can be adjusted with different rock strength by changing spring stiffness (Figure 1).

In Table 1, it was assumed that the ultimate bearing capacity factor for the toe of the piston would be 4 (Nam, 2004). Using the known area of the toe of the piston, these marks A, B and C represented ultimate bearing

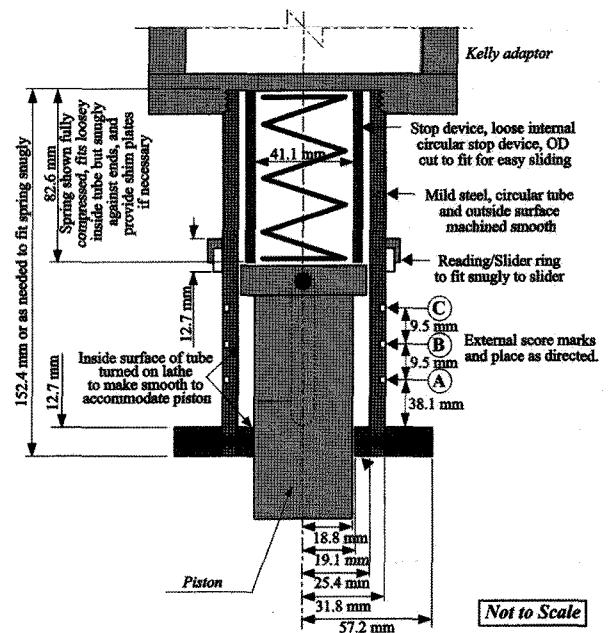
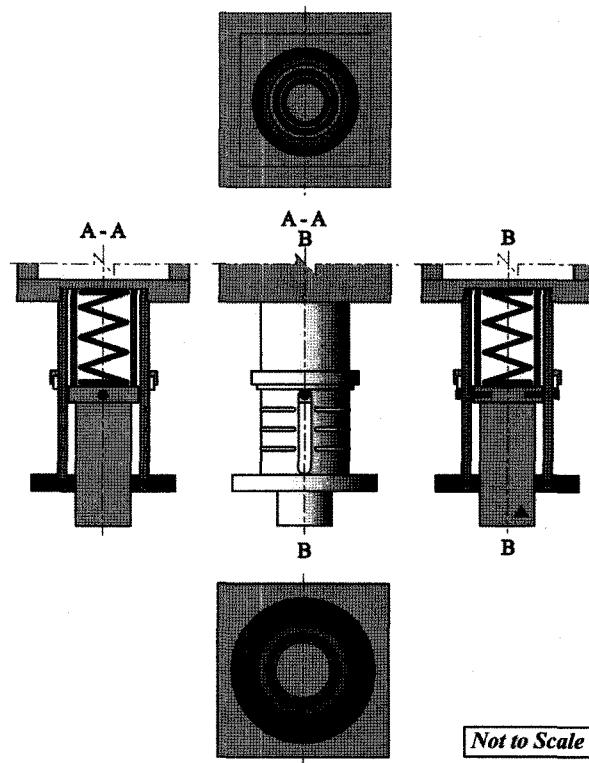


Fig. 1. Schematic of SRP

Table 1. Unconfined Compressive Strength Corresponding to Score Marks on Static Rock Penetrometer

Score Mark	Represented Geomaterial	Unconfined Compressive Strength, q_u (MPa)	Bearing Capacity* (MPa)
A	Hard soil (overburden)	0.7	2.8
B	Soft or highly weathered clay-shale	1.4	5.6
C	Sound clay-shale or soft limestone	2.1	8.4

*Assuming the bearing capacity factor for the toe of the piston would be 4 with respect to q_u

capacity of 2.8 MPa, 5.6 MPa and 8.4 MPa, respectively. Corresponding to the three marks the score marks were computed and placed as shown in Table 1. It was also assumed that the bearing failure induced by the piston

of the penetrometer is undrained, since rock penetration test takes only a few seconds after it is lowered down into the borehole.

3. Operations

The details of operation of the SRP are important. These details are summarized in Figure 2. Figures 3 to 4 are photos of the penetrometer that show most of the elements referred in Figure 2. The SRP was designed to be handled by one person.

When Hollow Kelly bars applied to the SRP, it may weigh 9 to 11 kN for an "LDH" (a drilling rig manufactured by Atlantic equipment company, Inc.) or similar drilling rig. This weight may not be sufficient to push the penetrometer toe at least 50 mm into sound geomaterial at the bottom of the borehole, which is necessary in order to obtain the correct reading. Solid Kelly bars for LDH or similar rigs generally weigh 18 to 20 kN, which should be sufficient for a 50-mm penetration, or at least a C reading.

Letting the weight of the Kelly rest on the penetrometer will force the piston into the geomaterial until the geomaterial fails and at the same time push the reading ring into a position on the outside of the penetrometer body

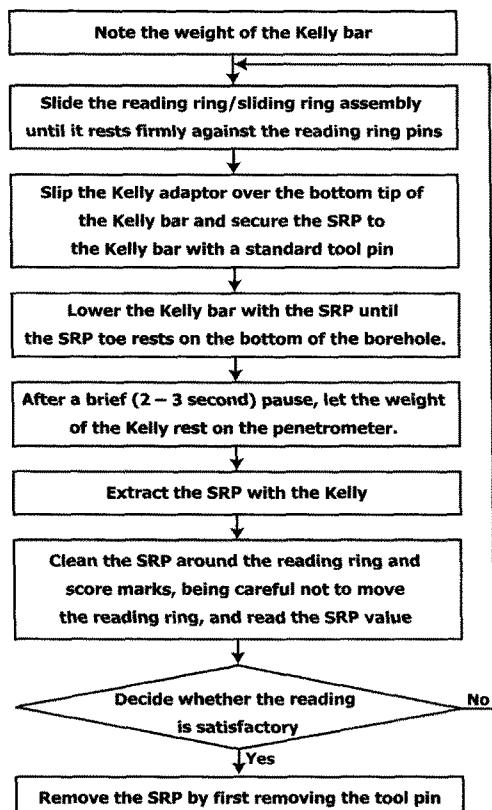


Fig. 2. SRP Operation

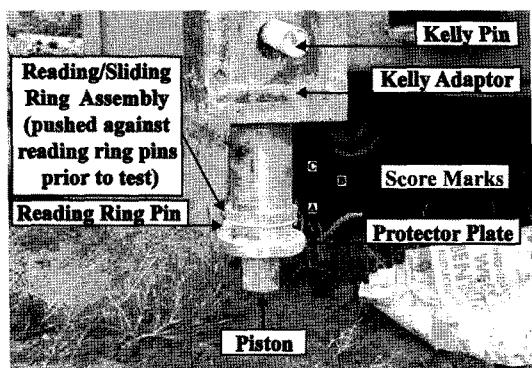


Fig. 3. SRP Mounting on Kelly

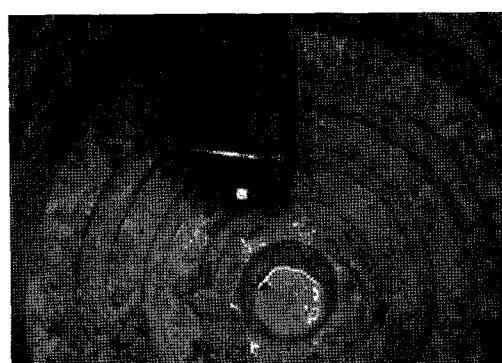


Fig. 4. SRP at Bottom of Drilled Shaft Borehole

Table 2. Static Rock Penetrometer Readings at Test Sites

Field Site	Depth (m)	Geomaterial	Reading
Rowlett Creek	0.2	Medium stiff wet clay	Less than A (min.)
	0.9	Stiff, gravelly clay	B-C
	1.1	Soft, blocky, highly weathered rock	A-B (failures along blocks)
	1.8	<i>Sound gray limestone</i>	<i>Higher than C (max.)</i>
Hampton	0.2	Soft, moist clay	Less than A (min)
	0.8	Tan, moist sand	Less than A (min)
	6.4	Gray, soft, slightly blocky clay-shale	B-C
	6.7	Gray, soft, slightly blocky clay-shale	B-C
	12.2	Gray, stiff laminated clay-shale	B-C (w/o Crowding Kelly) C (w/ Crowding)
Denton Tap	4.9	Stiff clay / clay-shale mixture	A-B
	6.1	Soft, slightly blocky clay shale	B
	11.1	Dark gray clay shale, slightly sandy	B-C

The entry in italicized boldface indicates sound, relatively hard rock with q_u of about 6.9 MPa.

that reflects the force required to cause geomaterial failure (through the relation between spring movement and force). The reading ring will stop moving even though the penetrometer is pushed farther into the geomaterial than is necessary to produce failure.

4. Field Verification

The SRP was then calibrated in the field in boreholes that were drilled at three test sites (Rowlett Creek, Denton Tap, Hampton) in Texas, USA. The SRP readings at these sites are summarized in Table 2. The readings were all made in open boreholes under slurry.

The SRP readings in Table 1 were compared with values of q_u measured in cores taken from the same elevation (Nam, 2004) as that of the penetrometer test in nearby boreholes, as shown in Figure 5. The result of field verification showed that readings of B, A-B and A were indicative of overburden materials, the reading between marks B and C ("B-C") was indicative of soft, sound clay shale, and a reading of C or higher was indicative of sound, hard clay shale or limestone.

5. Conclusions

A new static rock penetrometer was designed and built to be used as a tool to locate the rock stratum during construction. It was calibrated in the laboratory and successfully verified at three field sites. Based on the results

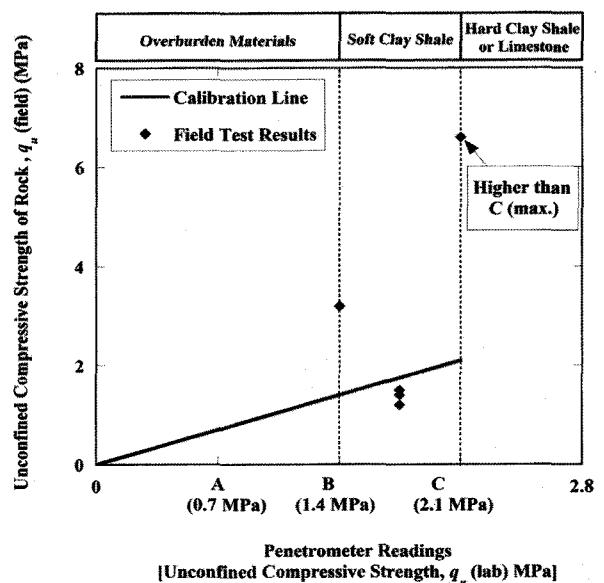


Fig. 5. Results of Field Verification

of field verification tests, the static rock penetrometer reading less than marks B was indicative of overburden materials, readings between marks B and C ("B-C") were indicative of soft, sound clay shale, and a reading higher than C is indicative of sound limestone or sound, hard clay shale.

References

- Likins, G., Beim, G., Morgano, M., Piscsalko, G., and Goble, G. (2000), "Construction Control for Augercast Piling", *Proceeding of Geo-Denver Conference*, ASCE, Denver, Colorado, pp.447-457.
- Nam, M. S. (2004), "Improved Design for Drilled Shafts in Rock", Ph. D. Dissertation, Department of Civil & Environmental Engineering, University of Houston, Houston, Texas.

(접수일자 2010. 7. 2, 심사완료일 2010. 8. 30)