

쇄석말뚝으로 보강된 기초시스템의 파괴 거동

Failure Characteristics of Foundation System Reinforced with Stone Columns

신방웅* · 배우석**

Shin, Bang Woong · Bae, Woo Seok

Abstract

The quantitative analysis of bearing capacity with stone column-mat is not ease because the bearing capacity of stone column is affected by so many parameters.

The bearing capacity of stone column is mainly governed by horizontal resistance along the interface with soil. Also, this foundation system is affected by geometric factors such as column spacing, embedment ratio and failure surface inclination.

Therefore, in this study, critical length and the effect of failure surface inclination was studied with single and group end bearing stone columns by loading tests.

Results of model tests are compared to the present theoretical methods and are examined with FEM analysis.

Keywords : Stone columns, Critical length, Failure surface inclination

요 지

쇄석말뚝-매트로 구성된 기초시스템은 지지력이 여러 인자에 의해 영향을 받게 되어 기초지반과 말뚝체의 상호작용을 정량적으로 평가하기에 어려움이 있다.

복합지반의 지지력은 말뚝-흙 경계면의 측방응력에 의해 발생되므로 쇄석말뚝의 거동을 규명하기 위해서는 경계면에서 발생하는 수평저항력에 영향을 미치는 인자들에 대한 평가가 필요하다. 또한, 말뚝간격과 근입비, 파괴각 등 기하학적 요인들도 영향을 미치는 것으로 알려져 있다.

따라서, 본 논문에서는 쇄석말뚝-매트로 구성된 기초시스템의 선단지지 단일말뚝과 군말뚝에 대한 실내모형실험을 통하여 쇄석말뚝의 한계깊이를 측정하고 파괴각에 영향을 미치는 인자들을 평가하였다. 또한, 실내실험결과를 이론식과 비교하였으며 유한요소해석을 통해 파괴거동을 평가하여 실내모형실험의 타당성을 검증하였다.

주요어 : 쇄석말뚝, 한계깊이, 파괴각

* 정회원 · 충북대학교 토목공학과 교수

** 정회원 · 충북대학교 대학원 토목공학과 박사과정

1. 서론

쇄석말뚝(stone columns) 공법은 연약지반 개량공법의 일종으로 모래지반 뿐만 아니라 실트~점토층에 이르기 까지 광범위한 적용이 가능하고 시공효과를 단계별로 확인할 수 있어 확실한 개량효과를 얻을 수 있는 동시에 폐석재 및 폐골재 등 현장 부산물의 적용이 가능한 공법으로 알려져 있으며 비교적 이동을 허용하는 유류탱크나 작은 하중을 지지하는 기초와 토류구조물, 연약지반상의 성토 등 압축성이 크고 강도가 작은 지반에 경제적인 적용이 가능하다(Meyerhof, 1997). 그러나, 쇄석말뚝-매트로 구성된 기초시스템은 지지력 및 압밀 특성이 여러 인자에 의해 영향을 받게 되어 기초지반과 말뚝체의 상호작용을 정량적으로 평가하기에 어려움이 있으며, 복합지반의 지지력은 말뚝-흙 경계면의 측방응력에 의해 발생하는 것으로 쇄석말뚝의 거동을 규명하기 위해서는 경계면에서 발생하는 수평저항력에 영향을 미치는 인자들에 대한 평가 외에 균말뚝의 경우 말뚝간격과 배치형태, 파괴각 등 기하학적 요인들도 영향을 미치는 것으로 알려져 있다. 또한, 쇄석말뚝의 파괴 거동은 쇄석말뚝의 보강영역 결정과 복합지반의 거동에 큰 영향을 미치며 지지력 산정을 위한 인자를 제공한다.

Hu 등(1997)은 균말뚝 모형실험을 통하여 쇄석말뚝의 한계깊이를 기초의 지름과 면적 치환율의 함수임을 밝혀내고 한계깊이를 $1.5\sim 2D$ 로 제안하였으며 장말뚝과 단말뚝의 파괴형태와 인접말뚝의 하중전달 관계를 규명한 바 있으며 김(2000) 등은 조립토 Raft 기초에 대한 탄소불성실험을 통해 팽창파괴모드를 확인하고 원추형 파괴각의 크기를 24° 로 제안하였다.

따라서, 본 논문에서는 쇄석말뚝-매트로 구성된 기초시스템의 선단지지 단일말뚝과 균말뚝에 대한 실내모형실험을 통하여 지반의 파괴거동을 규명하고 실내실험결과를 이론식과 비교하였으며 유한요소해석을 통해 파괴거동을 평가하여 실내모형실험의 타당성을 검증하였다.

2. 쇄석말뚝의 파괴 이론

'Stone Column', 'Granular Pile' 또는 'Stone Pile'로 불리는 쇄석말뚝 공법은 원통형으로 굴착된 연약지반에 쇄석이나 자갈을 다져 넣어 연약지층을 강성이 큰 쇄석말뚝으로 $10\sim 35\%$ 정도 치환하는 공법으로 비교적 작은 하중

이 작용하는 기초나 성토, 탱크기초와 같이 소정의 변위를 허용하는 경우에 효과적인 것으로 알려져 있다.

일반적으로 쇄석말뚝의 길이가 지름의 2~3배인 긴 쇄석말뚝의 파괴형태는 팽창파괴에 속하며 팽창파괴시의 단일말뚝의 극한지지력은 말뚝주변의 횡방향 구속압력 즉, 주변토사의 수동저항에 의존한다. 횡방향 구속압의 크기는 최소주응력과 최대주응력의 관계로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다(Hughes 등, 1975).

$$q_{u(\max)} = k_p(\gamma_c D_f + 2c_u) \quad (1)$$

여기서, q_u 는 최대주응력, k_p 는 수동토압계수, D_f 는 기초의 깊이, γ_c 는 주변토사의 단위중량, c_u 는 주변토사의 점착력이다.

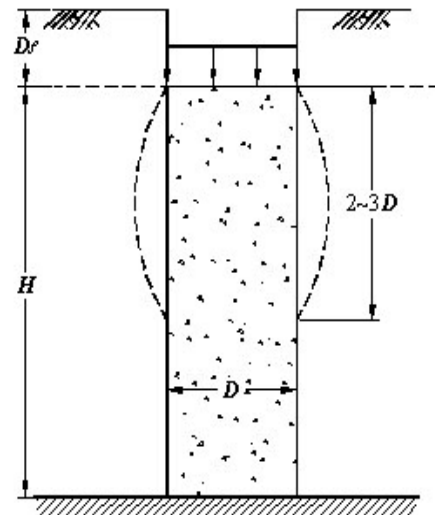


그림 1 쇄석말뚝의 팽창파괴

Hughes와 Withers(1974)는 모형실험을 통해 쇄석말뚝의 주된 파괴형태로 팽창파괴를 제안한 바 있으며, 주변지반의 구속압이 지반의 파괴점을 지난 이후에는 더 이상 증가되지 않으므로 파괴하중을 상회하는 하중이 작용하는 경우 팽창파괴가 발생된다고 주장하였으며, 침하에 무관하게 극한하중을 지지할 수 있는 쇄석말뚝의 최소깊이를 '한계깊이'라 하며 쇄석말뚝의 지지력이 주변마찰저항과 선단지지력의 합과 같다는 전제하에 식 (2)와 같이 제안하였다.

$$L_c = \frac{A_c(\sigma_v - cN_c)}{c\pi D} \quad (2)$$

여기서, L_c 는 쇄석말뚝의 한계길이, A_c 는 쇄석말뚝의 단면적이며 σ_v 는 한계 축하중, N_c 는 지지력계수, c 는 깊이에 대한 평균 점착력, D 는 말뚝의 지름이다.

일반적으로 균말뚝의 극한지지력은 쇄석말뚝의 점착력과 주변 점토의 마찰각은 무시하고, 말뚝과 지반의 전단강도가 유동적이며 강성체에 의한 재하로 가정하였다.

Barksdale과 Bachus(1983)에 의해 제안된 조립질 균말뚝의 극한지지력은 2개의 직선 파열선을 가진 가까운 파괴면에 의해 결정되며 극한 수직응력은 식 (3), (4)와 같다.

$$q_{ult} = \sigma_3 \tan^2 \beta + 2c_{avg} \cdot \tan \beta \quad (3)$$

$$\sigma_3 = \frac{\gamma_c \cdot B \cdot \tan \beta}{2} + 2c \quad (4)$$

여기서, σ_3 는 평균 축방 구속압이며 γ_c 는 점토의 습윤 단위중량이고 $\beta = 45^\circ + (\phi_{avg}/2)$ 는 파괴각이며 $c_{avg} = (1 - a_s)c$ 는 파괴면의 합성점착력, $\phi_{avg} = \tan^{-1}(\mu_s a_s \tan \phi_s)$ 파괴면의 합성 내부마찰각이고 a_s 는 말뚝의 치환율, ϕ_s 는 쇄석의 내부마찰각이다.

위와 같은 접근 방식은 개별 말뚝의 국부적인 팽창 파괴의 가능성을 고려하지 않은 것으로 비배수전단강도 S_u 가 30~40kN/m² 이상인 굳은 점토지반에서만 적용이 가능하다. 그러나, 식 (3)은 말뚝의 지름, 간격, 압밀에 기인한 전단강도, 내부마찰각과 같은 다양한 극한지지력 설계변수에 대한 적용에 유용하다.

3. 실험방법

3.1 사용 시료의 특성 및 지반의 조성

본 연구는 서해안에 분포하고 있는 실트질 점성토 지반에 대한 쇄석말뚝의 파괴거동을 평가하기 위해 충남 당진 지역의 해성점토를 이용하였다. 비교란 시료에 대해 물성 실험을 실시한 결과 0.074mm체 통과율이 91%이며 통일 분류법으로 CL~ML로 분류되었으며 연경도 실험 결과 소성지수가 6.5~7.1%로 비교적 저소성·저압축성을 나타

내고 있으며 자연함수비는 35~38%로 대표적인 서해안 점성토의 특성을 보이고 있다.

실험에 사용된 모형 쇄석 시료의 크기는 Hu(1997)가 실험에 적용한 바 있는 현장에서 적용되는 원형 쇄석말뚝의 지름에 대한 쇄석 시료의 지름비와 유사하도록 선별하고 비교적 양호한 입도분포를 가질 수 있도록 쇄석을 분쇄하여 사용하였다. 실험 결과 쇄석 시료의 내부마찰각은 42°, 단위중량은 14~17kN/m³로 Barksdale과 Bachus(1983)가 제안한 현장 쇄석시료의 특성과 유사한 수치를 보이고 있으며, 실험시 제시된 단위중량을 유지할 수 있도록 주의하였다.

실험에 사용된 시료는 액성한계의 1.5배로 함수비를 갖도록 물을 첨가하고 교반기로 교반한 후 슬러리 상태에서 0.074mm체를 통과시켜 원지반 내에 함유되어 있는 유기질 및 불순물을 제거하였으며 하중을 가하여 소정의 비배수 강도를 나타내도록 예비압밀 하였다.

3.2 쇄석말뚝 재하실험

재하실험은 주변지반의 비배수 점착력, 치환율, 말뚝의 근입비, 매트 설치 등이 쇄석말뚝의 파괴에 미치는 영향을 고찰하고 한계길이를 측정하기 위해 동일조건하에서 말뚝의 지름을 3, 5, 8.8cm로 변화하여 단일말뚝 시험을 실시하였으며 쇄석말뚝의 최대팽창 위치와 파괴유형을 관찰하였다. 또한, 재하판의 면적에 대한 치환율을 기준으로 말뚝의 중심간 거리를 각각 ∞, 6.8, 5, 4, 3.2cm로 조절하고 근입비 $H/D=6, 10$ 에 대해 균재하 시험을 실시하여 말뚝군의 파괴각을 측정하고, 아칭현상을 유발하여 말뚝으로의 응력집중을 증대시키는 것으로 알려져 있는 상부의 매트가 미치는 영향을 파악하기 위하여 말뚝의 두께에 대한 두께비가 0, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0이 되도록 상부에 매트를 시공하였다. 또한, 재하 후 쇄석말뚝의 파괴양상과 파괴길이, 팽창부의 체적 변화 등을 확인하기 위하여 종료 후 대상 시료를 조심스럽게 절단하거나 노건조시켜 관찰하는 방법을 이용하였다.

실험에 사용된 지지력 실험장치는 그림 2와 같다.

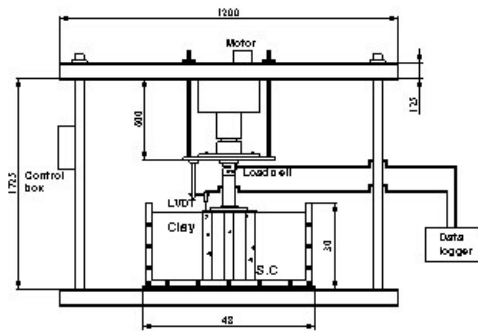


그림 2 재하시험장치

4. 쇄석말뚝 재하실험 결과

4.1 하중-변위 특성

실험결과 단일 쇄석말뚝의 하중-침하의 입자간의 상대적인 변형으로 인하여 침하가 발생함과 동시에 쇄석 시료의 재배열이 이루어지고 있는 것으로 보여진다. 이러한 거동은 흡입자의 응력-변형 거동과 같이 재하로 인한 응력의 증가로 물림현상(locking)이 발생하여 쇄석말뚝 내의 느슨한 구조가 붕괴되면서 조밀하게 다져져 큰 강성의 입자배열이 이루어지고 다시 2차 재하로 인해 조밀해진 입자의 파쇄로 인한 활동이 발생된다.

따라서, 쇄석말뚝의 파괴는 이러한 현상의 반복에 의해 진행되어 그림 3과 같이 불규칙적인 하중-변위 관계를 나타내고 있다. 쇄석말뚝의 하중-침하곡선의 초기부분 기울기가 지름이나 근입비의 변화에 따라 거의 일정하게 급하고 불규칙적으로 나타났으며 재하 중반부도 마찬가지로 지속적인 응력의 증가와 감소를 보이며 불규칙적으로 거동하여 합리적인 항복점의 산정이 어려운 것으로 나타나, 변형률 제어법에 의해 파괴 후의 거동을 일정 침하에 도달할 때까지 지속적으로 측정하고 중반부의 접선을 이용하는 $S-\log P$ 법을 이용하여 극한 지지력을 결정하였다(김, 1998).

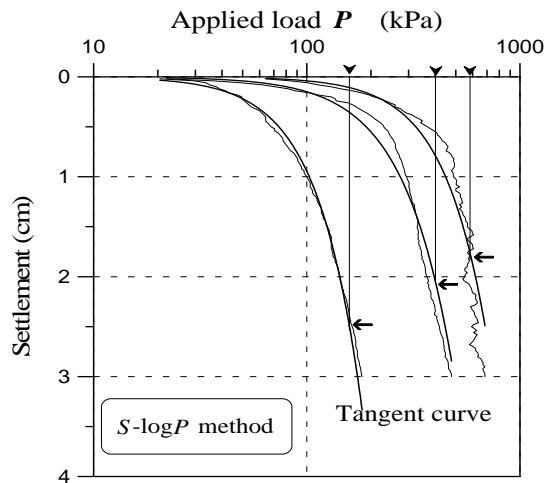


그림 3 단일 쇄석말뚝의 극한지지력 결정

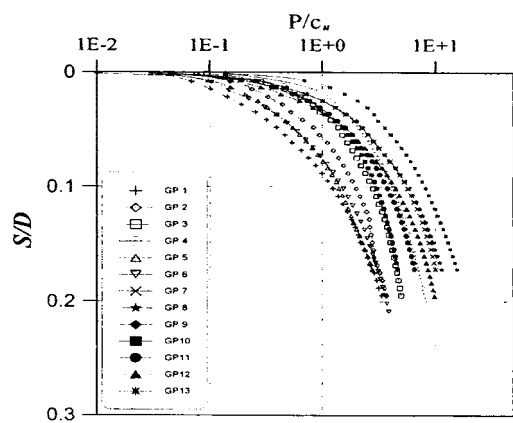


그림 4 쇄석 군말뚝의 하중 변위

실험 결과 원시만의 경우 약 1.0%의 변형률 범위에서 항복점이 나타나고 있으며, 지름이 증가함에 따라 거의 모든 말뚝이 1%이내의 변형률 범위에서 항복에 다다르고 있는 것으로 나타났다.

그림 3과 같이 정규화된 중반부 기울기는 95% 이상의 상관도를 나타내고 있다.

군말뚝의 경우 기초와 같이 복합지반 효과에 의해 단일말뚝과 같은 재배열이 두드러지진 않으나 재하 초기에 항복에 다다르며 불규칙적으로 거동하는 양상을 나타내고 있다.

4.2 단일말뚝의 파괴거동

단일말뚝의 파괴 형상은 팽창파괴에 대한 쇄석말뚝의 보강영역 결정과 복합지반의 거동에 영향을 미치게 된다. 따라서, 팽창파괴의 발생위치를 평가하기 위하여 실험 종료 후 대상시료를 절단하였으며 관찰된 결과는 그림 5, 표 1과 같다.

재하 후 대상시료의 관찰 결과 쇄석말뚝의 근입비가 지름의 4~7배로 선단 지지된 말뚝의 경우 말뚝 직경의 1.7~2.8배에 해당하는 깊이에서 소성 파괴가 발생하는 팽창파괴 형태를 보이고 있는 것으로 나타났다.

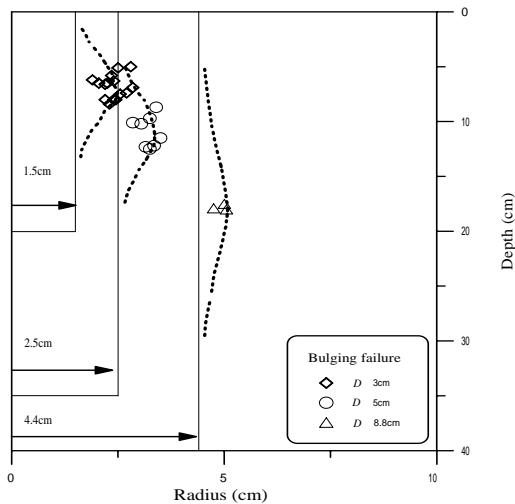


그림 5 단일 말뚝의 최대 팽창파괴 심도

최대 팽창파괴 발생위치는 지름 3, 5, 8.8cm에 대해 각각 $1.7 \sim 2.8 D$, $1.7 \sim 2.5 D$, $1.6 \sim 2 D$ 의 깊이에서 나타나 단일말뚝의 경우 일정 근입비 이상에서 말뚝 지름의 1.6~2.8배에 해당하는 깊이에서 팽창파괴가 발생되어 선단이 지지된 단일말뚝의 팽창파괴 양상을 확인하였다. 또한, 동일한 지름의 경우 근입비가 작을수록 파괴 발생위치가 깊어지는 양상을 보이고 있으며, 일정 범위내에서 지반의 비배수 전단강도가 변화할 경우 파괴 심도가 큰 영향을 받고 있지 않음을 확인하였다.

표 1 단일 쇄석말뚝의 파괴 양상

실험종류	말뚝 직경 (cm)	팽창파괴 심도 (cm)	파괴 후 직경 (cm)	실험종류	말뚝 직경 (cm)	팽창파괴 심도 (cm)	파괴 후 직경 (cm)
LT3	3	11.0	4.8	LT17	3.0	6.5	4.1
LT4	3	11.0	4.4	LT18	5.1	12.5	6.5
LT5	3	11.4	4.6	LT19	5.0	12.3	6.3
LT6	3	9.5	4.5	LT20	5.0	12.2	6.7
LT7	3	8.0	5.6	LT21	5.0	10.1	5.7
LT8	3	10.5	5.1	LT22	5.0	8.7	6.8
LT9	3	9.9	5.7	LT23	5.2	9.7	6.5
LT10	3	10.4	5.4	LT24	5.0	11.5	7.0
LT11	3	9.6	4.4	LT25	5.0	10.2	6.1
LT12	3	9.3	4.8	LT26	7.6	9.1	8.1
LT13	3	8.8	4.7	LT27	7.6	9.7	8.4
LT14	3	9.2	3.9	LT28	7.6	13.5	9.2
LT15	3	8.1	5.0	LT29	8.8	17.5	10.0
LT16	3	11.0	4.9	LT30	8.8	17.9	9.5

따라서, 스커트의 매설 위치를 결정하는 쇄석말뚝의 팽창파괴 심도는 말뚝의 지름에 영향을 받으며 말뚝의 근입비나 일정 범위내의 지반강도에 의한 영향은 미미한 것으로 나타났다.



그림 6 단일 말뚝의 파괴 형상

4.3 단일말뚝의 한계깊이

Hughes(1975)는 '침하에 무관하게 극한하중을 지지할 수 있는 쇄석기둥의 최소길이'로 정의하고, 쇄석기둥의

지지력이 주변마찰저항과 선단지지력의 합과 같다는 조건 하에 한계깊이 산정방법을 제안하였다. 이러한 한계깊이는 일반적으로 쇄석말뚝의 파괴형태를 규정짓는 인자로 알려져 있다. 표 2에서 실험을 통해 측정된 팽창 파괴부의 위치와 Hughes의 제안값을 비교하였다.

표 2 한계깊이의 비교

실험 종류	실험 결과 (cm)	Hughes (cm)	Kim (cm)	실험 종류	실험 결과 (cm)	Hughes (cm)	Kim (cm)
LT3	11.0	8.73	8.53	LT17	9.5	8.85	8.78
LT4	11.0	8.81	7.1	LT18	15.5	14.49	16.66
LT5	11.4	8.88	7.68	LT19	15.3	14.75	14.53
LT6	9.5	8.75	9.41	LT20	15.2	14.68	14.83
LT7	8.0	8.71	9.87	LT21	13.1	14.72	14.75
LT8	10.5	9.51	2.04	LT22	11.7	14.64	17.32
LT9	9.9	8.83	8.94	LT23	12.7	15.31	12.54
LT10	10.4	9.75	0.41	LT24	14.5	15.46	13.96
LT11	9.6	8.96	7.40	LT25	13.2	14.8	16.91
LT12	9.3	8.84	8.39	LT26	15.4	23.65	19.97
LT13	8.8	8.86	8.55	LT27	18.2	22.45	25.51
LT14	9.2	9.28	4.60	LT28	16.5	23.73	22.86
LT15	8.1	9.02	6.92	LT29	20.5	27.42	25.72
LT16	11.0	8.87	8.68	LT30	20.9	27.4	28.09

그림 7과 같이 실험에 의한 한계깊이가 지름의 2~3.8 배 깊이에서 측정되는 반면 Hughes의 제안식에 의한 한계깊이는 대부분 3~3.5 D의 일정한 범위 내에 존재하는 것으로 나타나 제안식에 의한 소성영역이 5~20%의 범위로 평균 약 7%정도 과소평가 되는 경향을 보여주고 있는 것으로 나타났다. 또한, 분석결과 이론식에 의한 한계깊이는 동일한 조건하에서 말뚝의 내부마찰각이 1.67배 증가되는 경우 6.67배의 증가 경향을 나타내어 다짐도의 영향을 크게 받고 있는 것으로 보이며, 지지력계수의 변화에 따라 3배 증가시 3.6배의 비교적 큰 변화 양상을 나타내고 있다. 따라서, Hughes의 제안식을 통한 한계깊이의 예측은 지지력계수 N_c , 쇄석말뚝체의 내부마찰각에 영향을 크게 받고 있으므로 이러한 정수에 대한 합리적인 예측을 위해서는 지지력계수의 확립이 선행되어야 할 것으로 판단된다.

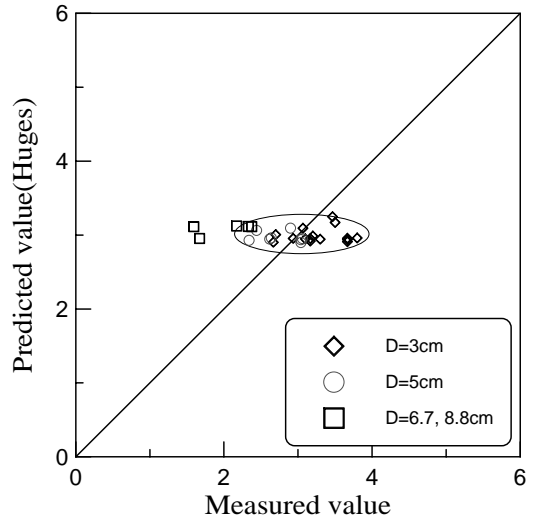


그림 7 한계 깊이의 비교

$$L_c = \frac{2 \cdot A_p \cdot \{ N_c \cdot Su_t \cdot (1 - \sin \phi_p) - F_c \cdot Su_p \cdot (1 + \sin \phi_p) \}}{K_o \cdot F_q \cdot \gamma \cdot A_p \cdot (1 + \sin \phi_p) - 2 \cdot \pi \cdot D \cdot Su_p \cdot (1 - \sin \phi_p)} \quad (5)$$

여기서, Su_p 는 주변지반의 비배수 전단강도, Su_t 는 말뚝 선단지반의 비배수 전단강도, N_c 는 말뚝선단의 지지력계수로 일반적으로 9.0를 사용한다. 또한, A_p 는 말뚝의 단면적이고 ϕ_p 는 말뚝체의 내부마찰각, K_o 는 정지토압계수이고 F_c , F_q 는 Vesic의 공동팽창계수이다.

또한, 식 (5)와 같이 α 법에 의한 극한지지력과 Vesic의 공동확장이론을 통한 극한지지력의 값을 비교하여 한계깊이를 결정하는 김(1998)의 이론을 통해 산정한 결과 단일 쇄석말뚝의 1.5~3.4D의 값을 나타내 실험을 통한 결과에 역시 과소 평가되는 양상을 보여준다. 김의 제안식은 주어진 지지력계수의 영향을 크게 받으며, 말뚝 주변지반과 선단부 비배수 전단강도의 크기에 좌우되므로 상당히 세심한 지반 강도의 측정이 필요하나 한계깊이의 예측에 있어 지반의 비배수 강도가 10kPa 이하의 연약지반을 제외한 경우에 비교적 유사한 값을 얻을 수 있을 것으로 판단된다.

4.4 균말뚝의 파괴 거동

쇄석 균말뚝 실험은 무보강 지반과 10, 20, 30, 40%의 치환율을 가진 복합지반에 대하여 수행되었다. 재하시 기초는 강성제하 조건을 적용하였으며, 2mm/min의 속도로 완속제하 하였다.

실험 결과 말뚝의 팽창파괴 위치는 단말뚝의 경우 장말뚝에 비해 파괴각이 작아지는 양상을 보이며, 동일 근입비 하에서는 치환율이 증가할수록 파괴각이 커지는 경향을 나타내고, 근입비에 따라서 유사한 범위내에서 팽창파괴가 발생하는 것으로 나타났다.

파괴각은 Barksdale과 Bachus(1983)가 제안한 바와 같이 주 전단선에 의한 파괴면의 면적을 이용하는 균말뚝의 설계지지력을 예측하는데 있어 중요한 변수로 적용된다. 실험 결과 균말뚝의 파괴는 Hu(1997)와 김(1998)이 주장한 바와 같이 말뚝군의 안쪽으로 진행될수록 주변말뚝의 구속효과에 의해 원추형으로 발생하는 것을 확인하였다.

표 3은 치환율과 근입비에 따른 파괴각의 변화를 보여주고 있다. 단, GP 1, 5, 9는 원지반에 대한 실험이다.

표 3 균말뚝의 파괴각 측정 결과

실험 종류	a_s	H/D	Θ	실험 종류	a_s	H/D	Θ
GP 1	0			GP 8	0.3	6	15
GP 2	0.1	9.8	32	GP 9	0		
GP 3	0.2	10.6	25	GP 10	0.1	9.6	28
GP 4	0.3	10.8	41	GP 11	0.2	10	28
GP 5	0			GP 12	0.3	9.7	33
GP 6	0.1	4.8	14	GP 13	0.4	9.6	33
GP 7	0.2	6	21				

그림 8에 보여지는 바와 같이 치환율이 증가함에 따라 파괴 발생위치가 지반 하부로 진행되는 경향은 치환율이 높아짐에 따라 말뚝의 순간격이 짧아져 주변 말뚝의 구속으로 응력의 전달이 심부로 이루어져 발생하는 것으로 판단된다.

또한, 매트가 포설된 경우 응력의 분담에 의하여 말뚝을 통해 전달되는 응력이 감소하여 팽창 파괴시 매트가 포설되지 않은 지반에 비하여 비교적 낮은 깊이에서 파괴가 발생하는 것으로 나타나 매트의 설치여부가 파괴 깊이 및 원추형 파괴각의 크기에 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

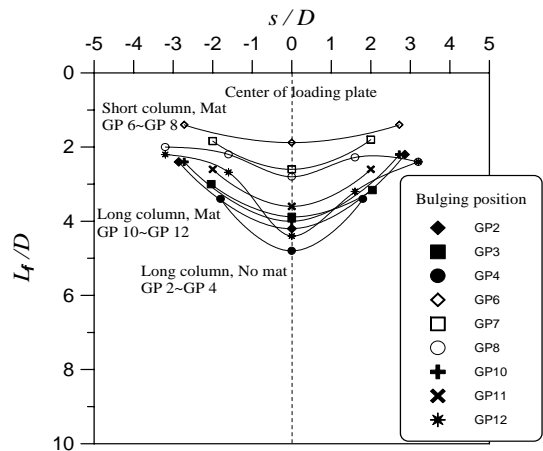


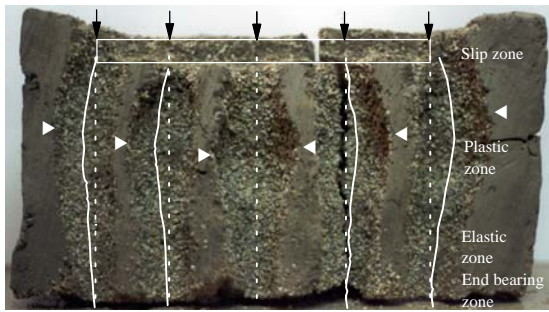
그림 8 균말뚝의 파괴각 변화

파괴각은 말뚝의 근입길이가 증가할수록 커지는 경향을 나타내고 있으며, 매트의 설치가 파괴각에 미미하나 영향을 미치고 있음을 알 수 있다. 실험을 통해 산정된 균말뚝의 파괴각은 단말뚝에서 14~21° 장말뚝에서 25~41°이며 평균적으로 20~30°인 것으로 나타났다.

김(2000) 등은 탄소봉을 이용한 모형실험을 통하여 2~4°의 파괴각을 제시한 바 있으며, 이론적인 고찰을 통해 21°를 제시한 바 있다.

그림 9는 장말뚝과 단말뚝의 파괴 형상을 비교한 것으로 단말뚝의 경우 심부로의 응력 전이와 원추형 파괴영역을 확인하였으며 장말뚝의 경우 팽창파괴부를 중심으로 소성영역이 형성되거나 말뚝 자체의 변위가 심부로 전달되지 않는 현상을 확인하였다. 따라서, Hu(1997)가 주장한 바와 같이 장말뚝의 경우 전단파괴 이전에 팽창에 의해 파괴가 발생됨을 알 수 있다.

또한, 기초의 중심부로부터 멀어질수록 말뚝은 지반의 측방향 변위와 팽창파괴가 중복되어 구속효과가 작용하는 기초내의 말뚝에 비해 큰 변형을 일으키고 있는 것으로 확인되었으며 단말뚝에 비해 장말뚝의 횡방향 변위가 다소 크게 나타나고 있다.



(a) H/D=6



(b) H/D=10

그림 9 균말뚝의 파괴 형상

매트의 두께(t)가 균말뚝의 파괴에 미치는 영향을 평가하기 위하여 단말뚝에 대하여 매트의 두께를 $0 \sim 1D$ 로 변화시켜 재하시험을 실시하였으며 실험결과는 표 4와 그림 10과 같다.

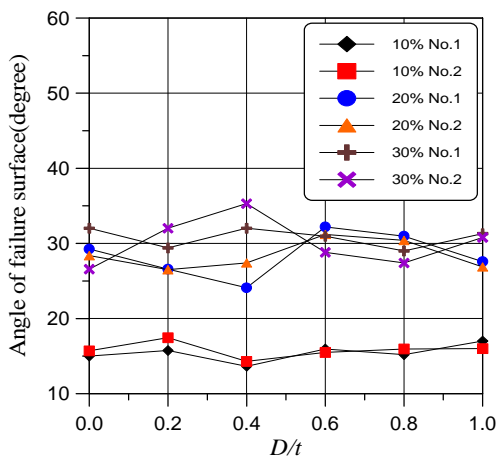


그림 10 매트의 두께에 따른 파괴각의 변화

실험 결과 10% 치환시 매트의 두께가 증가함에 따라 파괴각이 $15 \sim 17.5^\circ$ 로 $0.4D$ 이후에 거의 일정한 경향을 나타내고 있으며 20, 30% 치환시에는 $24 \sim 35^\circ$ 로 10%에 비해 원추형 파괴영역이 축소되면서 큰 파괴각을 나타내고 $0.6D$ 이후에 비교적 안정된 파괴각을 보이고 있다.

매트의 두께가 파괴각에 미치는 영향은 매트가 설치되지 않은 지반에 비해 파괴영역의 변화와 파괴각의 증가를 보여주고 있으나 치환율과 근입비가 미치는 영향에 비하여 미미한 것으로 나타났다. 따라서, 쇄석 균말뚝의 설계시 가정되는 말뚝의 파괴각은 말뚝의 간격과 근입비, 매트의 설치에 따라 영향을 받을 것으로 판단된다.

표 4 매트 두께에 따른 파괴각의 변화

실험 종류	D/t	파괴각		실험 종류	D/t	파괴각	
		1열	2열			1열	2열
GMP1	0	15	15.7	GMP10	0.6	32.2	31.2
GMP2	0.2	15.7	17.5	GMP11	0.8	31.0	30.4
GMP3	0.4	13.7	14.3	GMP12	1	27.6	26.9
GMP4	0.6	16.0	15.5	GMP13	0	32.0	26.6
GMP5	0.8	15.2	16.0	GMP14	0.2	29.4	32.0
GMP6	1	17	16.0	GMP15	0.4	32.0	35.3
GMP7	0	29.3	28.4	GMP16	0.6	31.0	28.8
GMP8	0.2	26.6	26.5	GMP17	0.8	29.0	27.4
GMP9	0.4	24.1	27.4	GMP18	1	31.3	30.8

4.5 유한요소해석

본 연구에서는 쇄석말뚝지반의 모형실험을 통해 얻어진 결과를 비교·분석하기 위하여 유한요소해석을 수행하였으며, 해석에는 Emerald soft사에서 개발한 범용 유한요소해석 프로그램인 *PENTAGON*^{3D}를 사용하였다.

모형지반은 4절점 고체요소를 사용하였으며, 탄소성 모델로 Mohr-Coulomb 모델을 적용하였다. 또한, 스프링 요소와 강성 재하판을 이용한 강성재하방식을 채택하여 소정의 하중을 단계적으로 재하하여 해석을 수행하였다.

표 5에서 K 는 체적탄성계수이며, G 는 전단탄성계수이고 ν 는 포아송비이다.

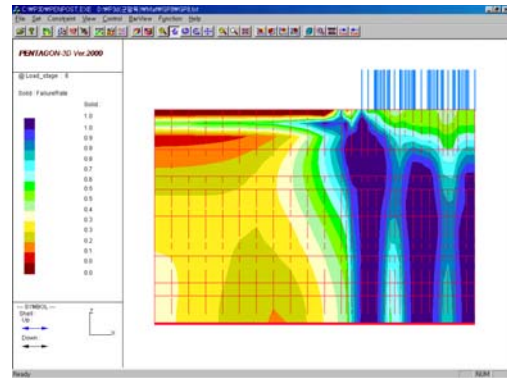
표 5 군말뚝의 해석에 적용된 제원

실험종류		K	G	γ_t (t/m^3)	C_u (t/m^2)	ϕ	ν
GP5	Clay	1301.47	499.06	1.86	3.54	0	0.33
GP6	Clay	981.62	376.41	1.85	2.33	0	0.33
	Pile	1875	865.38	2.52	0	42	0.3
GP7	Clay	1055.15	404.61	1.8	2.87	0	0.33
	Pile	1875	865.38	2.52	0	42	0.3
GP8	Clay	919.12	352.44	1.79	2.5	0	0.33
	Pile	1875	865.38	2.52	0	42	0.3
GP10	Clay	805.15	308.74	1.83	2.19	0	0.33
	Pile	1875	865.38	2.52	0	42	0.3
GP11	Clay	911.76	349.62	1.81	2.48	0	0.33
	Pile	1875	865.38	2.52	0	42	0.3
GP12	Clay	963.24	369.36	1.84	2.62	0	0.33
	Pile	1875	865.38	2.52	0	42	0.3

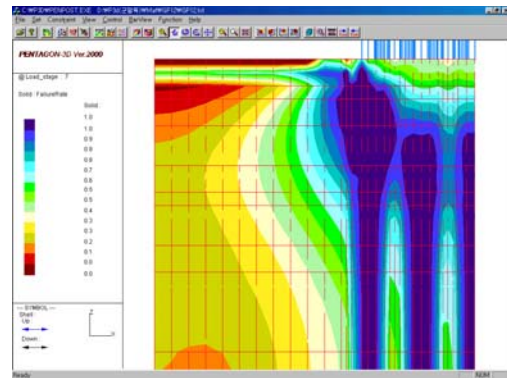
본 연구에서 유한요소 해석은 모래다짐말뚝에 대한 박(2000)의 유한요소해석결과 강성재하와 연성재하에 따른 응력의 집중 양상이 치환율과 깊이에 대해 큰 차이가 없는 것으로 나타나 말뚝과 지반이 동일한 침하가 발생하도록 강성재하 조건을 적용하였다.

해석결과 소성영역이 재하 중심부 방향으로 원추형을 띠며 진행되고 있음을 알 수 있다. 이러한 현상은 김(1998)이 주장한 바와 같이 최외곽 말뚝의 팽창으로 인하여 구속압이 인접말뚝으로 전이되며, 재하 중심부로 이동할수록 더 큰 구속압이 작용하여 소성영역이 깊어지기 때문인 것으로 판단되며, 측방향 변위도나 전단변형도를 통해서도 유사한 파괴 영역이 관찰되었다.

그림 11과 같이 단말뚝의 파괴는 응력의 전달이 심부로 까지 전해져 선단지지층까지 소성영역이 확대되므로 Hu(1997)의 주장과 같이 관입량의 증가가 예상되며, 장말뚝의 경우도 거의 유사한 파괴 유형을 나타내고 있으나 비교적 소성 영역이 횡방향으로 확대되나 단말뚝에 비해 심부로의 전이가 작은 양상을 보여 실험을 통해 밝힌 바와 같이 단말뚝에 비해 측방향 변위가 증가됨을 예상할 수 있다.



(a) GP8(H/D=6)



(b) GP12(H/D=10)

그림 11 군말뚝의 파괴율도

따라서, 해석 결과 쇄석 단일말뚝과 군말뚝의 파괴형태인 팽창파괴가 발생되어 해석에 적용된 각 요소의 경계조건 및 모델링 형태와 제원의 적합성이 검증되었으며 쇄석 장말뚝의 변형특성을 확인할 수 있었다. 또한, 파괴율에 의한 소성영역의 분석을 통하여 실험을 통해 밝힌 바와 같이 쇄석 군말뚝의 파괴각이 말뚝의 근입비와 치환율, 매트 설치에 따라 영향을 받고 있음을 확인하였다.

5. 결론

본 연구에서는 쇄석말뚝으로 보강된 기초시스템의 파괴 거동을 규명하기 위하여 말뚝의 근입비 및 치환율, 매트 조건에 대한 재하실험을 수행하고, 기존 이론식과 유한요소해석 결과와 비교·분석하였으며 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1. 모형실험 및 수치해석 결과 선단지지 단일 쇄석말뚝의 파괴는 말뚝 지름의 1.6~2.8배에 해당하는 심도에서 최대 팽창파괴를 보이고 있고, 근입비가 작을수록 파괴 발생위치가 깊어지는 양상을 보이고 있으며, 지름의 증가에 따른 파괴 지름의 비가 감소되는 경향을 나타냈다.
2. 실험결과 한계깊이는 근입비에 관계없이 지름의 2.3~3.8배로 나타났으나 Hughes의 제안식이 3~3.5D, 김의 제안식이 1.5~3.4D로 평균 7~10% 정도 과소평가 되는 경향을 보이고 있다.
3. 재하실험 결과 쇄석 균말뚝의 파괴는 원추형 파괴로 파괴각은 단말뚝에서 14~21°, 장말뚝에서 25~41°로 이론적인 파괴각 보다 작게 평가되었으며, 근입비의 증가에 따라 변위와 파괴각이 증가하고 파괴영역이 감소하

는 경향을 나타냈다.

4. 유한요소해석과 실험을 통한 파괴영역의 관찰결과 단말뚝의 파괴는 응력의 전달이 심부로까지 전해져 선단지지층까지 소성영역이 확대되며 말뚝 전체의 변형이 발생되고, 장말뚝의 경우 단말뚝에 비해 심부로 전이가 작은 양상을 보여 축방향 변위가 증가되는 경향을 나타내고 있다.

본 연구 결과 쇄석말뚝의 거동은 쇄석말뚝-기초 시스템의 파괴거동과 밀접한 관계가 있으며 합리적인 복합지반의 지지력 예측을 위해서는 치환율 및 근입비, 매트 두께에 따른 지지력계수와 한계깊이, 파괴각의 산정이 필요할 것으로 판단된다.

(접수일자 : 2001. 8. 3.)

참 고 문 헌

- 1 김홍택, 황정순, 강인규, 이성숙(1998), "조립토 균말뚝의 극한지지력 평가에 관한 연구", 한국지반공학회 논문집, 한국지반공학회, 제 14권, 제 5호, pp 143~161
- 2 신방웅, 배우석(2001), "모형실험에 의한 단일쇄석기둥의 지지력 특성", 대한토목학회 논문집, 제 21권 3 C호, 대한토목학회, pp 321~330
- 3 Alamgir, M , Miura, N , Poorooshasb, H B and Madhav, M R (1996), "Deformation Analysis of Soft Ground Reinforced by Columnar Inclusions", Computers and Geotechnics, Vol 18, No 4, pp 267~290
- 4 Barksdale, R D and Bachus, R C (1983), "Design and Construction of Stone Columns Vol I", Report No FHWA/RD 83/026, FHWA, Washington D C , pp 141~151 1983
- 5 Bergardo, D T et al (1996), "Soft Ground Improvement in Lowland and Other Environments", ASCE Press, New York, pp 186~230
- 6 Hu, W , Wood, D A and Stewart, W (1997), "Ground Improvement Using Stone Column Foundations : Result of Model Tests", International Conference on ground Improvement Techniques, pp 247~256
- 7 Hughes, J M O , and Withers, N J (1974), "Reinforcing of Soft Cohesive Soils with Stone Columns", Ground Engineering, Vol 7, No 3, pp 42~49
- 8 Shahu, J T , Madhav, M R and Hayashi, S (2000), "Analysis of Soft Ground Granular Pile Granular Mat System", Computers and Geotechnics 27, pp 45~62