R&D/04 건설핵심 A01-08

지반정수 산정기술 연구보고서화

불포화 사면 및 다짐지반 최적표준설계를 위한

2007

한국건설교통기술평가원

건설교통부

건설기술혁신사업 최종보고서

R&D/04 건설핵심 A01-08

불포화 사면 및 다짐지반 최적화 표준설계를 위한 지반정수 산정기술 연구보고서

2007. 8. 19.

주관연구기관 / 한국과학기술원
참여연구기관 / 네스지오(주)

건 설 교 통 부
한국건설교통기술평가원

제 출 문

건설교통부장관(한국건설교통기술평가원장) 귀하

본 보고서를 “불포화 사면 및 다짐지반 최적화 표준설계를 위한 지반정수 산정 기술”의 최종보고서로 제출합니다.

2007. 8. 19.

주관연구기관 : 한국과학기술원

총 장 서 남 표

참 여 기 업 : (주) 네스지오

대 표 이 사 최 명 진

■ 총 괄 연 구 책 임 자	/ 수석연구원	이 승 래	연 구 개 발 총 괄
■ 주관연구기관 참여연구원	/ 수석연구원	김 동 수	다짐평가기법 총괄
	/ 수석연구원	오 세 붕	구성모델개발 총괄
	/ 연 구 원	김 윤 기	사면설계방안 개발
	/ 연 구 원	최 정 찬	〃
	/ 연 구 원	최 지 용	〃
	/ 연 구 원	오 진 규	〃
	/ 연 구 원	윤 준 웅	다짐평가기법 개발
	/ 연 구 원	김 남 룡	〃
	/ 연 구 원	이 세 현	〃
	/ 연 구 원	김 승 진	〃
	/ 연 구 원	노 기 만	구 성 모 델 개 발
	/ 연 구 원	김 태 경	〃
■ 참여기업 참여연구원	/ 수석연구원	최 명 진	토 질 실 험 총 괄
	/ 수석연구원	고 영 헌	토 질 실 험 담 당
	/ 선임연구원	전 남 수	〃
	/ 선임연구원	김 영 재	〃

요 약 문

Ⅰ. 제 목

불포화 사면 및 다짐지반 최적화 표준설계를 위한 지반정수 산정 기술

Ⅱ. 연구개발의 목적 및 필요성

사면이나 도로와 관련된 대부분의 지반은 지하수위 위에 존재하는 불포화 특성을 가지게 된다. 특히 불포화토의 경우에는 모관흡수력의 존재로 인해 포화토와는 매우 다른 거동특성을 나타낸다. 이러한 특성에도 불구하고 기존의 사면 설계법은 설계 당시의 현장조건을 그대로 고려하거나 현실과는 다소 차이가 나는 함수비 조건, 지하수위 조건 및 환경변화에 대한 조건을 가정하여 설계하고 있는 실정이다. 또한 불포화 다짐지반에서 시공단계에서 현재 이용되는 현장의 다짐관리기준은 경험적인 방법에 기초한 것으로 설계단계에서의 역학적 거동특성이 고려되지 않으므로 다져진 지반의 설계 시 고려된 지반정수를 직접 확인하기는 어렵다. 따라서 본 연구에서는 불포화 특성을 반영한 지반구조물들에 대한 최적화 표준설계 방안을 제시하기 위하여 필요한 불포화 지반정수를 산정하는 기술을 개발한다.

Ⅲ. 연구개발의 내용 및 범위

- 불포화 지반정수 추정기법에 대한 문헌 연구
- 강우에 따른 현장지반의 모관흡수력 분포 변화 연구
- 불포화 지반 실험기법 연구
- 지반정수 추정에 필요한 핵심인자 추출
- 불포화 지반정수 D/B 구축
- 함수비 조절을 위한 공진주/비틂전단시험 시스템 구축
- 현장 비선형 탄성계수 측정기법 구축
- 불포화 지반정수 모델 선정 및 추정기법 개발
- 침투 모델 선정 및 개선
- 사면안성해석 시 지하수위 영향 분석
- 강우 사면의 침투특성 파악을 위한 모형실험 수행

▪ 국내 다짐재료의 분류 및 시료 채취
▪ 함수비 및 응력, 변형률 변화에 따른 비선형탄성계수 산정
▪ 다짐현장 확보 및 현장시험 수행
▪ 현재 사면설계법의 문제점 분석 및 불포화 사면설계법과의 비교분석
▪ 모형실험 결과 분석 및 수치해석을 통한 검증
▪ 최적화 표준 사면 설계법에 대한 가이드라인 제시
▪ 함수비 및 응력조건에 따른 다짐재료의 구성모델 결정법 제시
▪ 탄성계수 개념의 현장 다짐도 평가법 및 평가기준 제시
▪ 제시된 기법들의 현장 적용성 검토

Ⅳ. 연구개발결과

▪ 함수특성곡선, 불포화 전단강도, 불포화 투수계수 측정을 위한 실험장비 구축
▪ 국내 화강풍화토에 대한 불포화 지반정수 D/B 구축
▪ 불포화 지반설계 정수를 추정하는 기법 개발
▪ 지반 침투 특성 분석 및 침투모델 선정
▪ 불포화 지반정수 추정기법을 국내 여러 사면현장에 적용
▪ 강우에 따른 사면 내 함수비와 모관흡수력 분포 변화를 살펴보기 위한 현장계측 수행
▪ 강우로 인한 사면 안정성 평가를 위한 가이드라인 제시
▪ 모관흡수력의 조절이 가능한 공진주/비틂전단 시험장치 개발
▪ 국내 노상토에 대해 개발된 시스템 검증을 위한 예비실험 실시
▪ SASW 시험을 이용한 노상토의 현장 변형특성 평가
▪ 반복평판재하시험을 이용한 노상토의 현장 변형특성 평가 및 현장시험을 통한 시험방법 검증
▪ K_0 압밀 삼축압축시험 시스템 구축

Ⅴ. 연구개발결과의 활용계획

강우로 인한 사면 내 침투거동을 보다 효과적으로 고려할 수 있기 때문에 국내의 우기 시 강우에 따른 사면파괴의 원인 분석과 보다 현실적인 안정성 검토를 수행할 수 있어 현재 빈번히 유발되는 사면붕괴와 이로 인한 피해를 최소화하기 위한 사면붕괴 예측시스템에 적극 활용될 수 있다. 뿐만 아니라 기존의 사면 유지/보수관리 시스템에

도 보수시기와 주요측정 위치 등을 선정하기 위하여 소요되는 지반특성 조사비용을 줄이기 위한 방안으로 이용될 수 있다.

기술력과 사면설계법이 설계회사나 시공회사에 이전되고 그 활용성이 커지면, 현재 사면설계법의 단점을 해소할 수 있는 최적화 표준 사면설계법이 정립될 수 있다. 또한 경험이 축적되고 보편적으로 적용가능하면 현재의 불합리한 시방서 규정을 보완하기 위한 연구결과로도 활용될 수 있다.

그리고 현장에서의 탄성계수 측정기법은 기존의 평판재하시험 결과를 활용할 수 있고, 현장에서 쉽게 적용가능한 간편한 탄성파시험을 이용하기 때문에 기존의 경험적 다짐관리에서 한차원 진보된 설계 수준의 역학적 다짐관리기법으로 자리 잡을 수 있으리라 판단된다. 또한, 불포화 지반특성 및 불포화 상태에서의 탄성계수 D/B 자료는 도로, 댐 등과 같은 다짐층에서의 현장 탄성계수 산정 시 초석으로 이용 가능한 자료들이며 탄성계수 다짐관리기법 개발과 더불어 향후 계절적 변화에 따른 거동 분석 및 안정성 해석에 직접적으로 사용될 수 있다.

S U M M A R Y

I. Title

Development of technology to determine soil properties for optimized standard design of the unsaturated soil slope and compacted soil

II. Purpose and need

Almost soils such as slopes and compaction ground has the unsaturated characteristics which exist over the water table. The unsaturated soil represents different behavior from the saturated soil because of the existence of matric suction. The current design method of soil slope has the limitation to assume the improper conditions such as the fully or nearly saturated state. And the current evaluation standard of field compaction is based on the empirical method, which cannot consider the mechanical behavior obtained from the design stage. Therefore the objective of this research is to develope the technology to determine the unsaturated soil properties required for optimized standard design method of the soil structures considering the unsaturated characteristic.

III. Contents and scope

- Literature research for the estimation methods of unsaturated soil properties
- Research of variation of matric suction in the field due to rainfall storm
- Set up of experimental equipments for unsaturated soil
- Selection of key factors for the estimation of unsaturated soil properties
- Development of database of unsaturated soil properties
- Set up of RC/TS testing system to control the water content
- Development of technique to determine the nonlinear stiffness of field soils
- Development of estimation methods of unsaturated soil properties from basic properties

- Modification of infiltration model
- Effect of water table on the slope stability analysis
- Model testing of rainfall infiltrated soil slope
- Classification and collection of domestic compaction materials
- Determination of nonlinear stiffness considering variation of the water content, stress and strain
- Field testing at compaction site
- Comparison of current slope design method with the unsaturated soil slope stability considering the rainfall infiltration
- Analysis of results of model testing and its verification by numerical analysis
- Suggestion of guideline for optimized standard slope design method
- Suggestion of determination method of constitutive model of compacted material according to water content and stress state
- Development of evaluation method of degree of compaction of field site based on the stiffness

IV. Results

- Setup of experimental equipments for soil water characteristic curve, unsaturated shear strength and unsaturated permeability
- Development of database of unsaturated soil properties for the domestic weathered granite soils
- Development of estimation technique fro unsaturated soil properties
- Analysis of rainfall infiltration characteristics into soil slope
- Application of estimation methods for the several domestic slope design
- Installation of sensors to collect the water content and matric suction near the surface of soil slope during the rainfall and its results of field measurements
- Guideline for slope stability evaluation from rainfall
- Development of RC/TS testing equipment to control the matric suction
- Preliminary testing to verify the developed system for domestic base road soil

- Evaluation of field deformation characteristic of base road soil using SASW test
- Evaluation of field deformation characteristic of base road soil using cyclic plate load test and its verification at the field site
- Set up of triaxial testing system in the state of K_0 consolidation

V. Applications

The results of this research can be used in the prediction system of slope failures to minimize the slope failures and its damage because the analysis of the cause of the rainfall induced slope failures and more realistic investigation of slope stability would be possible by considering the rainfall induced infiltration into the slope. Also it is useful to minimize the cost of site investigation to choose the timing of mending of slope and the location of main measurements of key factor in the current maintenance & repairing management system for slopes.

If the techniques and new design method of slope are transferred to the civil engineering company or construction company, the optimized standard design method of slope would stand to solve the limitation of the current design method. And the design method can be used to complement the current unreasonable specifications if the workers get the experience and apply the method for several cases.

Advanced compaction evaluation method will be used widely because the determination method of field stiffness can be calculated from the current plate load testing results and the easy testing method of wave velocity can be used. Finally, the database of stiffness in the unsaturated state would be applied to the compaction layers such as roads and dams.

목 차

제 1 장 서 론 ····· 1

제 1 절 연구의 배경 및 필요성 ····· 1
제 2 절 연구의 목적 및 범위 ····· 3

제 2 장 국내·외 기술개발 현황 ····· 5

제 1 절 기술개발 현황 ····· 5
제 2 절 본 연구의 가능성 ····· 6

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과 ····· 8

제 1 절 강우침투를 고려한 사면 안정 해석 ····· 8
1. 강우로 인한 사면 붕괴 매커니즘 ····· 8
2. 기존 사면 설계 방안의 문제점 ····· 9
가. 기존 사면 설계 방안 ····· 9
나. 완전 포화 시 간극수압 분포 ····· 11
다. 지반강도 정수 선정의 문제점 ····· 12
3. 강우 침투를 고려한 사면 안정 해석 기법 ····· 15
가. 강우 침투 및 사면 안정 해석 흐름도 ····· 15
나. 얕은 파괴에 대한 무한사면 안전율 산정 ····· 16

제 2 절 불포화 지반설계 정수 ····· 19
1. 불포화토 ····· 19
2. 흡수력 ····· 20
3. 함수특성곡선 ····· 26
가. 함수특성곡선 이론 ····· 26
나. 함수특성곡선 실험 장비 ····· 27
(1) 압력판 추출 실험장비 ····· 27

(2) 부피변화를 고려한 압력판 추출 실험 장비 ····· 30
(3) 데시케이터 시험 ····· 31
(4) 실험 결과 ····· 33
다. 함수특성곡선 표현식 ····· 40
(1) van Genuchten 함수특성곡선 ····· 40
(2) Fredlund & Xing 함수특성곡선 ····· 40
라. 함수특성곡선 추정기법 ····· 43
(1) PTF를 이용한 추정기법 ····· 43
(가) Point Regression Method ····· 43
(나) Functional Parameter Regression Method ····· 43
(다) Physical Model Method ····· 43
(2) 인공신경망을 이용한 함수특성곡선 추정 ····· 44
4. 불포화 전단강도 ····· 51
가. 불포화 전단강도 이론 ····· 51
(1) 포화토의 유효응력 식 ····· 51
(2) 불포화토의 유효응력 ····· 51
(3) 불포화토의 전단강도 특성 ····· 52
(4) 겉보기 점착력의 비선형 수식화 ····· 54
(가) 불포화토의 겉보기 점착력 ····· 55
(나) 쌍곡선식 형태로 제안된 겉보기 점착력 ····· 56
나. 불포화 전단강도 실험기법 ····· 62
(1) 불포화 삼축압축 실험 ····· 62
(2) 실험기법 ····· 63
(3) 변형률 속도 ····· 65
(4) 실험 결과 ····· 66
다. 불포화 전단강도의 추정기법 ····· 75
(1) 인공신경망을 이용한 불포화 전단강도의 추정 ····· 76
(가) 인공신경망 모델의 구조와 자료 ····· 76
(나) 인공신경망 모델을 이용한 불포화 전단강도 추정에 대한 결론····· 77
(2) 함수특성곡선으로부터 불포화 전단강도 추정 기법 ····· 82
5. 불포화 투수계수 ····· 84
가. 불포화 투수특성 ····· 84

나. 불포화 투수실험 장비 ····· 87
다. 불포화 투수계수 추정 기법 ····· 90
(1) Kunze 등의 추정법 ····· 90
(2) van Genuchten의 추정법 ····· 91
(3) Fredlund 등의 추정법 ····· 92
라. 실험결과 ····· 92
6. 불포화토의 K_0 압밀 삼축시험 ····· 94
가. 삼축시험 시스템 ····· 94
(1) 외부체적변화 측정기 ····· 95
(2) 지지대 및 축방향 변형률 측정기 ····· 96
(3) 내부체적 측정기 ····· 97
(4) K_0 컨트롤 서보 ····· 97
(5) 미소변형 측정기 ····· 98
(6) 재하대 ····· 99
나. 불포화토의 삼축압축시험 ····· 99
(1) 등방압밀 삼축시험 ····· 99
(가) 포화단계 ····· 99
(나) 압밀단계 ····· 99
(다) 전단단계 ····· 100
(2) K_0 압밀 삼축시험 ····· 100
(가) 포화단계 ····· 101
(나) 압밀단계 ····· 102
(다) 전단단계 ····· 103
(2) 시료의 성형조건 ····· 103
다. 등방압밀 삼축시험 ····· 104
라. 불포화토의 K0 압밀 삼축시험: 압밀단계 ····· 119
마. 불포화토의 K0 압밀 삼축시험: 전단단계 ····· 127
바. 불포화토의 전단강도 ····· 137
사. 정리 ····· 142
7. 대표적인 국내 풍화토의 불포화 지반설계 정수 D/B ····· 143
가. 실험 시료 ····· 144
나. 함수특성곡선 ····· 146

다. 불포화 전단강도 ····· 149
라. 국내 화강풍화토의 함수특성곡선 분포 범위 및 활용 ····· 152

제 3 절 강우 침투 특성 ····· 154
1. 강우침투흐름 ····· 154
2. 침투 깊이 산정 ····· 154
가. 일차원 침투 이론식 ····· 156
(1) Richards의 식 ····· 156
(2) Green-Ampt의 해 ····· 157
(3) Philip의 침투 모델 ····· 159
(4) 경험적인 침투 모델 ····· 160
(5) 수정 GAML 모델 ····· 161
(6) 수정 GAML 모델의 확장 ····· 163
(7) 습윤대 방법 ····· 166
(8) Pradel & Raad의 방법 ····· 166
(9) 일정한 강우강도에 대한 침투 모델 ····· 167
나. 일차원 침투 실험 ····· 169
(1) 실험 개요 및 장비 ····· 169
(2) 균질지반 실험 결과 및 분석 ····· 172
(가) 간극비 e=0.6인 경우 ····· 173
(나) 간극비 e=0.8인 경우 ····· 174
(다) 이층지반 실험 결과 및 분석 ····· 177
3. 현장 상태의 불포화 특성 측정 ····· 179
가. 계측 장비 ····· 180
(1) 모관흡수력 측정 ····· 180
(2) 체적함수비 측정 ····· 181
(3) 데이터 수집 ····· 181
나. 계측 현장 ····· 182
(1) 현장 상태 ····· 182
(2) 센서 설치 ····· 183
다. 계측결과 분석 ····· 184
4. 사면구조물에 대한 설계강우기준 산정 ····· 194

5. 함수특성곡선에 따른 사면 안전율 변화 ····· 197
가. 포화투수계수-강우강도의 비에 따른 안전율 변화 ····· 197
나. 함수특성곡선 경계값에 따른 투수곡선의 변화 ····· 200

제 4 절 붕괴사면 사례해석 ····· 203
1. 경상북도 영덕지역 ····· 203
가. 사면 개요 및 포화토의 지반정수 ····· 203
나. 불포화토의 지반정수 ····· 207
다. 침투 해석 및 결과 ····· 210
라. 불포화 사면의 안정성 해석 ····· 213
2. 경상남도 진주지역 ····· 218
가. 사면 개요 및 비교란시료 채취 ····· 218
나. 지반정수 ····· 222
다. 침투해석 결과 ····· 225
라. 사면해석 결과 ····· 228
3. 정리 ····· 231
가. 불포화 토질정수를 ANN 기법으로 추정한 사례 연구 ····· 231
나. 불포화 토질정수를 실험적으로 획득한 사례 연구 ····· 231

제 5 절 불포화 다짐지반의 최적화 표준서를 위한 지반정수 산정 ····· 233
1. 본 연구에서 제작된 모관흡수력 조절 시험 시스템 ····· 235
가. 모관흡수력 조절이 가능한 공진주/비틂전단시험시스템 ····· 235
나. 개선된 압력판 추출 시험기 ····· 238
(1) 벤더엘리먼트 시험 ····· 238
(2) 압력판 추출시험기의 개선 ····· 240
2. 수집된 국내 다짐재료의 기본 물성 정보 ····· 243
3. 공진주/비틂전단시험시스템을 이용한 함수비 변화에 따른 다짐지반의 변형특성 평가 ····· 245
가. 모관흡수력 변화에 따른 다짐재료의 비선형 변형특성 평가 ····· 248
나. 모관흡수력 및 다짐함수비 변화에 따른 최대전단탄성계수 비교 ····· 251
4. 탄성계수에 대한 함수비 영향 모델 ····· 256
가. 함수비 영향모델 검토 ····· 256

나. 함수비 영향모델 비교 ····· 259
5. 개선된 압력판추출시험기를 이용한 다짐 후 다짐지반의 탄성계수 평가 ····· 264
가. 다양한 모관흡수력 및 함수비에 따른 최대 전단탄성계수 평가 ····· 265
나. 모관흡수력 조절 비틂전단시험 결과 및 현장시험 결과와의 비교 ····· 269
다. 수집된 다짐재료에 대한 모관흡수력 및 함수비에 따른 탄성계수 평가 ····· 270
라. 함수비 영향 모델 예측 ····· 272

제 6 절 다짐지반의 현장 비선형 변형특성 평가 ····· 274
1. SASW 시험을 이용한 다짐지반의 현장 변형특성 평가 ····· 275
2. 반복평판재하시험을 이용한 다짐지반의 현장 변형특성 평가 ····· 277
가. 평판재하시험의 반복하중재하 ····· 277
나. 탄성계수와 변형률의 결정 방법 ····· 278
다. 현장시험을 통한 시험방법 검증 ····· 283
라. 평판재하시험을 이용한 노상토의 변형계수 평가 절차 ····· 287
3. 실내시험과 현장시험으로부터 구한 변형특성 비교 ····· 288
4. D/B 구축을 위한 현장 시험 수행 결과 ····· 293
가. Site 1 (SG-7) ····· 293
나. Site 2 ····· 297
다. Site 3 ····· 300
5. 평판재하시험의 해석 ····· 301
가. 구성모델 ····· 301
나. 계수산정 ····· 303
다. 평판재하시험의 유한요소해석 ····· 305
라. 평판재하시험의 역해석 ····· 310
마. 정리 ····· 320

제 7 절 최적화된 설계를 위한 가이드라인 ····· 321
1. 불포화 사면의 설계 가이드라인 ····· 321
가. 대상사면의 중요도에 따른 사면 설계 ····· 321
나. 사면 설계 가이드라인 적용 시 주의사항 ····· 323
다. 강우침투를 고려한 사면 설계기법 ····· 324
2. 불포화 다짐지반 설계 가이드라인 ····· 327

제 4 장 연구개발목표 달성도 및 관련분야에의 기여도 ····· 329

제 1 절 연도별 연구목표 ····· 329
1. 1차년도 연구내용 ····· 329
2. 2차년도 연구내용 ····· 330
3. 3차년도 연구내용 ····· 331

제 2 절 연구개발목표의 달성도 ····· 332

제 3 절 관련분야의 기술발전에의 기여도 ····· 335

제 5 장 연구개발결과의 활용계획 ····· 336

제 1 절 추가연구의 필요성 ····· 336

제 2 절 타연구에의 응용 ····· 337

제 3 절 활용방안 ····· 339

제 6 장 연구개발과정에서 수집한 해외과학기술정보 ····· 341

제 7 장 참고문헌 ····· 342

부 록 ····· 346
1. SEEP/W를 이용한 침투 해석 방법 ····· 346
2. SLOPE/W를 이용한 사면안정 해석 방법 ····· 355

그림 목차

그림 1.1.1 최종적인 연구목표 ····· 4
그림 3.1.1 강우침투로 인한 사면 붕괴 메커니즘 ····· 8
그림 3.1.2 사면 내부의 간극수압분포 ····· 11
그림 3.1.3 기존 사면 설계법에 따른 사면 안정성 평가 예 ····· 14
그림 3.1.4 비교란 시료에 대한 강도 실험 결과 얻어지는 겉보기 점착력 값 ····· 15
그림 3.1.5 포화 강도를 이용하여 완전 포화 시 사면 안정성 평가 예 ····· 15
그림 3.1.6 불포화 사면 강우 침투 및 사면 안정 해석 흐름도 ····· 16
그림 3.1.7 불포화토의 무한사면 해석 ····· 17
그림 3.2.1 표면장력 ····· 21
그림 3.2.2 Kelvin의 모세관 모델로 묘사한 세라믹디스크 원리 ····· 25
그림 3.2.3 전형적인 함수특성곡선의 모습 ····· 26
그림 3.2.4 압력판 추출 실험장비 ····· 28
그림 3.2.5 개조된 압력판 추출 실험장비 셀 ····· 31
그림 3.2.6 국내 풍화토에 대한 입도분포곡선 범위와 본 연구에서 인위적으로 조성된 시료의 입도분포곡선 ····· 33
그림 3.2.7 본 연구에서 얻어진 국내 여러 지역에 대한 함수특성곡선들 ····· 37
그림 3.2.8 습윤과정의 함수특성곡선 (O-C2) ····· 37
그림 3.2.9 C-C1 시료에 대한 함수특성곡선과 간극비 변화 ····· 38
그림 3.2.10 C-C2(NS) 시료에 대한 함수특성곡선과 간극비 변화 ····· 39
그림 3.2.11 변수값변화에 따른 Fredlund and Xing 함수특성곡선의 형태 ····· 41
그림 3.2.12 기존의 추정법에 의한 함수특성곡선과 실험결과의 비교 ····· 44
그림 3.2.13 인공신경망을 이용한 함수특성곡선 추정기법 ····· 45
그림 3.2.14 13개의 실험결과를 이용하여 인공신경망으로 학습한 결과 비교 ····· 47
그림 3.2.15 각 계수들에 대한 검증결과 ····· 48
그림 3.2.16 함수특성곡선의 비교 ····· 49
그림 3.2.17 불포화지반에 대하여 확장된 Mohr-Coulomb 파괴포락선 ····· 53
그림 3.2.18 불포화 압밀배수 삼축압축실험의 응력경로와 강도정수 ····· 55
그림 3.2.19 C_{max}로 나타나는 겉보기점착력의 비선형성 ····· 57
그림 3.2.20 겉보기점착력의 쌍곡선 그래프 ····· 57
그림 3.2.21 Red clay(Escario와 Saez, 1986) ····· 58

그림 3.2.22 Dry glacial till(Vanapalli 등, 1996) ····· 58
그림 3.2.23 Wet glacial till(Vanapalli 등, 1996) ····· 59
그림 3.2.24 Colluvium(De-Campos와 Carvillo, 1995) ····· 59
그림 3.2.25 Jossigny silt(Cui와 Delage, 1993) ····· 60
그림 3.2.26 조치원 C-N 시료 ····· 60
그림 3.2.27 연기 Y-C1 시료 ····· 61
그림 3.2.28 불포화 삼축압축실험 셀 내부구조 ····· 64
그림 3.2.29 옥천 O-N 시료 ····· 67
그림 3.2.30 옥천 O-C1 시료 ····· 67
그림 3.2.31 옥천 O-C2 시료 ····· 68
그림 3.2.32 옥천 O-C3 시료 ····· 68
그림 3.2.33 조치원 C-N 시료 ····· 69
그림 3.2.34 조치원 C-C1 시료 ····· 69
그림 3.2.35 조치원 C-C2 시료 ····· 70
그림 3.2.36 조치원 C-C3 시료 ····· 70
그림 3.2.37 조치원 C-C4 시료 ····· 71
그림 3.2.38 연기 Y-C1 시료 ····· 71
그림 3.2.39 연기 Y-C2 시료 ····· 72
그림 3.2.40 연기 Y-C3 시료 ····· 72
그림 3.2.41 서창 S-C1 시료 ····· 73
그림 3.2.42 사용된 6-3-1 인공신경망 구조 ····· 76
그림 3.2.43 6-3-1 구조로 훈련된 ANN 모델 ····· 78
그림 3.2.44 인공신경망에 의해 얻어진 결과와 실험결과의 비교 (Model 1) ····· 78
그림 3.2.45 민감도 분석 결과(계속) ····· 80
그림 3.2.45 민감도 분석 결과(계속) ····· 81
그림 3.2.45 민감도 분석 결과 ····· 82
그림 3.2.46 κ를 이용한 불포화 전단강도 추정 (계속) ····· 83
그림 3.2.46 κ를 이용한 불포화 전단강도 추정 ····· 84
그림 3.2.47 함수특성곡선과 투수곡선의 유사성 ····· 87
그림 3.2.48 불포화 투수실험 장비 ····· 89
그림 3.2.49 불포화 투수시험 개략도 ····· 89
그림 3.2.50 투수계수함수 추정을 위한 전형적인 함수특성곡선 ····· 91

그림 3.2.51 아산 비교란시료의 불포화투수곡선 비교 ····· 93
그림 3.2.52 국내 풍화토에 대한 불포화 투수곡선 ····· 94
그림 3.2.53 삼축시험 시스템 개요도 ····· 95
그림 3.2.54 외부체적변화 측정기 ····· 96
그림 3.2.55 지지대 및 축방향 변형률 측정기 ····· 97
그림 3.2.56 K_0 컨트롤 서보 ····· 98
그림 3.2.57 미소변형 측정기 ····· 98
그림 3.2.58 재하대 ····· 99
그림 3.2.59 삼축시험기 개요도 ····· 100
그림 3.2.60 K_0압밀 과정 ····· 102
그림 3.2.61 시료의 다짐곡선 ····· 103
그림 3.2.62 포화토의 등방압밀 삼축시험 결과 ····· 105
그림 3.2.63 포화토의 등방압밀 삼축시험시 전단계수-전단변형률 관계 ····· 107
그림 3.2.64 포화토의 등방압밀 삼축시험시 파괴포락선 ····· 108
그림 3.2.65 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 응력-변형률 관계 ····· 109
그림 3.2.66 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 응력경로 ····· 110
그림 3.2.67 등방압밀 삼축시험시 수분 체적변형률 ····· 111
그림 3.2.68 전단계수-전단변형률 관계 ····· 112
그림 3.2.69 전단계수의 비교 ····· 113
그림 3.2.70 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 연직순응력-전단강도 관계 ····· 114
그림 3.2.71 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 모관흡수력-겉보기점착력 관계 ····· 115
그림 3.2.72 불포화토의 다단계실험시 응력-변형률 관계 ····· 116
그림 3.2.73 다단계실험에서의 응력경로 ····· 116
그림 3.2.74 불포화토의 다단계실험시 겉보기점착력 ····· 117
그림 3.2.75 불포화토의 다단계실험시 강도정수 ····· 118
그림 3.2.76 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 강도정수 비교 ····· 118
그림 3.2.77 K_0 압밀시 순수직응력-순수평응력 관계 ····· 120
그림 3.2.78 K_0 압밀시 순체적응력-축차응력 관계 ····· 121
그림 3.2.79 K_0 압밀시 순체적응력-K_0 관계 ····· 122
그림 3.2.80 모관흡수력에 따른 최종 K_0 값 ····· 123
그림 3.2.81 순 체적응력의 증가에 따른 간극비 ····· 124

그림 3.2.82 초기간극비로 정규화한 간극비 ····· 126
그림 3.2.83 K_0압밀 삼축시험시 응력경로 ····· 127
그림 3.2.84 응력-변형률 관계 ····· 128
그림 3.2.85 K_0압밀 삼축시험시 구속압에 따른 응력-변형률 관계 (계속) ····· 129
그림 3.2.85 K_0압밀 삼축시험시 구속압에 따른 응력-변형률 관계 ····· 130
그림 3.2.86 불포화토의 K_0압밀 삼축시험시 응력-변형률관계 ····· 131
그림 3.2.87 K_0 압밀 삼축시험시 전단계수-전단변형률 관계 ····· 132
그림 3.2.88 K_0압밀 삼축시험시 수분체적변형률 ····· 132
그림 3.2.89 K_0압밀 삼축시험시 강도정수 비교 (계속) ····· 133
그림 3.2.89 K_0압밀 삼축시험시 강도정수 비교 (계속) ····· 134
그림 3.2.89 K_0압밀 삼축시험시 강도정수 비교 ····· 135
그림 3.2.90 불포화토의 K_0압밀 삼축시험으로 구한 강도정수 ····· 136
그림 3.2.91 불포화토의 파괴규준 ····· 137
그림 3.2.92 파괴시 순체적응력에 따른 축차응력 ····· 139
그림 4.3.93 모관흡수력에 따른 순체적응력과 최대축차응력 ····· 140
그림 3.2.94 파괴시 모관흡수력에 따른 겉보기점착력 성분 ····· 141
그림 3.2.95 함수특성곡선과 추정된 투수곡선 ····· 153
그림 3.3.1 경사에 따른 침투 해석 결과 비교 ····· 155
그림 3.3.2 Green-Ampt 침투 모델 ····· 158
그림 3.3.3 수정 GAML 모델의 개념도 ····· 162
그림 3.3.4 일정한 강우에 의한 침투모델의 흐름도 ····· 168
그림 3.3.5 일차원 침투 실험을 위한 원형 토조 ····· 169
그림 3.3.6 함수비 및 모관흡수력 측정을 위한 센서 ····· 170
그림 3.3.7 강우모사장치 ····· 171
그림 3.3.8 일차원 침투 실험 장비 개략도 ····· 171
그림 3.3.9 입도분포곡선 ····· 173
그림 3.3.10 다짐곡선 ····· 173
그림 3.3.11 깊이별 밀도실험 결과 ····· 173
그림 3.3.12 시간에 따른 깊이별 모관흡수력 및 함수비 분포(e=0.6) ····· 174
그림 3.3.13 시간에 따른 깊이별 모관흡수력 및 함수비 분포(e=0.8) ····· 175
그림 3.3.14 Tensiometer와 TDR로부터 측정한 시간에 따른 침투깊이 비교 ····· 175

그림 3.3.15 간극비에 따른 시간별 침투 깊이 변화 ····· 176
그림 3.3.16 실험 결과와 일차원 침투 모델과의 비교 ····· 177
그림 3.3.17 이층지반 구성 ····· 178
그림 3.3.18 시간에 따른 깊이별 모관흡수력 및 함수비 분포-이층지반 ····· 178
그림 3.3.19 텐셔미터 ····· 180
그림 3.3.20 WCR ····· 181
그림 3.3.21 데이터로거와 태양열 판넬 ····· 182
그림 3.3.22 현장계측 사이트 ····· 183
그림 3.3.23 설치된 센서 ····· 184
그림 3.3.24 비식생 지역의 불포화 특성 변화 (7월 28일) ····· 186
그림 3.3.25 식생 지역의 불포화 특성 변화 (7월 28일) ····· 187
그림 3.3.26 비식생 지역의 불포화 특성 변화 (8월 6일~7일) ····· 188
그림 3.3.27 식생 지역의 불포화 특성 변화 (8월 6일~7일) ····· 189
그림 3.3.28 비식생 지역의 불포화 특성 변화 (8월 8일~12일) ····· 190
그림 3.3.28 식생 지역의 불포화 특성 변화 (8월 8일~12일) ····· 191
그림 3.3.29 비식생 지역의 불포화 특성 변화 (9월 17일~18일) ····· 192
그림 3.3.30 식생 지역의 불포화 특성 변화 (9월 17일~18일) ····· 193
그림 3.3.31 평균의 함수특성곡선을 이용한 경우 k_s/i 에 따른 안전율 변화 ····· 199
그림 3.3.32 하한의 함수특성곡선을 이용한 경우 k_s/i 에 따른 안전율 변화 ····· 200
그림 3.3.33 함수특성곡선의 경계값으로 추정된 투수곡선 ····· 201
그림 3.3.34 $k_{s'up}=1{,}000k_{s'low}$ 경우의 투수곡선 ····· 202
그림 2.4.1 대상 절취사면의 횡단면도 ····· 203
그림 2.4.2 풍화잔적토의 입도분포곡선 ····· 204
그림 2.4.3 슈 장착 직접전단상자를 이용한 불교란 시료 채취법 ····· 205
그림 2.4.4 직접전단시험 및 삼축압축시험 결과 비교 ····· 205
그림 2.4.5 안전율이 1.0 일 때 마찰각에 따른 점착력 ····· 207
그림 2.4.6 층별 체적함수비 곡선 ····· 208
그림 2.4.7 불포화토의 지반정수 ····· 209
그림 2.4.8 대상사면에 적용한 강우량 곡선 ····· 210
그림 3.4.9 모관흡수력의 분포 (계속) ····· 211
그림 3.4.9 모관흡수력의 분포 ····· 212
그림 3.4.10 전수두의 분포 (계속) ····· 212

그림 3.4.10 전수두의 분포 ····· 213
그림 3.4.11 대상지반 모델 및 토층 구분 ····· 214
그림 3.4.12 시간에 따른 안전율의 변화 ····· 215
그림 3.4.13 104일 경과후의 사면의 파괴형상 (계속) ····· 216
그림 3.4.13 104일 경과후의 사면의 파괴형상 ····· 217
그림 3.4.13 104일 경과후의 사면의 파괴형상 ····· 218
그림 3.4.15 대상사면 ····· 219
그림 3.4.16 사면 붕괴 현황 ····· 220
그림 3.4.16 입도분포곡선 ····· 221
그림 3.4.17 불교란 시료 채취 모습과 블록시료 ····· 221
그림 3.4.18 불포화 삼축시험과 압력판 추출시험 ····· 222
그림 3.4.19 포화토의 삼축압축시험 ····· 223
그림3.4.20 모관흡수력에 따른 전단강도의 변화 ····· 223
그림 3.4.21 불포화 지반의 함수특성 ····· 224
그림 3.4.22 침투해석을 위한 요소망 ····· 225
그림 3.4.23 대상지역의 강우량 ····· 226
그림 3.4.24 침투해석 결과 (계속) ····· 226
그림 3.4.24 침투해석 결과 (계속) ····· 227
그림 3.4.25 간극수압 변화 ····· 227
그림 3.4.26 안전율 결과 ····· 228
그림 3.4.27 안전율 변화 ····· 229
그림 3.4.28 불포화 토질정수의 비교 ····· 230
그림 3.5.1 개선된 시료거치대와 탑캡의 형상 ····· 237
그림 3.5.2 모관흡수력 조절 및 함수비 변화 측정 시스템의 개요도 ····· 237
그림 3.5.3 시편의 모관흡수력 조절이 가능한 공진주/비틂전단시험시스템 ····· 238
그림 3.5.4 벤더엘리먼트가 설치된 구속용 시편링의 개요도 ····· 240
그림 3.5.5 개선된 압력판추출시험기의 개요도 ····· 241
그림 3.5.6 개선된 압력판추출시험기의 모습 ····· 242
그림 3.5.7 수집된 다짐재료의 입도분포곡선 ····· 244
그림 3.5.8 수집된 다짐재료의 다짐곡선 ····· 245
그림 3.5.9 각 다짐재료의 시험종류별 성형조건 ····· 247
그림 3.5.10 모관흡수력 조절 시험시 시편에 가해지는 응력 조건 ····· 248

그림 3.5.11 모관흡수력에 따른 전체 변형률 영역의 전단탄성계수 변화 ····· 250
그림 3.5.12 모관흡수력에 따른 정규화 전단탄성계수 감소곡선 ····· 251
그림 3.5.13 모관흡수력 조절 시험에서의 최대전단탄성계수 변화 ····· 252
그림 3.5.14 다짐함수비 조절 시험에서의 최대전단탄성계수 변화 ····· 253
그림 3.5.15 모관흡수력 조절 및 다짐함수비 조절 시험의 결과 비교 ····· 255
그림 3.5.16 함수비를 변수로 한 각 모델의 비교 ····· 261
그림 3.5.17 시험방법에 따른 함수비 영향 모델 비교 ····· 263
그림 3.5.18 시험방법에 따른 함수비 영향 모델 비교 ····· 265
그림 3.5.19 건조 및 습윤과정에 따른 이력현상 평가 (SG-1) ····· 266
그림 3.5.20 건조 및 습윤과정에 따른 이력현상 평가 (SG-2) ····· 267
그림 3.5.21 건조 및 습윤과정에 따른 이력현상 평가 (SG-3) ····· 268
그림 3.5.22 모관흡수력 조절 비틂전단시험 및 현장 탄성파 시험 결과와의 비교 ····· 270
그림 3.5.23 개선된 압력판추출시험기를 이용한 최대전단탄성계수 평가 ····· 272
그림 3.5.24 소성지수에 따른 모델 계수 ····· 273
그림 3.6.1 SASW 시험 결과의 일례 ····· 276
그림 3.6.2 평판재하시험의 개요 ····· 279
그림 3.6.3 수직변형률 영향계수 (Schmertmann 등, 1978) ····· 281
그림 3.6.4 원형단면에 작용하는 등분포하중에 의한 지중응력 분포도 ····· 283
그림 3.6.5 엄밀 반복평판재하시험 장비 ····· 284
그림 3.6.6 하중강도-침하량 곡선 일례 (SG-1) ····· 284
그림 3.6.7 평판재하시험과 크로스홀 시험으로부터 얻은 현장 변형특성(SG-1) ····· 286
그림 3.6.8 실내시험과 현장시험으로부터 획득한 변형특성 비교 : SG-1 ····· 290
그림 3.6.9 실내시험과 현장시험으로부터 획득한 변형특성 비교 : SG-2 ····· 292
그림 3.6.10 Site 1 시험부지 조성 모습 (계속) ····· 293
그림 3.6.10 Site 1 시험부지 조성 모습 ····· 294
그림 3.6.11 전단파속도 주상도 ····· 296
그림 3.6.12 각 시험조건 별 비선형 탄성계수 평가 ····· 297
그림 3.6.13 Site 2 시험부지 모습 ····· 298
그림 3.6.14 Site 2 각 시험구간의 전단파속도 주상도 ····· 299
그림 3.6.15 Site 3 시험부지 모습 ····· 300
그림 3.6.16 Site 3 전단파속도 주상도 ····· 301
그림 3.6.17 경계면과 항복면 ····· 302

그림 3.6.18 계수 도출과정 ····· 303
그림 3.6.19 할선계수비 E/E_{max}에 대한 비교 ····· 304
그림 3.6.20 대상지반의 요소망 ····· 306
그림 3.6.21 30cm 평판의 하중-변위 관계 ····· 307
그림 3.6.22 76cm 평판의 하중-변위 관계 (계속) ····· 308
그림 3.6.22 76cm 평판의 하중-변위 관계 ····· 308
그림 3.6.23 평판재하시험의 하중-변위 이력현상 ····· 310
그림 3.6.24 평판재하시험 유한요소해석 결과의 역해석 ····· 312
그림 3.6.25 30cm 평판에 대한 영계수 ····· 313
그림 3.6.26 76cm 평판에 대한 영계수 ····· 314
그림 3.6.27 반복재하 평판재하시험시 하중-침하관계 ····· 316
그림 3.6.28 Site B의 평판재하시험 결과분석 ····· 316
그림 3.6.29 Site A의 평판재하시험 결과 분석 ····· 317
그림 3.6.30 Site C-1의 평판재하시험 결과 분석 ····· 318
그림 3.6.31 Site C-2의 평판재하시험 결과 분석 ····· 318
그림 3.6.32 Site C-3의 평판재하시험 결과 분석 ····· 319
그림 3.7.1 사면구조물 중요도에 따른 사면 설계 가이드라인 ····· 323
그림 3.7.2 사면 설계 해석 흐름도 ····· 326
그림 5.1 연구개발결과의 활용성 ····· 340

표 목차

표 3.1.1 지하수위 적용기준 ····· 10
표 3.2.1 함수특성곡선을 구하는데 이용할 수 있는 장비 ····· 27
표 3.2.2 염용액과 흡수력 ····· 32
표 3.2.3 본 연구에서 사용된 시료조건 (I) ····· 34
표 3.2.4 본 연구에서 사용된 시료 조건 (II) ····· 35
표 3.2.5 Fredlund & Xing 함수특성곡선의 맞춤변수값들 ····· 42
표 3.2.6 ANN 모델에 사용된 입력자료와 타겟자료 ····· 46
표 3.2.7 훈련된 ANN에 대한 weights와 biases ····· 50
표 3.2.8 불포화토의 삼축압축실험에 대한 변형률 속도의 문헌 자료 ····· 66
표 3.2.9 여러 연구자들에 의해서 얻어진 지반물성과 강도 자료 ····· 74
표 3.2.10 국내에서 얻어진 지반물성과 강도 자료 ····· 75
표 3.2.11 훈련된 네트워크 모델에 의해 얻어진 결과 정리 ····· 78
표 3.2.12 훈련된 ANN의 weight와 bias ····· 79
표 3.2.13 시료성형조건 ····· 104
표 3.2.14 등방압밀 삼축시험 초기 조건 및 결과 ····· 104
표 3.2.15 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 겉보기 점착력 ····· 114
표 3.2.16 K_0 압밀 삼축실험 초기조건 및 결과 ····· 119
표 3.2.17 K_0압밀시험에서 구한 흙의 계수 값 ····· 125
표 3.2.18 K_0압밀 삼축시험시 강도정수 비교 ····· 136
표 3.2.19 실험조건에 따른 겉보기점착력 ····· 136
표 3.2.20 불포화토의 강도정수 ····· 142
표 3.2.21 여러 곡선들의 맞춤변수 ····· 152
표 3.3.1 이층지반 상부층과 균질지반(e=0.8)과의 침투속도 비교 ····· 179
표 3.2.2 확률강우강도식 유도를 위한 지점별 단 · 장기간 구분시간 ····· 196
표 3.3.3 주요 지점 확률강우강도식 계수값과 결정계수 ····· 196
표 3.3.4 안전율이 감소하는 k_s/i 경계 ····· 198
표 2.4.1 풍화잔적토의 기본물성 ····· 204
표 2.4.2 포화시료의 강도정수 ····· 206
표 3.4.3 지반에 입력된 물리적 성질 ····· 214
표 3.4.4 대상 절취사면의 물리적 성질 ····· 219

표 3.4.5 포화시료의 강도정수 ····· 222
표 3.4.6 대상 지반의 함수특성 ····· 225
표 3.5.1 수집된 국내 다짐재료의 기본물성시험 결과 ····· 244
표 3.5.2 함수비 변화를 위한 각 시험의 구성 ····· 248
표 3.5.3 함수비 영향모델 검토에 사용된 회귀분석 모형 ····· 257
표 3.5.4 함수비 영향모델 평가를 위한 모관흡수력 조절 비틂전단시험 결과 ····· 258
표 3.5.5 함수비 영향모델 평가를 위한 다짐함수비 조절 비틂전단시험 결과 ····· 258
표 3.6.1 현장시험과 실내시험의 함수비 변화에 따른 탄성계수 변화율(SG-1) ····· 290
표 3.6.2 수행 시험 정보 ····· 295
표 3.6.3 수행 시험 정보 ····· 296
표 3.6.3 Site 2 시험 결과 ····· 299
표 3.6.4 Site 3 시험 결과 ····· 300
표 3.6.5 노상토의 재료계수 ····· 304
표 3.6.6 대상현장의 물성값 ····· 315
표 4.1 연구개발 달성도 ····· 333
표 4.2 연구개발 달성 내용 ····· 334

C O N T E N T S

Chapter 1. Introduction ····· 1

§ 1. Research background and need ····· 1
§ 2. Purpose and scope ····· 3

Chapter 2. Recent domestic and abroad technology state ····· 5

§ 1. Resent technology state ····· 5
§ 2. Possibility of research ····· 6

Chapter 3. Research contents and results ····· 8

§ 1. Slope stability analysis considering rainfall infiltration ····· 8
1. Mechanism of rainfall induced slope failure ····· 8
2. Limit of present slope design method ····· 9
3. Slope stability evaluation considering rainfall infiltration ····· 15

§ 2. Unsaturated soil properties ····· 19
1. Unsaturated soils ····· 19
2. Concept of suction ····· 20
3. Soil-water characteristic curve ····· 26
4. Unsaturated shear strength ····· 51
5. Unsaturated permeability ····· 84
6. K0 consolidation testing using triaxial cell ····· 94
7. Database of unsaturated soil properties ····· 143

§ 3. Rainfall infiltration characteristics ····· 154
1. Flow of rainfall infiltration ····· 154
2. Wetting depth ····· 154
3. Field condition of unsaturated soil properties ····· 179
4. Design standard of rainfall for soil slope ····· 194

5. Variation of slope safety factor according to SWCC ····· 197

§ 4. Analysis of real slope failure case ····· 203
1. Young-duk area ····· 203
2. Jin-Ju area ····· 218
3. Summary ····· 231

§ 5. Compacted unsaturated soil ····· 233
1. Matric suction-controlled testing system ····· 235
2. Information of basic properties of domestic compaction materials ····· 243
3. Deformation characteristics of compacted ground due to water content ····· 245
4. Elastic modulus according to water content ····· 256
5. New evaluation system of elastic modulus of unsaturated compacted soil ····· 264

§ 6. Nonlinear deformation characteristics of compacted soil in field ····· 274
1. Evaluation of field deformation characteristics using SASW ····· 275
2. Evaluation of field deformation characteristics using cycled plate loading test ····· 277
3. Comparison of field results and laboratory test results ····· 288
4. Field test to develop database ····· 293
5. Analysis of plate loading test ····· 301

§ 7. Guideline for optimized structure design ····· 321
1. Guideline for soil slopes ····· 321
2. Guideline for compacted soil ····· 327

Chapter 4. Accomplishment of objectives and contribution to related research 329

§ 1. Yearly objectives ····· 329
1. 1st year research contents ····· 329
1. 2nd year research contents ····· 330

1. 3rd year research contents ····· 331

§ 2. Accomplishment of objectives ····· 332
§ 3. Contribution to related research ····· 335

Chapter 5. Applications of research results ····· 336

§ 1. Need of additional research ····· 336
§ 2. Application to other research ····· 337
§ 3. Plan of practical use ····· 339

Chapter 6. Collected abroad science and technology information ····· 341

Chapter 7. References ····· 342

제 1 장 서 론

제 1 절 연구의 배경 및 필요성

우리나라의 사면재해는 태풍 및 집중호우로 인하여 매년 7~9월 시기에 집중적으로 발생하며, 특히 절취사면의 붕괴, 산사태 등으로 인하여 연평균 약 32명의 사망자와 막대한 재산 피해를 초래하고 있다. 또한 경제규모가 급성장하면서 각종 대형 사회기반시설물의 건설이 활발히 진행되고, 대형 구조물의 노후화로 인하여 사면붕괴에 대한 피해가 더욱 증가하고 대형화 되는 경향을 보이고 있다(박덕근 등, 2004). 특히 절취사면의 경우 응력해방 등 응력상태가 변하기 때문에 사면 내부적으로 안정성이 저하된 상태에서 사면이 유지되기 때문에 강우 등 새로운 외부조건으로 인하여 사면 붕괴에 이르기 쉽다.

강우로 인한 사면 붕괴는 우리나라뿐만 아니라 싱가포르, 홍콩, 일본 등 아시아 지역에서 많이 발생하고 있어 지반공학자들의 관심이 집중되고 있다. 더욱 심각한 것은 세계 기상전문가들의 전망에 따르면, 지구온난화와 기후변화의 영향으로 2100년이면 지구촌이 현재보다 2.0~3.8 ℃, 강수량은 3 % 정도 증가할 것이라고 예견하고 있다는 것이다. 국내 연구 결과(최영은, 2002)만 살펴봐도, 최근 여름철 강수패턴이 변하고 있는 것으로 나타났다. 30년 동안 기상청 57개 관측소에서 관측된 강우자료를 보면, 여름철 평균 강수량이 1976~85년에는 661 mm, 1986~95년에는 710 mm, 1996~2005년에는 814 mm로 크게 증가했음을 알 수 있다. 특히 1996년 이후에는 매년 여름철 강수량이 800 mm를 초과하여, 과거에 비해 강수량 자체가 다소 증가한 것을 알 수 있다. 가장 중요한 문제는 강수량이 늘고 있음에도 강수일수는 줄어들고 있다는 점이다. 이는 집중호우 형태의 비가 내릴 확률이 과거보다 크게 높아졌다는 것을 뜻한다. 하루 강수량 80 mm 이상의 호우가 내린 날이

1954~63년 동안에는 연평균 1.6일에서 1994~2003년에는 2.3일로 늘어났다는 기상연구소의 연구결과도 이를 뒷받침해주고 있다. 따라서 사면에 대한 체계적인 관리기법을 도입하지 않으면 심각한 사면재해가 발생하여 피해가 예상된다.

사면재해로 인한 막대한 피해에도 불구하고 지금까지는 사면 붕괴를 예방하기 위한 연구보다 사면 붕괴 발생 후 붕괴 사면구간 통제, 토사물 처리 및 사면 경사면 재깎기 등 사후처리에 더욱 중점을 두고 있었다. 그러나 최근 몇 년간 태풍과 집중호우로 인한 자연사면 및 인공사면에서 붕괴 사례가 급격히 증가하여 발생하면서 사면붕괴의 원인을 강우조건과 연관하여 분석하고 이러한 연구를 바탕으로 사면 붕괴를 예측하고 대비하기 위한 연구들이 많이 활성화 되고 있다. 하지만 이러한 연구결과가 아직 실용화되지 못해 실무적인 사면 설계, 시공 및 유지관리에 반영되지 못하고 있는 실정이다.

토사사면의 경우 강우에 따른 침투현상으로 인해 사면 내부의 수분분포 및 간극수압이 변하기 쉬우며, 이러한 변화는 사면의 안정성에 직접 영향을 끼치게 된다. 특히 사면 높이와 상관없이 사면의 표층부에 강우가 침투되면서 사면의 지반강도를 저하시켜 사면의 불안정성을 유발한다. 이러한 현상은 최근 몇 년간 발생한 사면의 붕괴유형 중 슬라이드(원호파괴, 표층파괴)가 주로 발생하였다는 사실(토사사면과 혼합사면에서 80 % 이상 비율, 장범수 외, 2004)에서 중요한 문제로 인식된다.

또한 도로, 댐 등과 같이 다짐에 의해 건설되는 지반구조물과 현장 다짐공법에 의한 지반개량 시 다짐도 평가는 안전한 지반구조물 축조 시 매우 중요한 문제이다. 근래에 들어 기존의 경험적인 도로 노상 및 보조기층 설계는 많은 문제점이 노출되고 있어 역학적인 거동 특성이 보다 잘 고려된 국내 고유의 도로 포장 설계법이 개발되고 있는 과정에 있다. 이러한 역학적 포장설계법에서는 포장 하부구조 재료(노상, 보조기층 및 선택층 재료)의 대표적 거동특성치가 강성도(stiffness) 또는 탄성계수로 평가되고 있다. 이때 포장 하부구조의 역학적 거동특성은 실내시험으로부터 하부구조 재료의 회복탄성계수(M_R)를 구하여 설계 및 포장구조해석에 적용할 수 있고, 실제 다짐 현장에서는 유지관리 단계에서 사용되는 비파괴시험장비 FWD(Falling Weight Deflectometer)를 이용하여 하부구조의 탄성계수를 평가할

수 있다. 그러나 시공단계에서 현재 이용되는 현장의 다짐관리기준은 경험적인 방법에 기초한 것으로 설계단계에서의 역학적 거동특성이 고려되지 않으므로 다져진 지반의 설계 시 고려된 지반정수를 직접 확인하기는 어렵다. 따라서 이의 개선을 위해서는 다짐작업에 관련된 현장평가기법의 개선이 필수적으로 요구되고 이에 관한 연구들이 시작되는 단계에 있는 실정이다.

제 2 절 연구의 목적 및 범위

본 연구에서는 불포화 지반구조물의 최적화 표준 설계를 위한 불포화 지반설계 정수 산정 기술을 최종목표로 정하고 있다. 이러한 목표를 위해 연구대상을 불포화 사면과 불포화 다짐 지반으로 나누어 연구를 진행하고자 한다. 강우로 인한 불포화 사면 지반의 거동특성을 파악하기 위하여 강우침투를 고려한 불포화 투수계수 및 불포화 전단강도를 산정하기 위한 기법을 개발하여 불포화 사면의 최적화 표준설계를 위한 기준을 제시하고자 한다. 또한 불포화 다짐지반의 경우 현실적인 다짐도 평가를 위한 함수비 변화에 따른 탄성계수 평가기법을 개발하여 탄성계수에 근거한 현장 다짐도 평가기법 및 평가기준을 제시하고자 하였다.

본 최종목표를 달성하기 위하여 다음과 같은 세부적인 단계적 목적을 목표로 연구를 수행할 것이다.

- 국내 불포화 사면 및 다짐 지반 재료에 대한 함수특성곡선 D/B 구축
- 기본 물성과 불포화 지반설계 정수 사이의 상관관계 도출을 통한 간편한 불포화 강도 및 투수계수 산정기법 개발
- 불포화 다짐지반의 함수비 변화에 따른 탄성계수 평가기법 개발 및 구성모델 제안
- 불포화 사면지반의 최적화 설계를 위한 가이드라인 제시
- 탄성계수에 근거한 현장 다짐도 평가기법 및 평가기준 제시

이를 체계적으로 도시화하면 다음과 같다

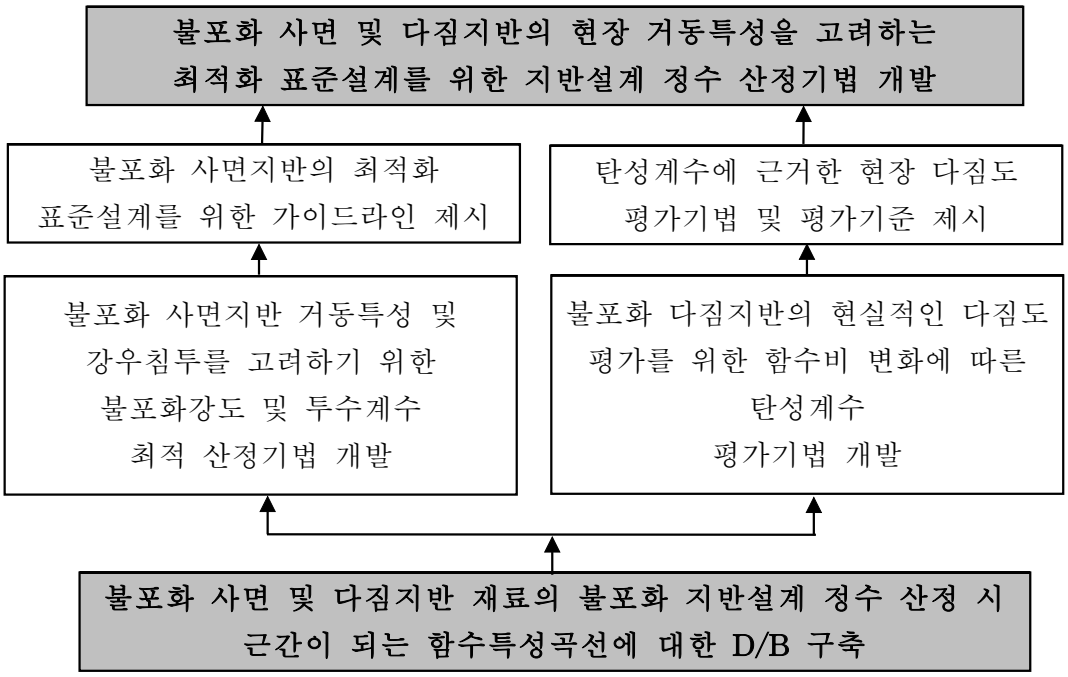


그림 1.1.1 최종적인 연구목표

제 2 장 국내·외 기술개발 현황

제 1 절 기술개발 현황

최근 강우로 인한 사면붕괴가 자주 발생하면서 불포화토에 대한 관심이 급증하고 있다. 국내에서는 고려대학교, 충북대학교, KAIST 등 몇 몇 대학과 건설기술연구원 등 연구기관에서 강우조건과 사면의 안정성을 연관시키기 위한 연구가 진행중이다. 그러나 아직 불포화 지반정수가 실제 사면설계에서 활용되지는 못하고 있다.

이와 같이 불포화토에 관한 연구는 국내에서 현재 많은 관심을 끌고 있지만 국제적 수준에 비하면 다소 미흡한 실정이다. 그러나 열악한 연구 조건과 실험의 고비용, 고난이도, 그리고 실험결과의 적용에 대한 어려움에도 불구하고 국내 지반공학 연구진들의 열의에 의하여 지난 수년간 꾸준히 이루어져 왔다. 이로 인해 국내 불포화토에 대한 지반정수를 획득하고 추정하는 기법은 국외 기술수준을 추격하고 있다. 하지만 실제 설계에 적용할 수 있는 국내 지반의 불포화 지반정수 산정은 아직 많은 연구를 필요로 하고 있다. 아울러 실제 강우로 인한 불포화 사면안정설계를 위해서는 현재까지 확보된 지반정수 획득 및 추정 기법에 관한 검증과 개선이 요구되고 있다.

또한 국내 포장공학 분야에서 역학적 포장설계에 대한 연구가 시작됨에 따라 다짐관리 분야에서도 다짐평가 및 안정성 해석을 위한 다짐층의 역학적 평가가 절실히 요구된다. 그러나 실무에서는 아직도 역학적 개념이 아닌 밀도, 다짐함수비 등의 단순한 기본물성치에 의한 다짐도 평가와 일반적인 평판재하시험에서 얻은 지반반력계수를 기준으로 경험적으로 적용하고 있다. 따라서 현재 일부 연구기관에서 다짐도 평가에 대한 연구를 수행하고 있으나 기존 방법을 보완하는 차원에 그치고 있고, 역학적 특성을 고려한 다짐기법 개발에 관한 연구도 설계 및 해석단계에서 요구되는 다양한 응력상태와 변형률, 함수비와 같은 환경변화 영향을 고려한 탄성계수 산정이 아닌, 경험적 비교치에 의한 일률적인 탄성계수 평가에 한정되고 있다.

국외의 경우 많은 학술발표회와 기술토론회를 통해 일찍부터 불포화토에 관한 연구가 진행되었다. 이로 인해 불포화 지반정수를 얻기 위한 실험장치와 불포화토의 거동 특성을 나타내는 모관흡수력을 측정하기 위한 장치들이 개발되고 고안되었으며 수치해석을 통한 불포화 사면안정 해석도 활발하게 진행되고 있다. 특히, 우리나라와 유사한 강우조건을 갖는 홍콩의 경우 정부기관이 직접 사면의 안정성과 붕괴가능성 등을 조사하여 자료를 축적하고 있어 홍콩 지반의 불포화 특성과 강우조건, 사면붕괴 등에 관한 연구가 매우 활발히 진행되고 있다. 또한 국제적으로 불포화 개념은 중요하고 본질적인 지반문제로 인식되고 있으며 수 십년 동안 축적된 방법론과 해석론을 통해 다양한 자연사면이나 절토사면에서 불포화 지반정수의 측정과 함께 강우에 따른 영향과 지반거동, 그리고 이러한 계측자료를 바탕으로 한 침투해석 등 보다 합리적이고 최적화된 사면설계방법에 대한 연구를 추진하고 있다.

다짐관리 분야에서는 Geogauge, HFWD 등의 도입으로 탄성계수 측면에서 다짐관리를 수행하는 연구 및 기존의 평판재하시험결과를 재해석하여 유효회복탄성계수를 유추하는 연구 등이 수행되고 있지만, 다양한 변형률 및 함수비 변화에 따른 탄성계수를 현장에서 평가하는 기법의 연구는 그리 활발하지 못한 실정이다. 2000년부터 AASHTO에서는 보조기층, 노상과 같은 하부지반의 환경영향에 따른 유효회복탄성계수 변화 모델을 불포화토의 개념으로 모관흡수력과 함수비의 함수특성곡선에 기인하여 설정하는 방법을 모색하고 있다.

제 2 절 본 연구의 가능성

국내의 불포화 특성에 관한 연구는 최근 증가된 관심으로 인해 국제적인 흐름을 따라가고 있음에도 불구하고 국내 지반에서 축적된 자료와 실용적으로 설계에 적용할 수 있는 지반정수에 대한 D/B 구축은 미흡하다. 따라서 국내 불포화 지반의 거동특성을 표현할 수 있는 지반정수를 얻기 위한 효율적인 기법 연구와 더불어 D/B 구축을 위한 많은 실험 자료가 요구된다. 그러므로 본 연구과제 수행을 통해 기본적인 불포화 지반정수들을 자료화하고 D/B를 구축하여 이를 바탕으로 불포화 지반정수를 효율적으로 산정할 수 있다면 국내에 널리 분포되어 있는 불포화 지반

의 실제 거동 특성을 고려한 최적화된 설계 방법에 적극적으로 이용될 수 있다. 또한 불포화 지반정수를 구할 수 있는 개선된 실험기법의 개발과 추정방법, 그리고 이를 활용한 강우 시 사면안정설계 시스템의 구축 및 탄성계수를 기반으로 하는 현장 다짐평가 시스템 개발은 여타 연구진의 성과와 더불어 국내의 지반공학기술 수준을 국제적으로 발전시키는데 일조할 수 있다.

본 연구결과는 국내뿐만 아니라 국외수준에서도 불포화토와 관련된 분야에서 선도적인 위치를 점하고 있다. 불포화 지반정수들을 구하기 위한 실험장비의 구축과 국내 불포화 화강풍화토에 대한 D/B 구축은 국내의 지반특성에 대해 중요한 많은 정보를 제공하고 이를 활용한 국내 불포화 지반에 대한 침투 및 사면 안정해석에 중요한 자료로 활용될 것이다. 또한 인공신경망을 이용한 함수특성곡선 추정방법의 개발성과는 국외의 여러 함수특성곡선 추정방법들과 비교하여 훨씬 뛰어난 결과를 보여주고 있어 추후 국제적인 연구성과가 될 것으로 기대된다. 국내에서는 이러한 추정방법과 관련된 연구가 많이 미흡한 실정이므로 지속적인 연구가 진행된다면 국내 기술 수준을 국제적인 수준으로 끌어올릴 수 있을 것으로 예상된다. 그리고 불포화 지반 상태를 고려한 다짐지반의 평가기법에 대한 개발연구는 국내에서 핵심적인 부분을 차지하고 있으며 국외 연구성과들과 비교해도 손색이 없다.

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과

제 1 절 강우침투를 고려한 사면 안정 해석

1. 강우로 인한 사면 붕괴 매커니즘

강우로 인하여 발생하는 사면 붕괴에 대한 매커니즘은 폭넓게 연구되어 왔다 (Lumb, 1962; Brand, et al., 1984; Finlay, et al., 1997; Au, 1998; Franks, 1999; Dai, et al., 1999). 이러한 연구결과들은 대부분의 사면 붕괴가 강우에 의해서 유발되었다는 것을 보여주고 있다. 홍콩 지역에서 발생한 강우와 사면 붕괴의 관계에 대한 연구에 따르면, 연강우량이 높을수록 더 많은 사면 재해가 발생하고 있으며, 연강우량이 연평균강우량보다 작다 하더라도 강우강도가 극단적으로 큰 경우에는 많은 사면재해가 발생하고 있다(Lam, 1999; Wong et al., 2000; Dai et al.,2001).

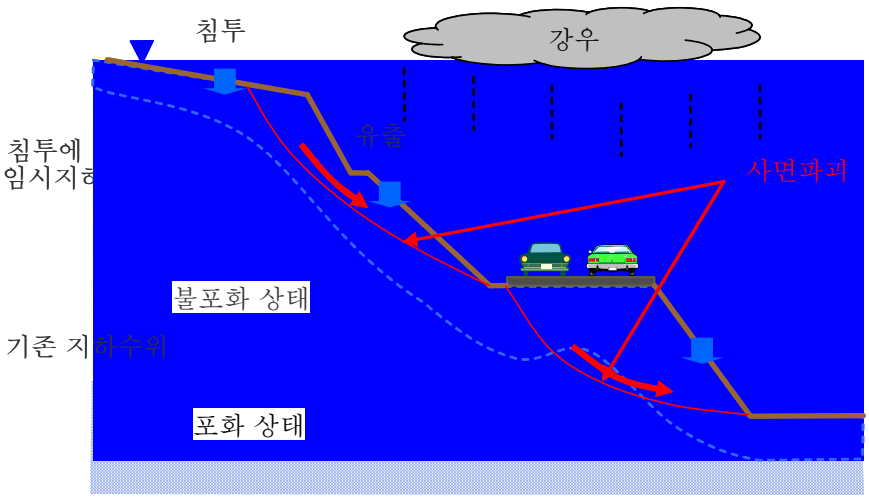


그림 3.1.1 강우침투로 인한 사면 붕괴 메커니즘

강우침투가 사면의 안정성에 어떻게 영향을 미치는가에 대해서 정확히 설명할 필요가 있다. 대부분의 사면은 지하수위 위에 있기 때문에 불포화 상태에 놓이게 된다. 불포화 상태에 있게 되면 부의 간극수압(negative pore-water pressure)이 사

면 내부에 존재하면서 사면의 안정성을 높은 상태로 유지시키고 있다. 이러한 부의 간극수압은 모관흡수력(matric suction)이라고도 한다. 지하수위가 사면 표층 근처에 존재하면서 균열(cracks), 절리 등으로 인하여 사면 지반의 투수성이 크면 강우 발생 시 사면 전체가 완전히 포화되기 쉽다. 이러한 경우에는 강우에 따라 사면의 안정성이 급격히 저하되면서 원호 형태의 깊은 사면 붕괴(deep failure)가 유발되기 쉽다. 이러한 분석은 지반공학자들이 사면의 장기적인 안정성을 고려할 때 사면 내부의 모관흡수력을 무시할 수 있다고 합리화해온 것과 일맥상통한다 (Fredlund, 1995). 그러나 지하수위가 깊은 곳에 위치하는 상황에서는 사면 전체가 포화되기가 어렵다. 불포화 지반에서는 투수성이 낮고 지반 내부 간극 사이에 수분을 저장하는 능력(water storage capacity)이 있기 때문에 깊은 깊이까지 침투된 강우가 도달하기가 어렵다. 즉 사면 표면으로부터 침투된 강우는 표층에 존재하는 모관흡수력을 감소시키면서 사면 내부로 이동하게 된다. 강우가 침투되는 깊이는 강우 조건, 지반 투수 조건, 지층 조건 등 다양하고 복잡한 요인들에 의해 결정된다. 모관흡수력은 지반의 강도를 증가시키는 역할을 하기 때문에 침투된 강우로 인하여 모관흡수력이 감소하거나 소멸하면 지반의 강도는 약해지게 된다. 심지어 사면 표면 부근에 임시 지하수위가 발생하면서 양의 간극수압이 유발되어 지반 강도를 급격히 약화시키기도 한다. 이렇게 약해진 사면에서 지속적인 강우로 인해 사면의 안정성을 확보할 수 없는 결정적인 깊이(critical depth)까지 침투가 발생하면 사면은 붕괴한다. 이러한 유형의 붕괴는 대부분 사면의 표면 부근에서 발생하기 때문에 얕은 파괴(shallow failure) 또는 표층파괴(surfacial failure)의 형태를 나타낸다.

2. 기존 사면 설계 방안의 문제점

가. 기존 사면 설계 방안

터널이나 교량 교각 등 중요구조물에 비해 사면에 대한 설계방법은 일률적으로 적용되어 왔다. 지반침투특성이나 지하수위 변동에 의한 영향은 무시한 채 단지 지반강도정수를 이용하여 산정된 안전율만을 만족시키도록 설계되어 왔다. 최근 들어 이러한 설계의 한계점으로 인해 강우 등에 의해 많은 사면 붕괴가 유발되었다. 주요기관에서는 이러한 현실적 문제를 해결하기 위해 지하수위면을 가정한 우기 시 설계방안을 제시하기에 이르렀다. 하지만 이러한 보수적 설계에도 불구하고 집중강

우나 호우에 따른 사면 붕괴가 여전히 빈번하게 발생하고 있다. 본 연구에서는 이러한 현행 사면 설계법의 문제점을 살펴보고, 이를 개선할 수 있는 설계방안에 대해 모색하고자 한다.

현행 사면 안정 해석시 지하수위 결정방법은 건기시에는 시추공에서 측정된 지하수위를 적용하고, 우기시에는 다소 과다 안전측인 지표면 상단까지, 또는 지표면 아래 임의 깊이까지 포화되는 것으로 가정하여 적용하고 있다. 특히 산사태와 같은 비탈면 파괴의 대부분은우기시에 집중적으로 발생되는바, 사면 안정 검토시에 우기시 지하수위 위치는 지표면에서부터 전체 토층이 완전포화에 이르기까지는 상당한 시간이 걸리므로 지형 및 지질 특성을 고려하여 GL -3m로 가정하여 안정해석을 수행 한다.

다음 표 3.1.1은 현행 각 기관에서 적용하고 있는 지하수위 조건을 요약하고 있다.

표 3.1.1 지하수위 적용기준

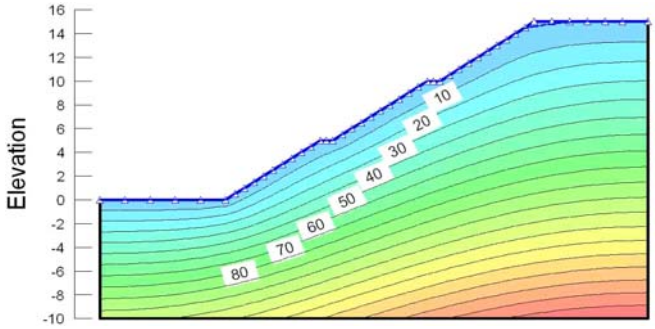
구 분	지하수위 적용기준	
	건기 시	우기 시
도로설계실무편람 (한국도로공사, 1996)	**고려하지 않음**	GL -3.0m 위치
도로설계편람 (건설교통부, 1999)	**고려하지 않음**	**지하수위 고려**
도로설계요령 (한국도로공사, 2001)	**고려하지 않음**	**지표면에 위치**
국도건설공사 설계실무요령 (건설교통부, 2004)	**고려하지 않음**	**지표면에 위치**

지반정수와 사면의 기하학적 조건, 외부영향은 사면의 안정성에 큰 영향을 준다. 사면 설계방법은 지반정수나 외부영향은 전혀 고려하지 않고 일률적인 높이와 사면 경사만을 적용하고 있다. 더욱이 이러한 높이와 사면의 경사에 대한 기본 지침 자료는 지반특성보다는 사업 주체 별로 사면의 높이와 경사를 일률적으로 적용하는데 더 큰 문제가 있다. 결과적으로, 절토 및 성토사면에 적용되는 표준경사도가

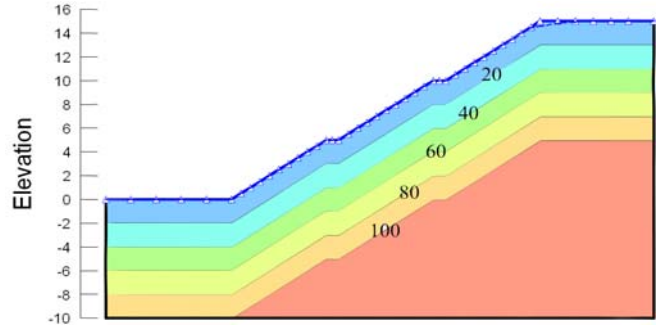
건교부, 주택공사에서 일률적으로 적용되고 있고, 단순시방기준적용으로 사면 보호공의 깊이, 간격 등은 주관적으로 시공되고 있어, 사면붕괴의 가능성을 높이고 있다. 따라서 사면 설계를 위한 보다 합리적이고 경제적인 기준이 마련되어야 하는 것은 불가피하다.

나. 완전 포화 시 간극수압 분포

다음 그림 3.1.2는 상한의 함수특성곡선을 이용하고 k_s/i=2인 경우 최소안전율에 도달했을 때의 간극수압 분포도를 도시한 것이다. 기존 사면 설계방법은 우기시의 지하수위를 GL -3m 혹은 사면 선단에 위치시킨 후 안정성을 검토 한다. 이 조건의 지하수위 분포는 그림 3.1.2(b)의 경우로 간극수압 분포가 사면의 형상과 같다. 하지만, 침투해석을 통해서 얻은 완전포화 시 간극수압 분포는 그림 3.2(a)가 된다. 기존 방법은 간극수압의 값이 과도하게 평가되기 때문에 합리적인 사면 설계가 될 수 없다.



(a) 상한의 함수특성곡선, k_s/i=2, 48시간경과 때의 간극수압 분포 (단위:kPa)



(b) 기존 사면 설계방법 경우의 간극수압 분포 (단위:kPa)

그림 3.1.2 사면 내부의 간극수압분포

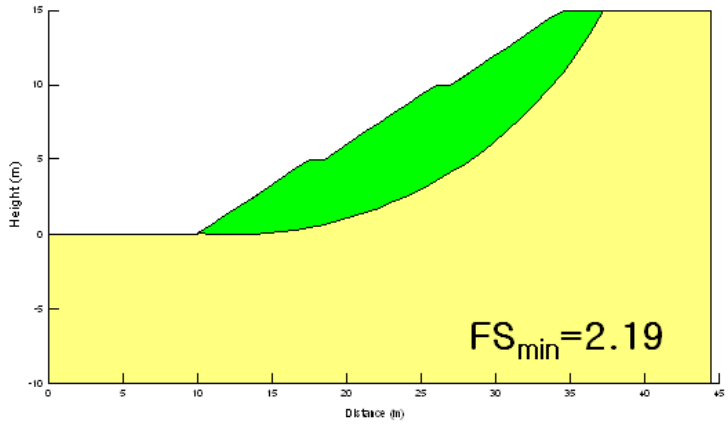
다. 지반강도 정수 선정의 문제점

현재까지 흔히 이용되고 있는 사면 설계법에서는 한계평형법을 이용한 사면 안정 해석 결과 얻어진 최소안전율이 일정값 이상이면 안전한 설계로 인식하고 있다. 즉, 건기 시에는 안전율이 1.5 이상이어야 하고, 우기 시에는 최소안전율이 대략 1.2~1.3 이상이 되어야 한다. 이러한 안전율 값은 충분한 여유 안전율을 가지기 때문에 적합하다고 할 수 있다. 하지만 사면 안정 해석에 입력되는 물성값, 즉 강도정수가 정확히 산정되어야 사면의 안정성을 신뢰성 있게 확보할 수 있다. 지반조사로부터 구해진 강도값을 설계 단계에서 건기 시와 우기 시를 가정한 사면의 안정해석에 동일하게 적용하고 있다. 즉 건기 시와 우기 시 해석의 차이는 단지 우기인 경우 지반의 지하수위 위치를 상승시켜 지표에 두거나 지표로부터 일정 깊이에 두는 방법을 쓰는 것에 있다. 하지만 지반조사에서 얻어지는 강도정수가 실제 어떠한 강도 정수인지 살펴볼 필요가 있다. 현재 지반조사 단계에서 강도 정수는 현장에서 비교란 상태의 시료를 채취하여 비교적 쉬운 직접전단실험을 통해 산정된다. 이 때 시료를 완전히 포화시키지 않고 불포화 상태로 실험을 하게 된다. 이렇게 해서 얻어진 점착력과 내부마찰각을 지반 강도 정수로 이용한다. 하지만 이러한 방법을 통해 구해지는 점착력의 경우 불포화 상태의 겉보기 점착력이기 때문에 포화 시에는 모관흡수력에 의한 영향이 소멸되면서 보다 작은 값을 보여준다. 점착력이 사면의 안전율에 미치는 영향이 크기 때문에 이렇게 작아진 점착력은 사면의 안정성을 급격히 저하시키는 요인으로 작용하게 된다.

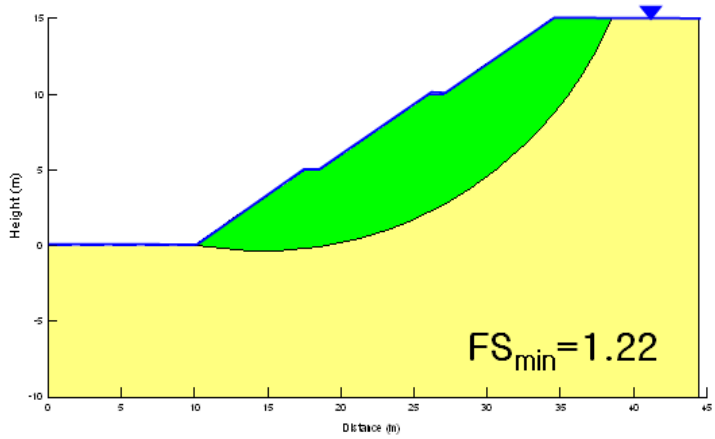
현재 이용되는 사면 설계의 문제점을 더욱 명확히 하기 위해 기존의 사면 안전율 기준을 만족시키는 예제를 들어보고자 한다. 우선 단위중량(γ_t)은 19 kN/m^{3}이고, 지반 강도정수인 점착력(c)과 내부마찰각(ϕ)은 22 kPa과 35° 로 가정하였다. 그리고 설계 대상지반을 균질한 지반특성을 가지고 있으며, 높이 15 m로 하여 5 m마다 폭 1 m의 소단을 두었다. 사면 안정해석은 한계평형법을 이용하여 수행하였다(SLOPE/W). 해석 결과 그림에서 보는 것과 같이 건기 시에는 안전율이 2.19로 나타났고(그림 3.1.3(a)), 지하수위를 지표면에 위치시킨 우기의 경우 안전율이 1.22로 나타나(그림 3.1.3(b)) 앞서 언급한 최소 안전율 1.5와 1.2보다 크게 나타났다. 사면에 대한 기존의 검토설계 기준을 만족시키고 있다. 그러면 본 연구에서 문제점으로 언급한 불포화 상태의 지반 정수를 포화 상태의 지반 정수로 다시 산정하여 비

교해 보자. 추후 언급될 불포화 전단강도 식을 이용하여 포화 지반정수를 계산하기 위하여 비교란 시료 채취 상태의 지반모관흡수력 값이 30 kPa 이고, 불포화 상태와 관련된 강도 변화 기울기를 나타내는 ϕ^b 값을 30° 로 가정하였다. 이 경우 그림에서 보면, 비교란 시료 (모관흡수력=30 kPa)의 경우 겉보기 점착력(c)이 22 kPa이지만, 이를 모관흡수력이 없는 상태로 가정하여 계산하면, 점착력(c') 값이 4.7 kPa로 급격히 감소한다(그림 3.1.4). 이러한 포화 지반 정수값(c'=4.7 kPa, ϕ=35°)과 우기 시(경사면 완전 포화)를 가정하여 앞서 방법과 동일하게 사면 안정해석을 수행한 결과 최소안전율이 0.69로 파괴안전율인 1.0보다 작게 나타나는 것으로 판단되었다(그림 3.1.5). 즉 이 사면의 경우 포화 지반 정수를 이용하여 사면 안정 해석을 수행할 경우 기존의 안전율 기준에 못 미치며, 만약 사면이 포화될 경우 사면붕괴가 발생하게 된다.

결과적으로 이러한 잘못된 강도 정수를 이용한 사면 설계로 인하여 보수적 설계임에도 불구하고 우기 시에 사면의 붕괴가 빈번히 발생하는 것이다. 하지만 단지 우기 시 사면 안정 해석에 적용되는 지반 정수를 포화 시의 강도 정수로 사용하는 것만으로 설계 과정에서 발생하는 문제가 해결되는 것은 아니다. 포화 시 강도 정수를 이용할 경우 우기 시 안전율 기준을 맞추기 위해서 과다하게 완만한 경사면을 설계하여 많은 절토 작업이나 부지가 요구되고 충분한 보강기법이 적용될 경우 공사비가 급격히 상승하여 효과적인 시공이 이루어지기 어렵다. 따라서 지반 강도 정수만을 이용한 일괄적인 비탈면 기울기를 적용하는 사면 설계방안보다 지역적 강우 및 지반 특성을 반영하여 설계에 적용할 수 있는 최적화된 사면설계기법의 개발이 현실적으로 요구되고 있다.



(a) 건기 시 최소 안전율(FS=2.19)



(b) 우기 시 최소 안전율 (FS=1.22)

그림 3.1.3 기존 사면 설계법에 따른 사면 안정성 평가 예

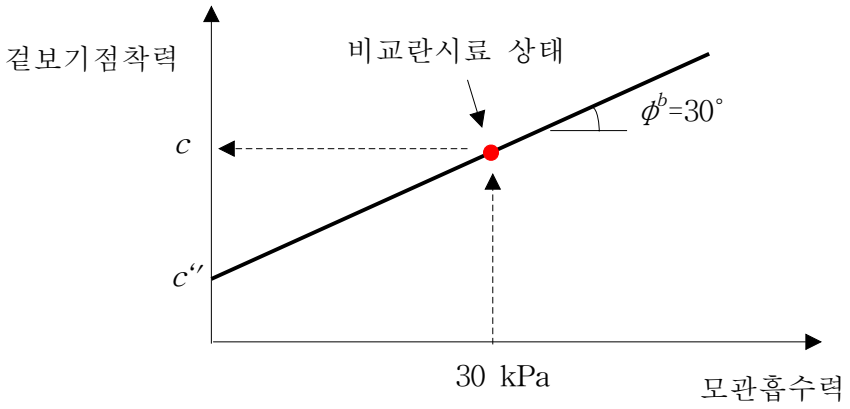


그림 3.1.4 비교란 시료에 대한 강도 실험 결과 얻어지는 겉보기 점착력 값

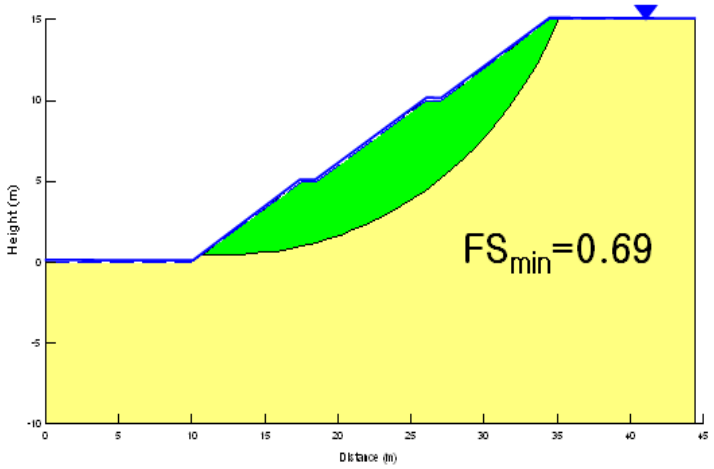


그림 3.1.5 포화 강도를 이용하여 완전 포화 시 사면 안정성 평가 예 (FS=0.69)

3. 강우 침투를 고려한 사면 안정 해석 기법

가. 강우 침투 및 사면 안정 해석 흐름도

불포화 사면지반에서 발생하는 강우 침투로 인한 사면의 안정성을 검토하기 위하여 사면 지반의 모관흡수력 측정 등 현장실험이나 실내실험 뿐만 아니라 수치해석적인 부분도 중요하게 인식된다. 이때 함수특성곡선이나 불포화 투수곡선 등 불포화 지반설계정수들을 이용하여 사면의 침투해석을 수행하여 지반의 모관흡수력 분포의 변화를 산정한다. 수치해석은 일반적으로 유한요소해석을 통하여 수행되며 본 연구에서는 SEEP/W를 이용하였다. 이 때 초기모관흡수력 분포나 강우조건 등

은 사면의 침투특성에 아주 큰 영향을 끼치므로 적절하고 현장조건에 맞는 초기조건을 선정하여야 한다. 이렇게 얻어진 모관흡수력 분포를 고려한 사면안정해석을 수행하여 사면의 안전율을 계산하고 파괴면을 예측한다. 또한 시간에 따른 안전율 변화를 산정하는 것도 가능하다. 본 연구에서는 SLOPE/W를 이용하여 사면안정해석이 수행되었다. 침투 해석 및 사면안정 해석에 관한 흐름도는 다음과 같다.

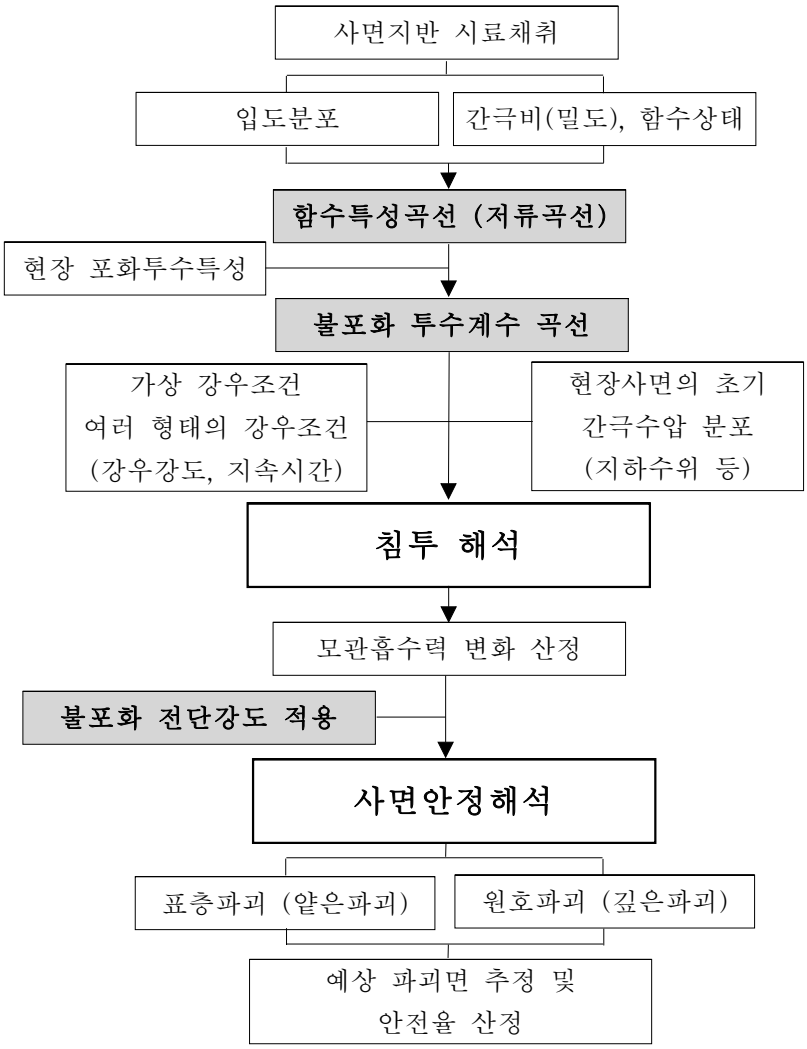


그림 3.1.6 불포화 사면 강우 침투 및 사면 안정 해석 흐름도

나. 얕은 파괴에 대한 무한사면 안전율 산정

강우의 초기에 사면에 포화대가 존재하지 않는다고 가정하면, 불투수층인 기반암 위의 토층에 강우로 인하여 침윤전선(wetting front)이 발생할 것이며 강우가 지속

되면 비는 불포화대를 통하여 사면의 기반암까지 침투할 수 있다. 이 때 실제 사면 파괴는 대부분 지표로부터 지하 수m 내외의 얕은 부분에서 발생하며 지표면과 나란하게 발생하는 것이 보통이다. 이와 같이 사면의 길이/깊이의 비가 큰 평면파괴의 경우 안정성은 모관흡수력의 영향을 고려한 반무한사면 해석을 통해 검토할 수 있다.

경사가 a인 반무한 사면에서 가상의 파괴면이 사면과 평행하다고 가정하면 깊이 z_w에서의 안전율은 그림 3.1.7과 같이 다음 식으로 계산할 수 있다.

$$F_s = \frac{c' + (\sigma_n - u_a)\tan\phi' + (u_a - u_w)\tan\phi^b}{\gamma_t z_w \sin\alpha\cos\alpha} \qquad (3.1.1)$$

여기서, γ_t는 총단위중량, $(\sigma_n - u_a)$는 전단면에서의 순연직응력, u_a는 간극공기압, u_w는 간극수압이다.

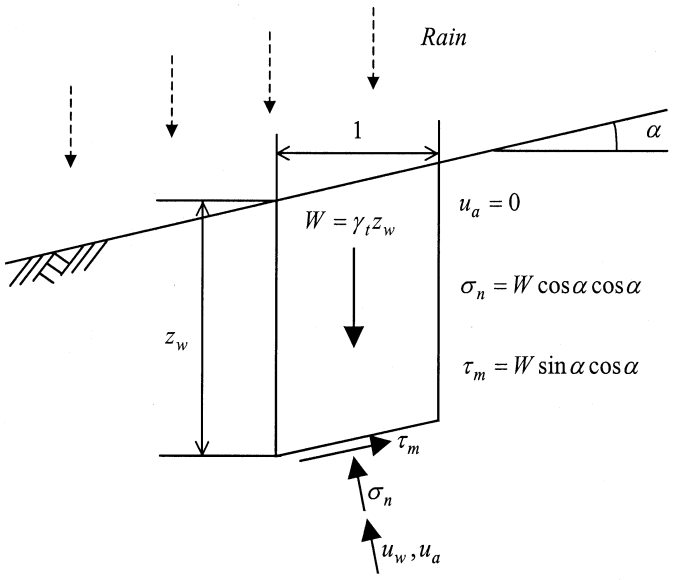


그림 3.1.7 불포화토의 무한사면 해석

식 3.1.1은 다음과 같이 Fredlund 등(1978)에 의해 제안된 개량된 Mohr-Coulomb 전단강도식을 이용한다. 이 전단강도에 대한 설명은 뒷부분에서 다시 하도록 한다.

$$\tau_f = c' + (\sigma_n - u_a)\tan\Phi' + (u_a - u_w)\tan\Phi^b \quad (3.1.2)$$

여기서, c'는 점착력,(u_a-u_w)는 모관흡수력, ϕ'는 마찰각, ϕ^b는 모관흡수력의 증가에 의한 전단강도의 증가를 고려하기 위한 상수이다.

일반적으로 ϕ^b 값은 모관흡수력이 증가함에 따라 감소하나 작은 범위의 모관흡수력 변화에 대해서는 상수로 가정할 수 있다(Fredlund 등, 1987). 그리고 작은 값의 모관흡수력의 경우 ϕ^b와 ϕ'의 차이가 크지 않으므로 ϕ^b=ϕ'로 가정하면 식 3.1.1은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$F_s = \frac{c' + (\gamma_t z_w \cos^2\alpha - u_w)\tan\phi'}{\gamma_t z_w \sin\alpha\cos\alpha} \quad (3.1.3)$$

제 2 절 불포화 지반설계 정수

1. 불포화토

전통적인 지반공학의 연구대상은 완전 포화된 상태의 지반이나 간극수의 영향을 고려하지 않는 마른 지반(dry soil)의 거동에 중점을 두고 발전해 왔으며 포화토의 경우 그 역학적 응력상태는 Terzaghi에 의해 제안된 유효응력에 의해 정의되었다. 하지만, 건조된 지반(dry soil)과 완전 포화된 지반 사이에는 부분적으로 포화된 상태(partially saturated state)가 존재하며, 이 경우 흙 입자와 물-공기 사이의 모세관 현상 등의 작용으로 인하여 포화토와는 매우 다른 거동특성을 나타낸다. 이러한 부분 포화된 지반(partially saturated soil)을 일반적으로 불포화 지반(unsaturated soil)이라 부르며, 불포화 지반은 기존의 포화토 이론으로는 설명할 수 없는 다른 거동특성을 보인다.

불포화와 포화를 구분하는 기준은 간극수압을 사용하며 간극수압이 음(-)이면 불포화 영역으로 구분된다. 따라서 토질역학은 포화토를 취급하는 포화상태의 토질역학과 불포화토를 취급하는 불포화 상태의 토질역학으로 나누어지게 되며 불포화상태 토질역학은 포화상태 토질역학의 이론적 틀을 포함한다.

지구 표면의 약 33% 정도는 건조(arid), 반건조(semi-arid)지역으로 분류되며 이러한 지역은 지하수위가 깊이 위치하여 지표면의 흙은 불포화 상태를 이룬다. 그 밖의 지역에서도 지하수면 위의 지반은 불포화 영역에 속하며 굴착, 재성형, 다짐성토 등에 의해서도 지반의 불포화 상태가 유발된다. 특히 건설재료로 널리 사용되는 잔적토(residual soil)는 대부분이 불포화 상태로 존재하므로 거동예측이 어려워 근래에 관심이 집중되고 있는 문제성지반(problematic soil)이다.

이와 같이 실제 존재하는 대부분의 지반구조물들이 간극수압이 음의 값인 지하수면 위의 불포화 영역에 존재함에도 지반공학적인 문제에 그 효과가 반영되지 못하는 것은 이론적인 배경의 부족 및 음의 간극수압을 측정하는데 관련된 어려움과 더불어 불포화토의 물성값을 구하기 위한 실내 및 현장 실험을 수행하는데 많은 비용과 어려움이 수반되기 때문이다. 그러나 최근 들어 불포화토의 물성값를 추정하기 위한 실험기법의 개발과 축적된 데이터를 바탕으로 불포화토의 거동에 대한

이론을 적용할 수 있는 여건이 조성되고 있으며, 점차로 불포화토에서 일어나는 현상에 대한 연구의 필요성을 인식하게 되었다. 이와 더불어 컴퓨터의 급속한 발전으로 복잡한 수치적 모델링이 가능하게 되어 불포화 토질역학 이론을 통한 보다 합리적인 공학적 접근이 가능하게 되었다.

불포화 특성으로 인해 나타나는 지반 거동을 이해하기 위해 요구되는 불포화 지반설계 정수는 크게 함수특성곡선, 불포화 투수계수, 불포화 전단 강도로 나눌 수 있다. 함수특성곡선은 모관흡수력과 지반 함수비의 관계를 나타내며, 높은 모관흡수력에서는 낮은 함수비를 가지는 특성을 보인다. 이러한 지반의 함수비 상태는 지반의 투수성뿐만 아니라 강도와도 밀접한 관련을 나타낸다. 함수비가 낮은 상태에서는 지반의 투수성이 낮아지고, 모관흡수력이 크게 작용하기 때문에 전단강도는 증가하는 특성이 나타난다. 함수비가 높은 경우에는 반대의 특성을 보여준다. 이와 같은 불포화 지반설계 정수는 불포화 흐름 및 지반거동 특성을 해석하고 분석하는데 중요하게 이용된다. 즉 강우침투의 경우 함수특성곡선과 불포화 투수곡선을 이용하여 해석이 수행되고, 사면 안정성과 관련해서는 불포화 전단강도 특성이 이용된다. 또한 본 연구의 대상인 사면 이외에도 매립지에서의 오염물 이동, 댐체 내부에서의 침투거동 등 다양한 지반구조물에서 불포화 지반물성을 이용하여 연구가 수행되고 있다. 이처럼 활용성이 높고 중요한 요소임에도 불구하고 실험이 어렵고 실험소요시간이 길어서 국내 지반에 대한 자료가 많이 확보되지 못하고 있는 실정이다. 이러한 문제점을 해결하기 위해 본 연구에서는 국내에 분포되어 있는 여러 지역의 풍화토를 대상으로 불포화 지반물성 실험을 수행하고 있으며, D/B를 구축하고자 한다. 또한 손쉽게 얻을 수 있는 지반물성으로부터 불포화 지반물성을 추정할 수 있는 기법들을 개발하였으며, 함수특성곡선으로부터 직접적으로 불포화 투수계수와 불포화 전단강도를 추정할 수 있는 기법을 개발하기 위해 연구를 수행하였다.

2. 흡수력(suction)

물-공기 접촉면(contractile skin)에는 표면장력이 유발되는 성질이 있다. 표면장력현상은 이 면에 있는 분자들 상호간 작용하는 힘으로부터 발생한다. 이러한 힘은

물 내부에 있는 분자에 작용하는 것과는 다르다. 이 차이는 그림 3.2.1(a)에서 살펴볼 수 있다. 즉, 물 내부에 놓인 분자들은 모든 방향으로 힘이 동일하기 때문에 균형을 이루고 있다. 반면 물-공기 접촉면 내에 있는 물분자는 물 내부 방향으로 불균형적인 힘을 받게 된다. 물-공기 접촉면이 평형상태를 이루기 위해 면을 따라 인장당김(tensile pull)이 일어난다. 이러한 인장당김을 일으키는 물-공기 접촉면의 성질을 표면장력(T_s)라 부른다. 표면장력은 물-공기 접촉면이 탄성적인 고무막(membrane)처럼 거동하도록 한다.

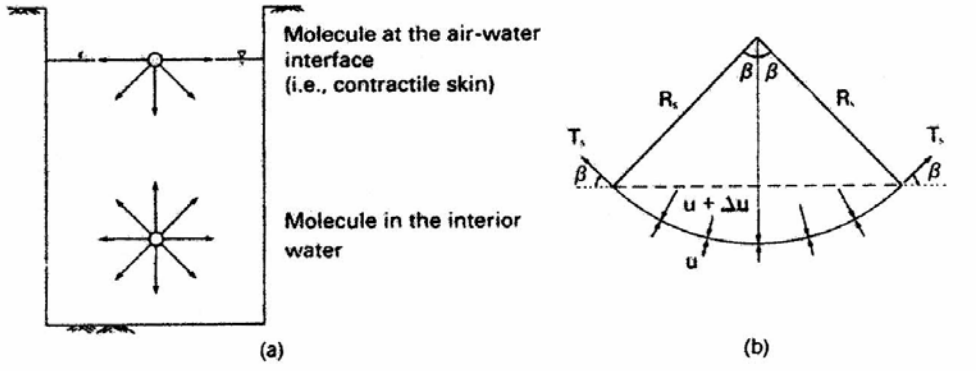


그림 3.2.1 표면장력 (Fredlund & Rahardjo, 1995)

고무막에 작용하는 압력은 u와 $(u+\Delta u)$이며 고무막은 곡률반경(R_s)과 표면장력(T_s)를 가진다. 그리고 고무막을 따라 수평력은 서로 균형을 이루며 수직방향으로 힘의 균형은 다음의 관계를 가진다.

$$2T_s\sin\beta = 2\Delta u R_s\sin\beta \tag{3.2.1}$$

여기서 $2T_s\sin\beta$는 수평면에 투사된 고무막 길이이다.

이 식을 정리하면 다음과 같다.

$$\Delta u = \frac{T_s}{R_s} \tag{3.2.2}$$

이는 이차원적인 굴곡진 표면에 대한 압력차를 뜻한다.

삼차원 고무막에 대해서 Laplace 식을 이용해 확장하면,

$$\Delta u = T_s\left(\frac{1}{R_1}+\frac{1}{R_2}\right) \tag{3.2.3}$$

이 된다. 여기서 R_1과 R_2는 서로 직교하는 두 주평면에서 고무막의 곡률반경이다.

만약 곡률반경이 모든 방향에서 같다면($R_1=R_2=R_s$), 식 (3.2.3)은 다음과 같이 정리된다.

$$\Delta u = \frac{2T_s}{R_s} \tag{3.2.4}$$

불포화토에서 물-공기 접촉면에는 수압보다 큰 공기압이 작용하게 된다. 이 압력차 (u_a-u_w)를 모관흡수력(matric suction)이라 한다. 이 관계에서 압력차는 식 (3.2.4)과 관련하여 물-공기 접촉면이 휘어지게 한다.

$$(u_a - u_w) = \frac{2T_s}{R_s} \tag{3.2.5}$$

여기서, (u_a-u_w)는 물-공기 접촉면에 작용하는 간극공기압과 간극수압 간 차이 또는 모관흡수력을 의미한다.

식 (3.2.5)를 Kelvin의 모세관 모델방정식(capillary model equation)이라 한다. 흙의 모관흡수력이 커짐에 따라 물-공기 접촉면의 곡률반경은 감소한다. 그리고 굴곡진 물-공기 접촉면은 가끔 meniscus라 불리기도 한다.

물은 물리화학적 작용에 의하여 흙의 간극 내에 유지된다. 이처럼 흙이 물을 보유하게 되는 이유는 간극 내 물과 공기의 접촉면에서 발생하는 모관력(capillary

force)과 물분자를 흡착하는 흙입자의 표면력(surface force) 때문이다. 점토는 특히 표면력이 우세하다.

이렇게 흙이 보유하는 물을 에너지로 표현할 수 있다. 대기압보다 낮은 압력에서 흙 내부에서 물이 평형상태에 있거나 흙이 물을 빨아들이기 위하여 발휘하는 힘을 자유에너지 상태(free energy state)라 정의한다. 그리고 이러한 힘을 흙의 흡수력이라 한다(Edlefsen and Anderson 1943). 자유에너지는 흙 속에 존재하는 물의 부분증기압(partial vapor pressure)에 의하여 측정된다(Richards 1965). 흙의 흡수력과 간극수증기의 부분압력과의 열역학적 관계는 다음과 같다.

$$\psi = -\frac{RT}{\nu_{w0} w_\nu} ln\left(\frac{\overline{u_\nu}}{\overline{u_{\nu 0}}}\right) \qquad (3.2.6)$$

여기서, ψ= 흙의 흡수력 또는 전 흡수력 (kPa)

R= 절대기체상수 [8.31432 J/(mol K)]

T= 절대온도 [T=(273.16+t) (K)]

ν_{w0}= 물의 비체적 또는 물 밀도의 역수 [1/w (m^3/kg)]

w_ν= 수증기의 분자질량 (18.016 kg/kmol)

$\overline{u}_\nu$ = 간극수증기의 부분압력 (kPa)

$\overline{u}_{\nu 0}$ = 순수한 물의 평평한 표면 상에서 수증기의 포화압력 (kPa)

흙의 흡수력은 전 흡수력(total suction)이라 불리며, 이는 모관흡수력(matric suction)과 삼투압흡수력(osmotic suction)으로 구분된다. 전 흡수력은 흙내 물의 자유에너지에 상응하고 모관흡수력과 삼투압흡수력은 이러한 자유에너지의 요소들이다.

모관흡수력은 물표면에서 공기압과 수압의 차이로 정의되고 삼투압흡수력은 간극수에 용해된 염분으로 인해 나타난다. 전 흡수력을 수식 형식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\psi = (u_a - u_w) + \pi \qquad (3.2.7)$$

여기서, ψ= 전 흡수력

$(u_a - u_w)$= 모관흡수력

u_a= 공기압

u_w= 수압

π= 삼투압흡수력

모관흡수력은 외부환경의 변화에 의해 변하며 흙의 평형상태에 영향을 미친다. 염분함량의 변화로 인한 삼투압흡수력의 변화 또한 흙의 역학적 거동에 영향을 미치지만 일반적인 지반공학적 문제에서 외부환경의 변화에 의한 전 흡수력의 변화는 모두 모관흡수력의 변화와 같다고 할 수 있다. 즉 삼투압흡수력은 무시할 수 있을 정도로 미미하다. 그러나 화학적 오염 등에 의해 염분량이 변화하는 경우에는 삼투압흡수력의 영향 또한 고려하여야 한다.

흙에서의 간극은 물이 지하수면 위로 상승하게 하는 모세관 같은 역할을 한다. 이러한 모세관 현상은 모관흡수력과 관련이 있으며 모관흡수력의 크기는 간극크기 분포에 따라 영향을 받는다. 간극내 물과 흙의 접촉면에서 평형은 모관흡수력과 표면장력이 균형을 이룸으로써 유지된다. 이때 물-공기 접촉면을 통해 물의 자중이 흙구조에 압축력을 가하여 결국 모관흡수력에 의해 전단강도는 증가하게 된다.

High air entry disk는 부의 간극수압을 직접 측정하는데 이용된다. High air entry disk는 상대적으로 균질한 크기의 작은 간극을 가지고 있다. 이 disk는 주로 세라믹으로 제작되어 세라믹디스크로 부르기도 한다. 세라믹디스크는 일단 물로 포화되면, 공기의 흐름에 저항하는 물-공기 접촉면이 생기기 때문에 이 디스크를 통해서 공기가 지나갈 수 없다는 특징이 있다. 이러한 세라믹디스크의 특징은 물-공기 접촉면에 생기는 표면장력으로 인한 것이다. 물-공기 접촉면은 세라믹디스크 표면에서 작은 간극반경(R_s)를 연결해주는 얇은 고무막처럼 행동한다.

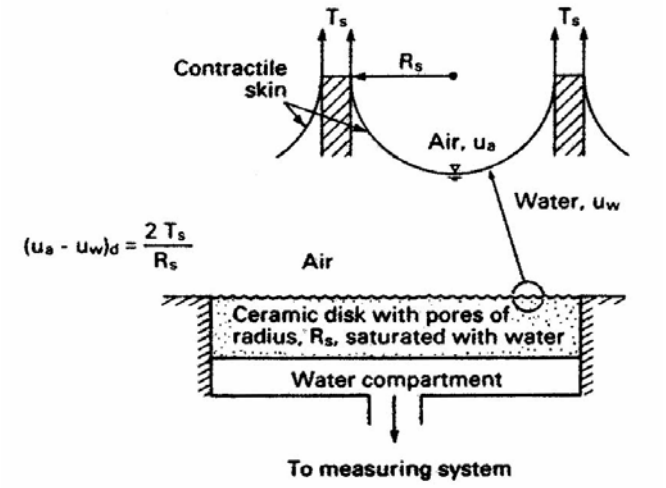


그림 3.2.2 Kelvin의 모세관 모델로 묘사한 세라믹디스크 원리

그림 3.2.2는 포화된 세라믹디스크의 확대된 모양이다. 물-공기 접촉면 윗부분에 있는 공기압과 그 아래부분에 있는 수압과의 차이가 모관흡수력이 된다. 이 디스크의 표면을 통해서 유지될 수 있는 최대모관흡수력을 공기함입치(air entry value)라고 부른다. 공기함입치를 앞서 설명한 Kelvin 식(식 3.2.6)을 이용해서 나타낼 수 있다.

$$(u_a - u_w)_d = \frac{2T_s}{R_s} \tag{3.2.8}$$

공기함입치($(u_a-u_w)_d$)는 주로 세라믹디스크의 가장 큰 간극의 곡률반경(R_s)에 의해서 좌우된다. 즉 간극크기가 작을수록 공기함입치가 커지게 된다. High air entry disk를 통해서 물과 공기를 구분할 수 있는 범위는 모관흡수력이 공기함입치를 넘지 않아야 한다. 이 값을 넘어서게 되면, 공기가 측정장치 내로 들어가게 되어 측정상에 오차가 발생하게 된다.

부의 간극수압은 직접 측정할 수 있으나 공기의 유입이나 공동화현상과 같은 한계점을 가지고 있어, 축변환기법(axis-translation technique)을 이용하여 간극공기압과 간극수압을 양(+)의 값으로 만들 수 있다. 축변환기법은 간극수압에 대하여 참고가 되는 원점을 기준인 대기압상태에서 장치 내 최종 공기압으로 변환시키는

것이다(Hilf 1956). 축변환기법은 실험의 결과에는 영향을 주지 않는다. 앞서 언급한 모관흡수력이 공기함입치를 넘으면 공기가 유입되고, 부압이 측정장치 내 1기압 이상이 걸리면 물은 공동화현상이 일어난다. 이것은 부의 간극수압 측정에 오차를 유발할 수 있다. 위와 같은 측정시 오차는 축변환기법을 적용하여 극복할 수 있다

3. 함수특성곡선

가. 함수특성곡선 이론

함수특성곡선(soil-water characteristic curve, SWCC)은 지반의 고유 특성으로 지반의 불포화시의 특성을 결정하는 매우 중요한 기본물성이라 할 수 있다. 함수특성곡선은 흙 속의 물의 양과 모관흡수력과의 관계로 정의되며, 물의 양은 중량 함수비, 체적함수비, 또는 포화도로 나타낼 수 있고 일반적으로 체적함수비와 모관흡수력과의 관계로 나타낸다.

전형적인 함수특성곡선의 모양은 그림 3.2.3과 같다. 포화된 간극은 모관흡수력의 증가에도 불구하고 공기함입치(air-entry value)를 초과할 때까지는 흙의 간극에서 물이 유출되지 않는다. 이러한 공기함입치는 간극으로 공기가 유입되기 시작하는 압력으로 정의 된다. 그리고 모관흡수력의 증가에도 불구하고 더 이상 물이 추출되지 않는 함수비를 잔류함수비라 한다. 이 함수비에서 잔류한 물은 열에 의해서만 제거될 수 있다.

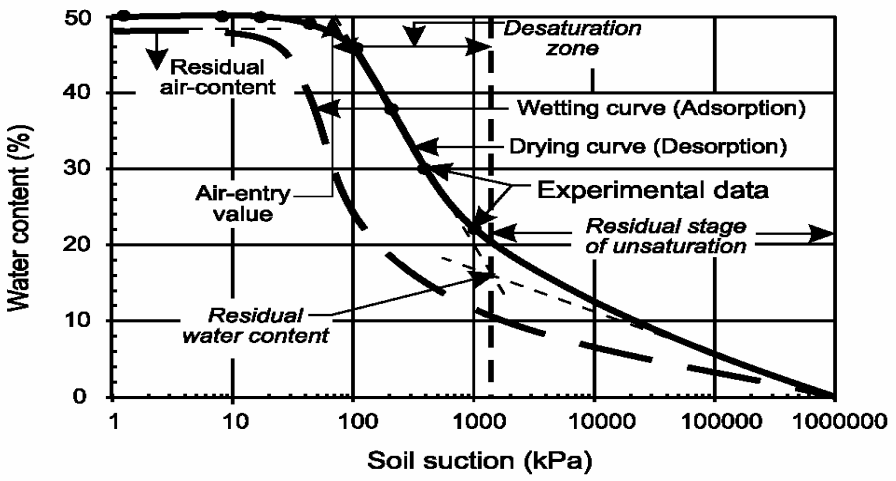


그림 3.2.3 전형적인 함수특성곡선의 모습

나. 함수특성곡선 실험장비

함수특성곡선을 구하는데 이용되는 장비는 여러 가지가 있다. 규격화되어 일반적으로 이용하는 실험 장비도 있고 상황에 따라서는 모관흡수력을 측정할 수 있는 센서를 이용하여 함수특성곡선을 구할 수도 있다. 함수특성곡선을 구하는데 이용할 수 있는 장비와 특성에 대하여 표 3.2.1에 간략히 요약하였다.

표 3.2.1 함수특성곡선을 구하는데 이용할 수 있는 장비

장비명	적용범위	특기사항
Tempe 압력셀	0~1기압	건조과정
Volumetric Pressure Plate Extractor	0~2기압	건조-습윤-건조
Pressure Plate Extractor	0~5기압, 0~15기압	건조과정
Osmotic-Desiccator	3.5~300기압	삼투압 이용

(1) 압력판 추출 실험장비

함수특성곡선을 얻기 위해 여러 실험장비들이 개발되어 이용되고 있고 각각의 적용범위와 장단점이 있지만 함수특성곡선의 이력현상을 연구하는 데는 압력판 추출 실험장비(volumetric pressure plate extractor)를 이용하는 것이 가장 적합하다. 즉 건조 및 습윤 과정에서 셀에 가해진 압력에 따른 체적함수비의 변화를 측정하여 함수특성곡선을 구할 수 있으며 이러한 건조-습윤과정을 반복하면서 이력곡선(hysteresis loop)을 얻을 수 있는 장점이 있다. 특히 본 연구에서 목표로 하고 있는 강우로 인한 침투 시 모관흡수력 변화를 구하기 위해서는 습윤과정과 관련된 함수특성곡선을 얻는 것이 필요하다.

건조-습윤과정을 반복할 경우 시료 내로 들어가거나 나오는 물의 양을 정확히 측정하여야 하므로 이때 수증기가 응집되어 시료가 들어있는 셀 내벽에 물방울이 맺힘으로 인해 생기는 오차를 없애야 한다. Volumetric pressure plate extractor는 뷰렛을 이용하여 들어가고 나오는 물의 양을 측정하고 실험 중 시스템 내부에 발생하는 공기를 제거할 수 있으며 heater block을 이용하여 셀 내벽의 온도를 시료보다 약간 높게 하여 수증기가 응집되지 않도록 한다. 실험은 세라믹디스크의 공기

함입치에 의해 좌우되지만 일반적으로 200 kPa 이내의 압력에서 가능하고 실험에 소요되는 시간은 시료의 높이의 제곱에 비례한다. 그림 3.11은 volumetric pressure plate extractor의 시스템 중 중요한 부분을 나타낸 것이고 그림에 도시된 것 이외에도 공기로 가해지는 압력을 제어하는 장치가 필요하다.

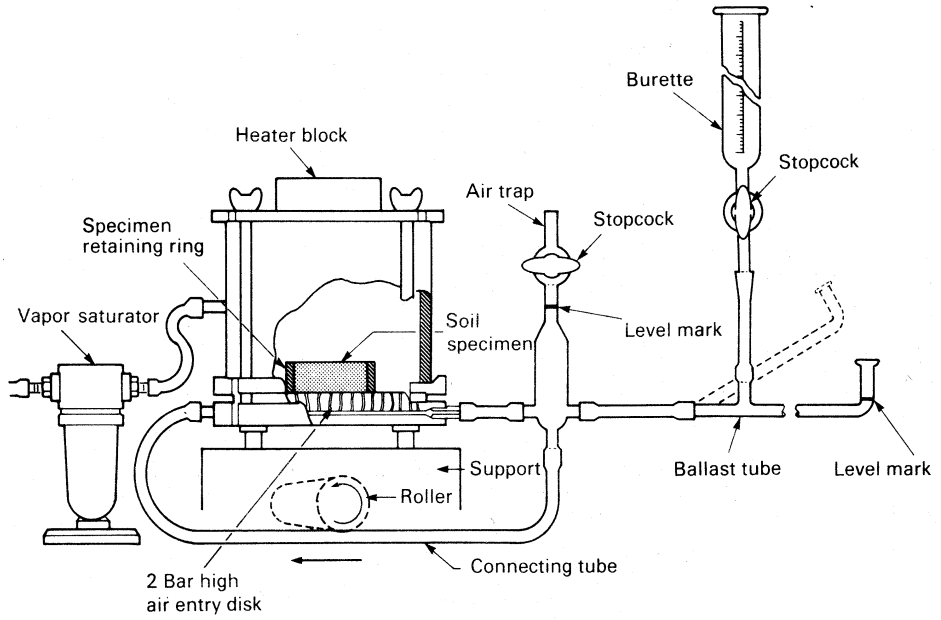


그림 3.2.4 압력판 추출 실험장비

Volumetric pressure plate extractor를 이용하여 함수특성곡선을 구하는 과정은 다음과 같다.

1) 그림 3.2.4와 같이 실험장치를 구성하는 요소들을 서로 연결한다. 이때 주의할 점은 ballast tube를 세라믹 판의 아래쪽 바닥과 같은 높이에 두거나 시료의 중간 높이와 같은 높이에 위치하도록 해야 한다는 것이다. 또한 vapor saturator의 방향이 바뀌지 않게 주의해서 연결해야 한다.
2) 뷰렛에 물을 담고 stopcock을 열어 실험장치의 여러 요소에 위치한 관에 물을 채운다. Air trap과 ballast tube의 level mark를 항상 동일한 위치에 둘 수 있도록 장치한다.
3) 시료를 바닥의 세라믹 판과 접촉이 잘 되도록 평평하게 다듬고 세라믹 판 위에 올려놓는다.
4) 시료보다 약 1 mm 정도 아래까지 물을 채운 후 시료에 물이 충분히 흡수되

도록 방치한다.

5) 시료에 물이 충분히 흡수되면 셀 내부에 있는 물을 주사기 등을 이용하여 뽑아낸다.

6) 셀의 뚜껑을 닫고 heater block에 AC/DC 12 Volt의 전원을 공급한다.

7) Ballast tube의 level mark 위치를 기준으로 뷰렛의 물의 양을 측정한다.

8) 뷰렛의 stopcock을 열고 ballast tube 끝에 압력을 가하여 ballast tube 속의 물을 왼쪽으로 밀어놓은 후 계획된 압력단계에 따라 가장 낮은 단계의 압력을 가한다.

9) 시료에서 물이 빠져나와 평형상태에 도달할 때까지 충분히 기다린다. 이 때 사용 지침서에는 시료의 높이가 1cm일 때 24 시간정도가 소요된다고 명기되어 있다. 이때 ballast tube 끝으로 물이 흘러 넘치지 않게 자주 관찰해야 한다.

10) 시료에서 더 이상의 물이 빠져 나오지 않는 평형상태에 도달했다고 판단되면 그림 3.2에서 roller를 누르면서 화살표방향으로 굴려서 세라믹 판 아래에 모인 공기를 air trap에 모은다. Ballast tube의 끝을 들어올리고 air trap의 stopcock을 열어서 공기를 빼내고 level을 맞추고 stopcock을 닫는다.

11) Level mark 위치를 기준으로 뷰렛의 물의 양을 측정한다.

12) 물의 양을 측정한 후 뷰렛의 stopcock을 열고 ballast tube 끝에 압력을 가하여 ballast tube 속의 물을 왼쪽으로 밀어놓은 후 계획된 압력단계에 따라 다음 단계의 압력을 가한다.

13) 압력을 높여 가는 마지막 단계까지 9)-12)의 과정을 반복한다.

14) 계획된 압력단계의 최고 압력까지 실험한 후 다시 압력을 감소시키면서 실험할 때는 시료 내부로 물이 들어가게 되므로 8)에서 설명한 것과 반대로 ballast tube의 오른쪽으로 물을 채운 후 압력을 감소시킨다.

15) 시료로 물이 들어가 평형에 도달할 때까지 기다린 후 9)-12)의 과정을 반복한다.

16) 계획된 압력단계를 모두 거쳐 실험한 후 압력을 제거하고 셀을 열어서 시료의 함수비를 측정한다.

17) 측정된 함수비와 각 압력단계에서의 뷰렛에서 측정한 물의 양으로부터 각 압력단계에서의 함수비를 계산하여 함수특성곡선을 완성한다.

특히 위의 실험 수행과정에서 측정 전에는 반드시 세라믹 판 아래에 모인 공기를 완전히 제거해야하고 압력을 높이는 실험 단계에서 빠져나온 물이 ballast tube를 넘쳐흐르지 않도록 자주 관찰을 해야 하며 압력을 내리면서 실험하는 단계에서는 물이 시료로 빨려 들어가서 ballast tube와 뷰렛을 연결하는 관까지 공기가 유입되지 않도록 주의해야 한다.

(2) 부피변화를 고려한 압력판 추출 실험장비

함수특성곡선은 불포화지반에서 반드시 고려해야 하는 지반의 고유한 특성으로 불포화지반의 다른 물성치를 추정하는 곳에 기본적으로 사용되므로 보다 정확한 함수특성곡선을 구하는 것이 불포화토 거동을 파악하는 데에 중요한 역할을 하게 된다. 함수특성 실험을 하는 과정에서 시료는 그 기본적인 물성에 따라 정도의 차이는 있으나 건조와 습윤의 과정을 겪으면서 함수비의 변화에 의해 부피변화가 생기게 된다. 따라서 간극비의 변화와 함께 체적함수비가 변하게 되어 함수특성곡선에 영향을 미치게 되므로, 보다 정확한 함수특성곡선을 얻기 위해서는 부피변화를 측정하는 것이 필요한 것으로 인식되고 있다.

이에 본 연구에서는 기존의 건조와 습윤과정의 함수특성곡선을 모두 측정할 수 있는 Volumetric Pressure Plate Extractor를 그림 3.2.5와 같이 수정하여 부피를 측정할 수 있도록 개조하여 실험을 수행하였다. 그림에서 보이는 프록시미터는 에디커런트 로스(Eddy Current Loss) 원리를 이용해서 작동하는 비접촉식 트랜스듀서이다. 에디커런트는 센서의 코일에 의해 금속판에서 유발되고, 이 에디커런트의 크기는 금속판과 센서 사이의 거리의 함수가 된다.

본 실험 중에는 시료에 물이 들어오고 나가면서 유발되는 부피의 변화에 따라 금속판의 위치가 변하게 되고, 유발되는 에디커런트의 크기도 변하게 된다. 이때 코일의 임피턴스가 변하고 결과적으로 직류전압의 변화를 일으킨다. 이 결과를 이용해서 시료의 부피변화를 측정할 수 있게 하였다. 각 흡수력에서 평형을 이룰 때 부피변화 측정 이외에는 기존의 Volumetric Pressure Plate Extractor의 실험과정을 따른다. 위와 같이 부피변화측정을 병행하였을 때, 보다 정확한 함수특성곡선을 구할 수 있다.

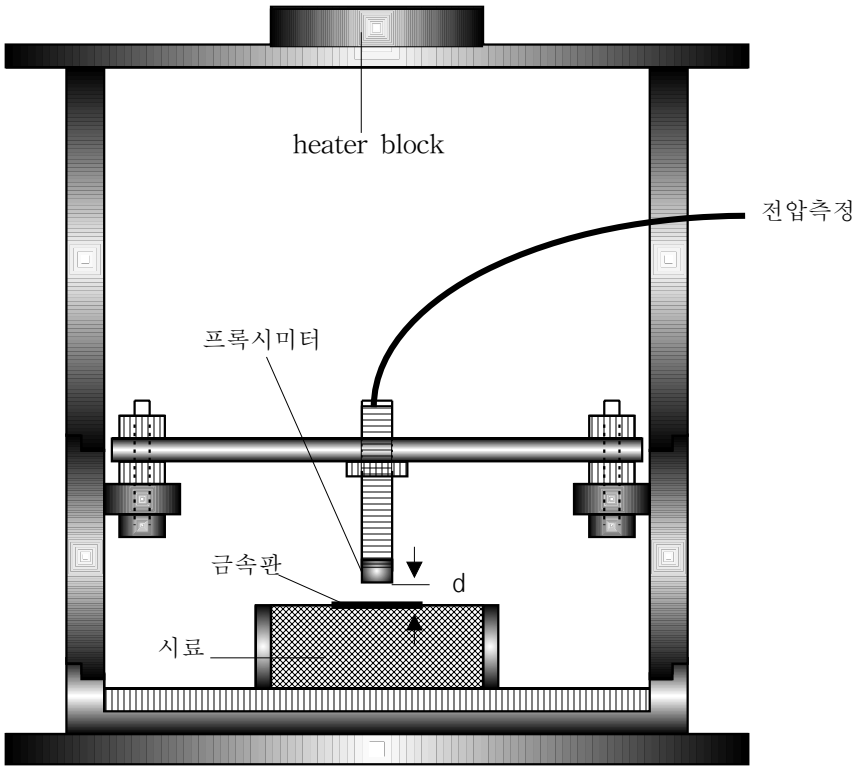


그림 3.2.5 개조된 압력판 추출 실험장비 셀

(3) 데시케이터 시험

데시케이터 시험은 포화된 염용액을 밀폐된 데시케이터 내에 넣어 두어 용기내의 상대습도와 수증기압이 어느 특정한 값을 가지도록 하여 흡수력 값을 조절하는 시험이다(Young, 1967; Richards, 1965).

데시케이터는 물체가 건조상태를 유지하도록 보존하는 용기로서 고체, 액체 등의 건조, 습기제거 또는 흡습성 물질의 보존 등에 사용되며 화학실험 등에서 흔히 쓰인다. 용기의 본체와 뚜껑은 밀착되어 있으나, 그 사이에 얇게 그리스를 발라 외부기체의 침입을 차단한다. 중간에 구멍이 뚫린 도자기제의 밑판을 놓고, 밑판 밑에 건조제를, 위에 시료를 둔다. 또 내부의 온도와 습도를 측정할 수 있도록 온습도계를 설치해 둔다. 건조제로 사용될 염용액들은 표 3.2.2에 나타나 있다.

표 3.2.2 염용액과 흡수력

염용액	온도(℃)	상대습도(%)	모관흡수력(MPa)
Lithium Chloride	23	11.3	297.6
Magnesium Chloride	23	32.9	151.7
Magnesium Nitrate	23	53.4	85.6
Sodium Chloride	23	75.7	38

시험방법을 간단히 설명하면 다음과 같다.

먼저 데시케이터는 온도조절이 가능한 온도유지장치 속에 설치하고 데시케이터 내부 도자기제 아랫부분에 가장 높은 습도상태를 만들어주는 Sodium Chloride를 적당량 담는다. 그리고 그 위에 도자기제를 놓는다. Extractor 시험이 끝난 후 extractor 속에 있던 시료를 꺼내 무게를 측정한 후 즉시 데시케이터 내 도자기제 위에 둔다. 그리고 데시케이터 뚜껑을 완전히 밀폐시킨 후 온도를 일정하게 유지시킨다. 같은 상대습도는 일주일씩 유지하도록 하고 상대습도 변화를 위해 용액을 교체할 때마다 변화된 함수량을 측정하기 위해 시료의 무게를 잰다. 마지막으로 시험이 끝난 시료는 건조기로 완전히 건조시킨 후 건조 상태의 질량을 잰다.

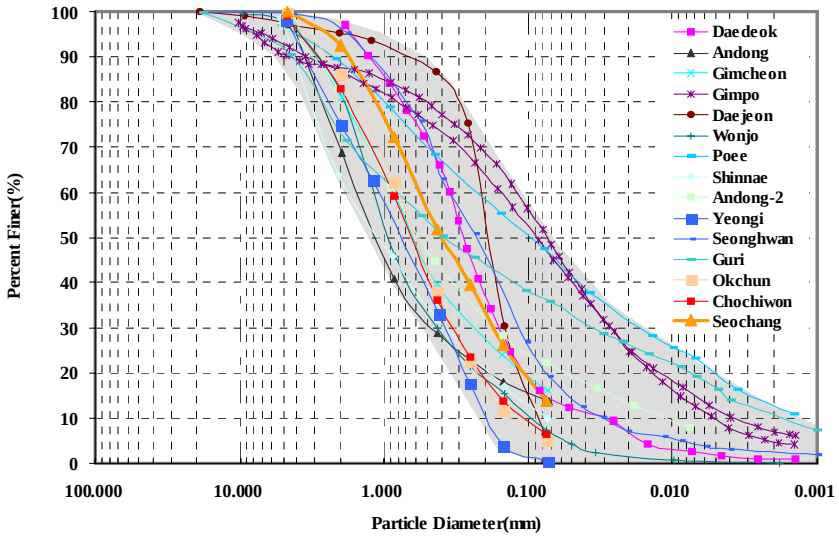
흙의 흡수력과 간극수증기의 부분압력과의 열역학적 관계는 식 3.2.6과 같다. 이 식에서 $\bar{u}_v/\bar{u}_{vo}$는 상대습도를 의미하는 부분이므로 일정한 온도 값만 입력하면 위 식은 흡수력과 상대습도의 관계식이 될 수 있다. 즉, 시험 시 온도만 일정하게 유지되면 상대습도를 조절함으로써 흡수력을 변화시킬 수 있다. 시험이 23℃에서 시행되었다고 가정한다면 상대습도에 따른 흡수력 값은 식 3.2.9와 같이 나타낼 수 있다.

$$\psi = -136403\ln(RH) \tag{3.2.9}$$

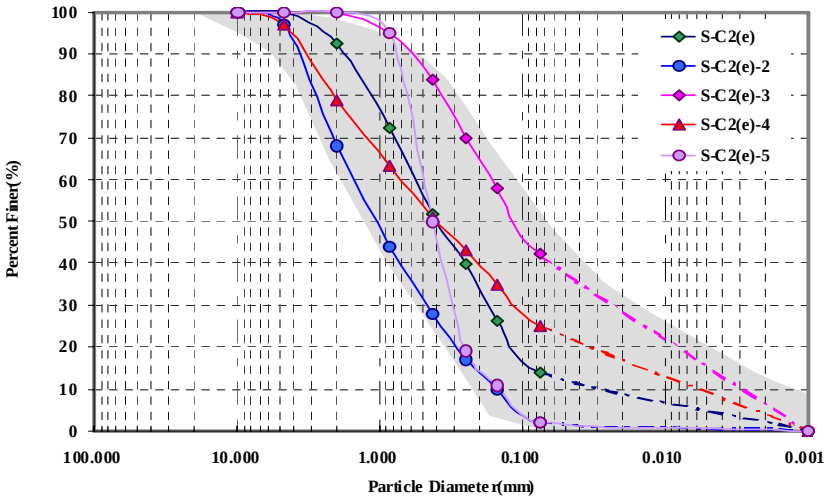
상대습도(RH)를 조절하는 것은 데시케이터 내 건조제를 변화시킴으로써 가능하다.

(4) 실험 결과

본 연구에서는 서창, 연기, 옥천, 조치원 등의 지역에서 시료를 채취하여 실험을 수행하였으며, 이와 함께 국내 풍화토에 대한 기본 물성과 함수특성곡선과의 상관성을 보다 효과적으로 규정하기 위하여 국내 풍화토에 대해 기존에 발표된 입도분포곡선의 범위를 참고하여 그림 3.2.6과 같이 시료의 입도분포와 간극비를 인위적으로 조성하여 실험을 수행하도록 하였다(표 3.2.3과 3.2.4 참조).



(a) 국내 풍화토 입도분포곡선 범위



(b) 인위적으로 조성된 시료들의 입도분포곡선

그림 3.2.6 국내 풍화토에 대한 입도분포곡선 범위와 본 연구에서 인위적으로 조성된 시료의 입도분포곡선

표 3.2.3 본 연구에서 사용된 시료조건 (I)

지역	약자	조건	간극비 (e)	ρ_d (g/cm^3)
Okchun (O)	O-N	비교란 시료	0.73	1.53
	O-C1	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (건조측)	0.57	1.7
	O-C2	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (습윤측)	0.57	1.7
	O-C3	비교란 시료와 동일한 간극비, O-C1과 동일한 다짐함수비	0.77	1.51
Chochiwon (C)	C-N	비교란 시료	1.02	1.33
	C-C1	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (습윤측)	0.67	1.59
	C-C2	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (건조측)	0.67	1.59
	C-C3	비교란 시료와 동일한 간극비, C-C1과 동일한 다짐함수비	1.00	1.34
	C-C4	40번체 통과량으로 C-C2와 동일한 간극비와 다짐함수비	0.67	1.59
Yungi (Y)	Y-C1	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (습윤측)	0.48	1.78
	Y-C2	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (건조측)	0.48	1.78
	Y-C3	20번체 통과량으로 Y-C1과 동일한 간극비와 다짐함수비	0.48	1.78
Seochang (S)	S-C1	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (습윤측)	0.61	1.64
	S-C2	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (건조측)	0.61	1.64

표 3.2.4 본 연구에서 사용된 시료 조건 (II)

시료	조건	간극비 (e)
S-C2(0.4)-2	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-2의 입도분포곡선	0.4
S-C2(0.4)-3	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-3의 입도분포곡선	
S-C2(0.4)-4	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-4의 입도분포곡선	
S-C2(0.4)-5	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-5의 입도분포곡선	
S-C2(0.6)-2	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-2의 입도분포곡선	0.6
S-C2(0.6)-3	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-3의 입도분포곡선	
S-C2(0.6)-4	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-4의 입도분포곡선	
S-C2(0.8)-2	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-2의 입도분포곡선	0.8
S-C2(0.8)-3	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-3의 입도분포곡선	
S-C2(0.8)-4	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-4의 입도분포곡선	
S-C2(0.8)-5	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-5의 입도분포곡선	

그림 3.2.7에는 국내 여러 지역의 풍화토에 대한 함수특성곡선 결과들이 나타나 있다. 낮은 모관흡수력 범위에서는 간극비 등에 따라 많은 함수비의 차이를 보이지만 높은 모관흡수력에서는 작은 범위 내의 함수비 차이만 보여준다. 그리고 그림 3.2.8에 도시된 O-C2 시료의 습윤과정의 함수특성곡선을 살펴보면, 중량함수비로부터 체적함수비를 계산할 때 간극비를 어떻게 선정하는가에 따라 함수특성곡선이 다르게 표현된다는 것을 알 수 있다. 포화 후 초기체적으로 계산된 함수특성곡선은 초기상태에서 물을 흡수하여 팽창하기 때문에 체적이 제일 크고 이로 인해 제일 낮은 함수비 분포를 보여주고 있다. 반면 체적변형을 무시하여 성형 시 초기 체적으로 계산할 경우에는 가장 큰 함수비를 보여주고 있다. 각 모관흡수력 단계마다 변하는 체적을 측정하여 반영한 함수특성곡선의 경우 이 두 극단적인 경우의 내부에 존재한다. 그림 3.2.9은 C-C1 시료에 대해서 함수특성곡선 실험 동안에 나타나는 간극비 변화를 동시에 보여주고 있다. 초기 상태에서 물을 흡수하기 때문에 큰 간극비를 가지고 있다. 건조과정(drying)에서 물이 점차 빠져나가면서 간극비도 감소하게 된다. 즉 수축현상이 발생한다. 습윤과정에서는 이와 반대의 현상으로 팽창이 유발된다. 그림 3.2.10에 도시된 비교란 시료인 C-C2의 경우와 비교해 보면, 비교란 시료의 경우 초기 흙의 구조를 유지하고 있기 때문에 변형이 적게 발생함을 알 수 있다.

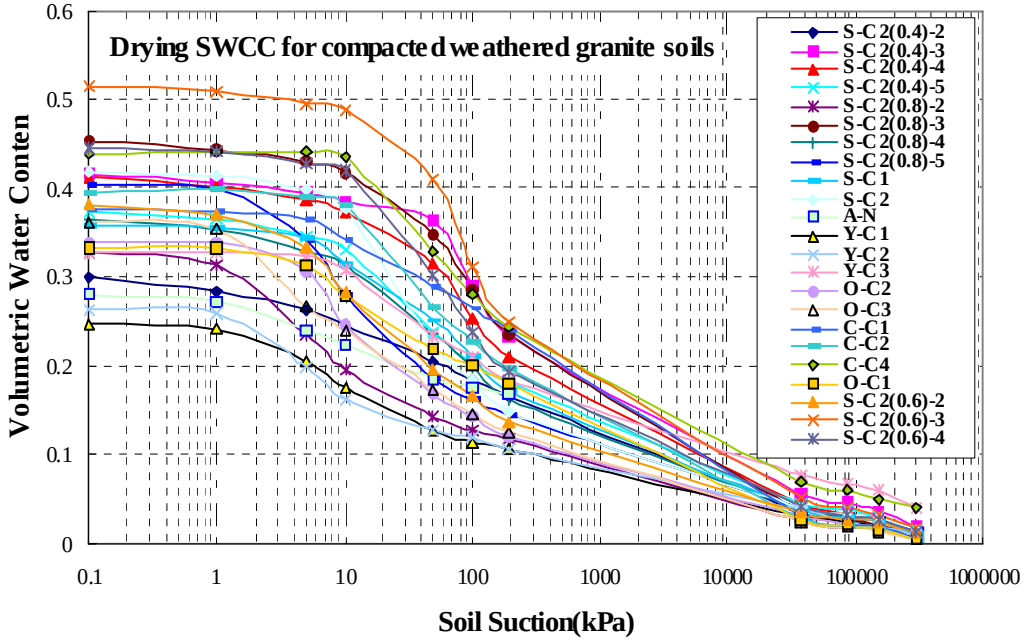


그림 3.2.7 본 연구에서 얻어진 국내 여러 지역에 대한 함수특성곡선들

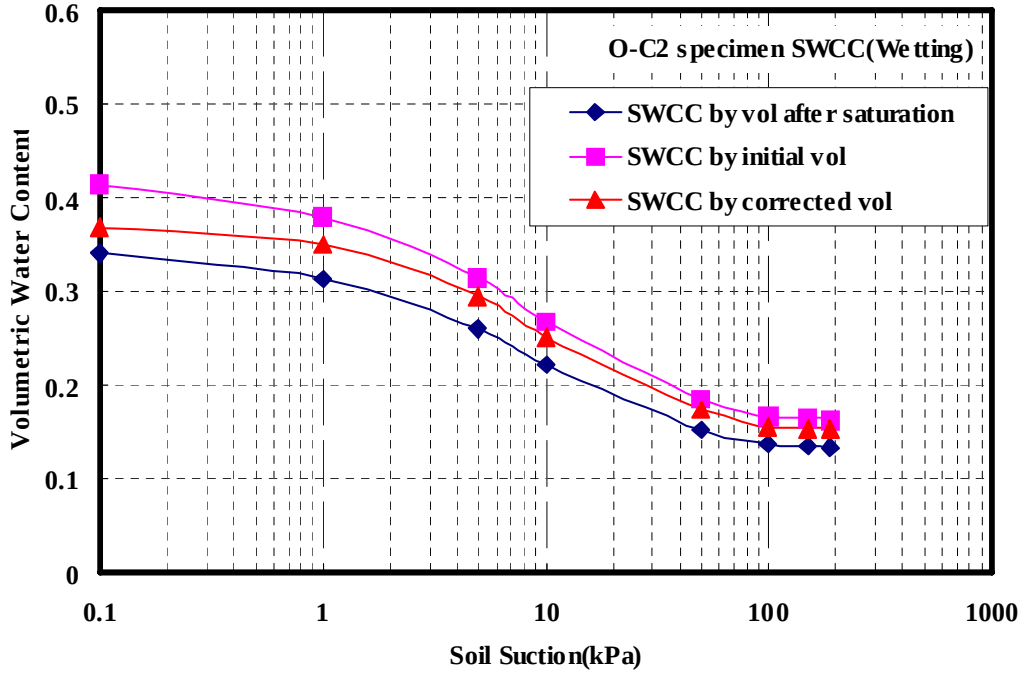
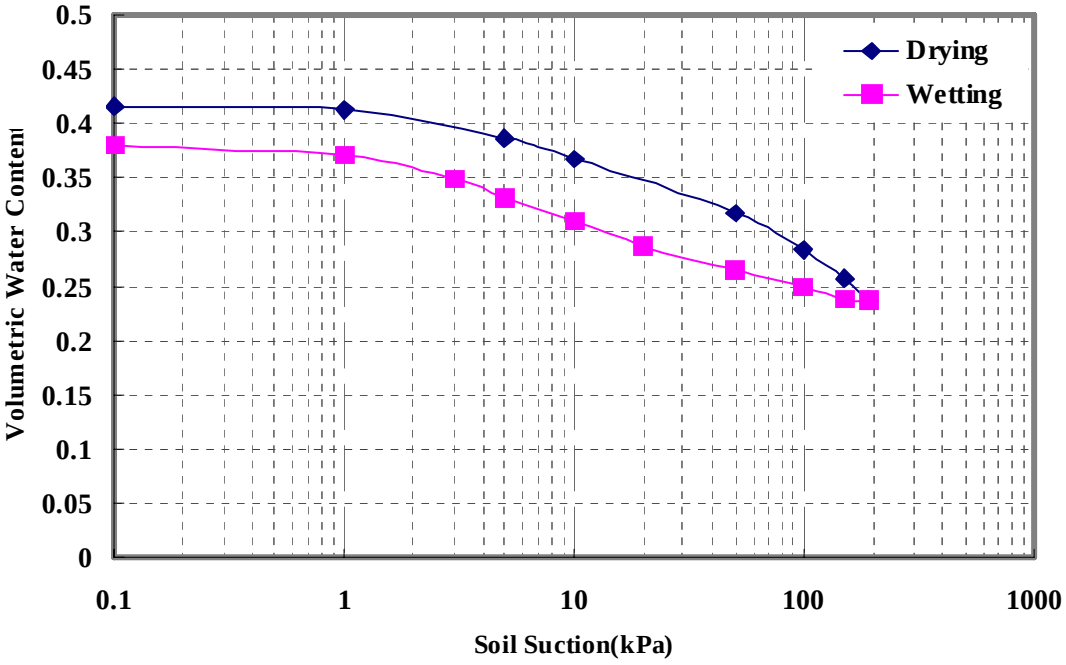
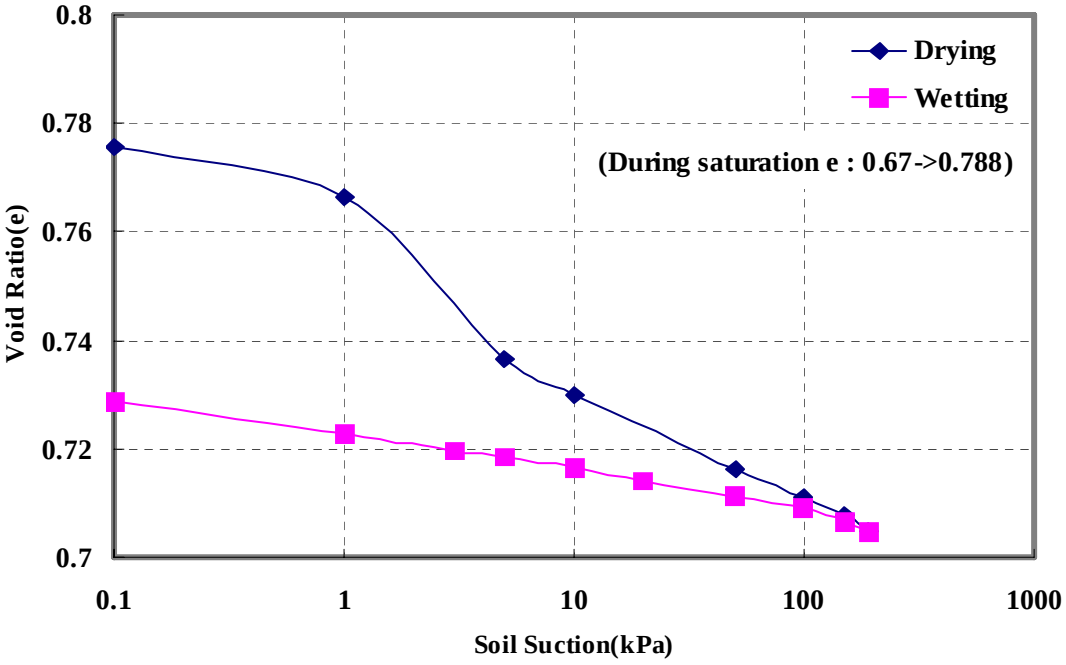


그림 3.2.8 습윤과정의 함수특성곡선 (O-C2)

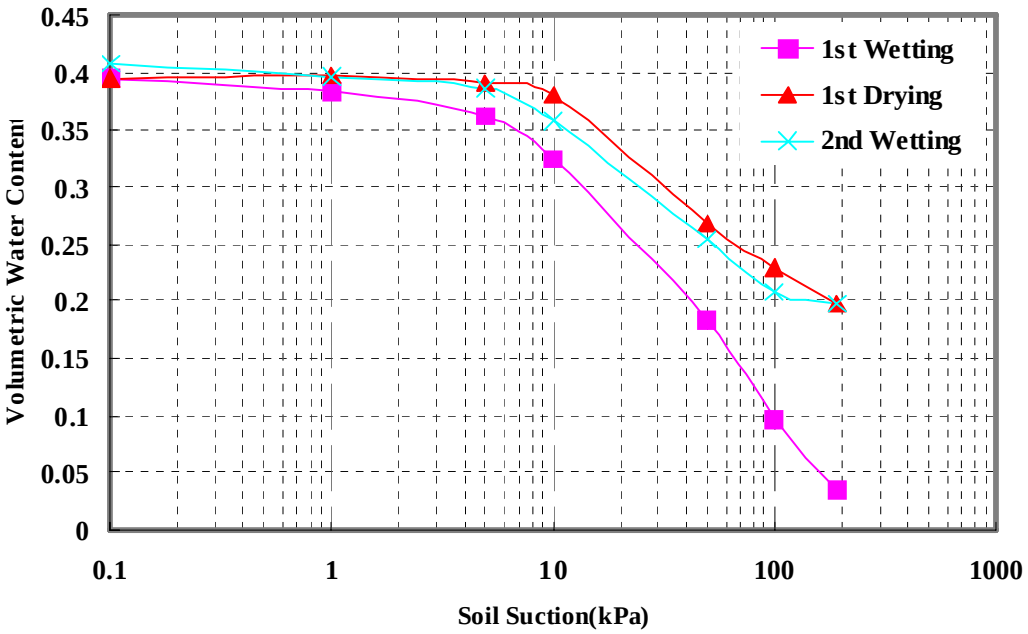


(a) 각 과정에 대한 함수특성곡선

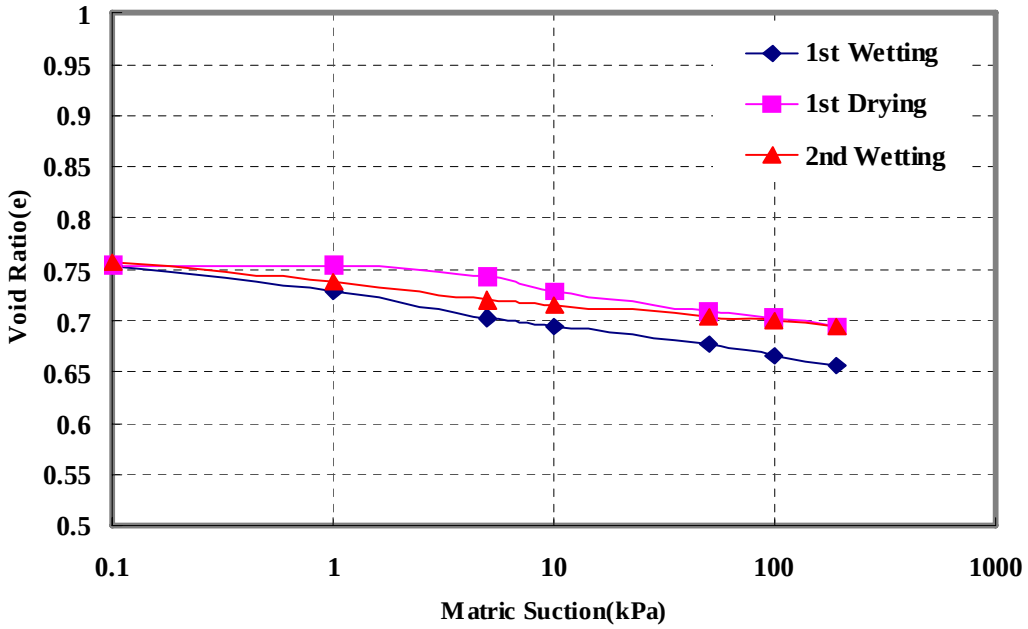


(b) 실험동안 간극비의 변화

그림 3.2.9 C-C1 시료에 대한 함수특성곡선과 간극비 변화



(a) 각 과정에 대한 함수특성곡선



(b) 실험동안 간극비의 변화

그림 3.2.10 C-C2(NS) 시료에 대한 함수특성곡선과 간극비 변화

다. 함수특성곡선 표현식

(1) van Genuchten 함수특성곡선

van Genuchten(1980)은 모관흡수력과 정규체적함수비의 관계를 다음과 같이 제안하였다.

$$\Theta = \left[\frac{1}{1+(a\psi)^n} \right]^m \tag{3.2.10}$$

여기서, a = 공기함입치와 관련된 곡선맞춤변수

n = 함수특성곡선의 변곡점에서 기울기와 관련된 곡선맞춤변수

m = 높은 모관흡수력 범위에서 곡선기울기와 관련된 곡선맞춤변수

(2) Fredlund & Xing 함수특성곡선

Fredlund and Xing (1994)은 모관흡수력의 최대제한값(10^6 kPa)을 고려하여 전체 모관흡수력 범위에 대해 적용할 수 있으며 더 정확한 결과를 주는 함수특성곡선식을 다음과 같이 제안하였다.

$$\Theta = \frac{1}{\left(\ln\left[e + \left(\frac{\psi}{a} \right)^n \right] \right)^m} \tag{3.2.11}$$

여기서, e = 자연수(2.71828…)

$a,\ n,\ m$ = 맞춤변수

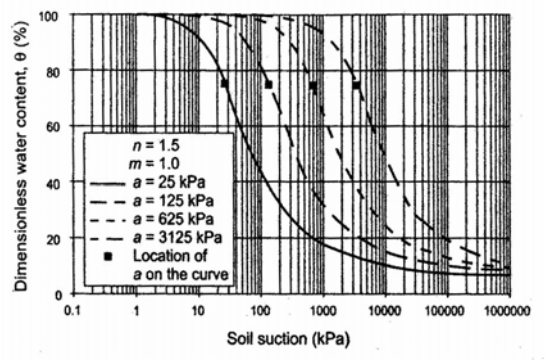
이 식을 보정계수 $C(\psi)$를 이용하여 체적함수비로 나타낼 수 있다. 잔류체적함수비(θ_r)를 알 수 없는 경우에는 0이라 가정하면 다음식이 된다.

$$\theta_w = C(\psi) \frac{\theta_s}{\left\{ \ln\left[e + \left(\frac{\psi}{a} \right)^n \right] \right\}^m} \tag{3.2.12}$$

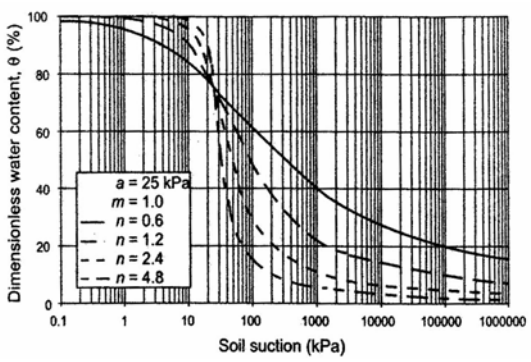
여기서, $C(\psi) = 1 - \ln\left[1 + \frac{\psi}{\psi_r}\right] \Big/ \ln\left[1 + \frac{1{,}000{,}000}{\psi_r}\right]$; 보정계수

ψ_r = 잔류함수비에 대응하는 모관흡수력

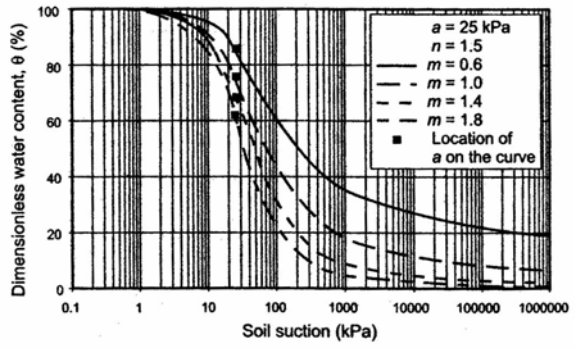
곡선맞춤변수 a (kPa)는 공기함입치와 관련된 값이며 일반적으로 공기함입치보다는 큰 값을 가지고 함수특성곡선의 변곡점에서의 모관흡수력으로 정의된다. 하지만 다른 변수 m이 작은 경우 a는 공기함입치로 정의되기도 한다. 또한 곡선맞춤변수 n은 함수특성곡선의 기울기와 관련이 있다. 그리고 m은 높은 모관흡수력 범위에서 함수특성곡선의 변화와 관련이 있다. 그림 3.2.11은 식 3.2.12의 세 맞춤변수 (a, n, m)변화에 따른 곡선형태의 변화를 보여주고 있다. 이 그림에서는 나머지 두 변수를 일정하게 유지한 채, 나머지 한 변수값을 변화시켜 곡선의 변화를 보여준다.



(a) a 값의 변화



(b) n 값의 변화



(c) m 값의 변화

그림 3.2.11 변수값변화에 따른 Fredlund and Xing 함수특성곡선의 형태

표 3.2.5 Fredlund & Xing 함수특성곡선의 맞춤변수값들

Sample	θ_s (이론)	s (실험 θ_s)	a	n	m
S-C2(0.4)-2	0.286	0.312	231.79	0.414	2.528
S-C2(0.4)-3	0.286	0.404	91.87	1.400	1.029
S-C2(0.4)-4	0.286	0.409	78.90	0.875	1.435
S-C2(0.4)-5	0.286	0.379	42.08	0.743	1.404
S-C2(0.6)-2	0.375	0.394	21.92	0.667	1.658
S-C2(0.6)-3	0.375	0.510	67.70	1.247	1.196
S-C2(0.6)-4	0.375	0.447	46.00	1.058	1.297
S-C2(0.8)-2	0.444	0.371	12.76	0.433	2.212
S-C2(0.8)-3	0.444	0.451	109.97	0.854	1.710
S-C2(0.8)-4	0.444	0.367	73.08	0.672	1.920
S-C2(0.8)-5	0.444	0.425	18.65	0.624	1.805
C-C1	0.400	0.383	317.80	0.577	2.259
C-C2	0.400	0.400	50.91	0.943	1.308
C-C4	0.400	0.448	46.18	1.105	0.933
O-C1	0.363	0.348	193.19	0.501	2.600
O-C2	0.363	0.352	18.14	0.749	1.519
O-C3	0.435	0.398	23.07	0.458	2.336
S-C1	0.370	0.362	61.44	0.793	1.505
S-C2	0.370	0.421	23.03	1.215	1.110
Y-C1	0.320	0.265	17.80	0.513	1.694
Y-C2	0.320	0.302	12.71	0.403	2.034
Y-C3	0.320	0.333	31.82	0.948	0.837

표 3.2.5는 각 시료에 대해 얻어진 함수특성곡선 실험결과들을 Fredlund & Xing 함수특성곡선 모델식에 맞춰 얻어진 맞춤변수값들을 보여주고 있다.

라. 함수특성곡선 추정기법

(1) PTF를 이용한 추정기법

함수특성곡선 유추에 사용되는 Pedo-Transfer Function(PTF)들은 크게 3가지 카테고리로 나누어지는데, Point Regression Method, Functional Parameter Estimation Method 그리고 Physio-Empirical Method이다. 각각의 방법들을 간단히 설명해보면 다음과 같다.

(가) Point Regression Method

Husz(1967), Renger(1971), Gupta & Larson(1979), Rawls et al.(1982), Puckett et al.(1985) 등은 point regression method를 이용하여 몇몇 방법을 제안 하였다. 이 방법은 회기분석을 통해 함수특성곡선을 구하는 방법으로, 함수특성곡선의 다양한 흡수력 범위에서의 함수비와 입도분포곡선에 사용된 변수들 간의 관계를 분석하여 결과를 도출하는데 이용한다.

(나) Functional Parameter Regression Method

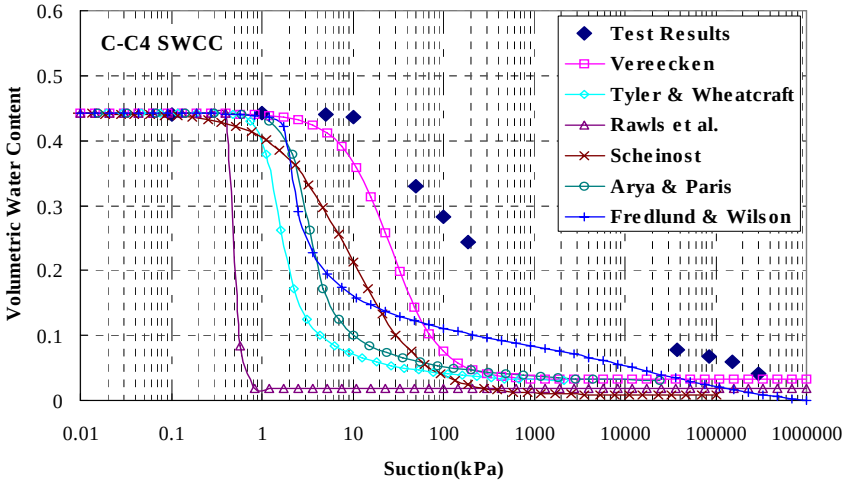
이 방법은 최종적인 함수특성곡선식의 변수들이 흙의 기본적인 물성치와 연관된다고 가정한다. 함수특성곡선식의 공기함입치 변수와 간극률이나 모래 함유율 같은 흙의 기본적인 물성치 간의 연계성을 이용하는 것이 대표적인 예이다. Paclepsky et al.(1982), Cosby et al.(1984), Rawls & Brakensiek(1989), Nicolaeva et al.(1986), Vereecken et al.(1989) 등이 이러한 방법을 사용하였다.

(다) Physical Model Method

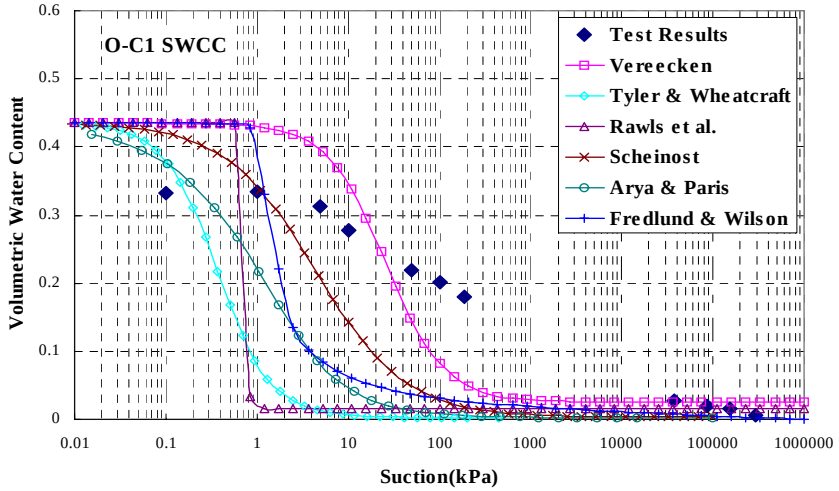
Arya & Paris(1981)는 함수특성곡선을 유추하기 위해 처음으로 physio-empirical method를 제시하였다. 이 방법은 기본적으로 흙의 물리적, 구조적 특성을 기반으로 하여 함수특성곡선에 필요한 흡수력과 그에 해당하는 함수비를 도출하는 방법으로, 이 모델은 입도분포곡선과 같은 기본적인 흙의 특성을 이용한다. 이 방법은 모든 흙입자는 구형으로 이루어져 있고 간극은 실린더 형태의 모세관으로 이루어진다는 가정을 바탕으로 하고 있다. 체적함수비는 간극 크기로부터 구해지며 모세관 이론을 바탕으로 간극반지름으로부터 흡입력이 구해진다.

(2) 인공신경망을 이용한 함수특성곡선 추정

앞서 언급한 기존의 개발된 함수특성곡선 추정법을 적용하여 국내 화강풍화토의 함수특성곡선 실험결과와 비교해 보면, 다른 지질적 특성을 가진 지역에서 좋은 일치성을 보여주는 추정법들이 국내 화강풍화토 특성에서는 제대로 나타내지 못하고 있음을 알 수 있다(그림 3.2.12). 이는 지역적으로 나타나는 입도분포, 풍화도, 흙의 구조 등이 상이하게 다르게 나타나기 때문이다. 따라서 국내 화강풍화토 지반에 적합한 함수특성곡선 추정기법을 개발하는 것이 필요하다.



a) C-C4 시료



b) O-C1 시료

그림 3.2.12 기존의 추정법에 의한 함수특성곡선과 실험결과의 비교

본 연구에서는 인공신경망을 이용하여 지반의 기본물성으로부터 Fredlund & Xing 함수특성곡선의 맞춤변수들을 추정하는 기법을 개발하였다. 지반의 기본물성 중 함수특성곡선에 가장 영향을 많이 주는 것으로 판단되는 조립분 함유량, 세립분 함유량, 간극비, 다짐함수비를 입력값으로 선정하였다. 실제 Fredlund & Xing 함수특성곡선을 얻기 위해 필요한 계수는 s, a, n, m으로 4개가 되었으나, 실험 결과 국내 풍화토에 대해서는 m=1.7로 고정하여 사용할 수 있는 것으로 판단되었으며, s 대신에 보다 효율적인 상관성 규정을 위하여 Δs (즉, 초기간극률과 포화 체적함수비와의 차, $n-\theta_s$)를 이용하였다. 본 연구에서는 4-2-1 구조의 인공신경망을 적용하였으며, 첫 번째 층에서는 Log-Sigmoid 함수를 이용하고 두 번째 층에서는 Linear 함수를 이용하였다.

$$\theta = \frac{s}{\left[\ln\left\{e+\left(\frac{\psi}{a}\right)^{n}\right\}\right]^{1.7}} \tag{3.2.13}$$

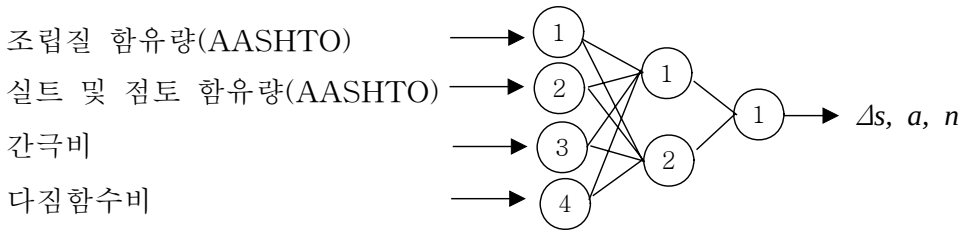
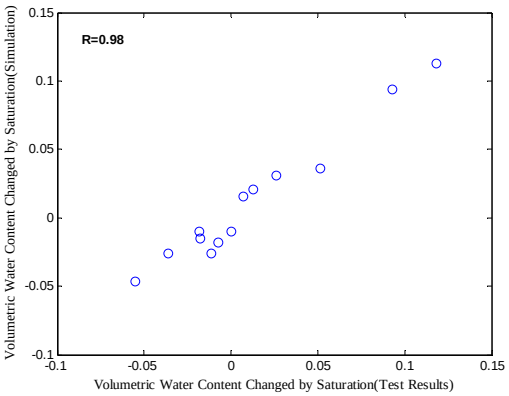


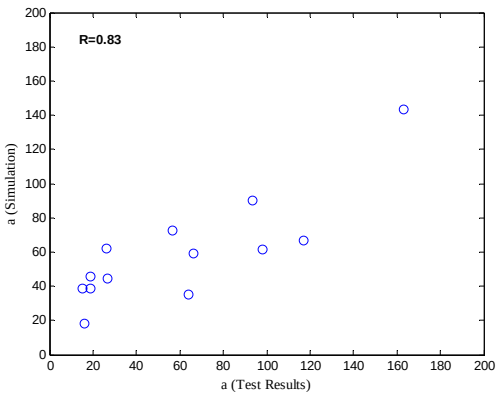
그림 3.2.13 인공신경망을 이용한 함수특성곡선 추정기법

표 3.2.6 ANN 모델에 사용된 입력자료와 타겟자료

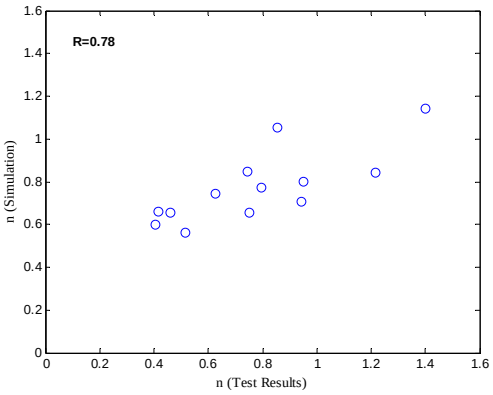
Sample	Sand (%)	Silt & Clay (%)	Void Ratio	Compacted w/c - OMC (%)	Δs	a	n
S-C2(0.4)-2	66.00	2.00	0.40	-8.11	0.026	85.37	0.41
S-C2(0.4)-3	58.00	42.00	0.40	-8.11	0.118	167.10	1.40
S-C2(0.4)-5	98.00	2.00	0.40	-8.11	0.093	55.67	0.74
S-C2(0.6)-2	66.00	2.00	0.60	-8.11	0.019	22.79	0.67
S-C2(0.6)-3	58.00	42.00	0.60	-8.11	0.135	98.98	1.25
S-C2(0.6)-4	98.00	2.00	0.80	-8.11	0.072	62.70	1.06
S-C2(0.8)-2	66.00	2.00	0.80	-8.11	-0.073	7.85	0.43
S-C2(0.8)-3	58.00	42.00	0.80	-8.11	0.007	108.97	0.85
S-C2(0.8)-4	54.00	25.00	0.80	-8.11	-0.077	60.10	0.67
S-C2(0.8)-5	98.00	2.00	0.80	-8.11	-0.019	16.76	0.62
C-C2	76.37	6.43	0.67	-7.53	0.000	72.04	0.94
C-C4	82.14	17.86	0.67	-7.53	0.048	99.75	1.11
O-C1	84.23	1.45	0.57	5.97	-0.015	76.29	0.50
O-C2	84.23	1.45	0.57	-5.97	-0.011	21.50	0.75
O-C3	84.23	1.45	0.77	5.97	-0.037	12.25	0.46
S-C1	78.70	13.90	0.60	8.11	-0.008	73.10	0.79
S-C2	78.70	13.90	0.60	-8.11	0.051	36.07	1.22
Y-C1	60.57	1.56	0.48	5.14	-0.055	17.91	0.51
Y-C2	60.57	1.56	0.48	-5.14	-0.018	9.25	0.40
Y-C3	60.57	1.56	0.48	5.14	0.013	83.38	0.948



(a) Δs 의 입력값과 출력값 비교



(b) a 의 입력값과 출력값 비교



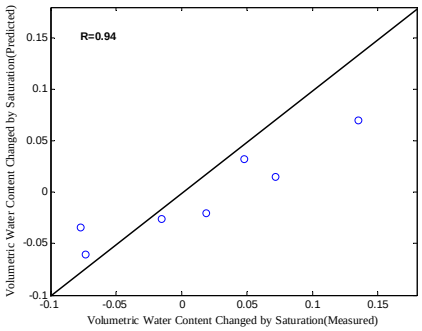
(c) n 의 입력값과 출력값 비교

그림 3.2.14 13개의 실험결과를 이용하여 인공신경망으로 학습한 결과 비교

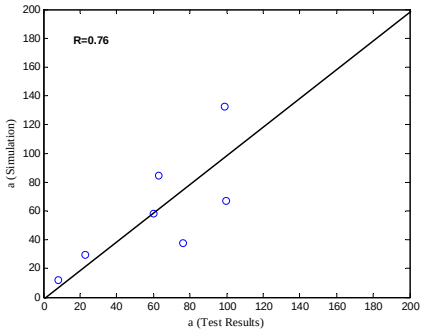
훈련과정에서 얻어진 신경망 모델(그림3.2.13)의 가중치들의 적용성을 검증하기 위하여 실험결과 중 훈련과정에 적용되지 않았던 7개의 실험결과(S-C2(0.8)-2, C-C4, S-C2(0.8)-4, O-C1, S-C2(0.6)-2, S-C2(0.6)-3, S-C2(0.6)-4)에 대하여 계수값들(Δs, a, n)을 예측해 실험결과와 비교하였다(그림 3.2.15).

이상의 시료들에 대해 신경망 모델로 예측된 계수(s, a, n)를 적용하여 계산된 함수특성곡선을 실험결과와 함께 비교하였으며, 더불어 SoilVision(1996)에서 제공하는 함수특성곡선 추정법을 통해 추정된 결과도 함께 도시하였다. 이러한 결과들에서 볼 수 있는 바와 같이(그림 3.2.16) 본 연구에서 제공되어진 신경망 모델은 다른 예측 방법의 추정결과에 비교하여 보다 신뢰할만한 예측결과들을 제공하였다. 이는 다른 예측방법들이 모두 화강풍화토와는 다른 흙종류에 대한 실험결과를 기본 자

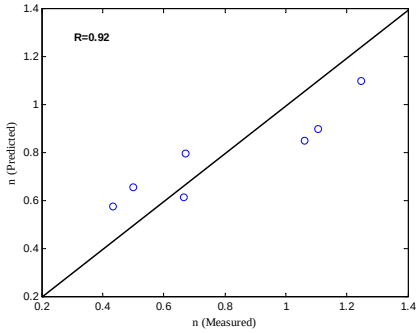
료로 하여 개발되었기 때문으로 사료된다. 따라서 국내 풍화토에 대한 함수특성곡선을 예측하여 사용할 경우 본 연구에서 제공된 방법과 같이 풍화토에 대한 실험결과를 기본으로 개발된 예측 방법을 적용하여야 할 것으로 판단된다. 이상의 과정에서 얻어진 국내 풍화토에 대한 신경망 모델의 가중치(weights와 biases)는 3개의 계수(Δs, a, n)에 대하여 표 3.2.7과 같다.



(a) Δs 의 입력값과 출력값 비교

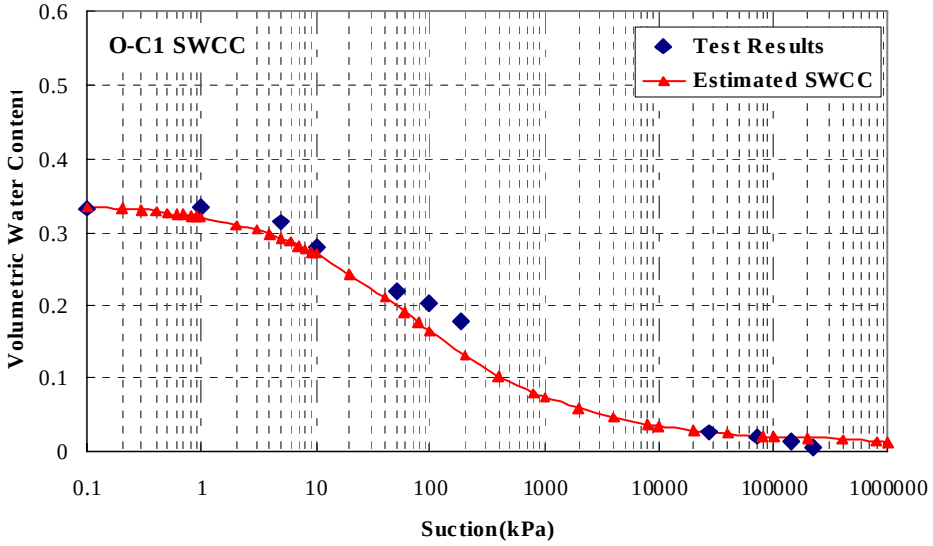


(b) a 의 입력값과 출력값 비교

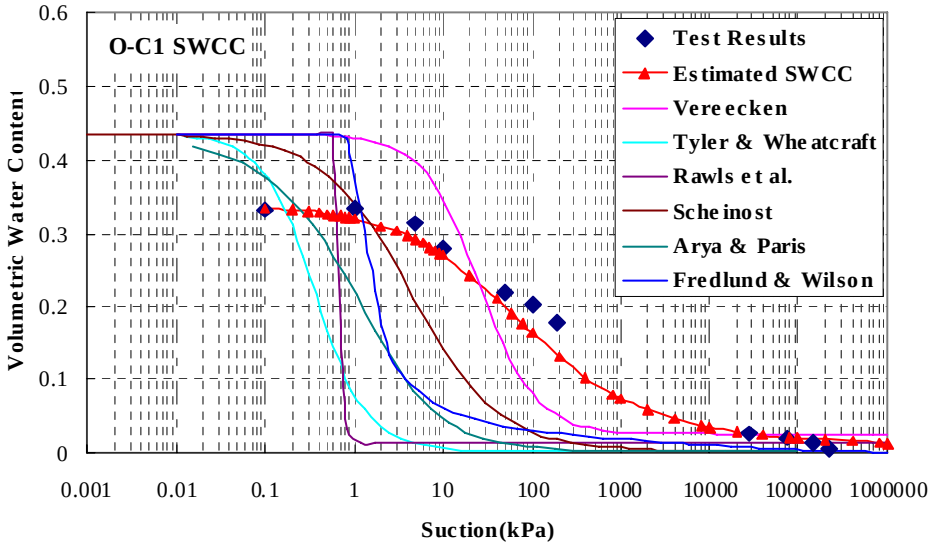


(c) n 의 입력값과 출력값 비교

그림 3.2.15 각 계수들에 대한 검증결과



(a) ANN으로 추정된 함수특성곡선



(b) 다른 추정방법들과 비교

그림 3.2.16 함수특성곡선의 비교

표 3.2.7 훈련된 ANN에 대한 weights와 biases

Parameter		1st layer		2nd layer
Δs	weight	0.8048 0.9527 -0.6533 0.1659	-0.4158 -0.6697 0.8949 1.1596	1.5504 -1.7029
	bias	0.4288 0.7346		0.0828
a	weight	0.1286 0.9527 -0.6205 -0.0549	-0.1593 -1.0254 0.6908 0.0096	1.2722 -1.4060
	bias	-0.0295 0.0327		-0.0343
n	weight	0.4030 0.9451 -0.1751 -0.1208	-0.4216 -0.9794 0.1777 0.1269	1.1540 -1.2194
	bias	0.1368 -0.1530		-0.0286

4. 불포화 전단강도

급한 경사를 이루는 많은 사면들이 몇 년 동안 잘 유지되는 반면, 완만한 경사가 있는 사면이라 하더라도 몇 번의 심한 강우 동안이나 직후에 쉽게 붕괴되곤 한다. 이것은 모관흡수력이 불포화토 사면의 안정성에 중요한 역할을 하기 때문인 것으로 잘 알려져 왔다. 강우가 사면 내부로 침투되면 얕은 깊이에서 모관흡수력이 부분적으로 또는 완전히 소멸하게 된다. 결과적으로 사면 붕괴가 일어나게 된다(Li, 2003). 이처럼 지반의 강도는 모관흡수력과 밀접한 관련성을 보여주고 있다.

가. 불포화 전단강도 이론

흙의 역학적 거동(체적 변화 및 전단 강도)은 흙의 응력상태에 의해 묘사될 수 있으며 응력상태는 응력상태 변수라 불리는 응력 변수들의 조합으로 표현된다. 이 변수들은 흙의 물리적 특성에 독립적이어야 한다. 유효응력(σ-u_w)은 포화토의 거동을 표현할 수 있는 응력상태 변수로 받아들여져 왔으며 흙의 물리적 특성에 독립적이므로 모래, 실트, 점토 등의 체적변형과 전단강도 특성을 좌우한다. 그러나 포화토에 비해 불포화토의 응력상태 변수를 확립하는 것은 훨씬 어려워 최근에서야 겨우 일반적으로 받아들여지는 상태변수의 확립이 이루어졌다.

(1) 포화토의 유효응력 식

포화토의 응력상태는 다음과 같이 표현된다(Terzaghi, 1936)

$$\sigma' = \sigma - u_w \tag{3.2.14}$$

여기서, σ'는 유효응력, σ는 전응력, 그리고 u_w는 간극수압이다. 포화토의 응력상태 변수로서의 위의 식의 타당성은 체적변형과 전단강도에 대하여 실험적으로 검증되었다(Terzaghi, 1936; Rendulic, 1936; Bishop and Eldin, 1950).

(2) 불포화토의 유효응력

초기에는 여러 연구자들이 포화토의 유효응력처럼 불포화토의 경우에도 하나의

응력상태 변수에 의해 그 거동을 묘사할 수 있다고 생각하여 여러 유효응력식을 제안하였다. 그 중에서 널리 알려진 Bishop(1959)이 제안한 식은 다음과 같다.

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + \chi(u_a - u_w) \tag{3.2.15}$$

여기서, χ는 흙의 포화도와 관련된 매개변수이다. 포화토의 경우 χ=1이며 완전 건조토의 경우 χ=0이다. χ값과 포화도와의 관계가 실험에 의해 구해진 바 있으며 실험결과에 의하면 χ값은 흙의 종류에 의존하는 것으로 밝혀졌다.

이와 같이 기존에 제안된 불포화토의 유효응력식들은 모두 흙의 특성을 포함하는 변수를 사용하고 있는데, 실험결과에 의하면 이러한 변수들은 다른 문제들(체적변형과 전단강도), 다른 응력 경로들, 또는 다른 종류의 흙들에 대하여 각각 다른 값을 갖는 것으로 밝혀졌다. 결국 이러한 유효응력식들은 여러 요소에 영향을 받는 매개변수를 포함하므로 실제 적용성이 떨어지게 된다.

(3) 불포화토의 전단강도 특성

포화토의 경우에는 외적인 하중에 대응하여 평형상태에서 간극수압이 주로 영 이상의 값을 가지므로 유효응력에 불리한 영향을 미치게 되나 불포화토는 평형상태에서 간극수압이 음으로 작용하여 유효응력을 증가시키는 역할을 한다.

불포화토의 전단강도를 나타내는 파괴규준들이 여러 연구자들에 의하여 제안되었으며 초기의 접근방법은 간극공기압(pore-air pressure)을 고려하지 않고, 불포화토를 포화토와 비슷한 방법으로 해석하려 하였다. 그러나, 불포화지반의 경우 간극이 물로 포화되어 있지 않고 물과 공기가 공존하면서 간극속의 공기압이 지반의 응력상태에 영향을 미치게 된다.

1978년 Fredlund와 Morgenstern은 새로운 전단강도식을 제안하면서 순응력($\sigma - u_a$)과 모관흡수력($u_a - u_w$)을 서로 독립적인 상태변수(state variable)로 사용하였다. 여기서 순수직응력의 영향은 강도정수 ϕ'으로 표현되고, 모관흡수력(matric suction)의 영향은 새로운 강도정수 ϕ^b로 나타낸다. 이때 포화토는 포화도가 100%인 불포화토의 특수한 경우로 취급될 수 있으며, 이러한 불포화토의 전단강도식은 포화상태로의 연속적인 전이를 표현할 수 있다.

$$\tau_f = c' + (\sigma_n - u_a)\tan\phi' + (u_a - u_w)\tan\phi^b \qquad (3.2.16)$$

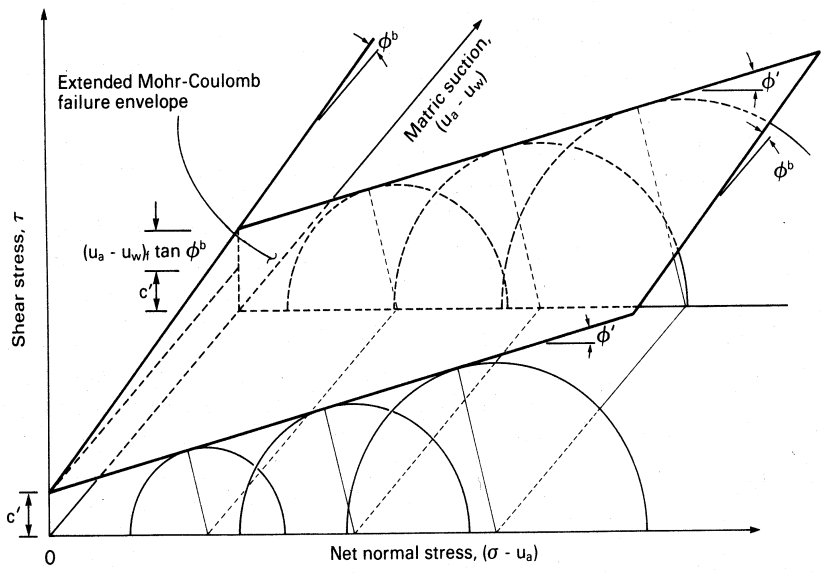


그림 3.2.17 불포화지반에 대하여 확장된 Mohr-Coulomb 파괴포락선

따라서 포화토의 전단강도는 유효응력개념과 Mohr-Coulomb 파괴규준을 이용하여 나타낼 수 있으며, 불포화토에 대해서는 새로운 상태변수인 모관흡수력(u_a-u_w)을 포함하여 확장된 형태의 Mohr-Coulomb 파괴면을 정의할 수 있다(그림 3.2.17). 이것은 식 3.2.16으로 표현되는 평면이며 모관흡수력이 영인 평면은 포화상태를 나타낸다.

여러 실험결과로부터 모관흡수력보다 순수직응력이 역학적인 거동특성에 더 큰 영향을 미치는 것을 알 수 있고 이것은 강도정수 사이에 $\phi^b \leq \phi'$의 관계가 성립함을 의미한다.

Gan(1986)의 직접전단시험 결과에 의하면 전단강도 τ와 모관흡수력의 관계에서 ϕ^b의 비선형성이 나타났고 넓은 범위의 모관흡수력에 대하여 실험한 경우 비선형성이 커졌다. 이때 낮은 모관흡수력에서는 ϕ^b와 ϕ가 동일하게 나타났다. 이는 모관흡수력이 낮은 경우 시료는 여전히 포화된 상태로 존재하고 포화상태에서는 총응력과 간극수압이 전단강도에 미치는 영향이 ϕ'으로 특성화되므로 동일한 공기압 하

에서 간극수압이 음의 값으로 약간 변했을 때 $tan\phi'$를 곱한 양만큼 전단강도가 증가하기 때문이다. 그러나 모관흡수력이 계속 증가하여 공기함입치라고 부르는 한계값에 도달하면 공기가 간극 속으로 들어가므로 불포화상태에 도달한다. 그 결과 모관흡수력의 증가에 의한 전단강도의 증가는 순수직응력의 증가에 의한 전단강도의 증가보다 작아진다.

불포화지반의 공기함입치는 지반의 입도분포와 큰 관련이 있고 입자가 큰 사질토는 세립토보다 낮은 모관흡수력에서 불포화상태로 변한다. 입자크기와 공기함입치 사이의 이러한 관계는 함수특성곡선(soil-water characteristic curve)으로 특징지어진다.

공기함입치는 모관흡수력의 비선형 관계에서 경계점으로 이용되며 이와 같은 비선형성은 여러 방법으로 해석에 적용할 수 있다. 즉 bilinear형태로 간략화 하거나 낮은 모관흡수력에 대해서도 ϕ^b를 적용하여 보수적으로 해석하기도하며 비선형성이 큰 경우에는 여러 개의 직선으로 나타내어 해석에 적용하기도 한다.

전단강도와 모관흡수력의 관계를 구하기 위한 실내실험으로는 삼축압축시험과 직접전단시험이 있으며 각각의 경우에 간극공기압과 간극수압이 독립적으로 조절가능하여야 한다. 직접전단 시험의 경우 배수경로가 짧기 때문에 시료내의 간극수압 균등화가 빠르므로 수행이 용이하지만 단지 파괴시의 정수만을 얻을 수 있고 응력-변형률 관계를 추정할 수 없는 단점이 있다.

(4) 겉보기 점착력의 비선형 수식화

하나의 응력변수에 의한 전단강도 추정에 대한 여러 연구자들의 시도는 많은 단점을 보였고, 순수직응력(net normal stress, $\sigma-u_a$)과 모관흡수력(matric suction, u_a-u_w)을 2개의 독립적인 응력변수로 이용할 때(Fredlund 등, 1978), 불포화 전단강도 거동이 가장 합리적으로 해석될 수 있는 것으로 인정되고 있다. 이러한 접근방법은 많은 사람들에 의해 성공적으로 적용되어 왔다(Gan 등, 1988; Escario와 Saez, 1986; Abramento와 Carvalho, 1989; Escario와Juca, 1989). 불포화토에 대한 한계상태 모델들도 Karube(1988), Toll(1990), Wheeler와 Sivakumar(1992) 등에 의해 위의 2개의 독립적인 응력상태변수를 고려해서 개발되었다. 본 연구에서는 ϕ^b의 비선형성을 고려하면서 실험으로 결정해야 할 경험적 계수를 최소화할 수 있도록 Fredlund 등(1978)의 식을 변형, 제안하였다.

(가) 불포화토의 겉보기점착력

Fredlund 등(1978)의 식에서는 모관흡수력의 변화에 따른 내부마찰각(ϕ')의 변화가 없으며, 모관흡수력에 따른 강도의 증분이 모두 점착력 성분으로 반영되는 것으로 정의하고 있다. 따라서 이 부분을 겉보기점착력(C_A, apparent cohesion)으로 정의하여 모관흡수력에 선형으로 증가하는 형태로 다음과 표현할 수 있다.

$$C_A = c' + (u_a - u_w)\tan\phi^b \qquad (3.2.17)$$

즉, 여러 모관흡수력 하의 삼축압축 실험에서 얻어진 파괴상태의 Mohr원들에 내부마찰각(ϕ')의 기울기로 접하는 직선과 모관흡수력-전단강도 면이 만나는 점들로부터 겉보기 점착력(apparent cohesion)을 구할 수 있다(그림 3.2.18).

그러나 여러 연구자들의 실험적인 연구들은 전단강도가 모관흡수력 축에서 공기함입치(AEV, Air Entry Value)을 초과하는 경우에 비선형을 보임을 증명했다(Fredlund 등, 1978; Escario와 Juca, 1989).

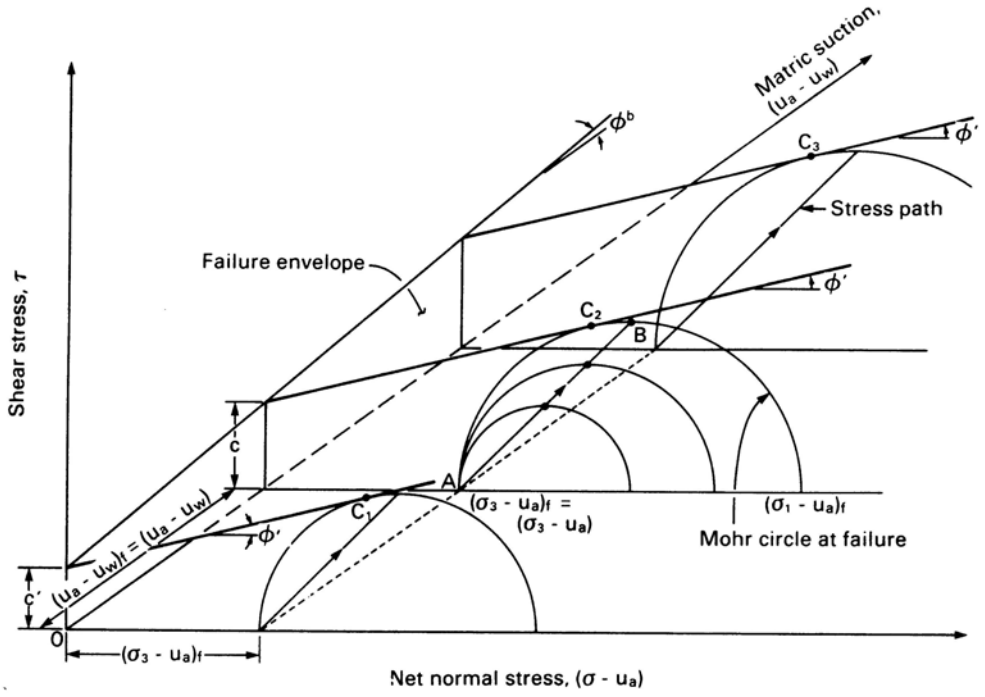


그림 3.2.18 불포화 압밀배수 삼축압축실험의 응력경로와 강도정수

(나) 쌍곡선식(hyperbolic equation) 형태로 제안된 겉보기 점착력

불포화토의 물리적인 전단강도 거동 특성은 실험적 연구들로부터 다음과 같이 설명되어질 수 있다. 즉, 공기함입치보다 낮은 모관흡수력에서는 작용되는 모관흡수력이 직접적으로 유효응력의 증가로 작용하고 이는 전단강도로 나타난다. 따라서 모관흡수력의 증가는 흙의 공기함입치까지 총응력의 증가와 같다($\phi \fallingdotseq \phi^b$). 그러나 모관흡수력의 증가와 함께 시료는 건조화되기 시작하고 모관흡수력이 작용하는 유효접촉면도 감소하게 된다. 이로 인해 어떤 값의 모관흡수력을 넘어서면 물이 빠져나가기가 보다 어렵게 되고 모관흡수력이 작용하는 면적도 상당히 줄어들게 된다. 그러므로 이후로는 모관흡수력의 증가에 따른 전단강도의 큰 증가는 발생되지 않게 되며, 전단강도 포락선은 모관흡수력축을 따라 점근할 수 있다. Escario와 Juca(1989)는 실험적으로 ϕ^b가 0으로 향하는 경향을 보인 바 있다.

따라서 본 연구에서는 이와 같은 겉보기점착력의 거동을 간단한 형태로 표현할 수 있도록 쌍곡선식을 제안하였다. 기본적인 쌍곡선식이 초기 기울기와 최대점근값으로 표현되는 것을 이용해서, 모관흡수력에 대한 겉보기점착력을 초기기울기와 최대점근값으로 내부마찰각(ϕ^b)과 겉보기점착력의 최대증분값(C_{max})을 각각 사용해서 식 (3.2.18)과 같이 수식화 할 수 있다(그림 3.2.19~3.2.20).

$$C_A = c' + \frac{(u_a - u_w)}{a + b(u_a - u_w)} \tag{3.2.18a}$$

$$C_{A,\max} = C_{\max} + c',\ a = \frac{1}{\tan\phi'},\ b = \frac{1}{C_{\max}} \tag{3.2.18b}$$

위와 같은 겉보기 점착력의 hyperbolic 수식화의 적용성을 검토하기 위해 먼저 기존의 문헌에 발표된 실험 자료를 비교한 결과, 선택되어진 One parameter, 즉, C_{max}(최대 겉보기 점착력)에 대해서 hyperbolic 식이 기존의 실험 결과들의 겉보기 점착력 성분을 매우 잘 표현하는 것으로 나타났다(그림 3.2.21~그림 3.2.25).

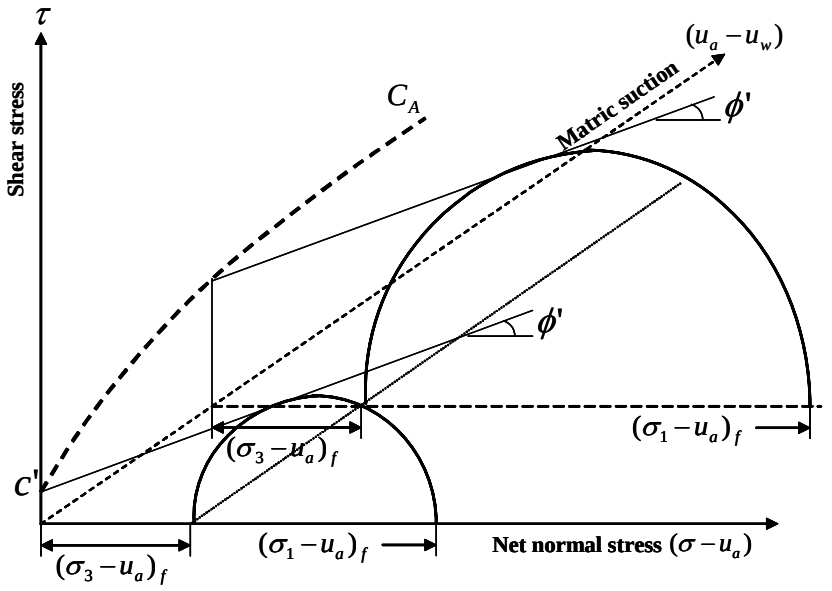


그림 3.2.19 C_{max}로 나타나는 겉보기점착력의 비선형성

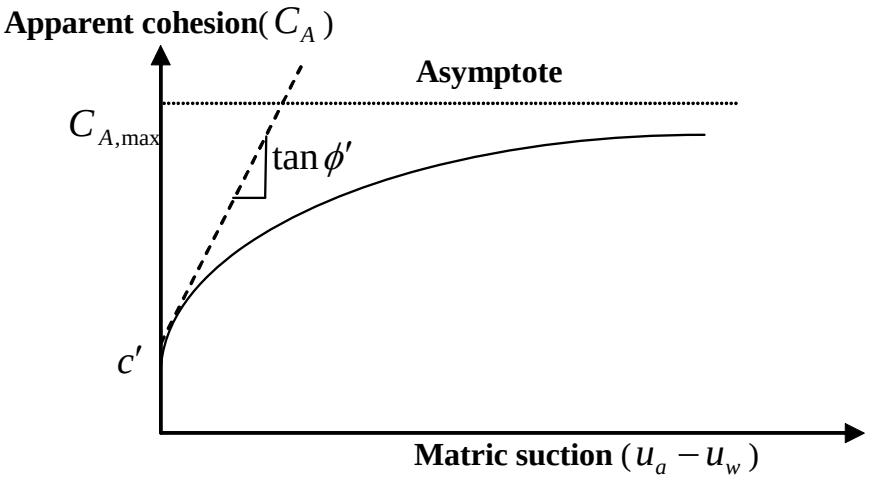


그림 3.2.20 겉보기점착력의 쌍곡선 그래프

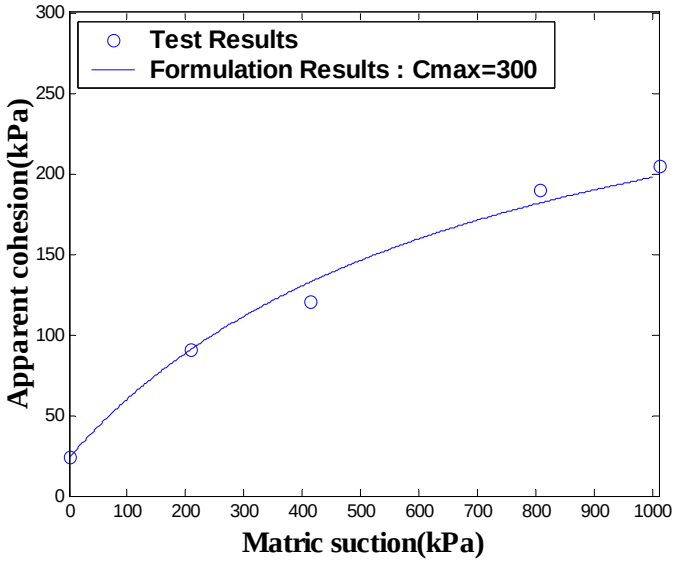


그림 3.2.21 Red clay(Escario와 Saez, 1986)

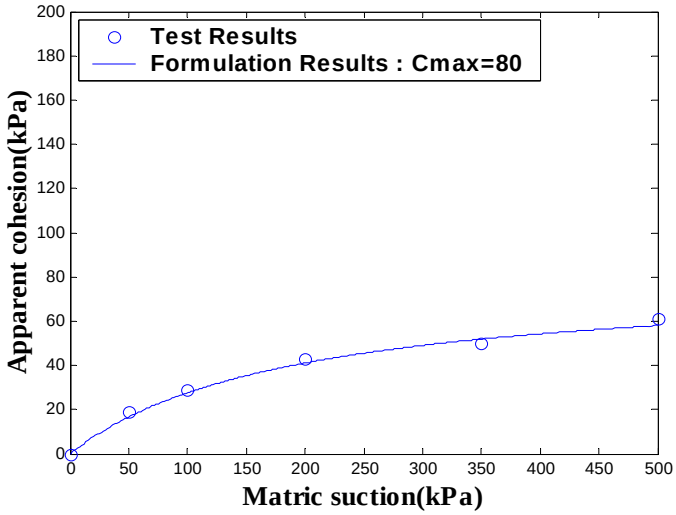


그림 3.2.22 Dry glacial till(Vanapalli 등, 1996)

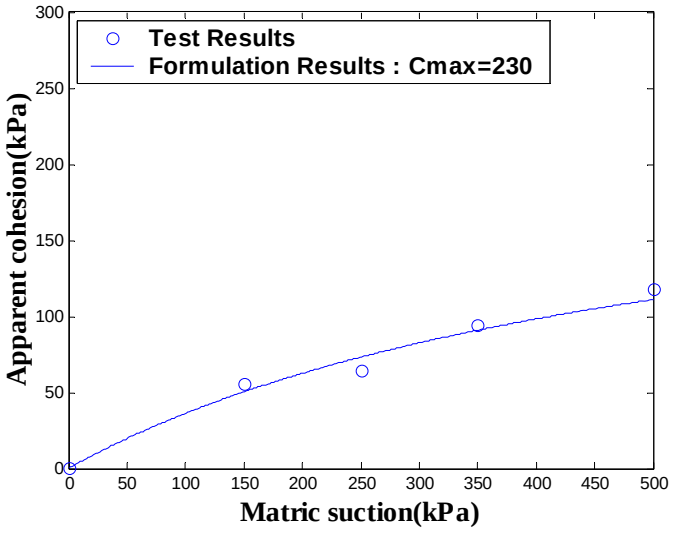


그림 3.2.23 Wet glacial till(Vanapalli 등, 1996)

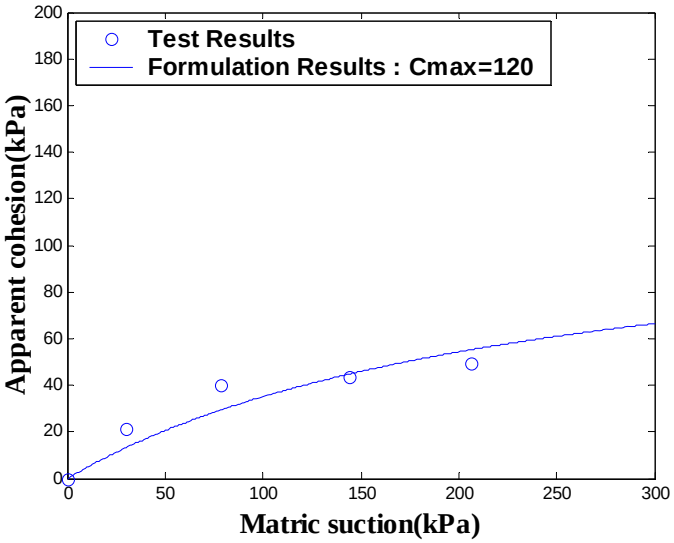


그림 3.2.24 Colluvium(De-Campos와 Carvillo, 1995)

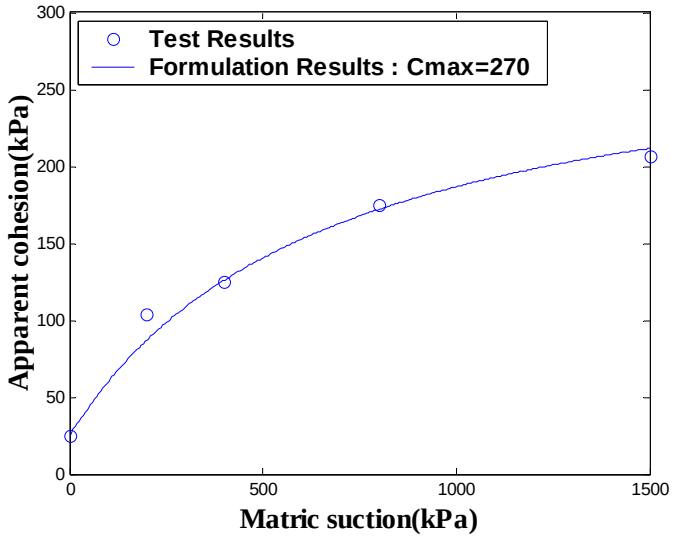


그림 3.2.25 Jossigny silt(Cui와 Delage, 1993)

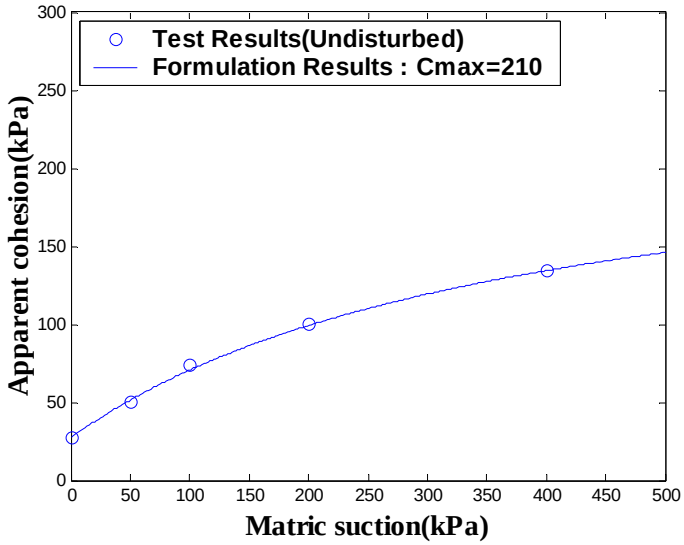


그림 3.2.26 조치원 C-N 시료

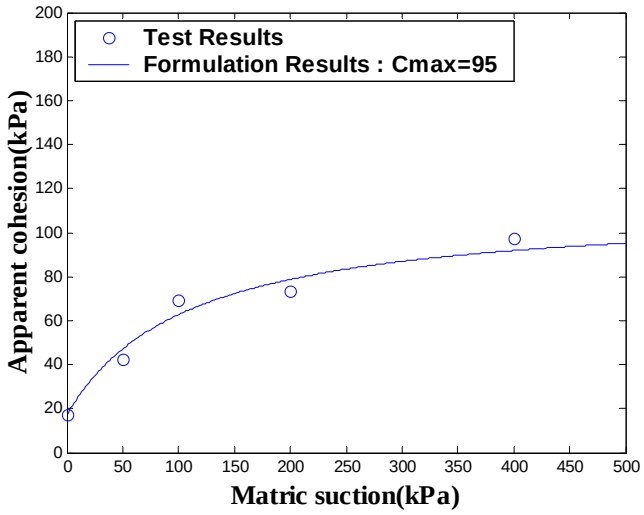


그림 3.2.27 연기 Y-C1 시료

국내의 대표적인 지반 재료인 화강풍화토에 대하여 실험을 수행한 결과를 분석하여 요약하면 다음과 같다(그림 3.2.26~3.2.27).

첫째, 기존의 실험 결과에서 유추한 비선형 수식화 방법으로 본 실험 결과에 적용해 본 결과 모관흡수력에 따른 겉보기 점착력의 비선형적 증가특성을 매우 합리적으로 표현할 수 있음을 알 수 있었다.

둘째, 제안된 비선형수식화는 변수가 1개로서 많은 시간 소비와 복잡한 실험을 필요로 하는 불포화 삼축실험을 할 수 없는 경우, 대상 불포화 지반의 강도를 예측하고자 할 때 기존의 다른 예측방법에 비해 보다 간편하게 이용될 수 있을 것으로 판단된다. 따라서, 국내에 가장 널리 분포하는 지반재료인 화강풍화토에 대해 많은 실험자료를 축적함으로써 불포화 지반의 강도 예측과 실제 해석에의 적용을 보다 용이하게 할 수 있을 것으로 사료된다.

마지막으로, 같은 건조단위중량의 건조측과 습윤측에서 다져진 시료에 대한 실험결과에서 습윤측 다짐시료가 건조측 다짐시료에 비해 또, 시료의 밀도가 더 클수록 모관흡수력에 따른 겉보기 점착력의 증가분이 크게 나타나는 경향을 볼 수 있었다.

나. 불포화 전단강도 실험기법

(1) 불포화 삼축압축 실험

실험실에서 흙의 전단강도를 측정하기 위해 사용하는 가장 보편적인 실험 중 하나가 삼축압축실험이다. 삼축실험에서는 현장 조건을 모사하기 위한 가능한 여러과정이 적용되며 모든 실험과정은 일반적인 삼축시험에 사용되는 기본 원리들이 적용된다.

구속압의 작용은 삼축시험에서 적용되는 1번째 단계이다. 흙시료들은 구속압 작용중에 배수가 허용되거나, 배수가 허용되지 않을 수도 있다. 압밀과정(consolidation process)은 간극유체의 배수가 허용되었을 때 구속압의 작용에 따라 일어나며 압밀과 비압밀 조건은 삼축실험을 구분하는 1단계 기준이다.

축응력(axial stress)의 작용은 2번째 단계로서 전단이 이루어지는 단계이다. 축응력은 일반적으로 총 최대 주응력(σ_1)으로 작용하고, 등방구속압은 총 최소 주응력(σ_3)으로 작용한다. 전단과정에서 간극유체의 배수조건은 삼축시험을 구분하는 2단계 기준이다. 또한 간극공기와 간극수는 전단 중에 다른 배수조건을 가질 수 있다. 삼축실험은 이러한 배수조건들에 따라 다음과 같이 구분될 수 있다.

1) CD실험
2) CW(constant water content) 실험
3) CU실험(간극수압측정)
4) 비배수 실험
5) UC(비구속)실험

여기서 CW실험은 전단 중에 간극공기만 배수상태로 유지되고, 간극수는 비배수상태로 유지되는 특별한 경우이다. 이때 공기, 물, 또는 전체 부피변화는 전단 중에 측정할 수도 있다.

삼축시험으로부터 얻어진 전단강도 자료는 파괴시의 응력상태변수(stress state variable)를 이용해서 분석될 수 있고 간극수압을 모를 때는 파괴시에 총응력을 사용해서 분석될 수 있다. 이러한 개념은 포화토에서 사용된 유효응력 및 총응력 접근법과 유사하다.

배수시험에서, 간극압(pore pressure)은 전단 중에 원하는 값으로 조절된다. 작용

되는 하중에 의해 야기되는 과잉간극압은 시료에서 유체의 유입과 유출이 허용됨으로써 소산된다. 파괴시의 간극압은 조절되기 때문에 알 수 있고, 그 때의 응력상태변수(stress state variable)은 전단강도 자료를 분석할 때 이용될 수 있다.

비배수시험에서는 작용되는 하중에 의한 과잉간극압이 간극유체의 흐름이 전단중에 막혀 있기 때문에 증가될 수 있다. 이때 전단 중에 변하는 간극압이 측정된다면 파괴시의 간극압력들은 알 수 있고 응력상태변수들(stress state variable)도 계산될 수 있다. 그러나 간극압력 측정이 비배수전단 중에 이루어지지 않는다면 응력상태변수는 알 수 없게 된다. 이러한 경우 전단강도는 단지 파괴시의 총응력에 관계될 수 있다.

총응력 접근방법은 실험실에서 측정된 강도가 현장에서 모사되는 배수조건에 대해 적절성(relevance)를 갖는다고 가정될 수 있는 경우에만 현장에 적용되어야 한다. 즉, 시료에서 파괴를 야기시키는 작용된 총응력이 현장에서 파괴를 야기할 작용 총응력과 같다고 가정된다. 이러한 모사과정은 기본적으로 응력상태변수들이 흙의 전단강도를 통제하지만 비배수과정에서는 이들의 변화가 없으므로 총응력을 이용해서 해석을 수행하는 것은 가능하다.

(2) 실험 방법

본 연구에서의 실험은 불포화 조건을 만족시켜주면서 불포화지반의 강도를 얻기 위한 방법으로 간극수와 간극공기를 모두 배수상태로 하는 CD 삼축압축실험방법을 채택하여 기존의 삼축압축실험장치를 개조해 실험을 수행하였다(그림 3.2.28). 시료에 모관흡수력을 유발시키기 위해서는 음의 간극수압을 유지시키도록 해야 하지만 실제로는 음의 간극수압을 1기압까지밖에 발생시킬 수 없어 실험을 위해서 축변환기법(axis-translation technique)을 사용하였다. 이는 간극수압을 양의 값으로 시료의 받침대를 통해 작용시키고 그와 더불어 간극공기압을 간극수압 증가량만큼 증가된 값으로 시료의 cap을 통해 작용시켜 실제 시료에 작용되는 모관흡수력(u_a-u_w)은 일정하게 유지하였다. 이를 위해서는 간극공기압과 간극수압을 각각 독립적으로 조절할 수 있어야 하므로 5기압(bar)의 공기압까지 공기를 통과시키지 않고 물의 연속성을 유지시킬 수 있는 높은 공기함입치(air entry value)를 갖는 세라믹 디스크를 시료의 받침에 설치하였다.

시료의 압밀과정은 구속압, 간극공기압, 간극수압의 작용으로 이루어진다. 밑판에

작용되는 수압은 트랜스듀서에 기록된다. 압밀과정은 시료로부터의 물의 배출이나 전체적인 부피변화가 더 이상 일어나지 않을 때 평형조건에 도달한 것으로 가정한다.

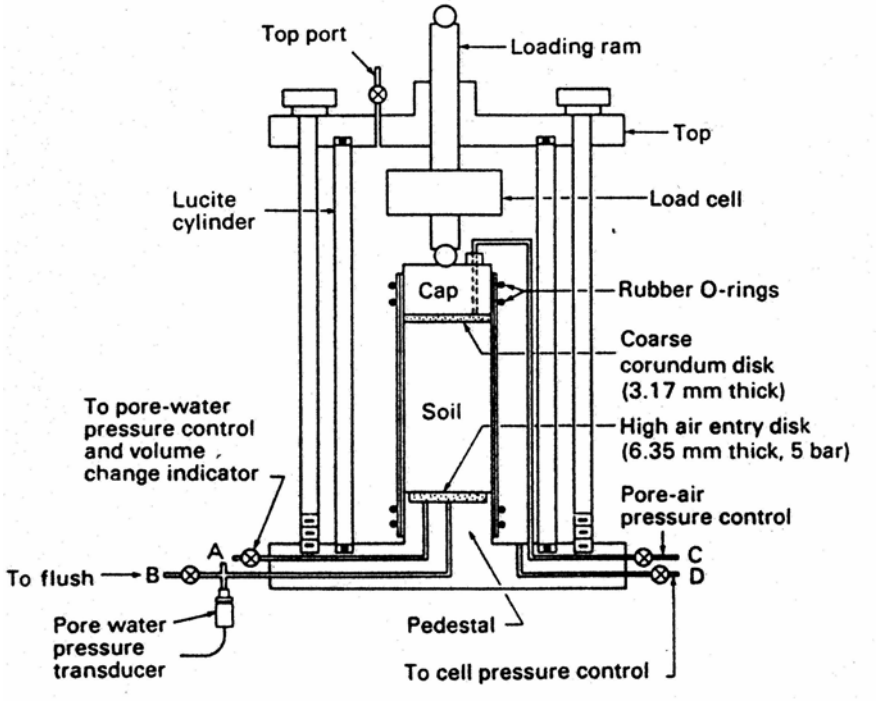


그림 3.2.28 불포화 삼축압축실험 셀 내부구조

작용된 압력하에서 평형조건을 얻었을 때 시료는 적절한 변형률 속도로 압축에 의해 전단된다. 시료에 작용되는 축하중의 크기는 로드셀을 사용하여 기록될 수 있고, 축하중은 축차응력으로 전환된다. 전단과정은 간극공기와 간극수에 대해 배수조건하에서 실행된다. 전단과정은 선택된 파괴규준(e.g. 최대축차응력)에 도달하였을 때 끝나게 된다.

그리고 시료에 대한 균질성을 유지하기 위해 하나의 시료에 대해 여러 모관흡수력 단계에 대해 실험하는 다단계(multistage) 실험 방법을 채택하여 실험하였다(Fredlund와 Rahardjo, 1995). 다단계(multistage) 실험의 경우에 위의 과정(즉, 압밀과 전단)은 각 단계에서 반복된다. 이때 각 단계를 위한 압밀은 0의 축차응력에서 시작하거나 이전의 단계로부터 얻어진 최대 축차응력을 유지시키면서 시작할 수 있다. 즉 축하중을 0으로 풀어줌으로써 축차응력을 0으로 가져갈수 있다. 각 단

계에서 전단과정은 마지막 단계를 제외하고 최대축차응력에 도달하는순간 멈추어야 한다.

(3) 변형률 속도

불포화토의 강도실험은 보통 일정한 변형률 속도(strain rate)로 수행되고, 적절한 변형률 속도는 실험시작 전에 선택되어야 한다. 비배수 전단실험에서는 선택된 변형률 속도가 시료 전체에서 유발되는 간극수압의 균일성(equalization)을 확보해야 하고, 배수 전단실험에서는 선택된 변형률 속도가 유발되는 간극수압의 소산(dissipation)을 확보해야 한다. 실험을 위한 변형률 속도의 평가는 일부 이론의 기초와 일부 경험적 검증의 기반 위에서 이루어져야 한다.

불포화토에 대한 전단강도 실험은 유발되는 간극수압의 균일성이나 소산을 확보하기 위해서 상대적으로 낮은 변형률 속도로 수행되어 왔다. 적절한 변형률 속도를 추정하기 위해서 여러 연구자들은 시행착오(trial and error)의 과정을 사용했다. Donald(1961)는 최대축차응력에 대한 변형률 속도의 영향을 변형률 속도의 추정의 기준으로써 추천하였다. Gibson과 Henkel(1954), Bishop과 Henkel(1962)은 변형률 속도에 따른 강도의 변화(즉 파괴시의 축차응력)를 보이는 실험결과를 발표하였다. 기준이 되는 변형률 속도는 시료의 파괴에 대한 변형률 속도의 상한계를 가리키며 특정한 변형률 속도 이하에서는 전단강도는 일정하게 된다.

Satija와 Gulhati(1979)는 그들의 실험결과로부터 축차응력은 변형률 속도의 변화에 그다지 민감하지 않다는 결론을 내리고, 적절한 변형률 속도를 추정할 때, CW 실험에서는 모관흡수력의 변화가, CD실험에서는 함수비의 변화가 보다 합리적인 지표임을 제안했다.

표 3.2.8은 불포화토에 대한 많은 삼축압축실험으로부터 얻어진 값들로써, 적절한 변형률 속도를 얻을 때 기준값으로 사용할 수 있을 것으로 사료된다. 따라서 본 연구에서는 이전 연구자들에 의해 추천된 지반재료에 대한 변형률 속도를 고려하여 0.004(mm/min)의 변형률 속도를 선정하여 실험을 수행하였다.

표 3.2.8 불포화토의 삼축압축실험에 대한 변형률 속도의 문헌 자료

시료	Triaxial Test	Strain Rate (mm/min)	참고문헌
Boulder clay	CW	0.0021	Bishop 등(1960)
Braehead silt	CW CD	0.00282 0.000498	Bishop과 Donald(1961)
Talybont boulder clay	Undrained	0.0000282	Donald(1963)
Dhanauri clay	CW CD	0.0402 0.0078	Satija와 Gulhati(1979)
Undisturbed decomposed granite and thyolite	*CD Multistage*	*0.001* *0.004*	*Ho와 Fredlund(1982)*
Clayey Sand	Undrained and Unconfined	0.102	Chantawarangul(1983)

(4) 실험 결과

각 시료에 대해 여러 모관 흡수력에서 실험한 불포화 삼축압축 실험결과를 겉보기점착력으로 정리하여, 앞서 설명한 바와 같은 방법으로 수식화된 결과와 비교하였다. 이러한 결과들은 제안된 겉보기 점착력에 대한 쌍곡선식이 실험결과들을 잘 재현해내고 있음을 보여주고 있다(그림 3.29~3.41).

결과에서 보여지는 바와 같이 같은 건조단위중량과 간극비를 갖고 건조측과 습윤측에서 다져진 시료, 즉, C-C1과 C-C2 그리고 O-C1과 O-C2의 결과 등을 비교해볼 때 습윤측에서 다져진 시료들이 건조측에서 다져진 시료보다 모관흡수력의 증가에 따른겉보기 점착력의 증분이 매우 큰 것을 확인할 수 있었다. 건조측에서 다져진 시료는 같은 간극비를 갖고 있어도 습윤측에서 다져진 시료에 비해 간극의 크기가 불규칙하게 분포되어 있어 임의의 모관흡수력에서 큰 간극내 물의 면적이 상대적으로 작을 것으로 판단된다. 따라서 이것은 Vanapalli 등(1996)이 모관흡수력에 의한 전단강도의 증분은 100% 포화도에서의 전체 물의 면적에대한 임의의 포화도에 해당하는 물의 면적의 비로 표현되는 정규화 면적비(normalized area of water)와 모관흡수력의 곱에 비례한다는 설명과 일치하는 결과이다. 이와 더불어 같은 함수비에서 다른 건조단위중량으로 다진 시료, 즉, C-C1과 C-C4 그리고

O-C1와 O-C4의 결과 등을 비교하면 건조단위중량이 커서 작은 간극비를 가진 시료의 겉보기 점착력 증분이 크게 나타나는 것을 확인할 수 있었다.

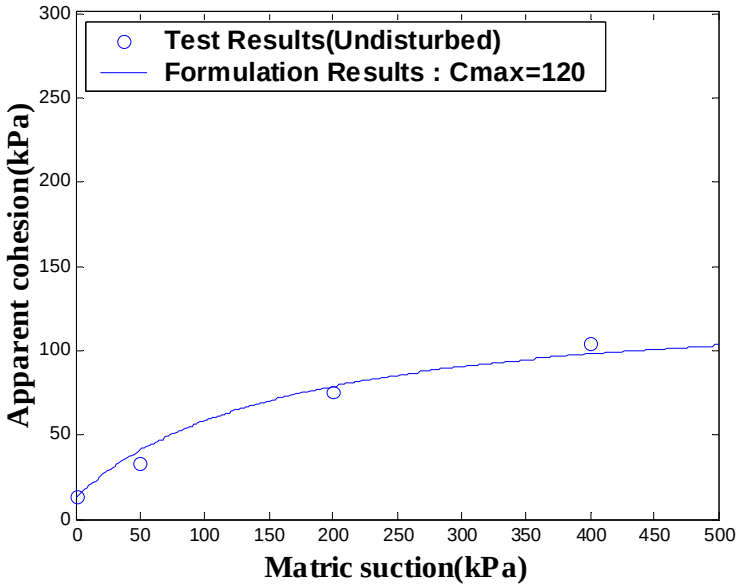


그림 3.2.29 옥천 O-N 시료

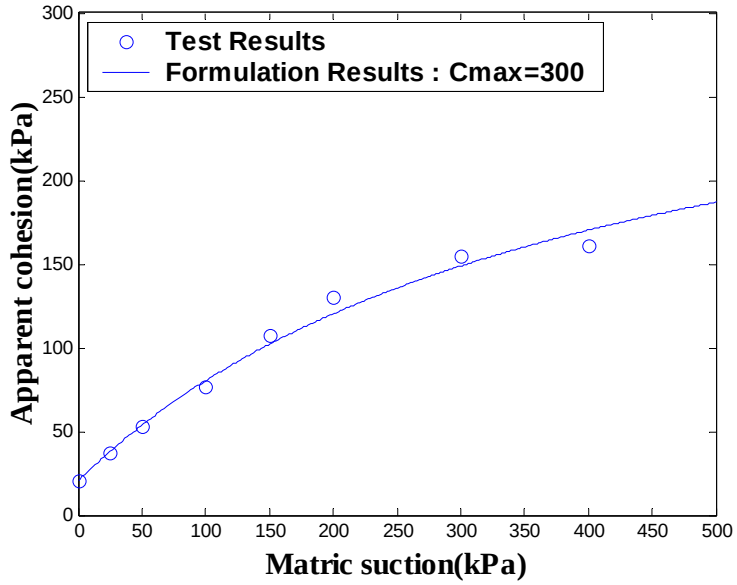


그림 3.2.30 옥천 O-C1 시료

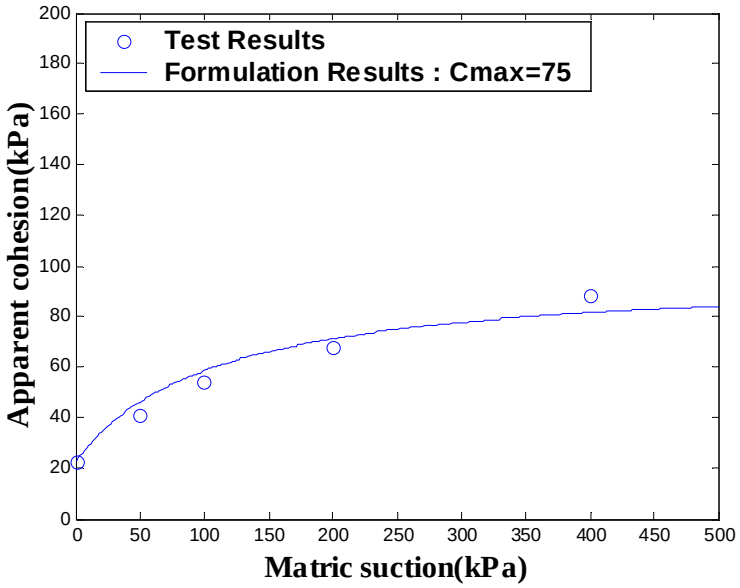


그림 3.2.31 옥천 O-C2 시료

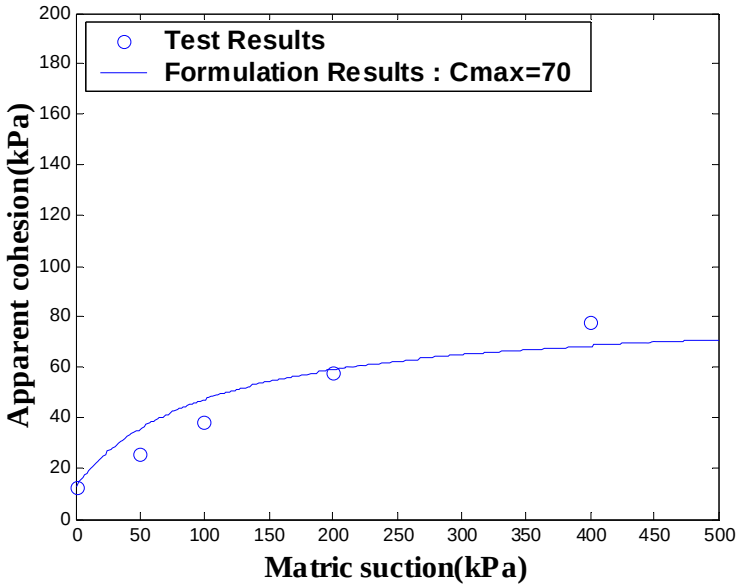


그림 3.2.32 옥천 O-C3 시료

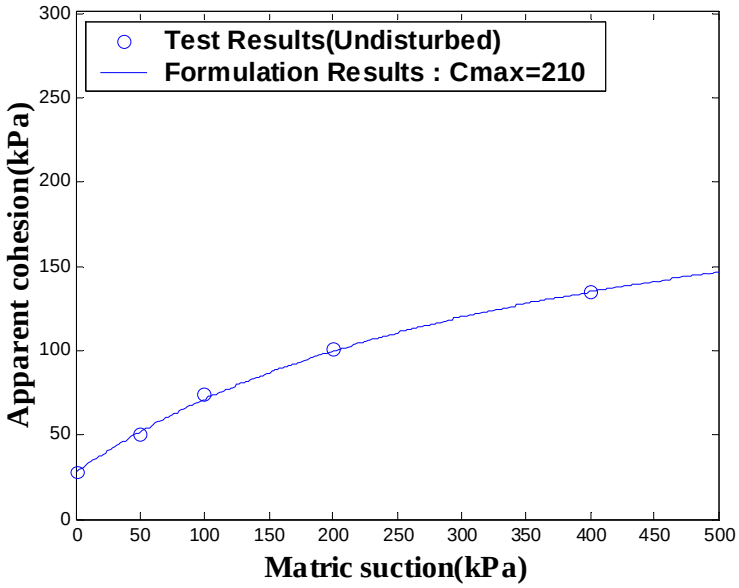


그림 3.2.33 조치원 C-N 시료

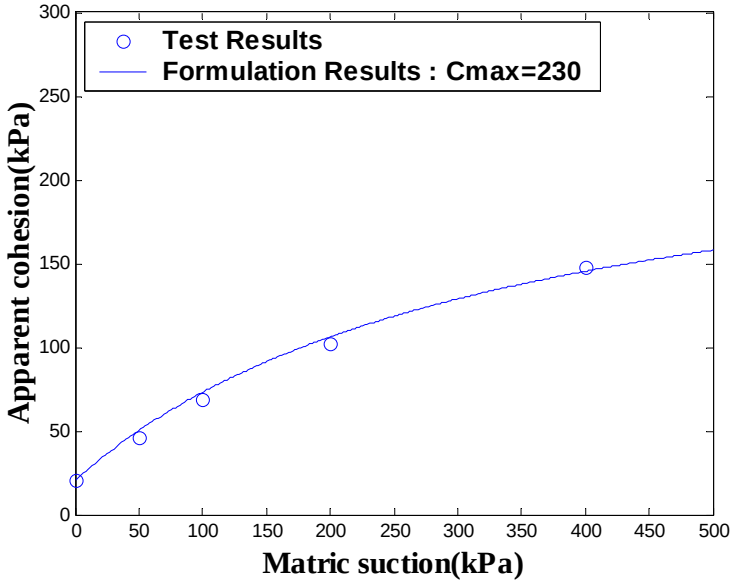


그림 3.2.34 조치원 C-C1 시료

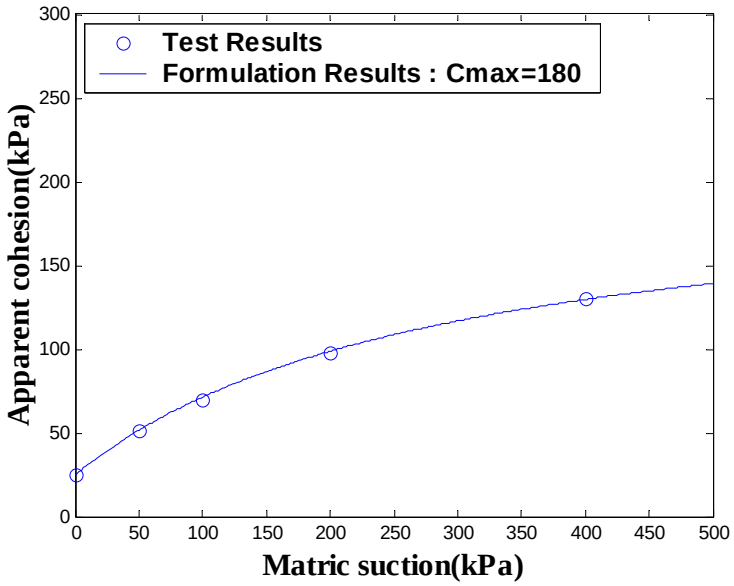


그림 3.2.35 조치원 C-C2 시료

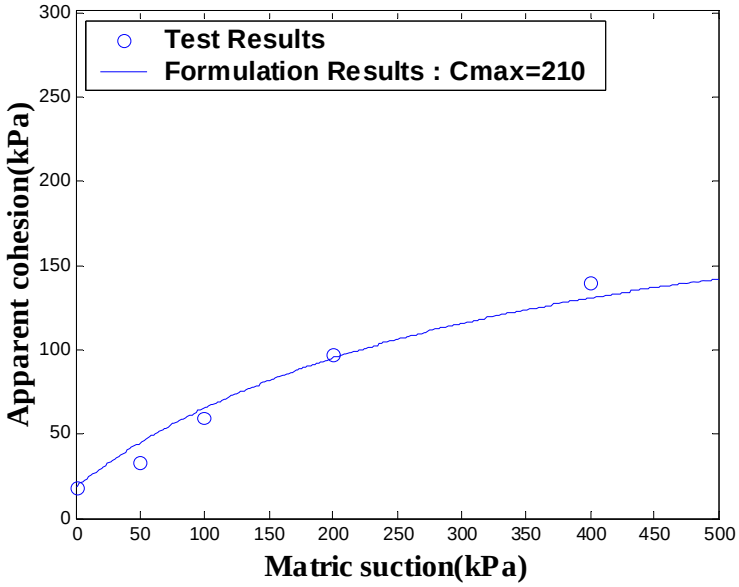


그림 3.2.36 조치원 C-C3 시료

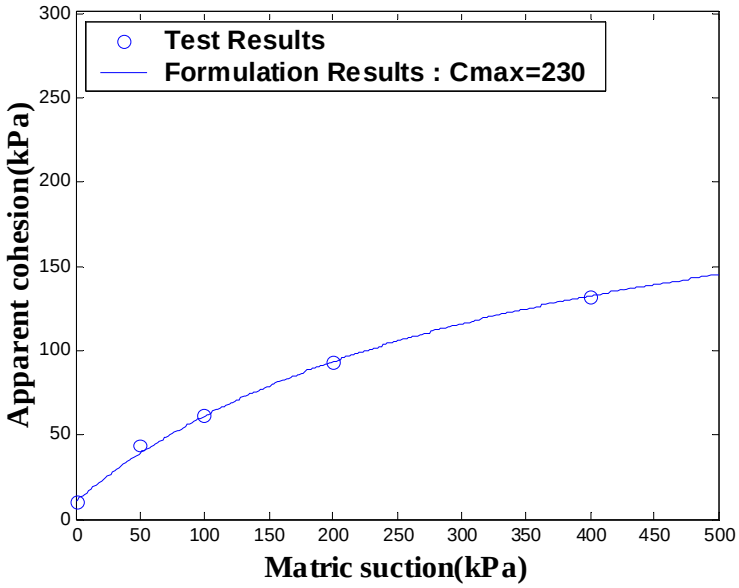


그림 3.2.37 조치원 C-C4 시료

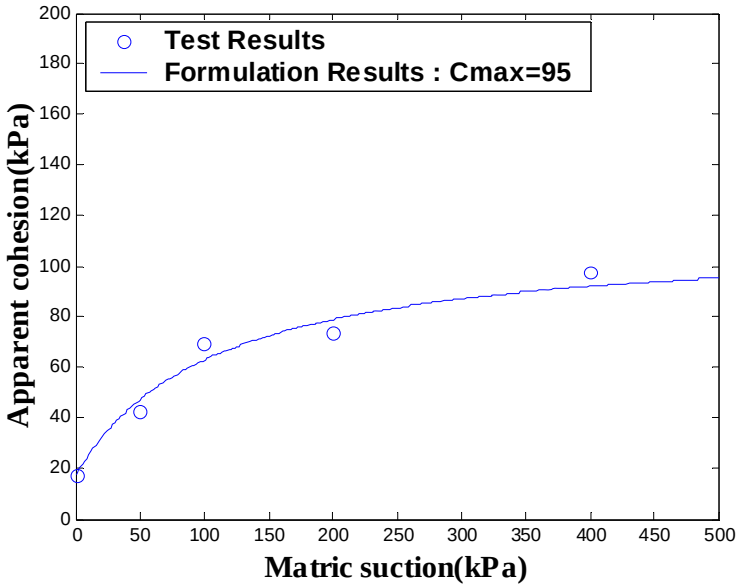


그림 3.2.38 연기 Y-C1 시료

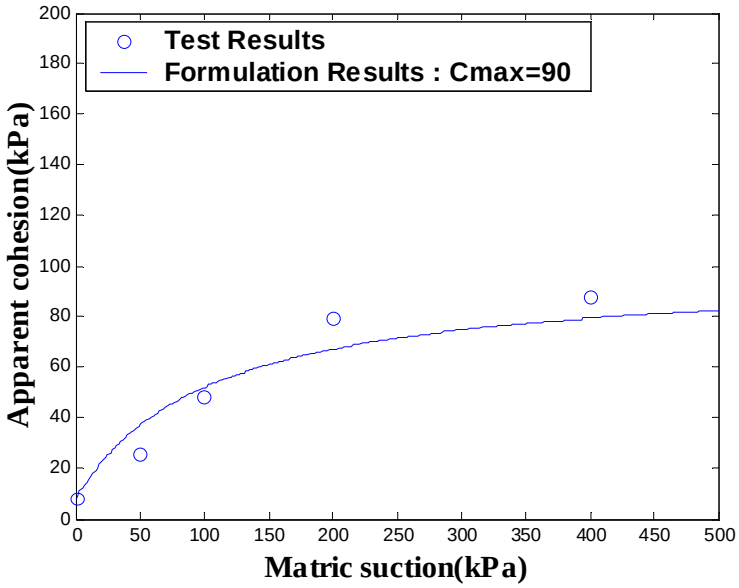


그림 3.2.39 연기 Y-C2 시료

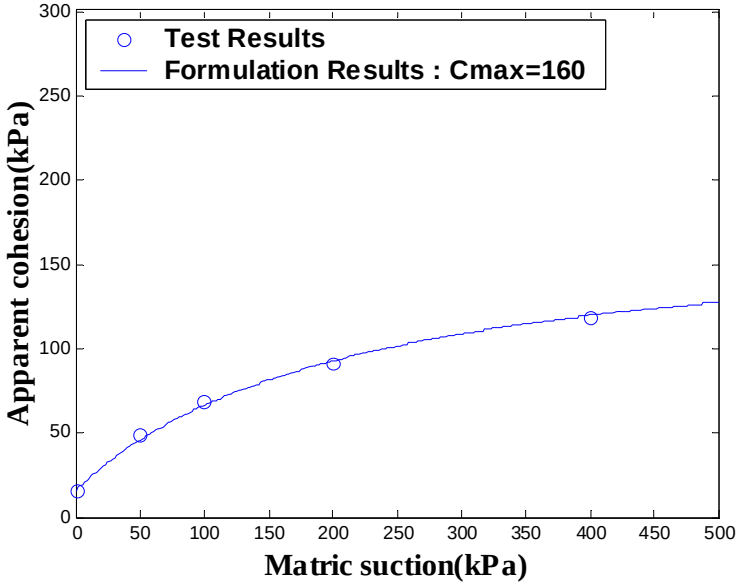


그림 3.2.40 연기 Y-C3 시료

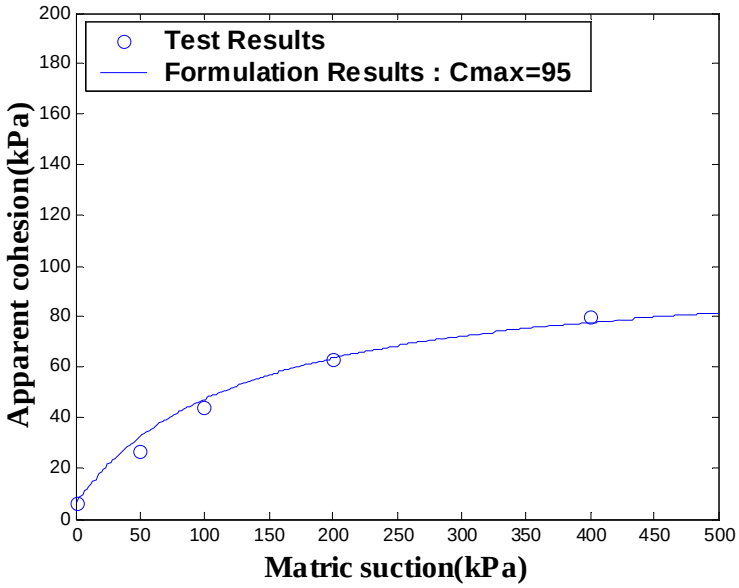


그림 3.2.41 서창 S-C1 시료

이상과 같이 국내의 대표적인 지반재료에 대하여 실험을 수행한 결과를 분석하여 요약하면 다음과 같다.

첫째, 기존의 실험 결과에서 유추한 비선형 수식화 방법으로 본 실험 결과에 적용해 본 결과 모관흡수력에 따른 겉보기 점착력의 비선형적 증가특성을 매우 합리적으로 표현할 수 있음을 알 수 있었다. 둘째, 제안된 비선형수식화는 변수가 1개로서 많은시간 소비와 복잡한 실험을 필요로 하는 불포화 삼축실험을 할 수 없는 경우, 대상 불포화 지반의 강도를 예측하고자 할 때 기존의 다른 예측방법에 비해 보다 간편하게 이용될 수 있을 것으로 판단된다. 따라서, 국내에 가장 널리 분포하는 지반재료에 대해 많은 실험자료를 축적함으로써 불포화 지반의 강도 예측과 실제해석에의 적용을 보다 용이하게 할수 있을 것으로 사료된다. 마지막으로, 같은 건조단위중량의 건조측과 습윤측에서 다져진 시료에 대한 실험결과에서 습윤측 다짐시료가 건조측 다짐시료에 비해 또, 시료의 밀도가 더 클수록 모관흡수력에 따른 겉보기 점착력의 증가분이 크게 나타나는 경향을 볼 수 있었다.

표 3.2.9 여러 연구자들에 의해서 얻어진 지반물성과 강도 자료

gravel (%)	sand (%)	silt+clay (%)	간극비	다짐 함수비 (%)	c' (kPa)	ϕ' (º)	OMC (%)	C_{max} (kPa)	Reference
0	28	72	0.77	11.83	10	25.5	16	150	Gan et al.
0	28	72	0.53	11.5	10	25.5	16	300	
0	28	72	0.69	12.27	10	25.5	16	280	
0	28	72	0.51	12.23	10	25.5	16	300	
0	13.5	86.5	0.672*	13.6	23.7	22.5	17	300	Escario & Saez
0	5	95	0.666*	21.5	0	35	21.5	200	Krahn et al.
0	87.78	12.26	0.62	22.7	0	41.7	-	40	Rassam & William
0	71.17	28.63	0.62	22.7	0	40.7	-	43	
0	28	72	0.517	16.3	0.56	22.19	16.3	200	Vanapalli et al.
0	28	72	0.578	13	0	22.9	16.3	80	
0	28	72	0.542	19.2	0.22	23.18	16.3	230	
0	5	95	0.677	22.2	7.8	29	-	320	Satija
2.6	50.3	47.1	1.15	24	0	26.4	-	120	De-Campos & Carrillo
9.1	60	30.9	1.0	16.7	13.7	28.7	-	80	
0	4	96	0.63	18	25	22	18	270	Cui & Delage
35	50.77	14.23	0.514	12	0.888	44.2	10	80	Lee et al.

* Void ratio (e) estimated by an assumption of G_s=2.65

표 3.2.10 국내에서 얻어진 지반물성과 강도 자료

gravel (%)	sand (%)	silt+clay (%)	간극비	다짐 함수비 (%)	c' (kPa)	ϕ' (º)	OMC (%)	C_{max} (kPa)	지역
0.37	94.79	4.84	0.57	19.87	20.44	36.8	13.9	300	Okchun
0.37	94.79	4.84	0.57	7.93	22.51	34.6	13.9	75	
0.37	94.79	4.84	0.77	19.87	12.79	34	13.9	70	
0.98	92.59	6.43	0.673	23.78	20.49	34.35	16.25	230	Chochiwon
0.98	92.59	6.43	0.673	8.72	24.95	32.05	16.25	180	
0.98	92.59	6.43	1.0	23.78	18.2	31	16.25	210	
0	82.15	17.85	0.673	8.72	10.18	32.9	1.59	230	
5.74	92.71	1.56	0.48	18.77	17.15	41.21	13.63	95	Yungi
5.74	92.71	1.56	0.48	8.49	7.8	40.82	13.63	90	
0	95. 13	4.87	0.48	18.77	15.5	36.48	13.63	160	
0	78.71	13.89	0.606	20.61	5.97	36.04	1.644	95	Seochang

다. 불포화 전단강도의 추정기법

불포화 전단강도는 기존의 포화 전단강도 정수인 c'과 ϕ', 그리고 최대겉보기점착력을 나타내는 경험적 계수인 C_{max}를 이용하여 표현되어질 수 있다. 따라서 경험적인 계수인 C_{max}를 유추할 수 있는 보다 간편하면서도 신뢰적인 방법이 구축된다면 불포화 전단강도에 대한 보다 실용적인 추정으로 인해 그 활용이 더욱 증대될 수 있을 것이다.

지반의 기본적인 물성들은 서로 상관적인 관계를 가지며 불포화 전단강도의 증가분에 영향을 미친다. 즉, 같은 시료에서 비교했을 때, 세립분이 많이 포함된 경우, 간극비가 작은 경우, 건조측보다는 습윤측에서 다져졌을 경우에 모관흡수력에 따른 전단강도의 증분량이 크게 나타나는 경향을 보인다. 따라서 본 연구에서는 비교적 쉽게 얻을 수 있는 이러한 기본 물성들, 즉 모래성분비, 실트와 점토성분비, 간극비, 다짐함수비, 점착력, 내부마찰각들과 최대 겉보기점착력(C_{max})과의 상관관계

를 인공신경망 모델을 통해 미리 학습시킨 후, 그 결과를 바탕으로 불포화 전단강도 특성을 추정할 수 있도록 하였다.

(1) 인공신경망(ANN)을 이용한 불포화 전단강도의 추정

불포화 전단강도특성에 대한 고려는 보다 합리적인 지반해석을 위해 요구되고 있는 실정이다. 이에 본 연구에서는 하나의 경험적 계수를 갖는 모관흡수력에 대한 불포화 전단강도의 비선형 수식화를 이용해서 불포화 전단강도 예측을 보다 간편하게 할 수 있도록 인공신경망 모델을 이용하였다. 이를 위해 기존 연구자들의 자료를 수집하고, 본 연구에서도 국내 풍화토에 대한 불포화 전단강도에 대한 실험을 수행하여 자료를 확보하였다.

(가) 인공신경망 모델의 구조와 자료

지반의 기본적인 물성들은 서로 상관적인 관계를 맺으면서 불포화 전단강도의 증가에 영향을 미친다는 것은 직관적으로 뿐만 아니라, 기존의 자료들, 그리고 실제 실험을 수행한 결과를 통해서도 확인할 수 있다.

따라서 본 연구에서는 비교적 쉽게 얻을 수 있는 이러한 기본적인 물성들, 즉 통일분류법(USCS)에 따른 모래성분비, 실트와 점토 성분비, 간극비, 점착력, 내부마찰각들과 모관흡수력에 대한 겉보기점착력의 최대증분값을 의미하는 C_{max}값의 관계를 인공신경망을 통해 학습시켜 그 상관성을 유도하고 이를 바탕으로 불포화 전단강도특성을 추정할 수 있도록 하였다. 그림 3.2.42는 본 연구에서 사용한 전형적인 신경망 구조를 보여주고 있다.

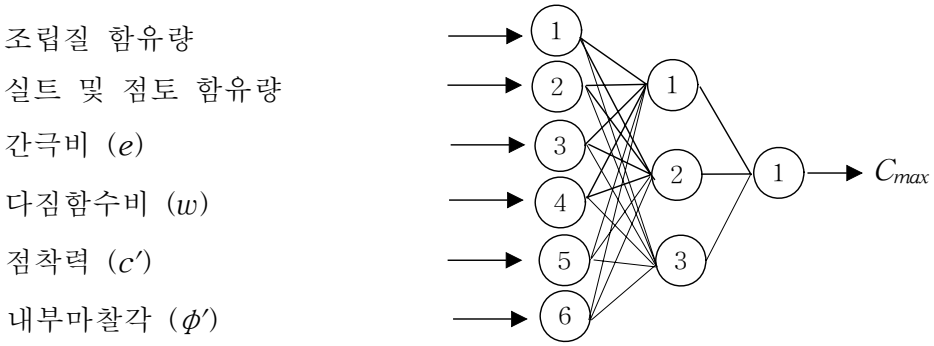


그림 3.2.42 사용된 6-3-1 인공신경망 구조

(나) 인공신경망 모델을 이용한 불포화 전단강도 추정에 대한 결론

모관흡수력에 대한 전단강도의 증분을 C_{max} 하나의 상수를 이용하여 표현한 쌍곡선 수식화는 불포화 전단강도의 예측을 보다 간편하게 하였으며, 문헌의 자료와 본 연구의 실험에서 얻어진 자료를 바탕으로 각각의 시료에서 쉽게 얻을 수 있는 기본 물성과 최대 겉보기점착력(C_{max})의 상관성을 인공신경망 해석을 통해 구할 수 있었다.

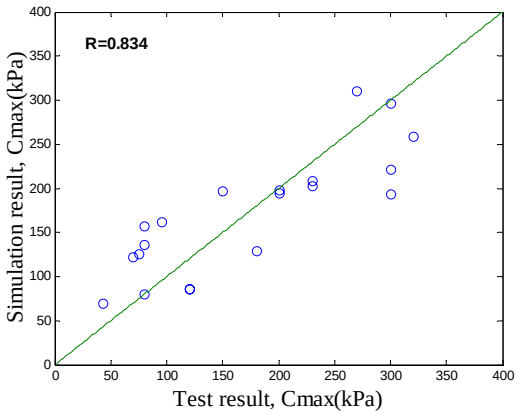
그리고 훈련된 신경망 모델을 이용하여 입력으로 사용된 물성값들이 모관흡수력에 대한 전단강도의 증분에 미치는 정도와 경향을 파악할 수 있었다. 즉, 모래 및 실트와 점토 성분비, 간극비, 다짐함수비, 점착력값 등에 비해 내부마찰각은 상대적으로 영향을 거의 미치지 않는 것으로 나타났다.

이에 다짐시료에 대한 보다 많은 자료를 확보하여 실험기의 종류 및 실험 방법 등, 특히 필요로 하는 지반의 종류 등을 고려하여 신경망해석이 수행된다면 보다 신뢰할 수 있는 불포화 전단강도의 예측이 가능할 것으로 사료되며, 비교란시료에 대해서도 보다 체계적인 실험과 자료축적이 이루어진다면, 실제 적용이 제한적이었던 다짐성토사면과 자연 · 절토사면 등에 대한 불포화 전단강도의 적용이 보다 용이해질 것으로 판단된다.

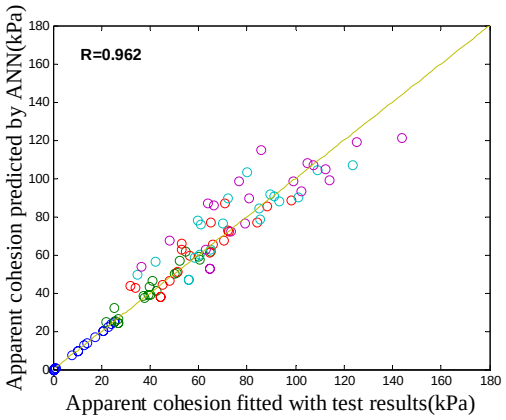
총 27종의 자료를 대상으로 입력자료, 입력층과 은닉층의 노드수, 그리고 훈련기법 등을 달리하여 다음과 같은 경우의 신경망 모델에 대해 적용하였다.

1) 6-3-1 structure, Bayesian regularization, 20 data sets(Model I)
2) 6-3-1 structure, Bayesian regularization, 25 data sets(Model II)
3) 5-3-1 structure, Bayesian regularization, 25 data sets(Model III)
4) 5-3-1 structure, Bayesian regularization, 20 data sets(Model IV)
5) 5-2-1 structure, Levenberg-Marquardt, 20 data sets(Model V)

신경망 모델 적용 결과는 그림 3.52~3.53과 표 3.13~3.14에 나타나 있다.

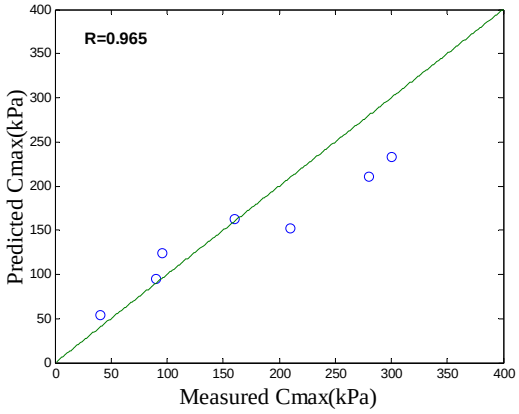


(a) 시험결과와 시뮬레이션 결과 비교

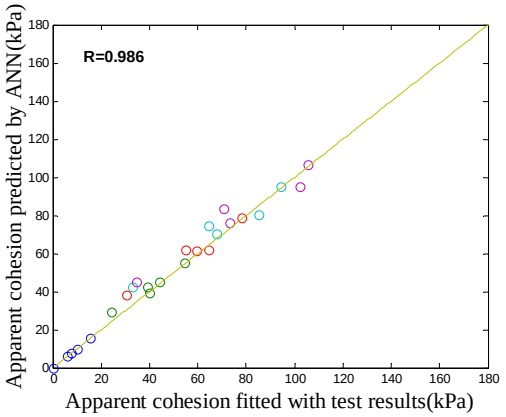


(b) 여러 모관흡수력에 대하여 겉보기 점착력의 실험결과와 추정결과

그림 3.2.43 6-3-1 구조로 훈련된 ANN 모델



(a) 시험결과와 시뮬레이션 결과 비교



(b) 여러 모관흡수력에 대하여 겉보기 점착력의 실험결과와 추정결과

그림 3.2.44 인공신경망에 의해 얻어진 결과와 실험결과의 비교 (Model 1)

표 3.2.11 훈련된 네트워크 모델에 의해 얻어진 결과 정리

Model	Structure	Coefficient of Determination(R) for C_{max}	
		C_{max} by ANN model and test results	Apparent cohesion at various matric suctions by ANN model and test results
I	6-2-1	0.82	0.95
II	5-2-1 (내부마찰각 제외)	0.84	0.96
III	5-2-1 (간극비 제외)	0.80	0.95
IV	5-2-1 (함수비 제외)	0.76	0.94

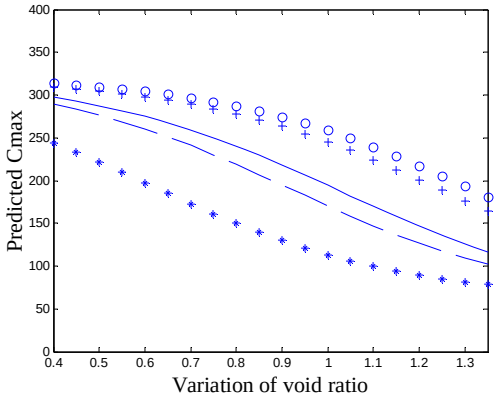
표 3.2.12 훈련된 ANN의 weight와 bias

Model		1st layer		2nd layer	Input parameters
I	weight	-0.2283 0.3734 -0.0006 0.2135 0.3002 -0.1902	0.5716 -0.8953 0.5780 -0.7207 -1.3423 0.2060	0.7042 -1.6356	1. sand fraction 2. silt & clay fraction 3. void ratio 4. water content 5. cohesion 6. friction angle
	bias	0.1067 0.0559		0.4168	
II	weight	0.7160 -1.2468 1.0797 -0.7721 -2.0471	-0.1176 0.3620 0.4856 0.4552 -0.4136	-1.9650 1.0457	1. sand fraction 2. silt & clay fraction 3. void ratio 4. water content 5. cohesion
	bias	0.1356 -0.1327		0.5148	
III	weight	-0.2455 0.4246 0.2264 0.4942 0.0045	0.5476 -0.9349 -0.6780 -1.2800 0.1442	0.7904 -1.6152	1. sand fraction 2. silt & clay fraction 3. water content 4. cohesion 5. friction angle
	bias	0.1138 -0.2641		0.3484	
IV	weight	0.4800 -0.8148 0.4776 -1.2251 0.0222	0.3216 -0.4444 0.0342 -0.3492 0.2051	-1.5251 -0.5376	1. sand fraction 2. silt & clay fraction 3. void ratio 4. cohesion 5. friction angle
	bias	-0.0669 -0.0977		0.9382	

이상과 같이 사용된 입력자료들이 실제 신경망을 이용한 유추과정에서 출력에 미치는 영향정도를 파악할 수 있도록 각 입력자료들에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 즉, 민감도 분석의 대상 물성이 변함에 따라 예측되는 최대 겉보기점착력 증

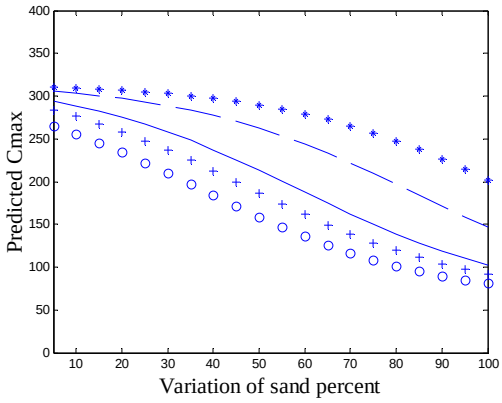
분(C_{max})의 경향을 해석하여 민감도분석을 수행하였다. 대상이 되는 입력변수를 제외한 나머지 5개의 입력변수들은 각 변수들이 변할 수 있는 범위 내에서 임의로 랜덤하게 입력받도록 하였고, 보다 일반적인 경향을 보기 위해 같은 방법으로 해석을 5번씩 반복 수행하였다. 각각의 민감도 분석 결과 그림3.54에 도시된 5개의 그래프는 민감도해석을 5번 반복 수행한 결과를 보여주고 있다. 여기서 함수비는 표준다짐실험에서 얻어진 최적함수비를 0으로 하여 (-)측은 건조측, (+)측은 습윤측을 나타낸다.

민감도 분석의 결과는 수집된 자료와 실험 수행시 알 수 있었던 바와 같이 비슷한 경향을 보여주고 있다. 즉, 세립분이 많이 포함될수록, 따라서 점착력이 큰 시료일수록, 간극비가 작을수록, 그리고 건조측 다짐시료보다는 습윤측 다짐시료가 보다 큰 겉보기점착력에 대한 증분효과를 나타내는 것으로 나타났다. 하지만, 내부마찰각은 크게 영향을 주지 않는 것으로 나타났다.

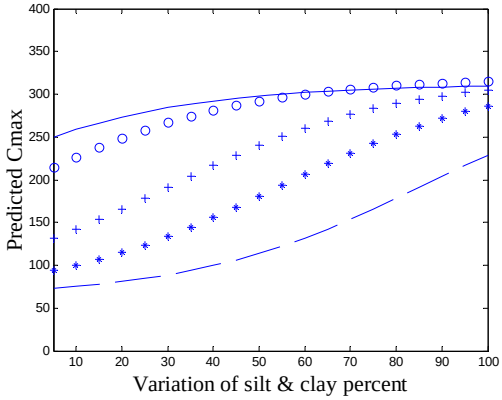


(a) Trend of C_{max} with variation of void ratio

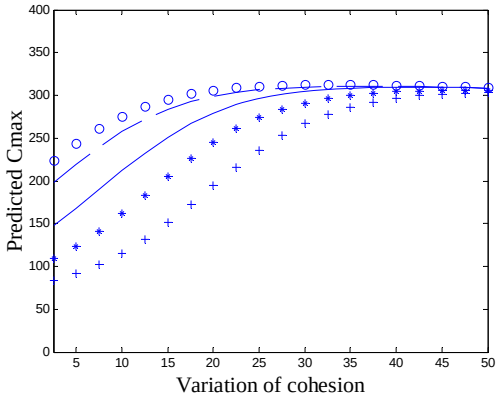
그림 3.2.45 민감도 분석 결과 (계속)



(b) Trend of C_{max} with variation of sand fraction

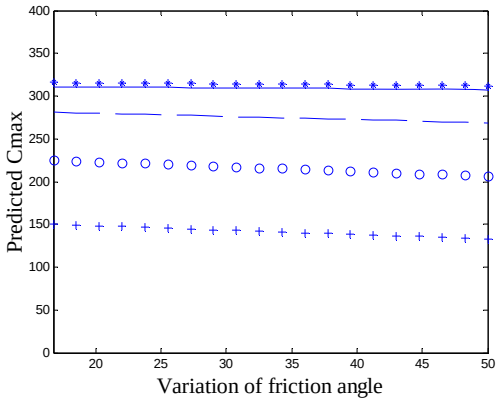


(c) Trend of C_{max} with variation of silt and clay fraction

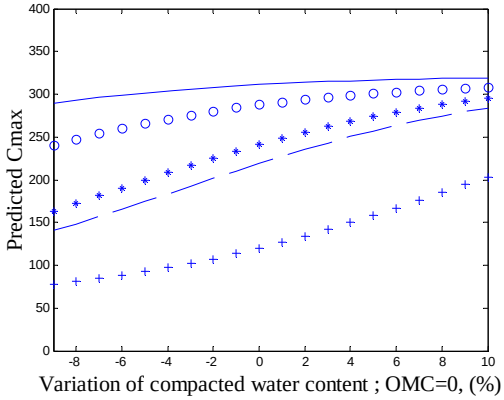


(d) Trend of C_{max} with variation of cohesion(c')

그림 3.2.45 민감도 분석 결과 (계속)



(e) Trend of C_{max} with variation of friction angle(ϕ')



(f) Trend of C_{max} with variation of compacted water content(w)

그림 3.2.45 민감도 분석 결과

(2) 함수특성곡선으로부터 불포화 전단강도 추정 기법

앞선 연구에서는 입도분포 등과 같은 간단한 지반물성으로부터 직접 불포화 전단강도를 추정하는 방법을 언급하였다. 하지만 중요한 요소인 함수특성곡선으로부터 불포화 전단강도를 추정하지는 못한다. 따라서 함수특성곡선이 이미 얻어진 상태에서 불포화 전단강도를 추정하는 기법 또한 개발되어야 한다.

Vanapalli 등 (1996)은 함수특성곡선으로부터 불포화 전단강도를 직접 추정하는 기법을 개발하였다. 즉 공기함입치 이전에서는 $tan\phi'$과 동일한 기울기로 강도가 증가하다가 공기함입치를 지나면서 강도가 점차 비선형적으로 변하는 거동을 분석하였으며, 이러한 거동이 함수특성곡선의 형태와 밀접한 관련이 있음을 알아내었다. 그는 다음과 같은 불포화 전단강도 추정식을 제안하였다.

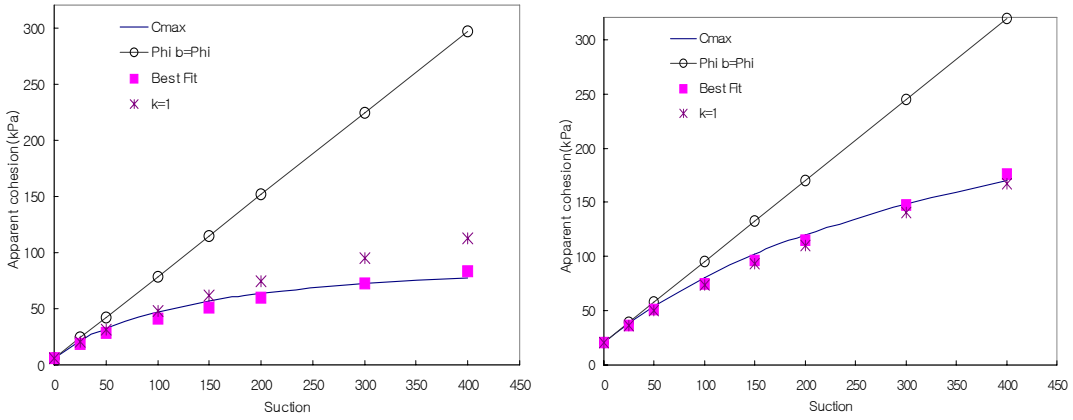
$$\tau_{ff} = c' + (\sigma_f - u_a)_f \tan\phi' + [\Theta(u_a - u_w)]^{\kappa} \tan\phi' \quad (3.2.19)$$

또는,

$$\tau_{ff} = C_A + (\sigma_f - u_a)_f \tan\phi' \quad (3.2.20)$$

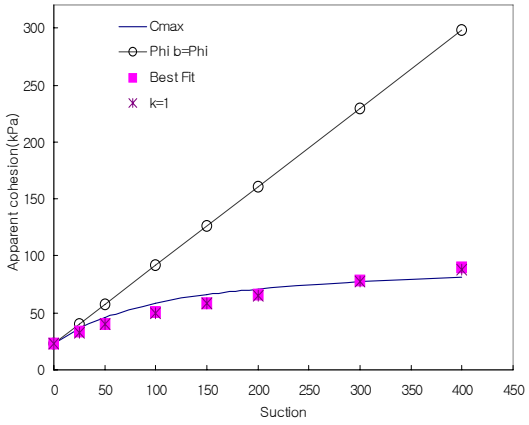
$$C_A = c' + [\Theta(u_a - u_w)]^{\kappa} \tan\phi'$$

식 3.2.19에서 정규화된 함수특성곡선($\Theta(u_a-u_w)$)으로부터 불포화 전단강도를 추정할 수 있다. 지수인 κ는 흙의 구조 등에 의해 값의 분포가 나타날 것으로 판단된다. 본 연구에서는 앞서 얻어진 실험자료들의 결과를 이용하여 국내 풍화토에 대한 함수특성곡선을 이용하여 추정한 결과를 불포화 강도실험 결과와 비교한 결과 κ 값의 범위가 0.9~1 사이에서 나타나고 있음을 알 수 있다. 따라서 국내 함수특성곡선으로부터 불포화 강도를 추정할 경우 κ를 1로 산정하여도 좋은 결과를 얻을 수 있다. 그림 3.2.46은 κ를 최적화시킨 경우와 1로 결정한 경우를 비교하여 보여주고 있다.

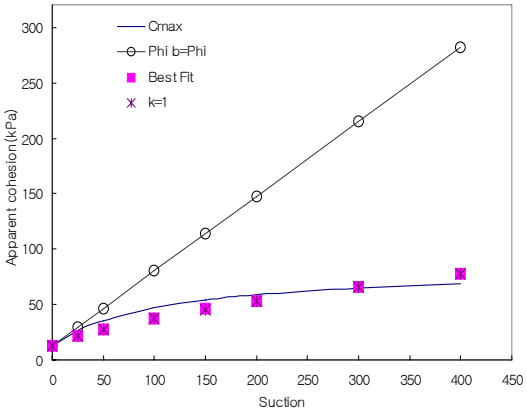


(a) S-C1 (b) O-C1

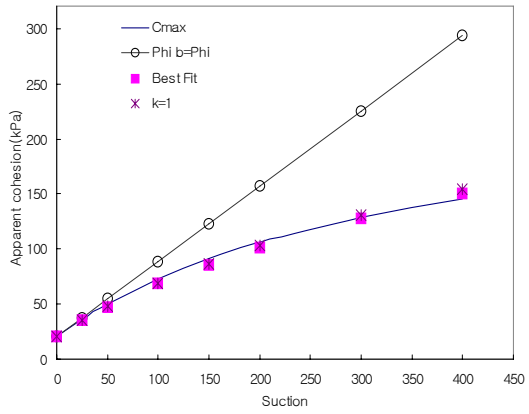
그림 3.2.46 κ를 이용한 불포화 전단강도 추정 (계속)



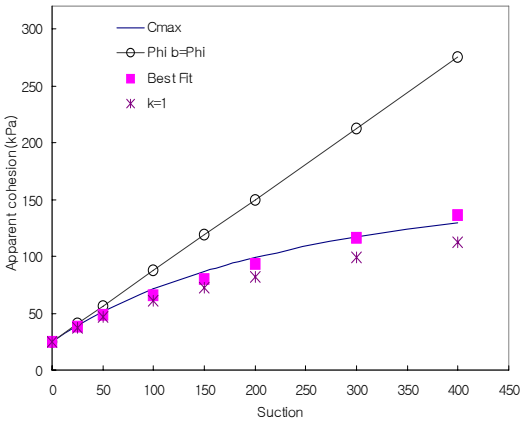
(c) O-C2



(d) O-C3



(e) C-C1



(f) C-C2

그림 3.2.46 κ를 이용한 불포화 전단강도 추정

5. 불포화 투수계수

가. 불포화 투수특성

일반적으로 흙 속의 모든 간극은 토립자가 어떤 형태로 다짐배열(packing)되든 간에 상호 연결되어 있다. 자갈 및 모래와 같은 조립토는 물론 심지어 실트에서조차도 주변간극과 연결되지 않은 간극을 상상하기는 어렵다. 흙 속의 간극이 상호 연결되어 있기 때문에 자연토의 가장 조밀한 상태에서도 물이 흐를 수 있다.

불포화토에서 간극유체는 액체와 기체 2가지 상(phase)으로 이루어져 있다. 물과 공기로 이루어진 간극유체의 흐름을 해석하기 위해서는 흐름율(flow rate)과 작용

포텐셜(driving potential)의 상관관계를 알아야 하며 이러한 상관관계를 나타내는 계수를 투수계수(coefficient of permeability)라 한다. 일반적으로 물의 흐름문제에서 작용포텐셜을 '동수두(hydraulic head)'라 표현하고, 물의 흐름을 유발시키는 원인은 수두의 변화(gradient)이다. 이때 수두는 위치수두와 압력수두로 나타낼 수 있다.

일반적인 지반공학의 문제에서 완전포화된 지반의 경우 유체의 흐름은 물의 흐름만으로 한정되며 이러한 물의 흐름은 Darcy의 법칙을 따르는 것으로 알려져 있다. 하지만 불포화토 흐름문제의 경우 물, 공기 그리고 흙입자의 3상구조여서 물과 공기의 흐름을 동시에 고려하여야 한다. 불포화토에서 물의 흐름은 간극내 공기가 차지하고 있는 부분으로는 흐르지 않는다. 즉 물의 흐름은 연속된 물로 이루어진 흐름통로(flow channel)를 통해서만 발생하고 간극내 공기는 흙입자처럼 여겨진다. 따라서 불포화지반은 포화된 지반과 유사하게 생각할 수 있다. 즉 불포화토에서도 Darcy의 법칙이 적용가능하다. 다만 다른점은 불포화토의 경우 포화토의 경우와 같이 투수계수가 상수가 아니며 모관흡수력 혹은 포화도 등의 함수로 표현된다는 것이다.

불포화토의 간극 속에는 물과 공기의 압력차에 의한 표면장력(surface tension)과 물분자를 결합하는 표면력(surface force)이 발생한다. 전자를 모관흡수력(matric suction)이라 하는데, 이것이 모세관 현상과 흡착현상의 원인이 되고, 이 현상들로 불포화영역에서는 부의 간극수압이 발생하여 유효응력을 증가시킨다.

흙이 물을 보유할 수 있는 이유는 간극내 공기와 물의 접촉면에서 발생하는 모관력(capillary force)와 물분자를 흡착하는 흙입자의 표면력(surface force) 등 때문이다.

Lambe과 Whitman(1969)은 물의 흐름계수(water permeability, k_w)를 흙의 종류, 흙입자들의 구성요소, 흙입자의 구조(fabric) 그리고 포화도에 의존한다고 보았다. 또한 만약 압밀과정에서 흙입자의 구조가 명확히 변형을 일으키지 않는 경우에는 간극비와 포화도가 침투율의 변화에 주요한 인자라고 규정하였다. 그 중에서도 간극비에 따른 물의 침투율의 변화는 보다 분명히 서술할 수 있으며, 많은 실험자료로부터 $\log(k_w)$ 와 간극비(e)가 선형적인 관계를 가진다고 제시하였다. 만약 포화된 지반의 경우 물의 흐름계수는 간극비(e)의 함수라고 정의할 수 있으며(Lambe & Whitman ; 1979), 불포화토의 경우에는 간극비(e)와 포화도(S_r) 또는 함수비(w)가

연관된 복합적인 함수로 정의할 수 있다.

$$k_w = f(e,w) \quad \text{or} \quad k_w = f(S_r,e) \tag{3.2.21}$$

Darcy는 고전적 실험을 통하여 모래 속을 통과하는 물의 흐름특성을 연구하였다. 그는 시료의 길이 L과 시료의 상단 및 하단의 수압을 변화시켜 가며 모래를 통과하는 유량 Q를 측정하였다. 그 결과 Darcy는 실험적으로 Q가 $(h_3-h_4)/L$에 비례함을 발견하였다.

$$Q = k\frac{h_3-h_4}{L}A = kiA \tag{3.2.22}$$

Q = 유량(단위시간당)

k = 투수계수

h_3 = 시료의 유입구에서의 전수두

h_4 = 시료의 유출구에서의 전수두

L = 시료의 길이

A = 시료의 단면적

$i = \frac{h_3-h_4}{L}$, 동수경사

Darcy의 법칙으로 알려진 식 (3.24)는 토질역학의 기본식 중의 하나이다. 수많은 실험에 의해 조사된 결과 Darcy의 법칙은 흙속의 대부분 형태의 유체의 흐름에 적용될 수 있음이 입증되었다. 매우 빠른 속도의 유체의 흐름이나 매우 낮거나 매우 빠른 속도의 기체의 흐름에는 Darcy의 법칙이 적용되지 않는다.

투수곡선과 함수특성곡선은 함수비 조건에 따른 밀접한 관련성을 보이고 있다. 투수곡선은 흙 내 간극에 존재하는 물의 양에 따라서 영향을 받는다. 즉 함수비에 따라서 투수성이 변하게 되는 것이다. 이러한 함수비를 표현하는 곡선이 함수특성곡선이므로 투수곡선은 함수특성곡선과 유사한 형태를 보이는 것이 당연하다. 그림 3.2.47은 이러한 함수특성곡선과 투수특성의 유사성을 보여주고 있다. 함수특성곡선

과 투수곡선은 모래와 점토의 경우 모두에서 유사한 공기함입치를 보이고 있다. 또한 모래로 된 흙은 점토흙보다 더 낮은 모관흡수력을 보이지만, 투수값은 더 크다는 것을 알 수 있다. 이러한 이유는 모래흙의 경우 간극이 많이 존재하여 간극내 공기압으로 인해 물의 유출이 비교적 쉽기 때문이다. 반면 점토흙에서는 점착력과 세립분의 영향으로 공기압으로 인한 영향을 적게 받기 때문에 공기함입치가 커진다.

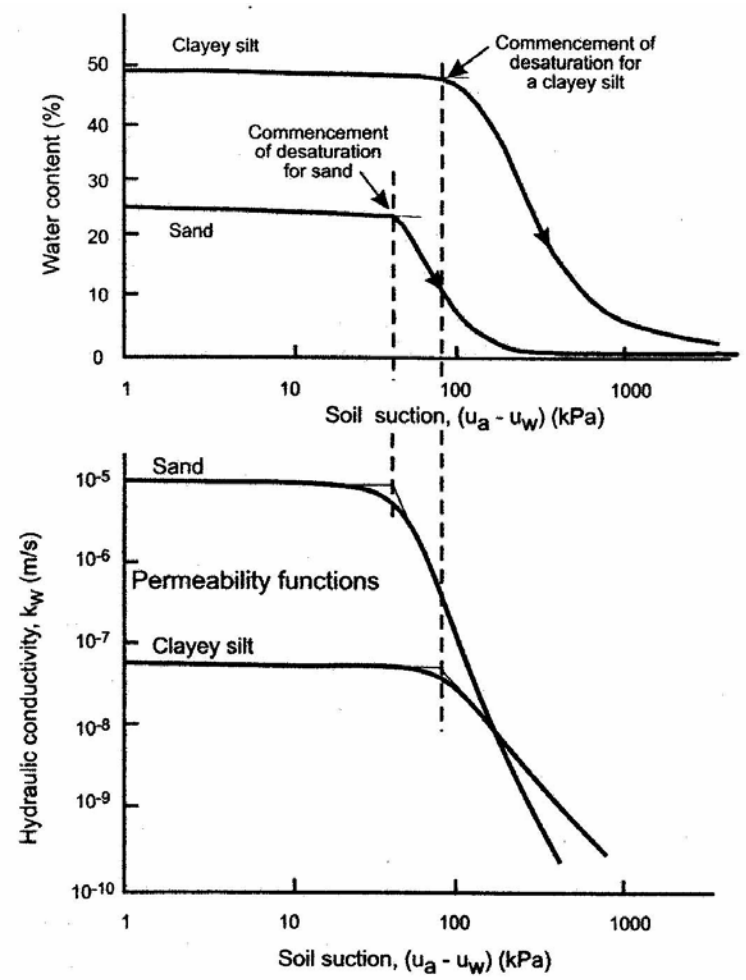


그림 3.2.47 함수특성곡선과 투수곡선의 유사성

나. 불포화 투수실험 장비

비교적 비압축성인 구조를 가진 불포화토에 대한 투수계수는 포화도의 함수로 나타낼 수 있다(Fredlund and Rahardjo ; 1993). 그러나 흙은 변형특성을 지니고

있기 때문에 간극비와 포화도의 변화를 동시에 고려하여야 한다. 그리고 포화도(또는 체적함수비)와 모관흡수력의 관계는 함수특성곡선을 통해 나타나는데, 결과적으로 불포화토투수계수는 알려진 응력상태(모관흡수력)의 함수로 표현되게 된다. 투수실험 중 steady-state method는 동수두(hydraulic head)를 조절하거나 시료를 통과하는 유출량을 조절하여 실험한다.

삼축셀은 현장응력상태를 표현할 수 있고, 전응력, 간극수압, 간극공기압을 각각 독립적으로 조절하여 불포화투수성을 알 수 있다. 그러나 초기에는 시료의 전체 체적 변형은 측정하지 않았으나 Huang et al.(1998)는 변형을 일으키는 불포화토의 투수함수에 대한 이론모델 제안하였다. 이를 중심으로 불포화 투수실험장치를 고안하였다.

삼축장비를 이용한 투수실험을 실시하기 위해서 다음과 같은 사항들이 요구된다.

① 전응력, 간극공기압과 간극수압을 각각 독립적으로 조절하고 측정한다.
② 물에 작용하는 다른 압력이나 동수두를 조절하고 측정한다.
③ 유입되고 유출되는 물의 체적을 정확히 측정한다.
④ high air-entry disk 바깥에 축적되는 용해된 공기방울을 제거하고 주기적으로 용해된 공기체적을 측정한다.
⑤ 투수실험 동안 시료의 체적변화를 관측한다.

제안한 삼축실험장비(그림 3.2.48)에서는 공기함입치가 1 bar와 5 bar인 두 종류의 세라믹 디스크를 이용하였다. 공기함입치는 시료 내 용해되지 않은 공기가 세라믹디스크를 지나가기 시작하는 흡수력을 의미한다. 각각 포화투수계수값은 $8.6\text{x}10^{-6}$ cm/sec , $1.21\text{x}10^{-7}$ cm/sec 이다.

Regulator를 이용하여 셀 내부를 일정한 구속압 상태로 유지한 채 시료 내부에 일정한 수압으로 물을 유입시킨다. 이 때 공기압을 수압으로 바뀌어주는 장치를 이용한다. 시료가 완전포화상태에 이르게 되면 시료 내에 공기압을 주입하여 시료가 불포화상태가 되게 한다. 일정시간 후 정상상태가 되면 유출되는 물의 양을 측정하여 투수계수를 유추한다. 주의할 점은 세라믹디스크 내부에 유입된 공기는 측정에 오차를 일으킬 수 있기 때문에 flushing을 하여준다.

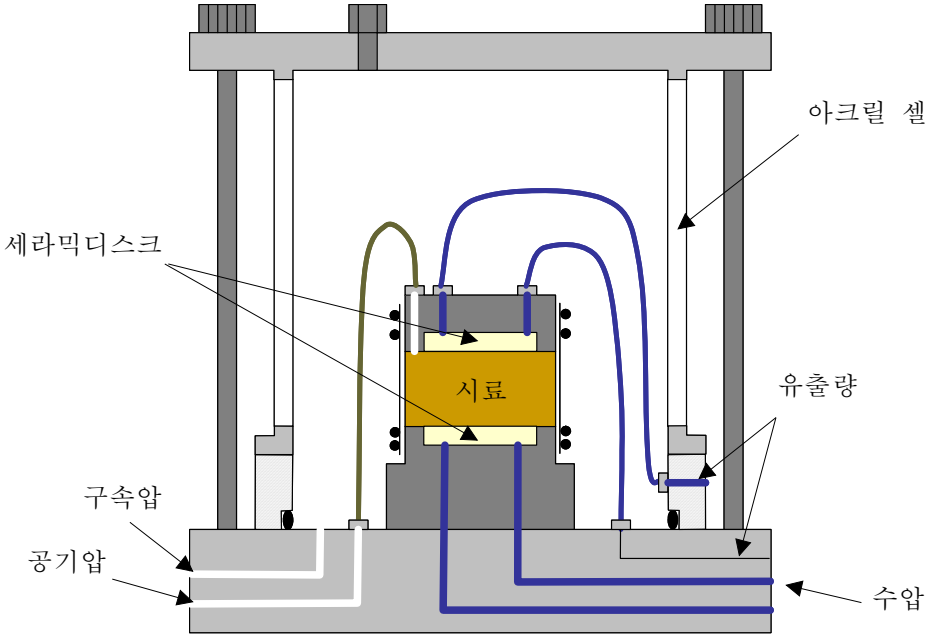


그림 3.2.48 불포화 투수실험 장비

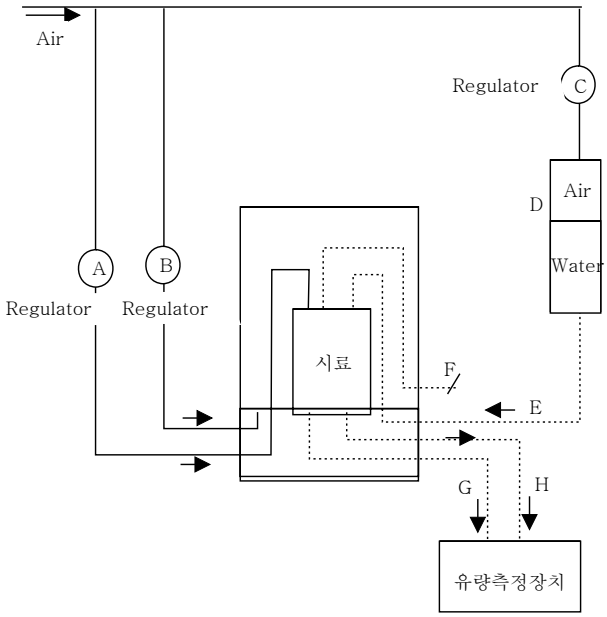


그림 3.2.49 불포화 투수시험 개략도

그림 3.2.49에서 살펴보면 우선 Regular B를 통하여 셀 내부에 구속압을 조절한다. Regular A를 통하여 E를 통해 나오는 수압과의 차이로 모관흡수력을 조절한다. 밸브 F의 경우 시료상부 Cap 세라믹 디스크 상부에 생기는 공기방울들을 제거

하기 위해 설치하였다 이렇게 시료를 통과한 물은 G와 H를 통하여 유량측정장치에 도달한다. 이 유량측정장치는 물의 양을 측정한다. 이 때 G와 H는 시료 하부 세라믹 디스크 아래에 생기는 공기방울들을 제거하기 위해 사용되기도 한다.

다. 불포화 투수계수 추정 기법

실험적 과정에 기반을 둔 투수계수 등의 불포화토 거동에 대한 연구를 위해 유용한 이론적 개념과 방법들이 있다. 하지만 불포화토의 투수계수를 측정하기 위한 실험적 방법은 시간이 오래 걸리고, 실험하기에 어렵고 비용이 많이 든다. 최근 들어 지반공학자들의 포화-불포화 상태에서의 흐름거동을 이해하기 위한 투수모델의 사용이 일반적이 되고 있으며, 공학적 적용을 위해 간결한 투수계수 추정방법들이 개발되어 사용되고 있다.

(1) Kunze 등의 추정법 (1968)

Kunze et al.(1968) 방정식은 통계적 방법을 기초로 하여 불포화 투수계수의 실험값에 대해 비교적 합리적인 예측값을 제공하는 것으로 알려져 있다.

$$K(\Theta_i) = \frac{k_s}{k_{sc}} \frac{T_s^2}{2\mu_w} \frac{\Theta_s^p}{n^2} \sum_{j=i}^{m} [(2j+1-2i)\Psi_j^{-2}] \qquad (3.2.23)$$

여기서, $k(\Theta_i)$ = i번째 간격의 체적함수비에 대해 계산된 투수계수

i = 부피 함수량이 감소하면서 증가하는 간격의 수

j = i부터 m까지의 카운터

k_{sc} = 계산된 포화 투수계수

T_s = 물의 표면 장력

ρ_w = 물의 단위 중량

g = 중력가속도

μ_w = 물의 절대점성도

p = 다양한 크기의 간극 사이의 상호작용을 나타내는 상수

m = 실험상의 포화된 함수량 w_L 함수특성곡선 사이 간격 총수

n = 포화된 함수량 Θ_s과 물이 없는 상태 사이에서 계산된 사이 간격의 총수

Ψ_j = j번째 간격의 중점에서의 모관흡수력 (kPa)

그림 3.2.50은 투수계수를 예측하는 데에 관련된 계산과정을 보여주고 있다. 먼저함수비특성곡선이 n개의 함수비 간격으로 등분된다. 그리고 i번째 간격에 상응하는 체적함수비(θ_i)에 대해 계산된 투수계수, $k(\theta_i)$는 θ_i와 그 이하의 함수비에 해당하는 모관흡수력 값에서의 합을 포함한다.

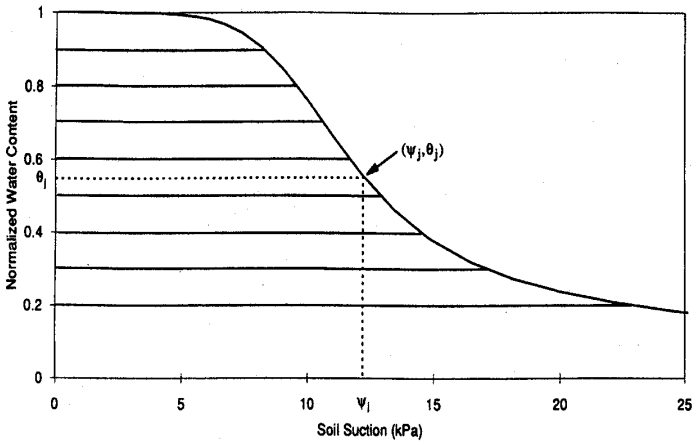


그림 3.2.50 투수계수함수 추정을 위한 전형적인
함수특성곡선

(2) van Genuchten의 추정법 (1980)

van Genuchten(1980)은 잔류값으로서 1500(kPa)에서의 체적함수비를 사용할 것을 제안했다. 그리고 많은 흙의 경우에 이 값은 매우 근사한 값을 제공한다. 또한 식에 포함된 독립적인 계수들은 함수특성곡선의 자료에서 직접 추정될 수 있으며 이러한 계수들을 이용한 투수계수 함수는 다음 식과 같으며, Burdine(1953)의 모델을 기초로 하여서는 다음 식 (3.2.24)와 같이 제안되었다.

$$k_r(\Psi) = \frac{\{1-(\alpha\Psi)^{n-1}[1+(\alpha\Psi)^n]^{-m}\}^2}{[1+(\alpha\Psi)^n]^{\frac{m}{2}}} \qquad (3.2.24)$$

$$k_r(\Psi) = \frac{1-(\alpha\Psi)^{n-2}[1+(\alpha\Psi)^n]^{-m}}{[1+(\alpha\Psi)^n]^{2m}} \qquad (3.2.25)$$

(3) Fredlund 등의 추정법(1994)

Fredlund 등(1994)은 모관흡수력의 전체 범위가 0~1,000,000(kPa)인 함수특성곡선의 자료를 이용하여 투수계수를 예측하고 잔류 함수비를 사용하지 않는 방법으로 Mualem의 적분식(1976)을 수정하여 다음 식 (3.2.26)과 같이 제안하였다. 따라서 이 방법은 더 넓은 모관흡수력 범위에서의 투수계수 예측에 더욱 유용하다.

$$k_r(\Psi) = \frac{\int_{\ln(\Psi)}^{b} \frac{\Theta(e^y) - \Theta(\Psi)}{e^y} \Theta'(e^y) dy}{\int_{\ln(\Psi_{aev})}^{b} \frac{\Theta(e^y) - w\Theta}{e^y} \Theta'(e^y) dy} \qquad (3.2.26)$$

여기서, b = ln(1,000,000)

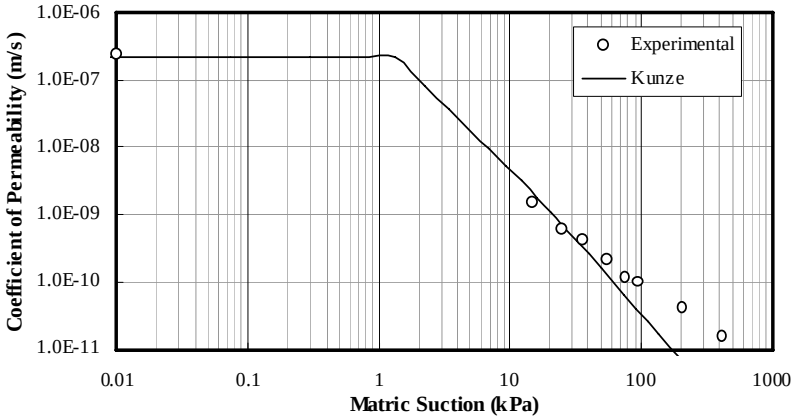
aev = 공기함입치(air entry value)

이상과 같이, 불포화 투수계수 추정에 대한 여러 연구자들이 제안한 방법들에 대해서 설명하였다. 하지만 보다 합리적이고 정확한 불포화 지반의 투수해석을 위해서는 국내 풍화토에 대한 직접적인 실험이 수행되어 자료를 축적하고, 대상지반의 조건에 따라 합리적으로 적용될 수 있는 추정 방법에 대한 선택 기준이 마련되어야 할 필요가 있을 것으로 사료된다.

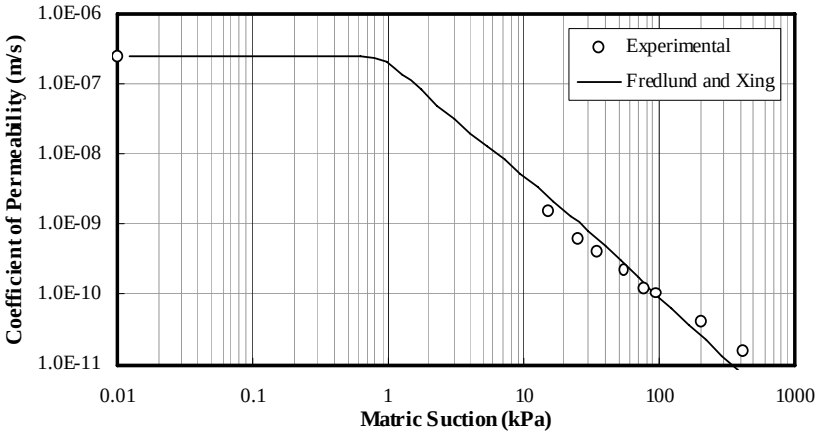
국내 여러 풍화토에 대한 실험 결과를 바탕으로 추정된 결과와 실험 결과를 비교분석하였더니 Fredlund 등의 추정방법이 가장 적합한 것으로 나타났다(김윤기, 2003).

라. 실험결과

본 연구에서는 국내에서 흔히 접할 수 있는 풍화토를 대상으로 비교란 시료와 다짐시료에 대한 불포화투수 실험결과와 문헌에서 제안된 불포화투수계수 추론식에 대한 비교를 통해 각 방법의 적용성을 검토해 보았다. 결과에서 비교한 바와같이(그림 3.2.51) 풍화토의 불포화투수계수 실험결과는 대체로 Kunze 투수곡선과 FX-M 투수곡선에 의해서 비교적 잘 표현되는 것을 알 수 있다. 그림 3.2.52는 국내 여러 지역에서 채취된 시료를 이용하여 불포화 투수실험을 수행한 결과를 도시한 것이다.



(a) Kunze 투수함수곡선



(b) FX-M 투수함수곡선

그림 3.2.51 아산 비교란시료의 불포화투수곡선 비교

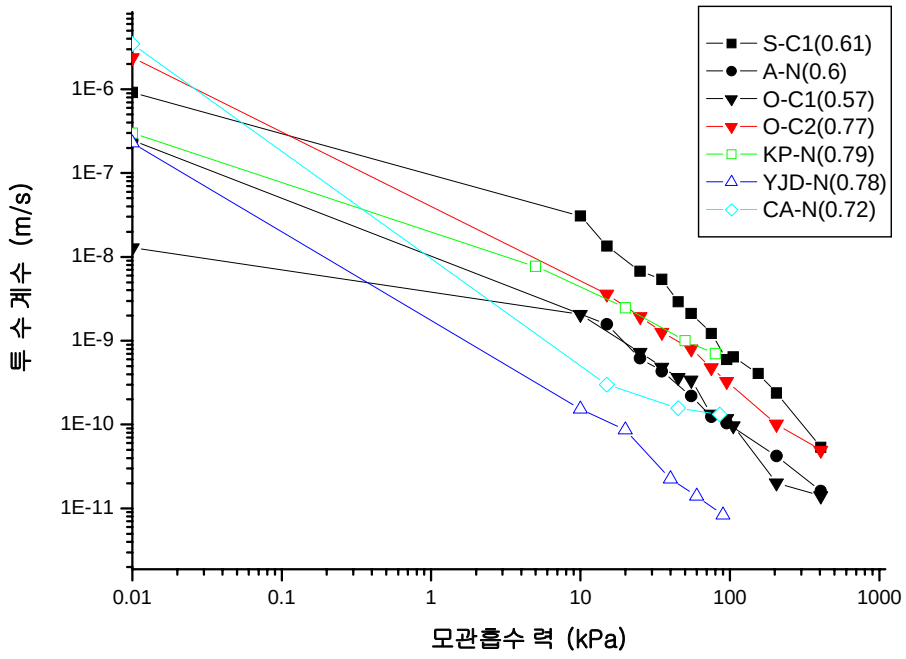


그림 3.2.52 국내 풍화토에 대한 불포화 투수곡선

5. 불포화토의 K_0 압밀 삼축시험

가. 삼축시험 시스템

본 연구에서 사용된 기기는 일본 Seiken사의 자동화 진동 삼축시험장비로 'DTC-367L' 모델이다. 이 시험기는 자동으로 K_0압밀을 유지시켜주고, 내부 체적변화뿐 아니라, 외부의 체적변화도 측정할 수 있는 시험기로 포화토는 물론이고 불포화토에 대한 실험에도 사용 가능하다. 또한, 진동삼축과 동적삼축의 실험이 가능하며 삼축에서 CU Test, CD Test, UU Test, $\overline{CU}$ Test 를 수행 할 수 있는 시험 장비이다. 그림 3.2.53은 삼축시험기의 개요도를 나타낸다.

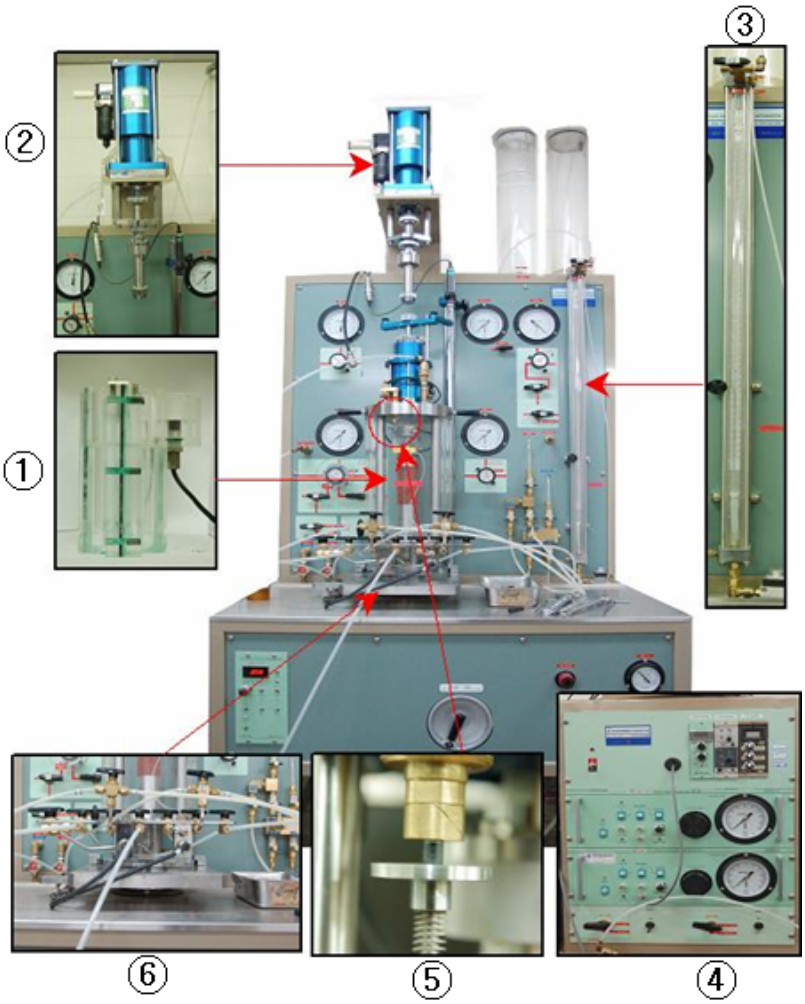
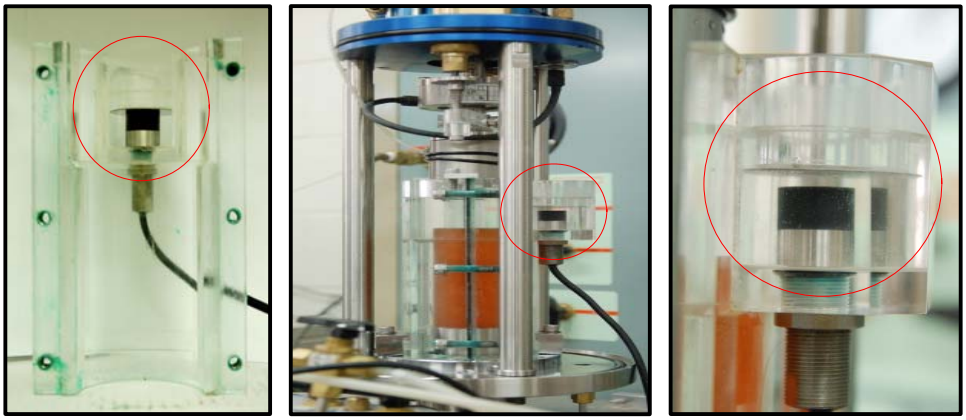


그림 3.2.53 삼축시험 시스템 개요도(영남대학교)

(1) 외부체적변화 측정기(내부셀)

외부체적변화 측정기는 내부 셀에 장착된 장치로 K_0 압밀실험 수행 시 시료의 횡방향 변위를 측정할 수 있는 장치이다. K_0 상태에서는 내부 셀에 채워져 있는 물에 떠 있는 상태로 움직임이 없이 고정되어 있으므로 물의 수위를 측정하여 K_0 자동제어장치로 보내 K_0 압밀을 수행할 수 있도록 한다. 시료체적의 변화가 있으면 설정해 놓은 값이 변화하게 되므로 시료의 상태를 알 수 있으며 시료의 팽창 시에는 부피의 변화로 인해 위로 떠오르게 되고 압축 시에는 아래로 내려오게 되는 원리이다. 만약 설치 시에 물의 누수가 발생하게 되면 설치를 다시 해야 한다.



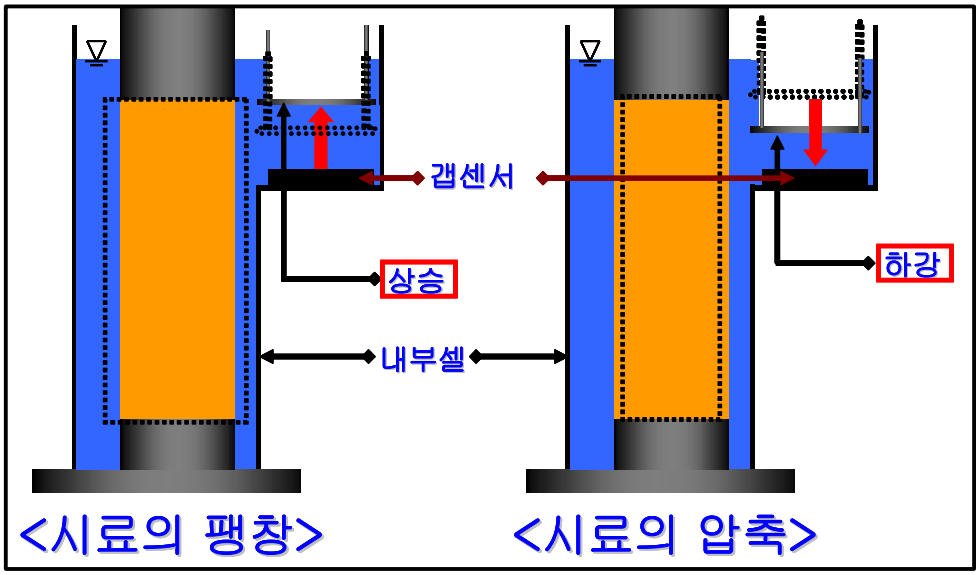


그림 3.2.54 외부체적변화 측정기(영남대)

(2) 지지대 및 축방향 변형률 측정기

정적 삼축시험에서는 시료를 전단시키기 위해 고정을 시키는 역할을 하며, 동적 삼축시험시에는 위쪽의 유압기로 진동을 가하여 기본적인 진동 삼축시험을 할 수 있도록 하는 것이 지지대의 역할이다. 축방향 변형률 측정기는 K_0 압밀이나 전단시에 시료의 축방향 압축이 일어나므로 그 길이 변화를 측정하는 장치이다.

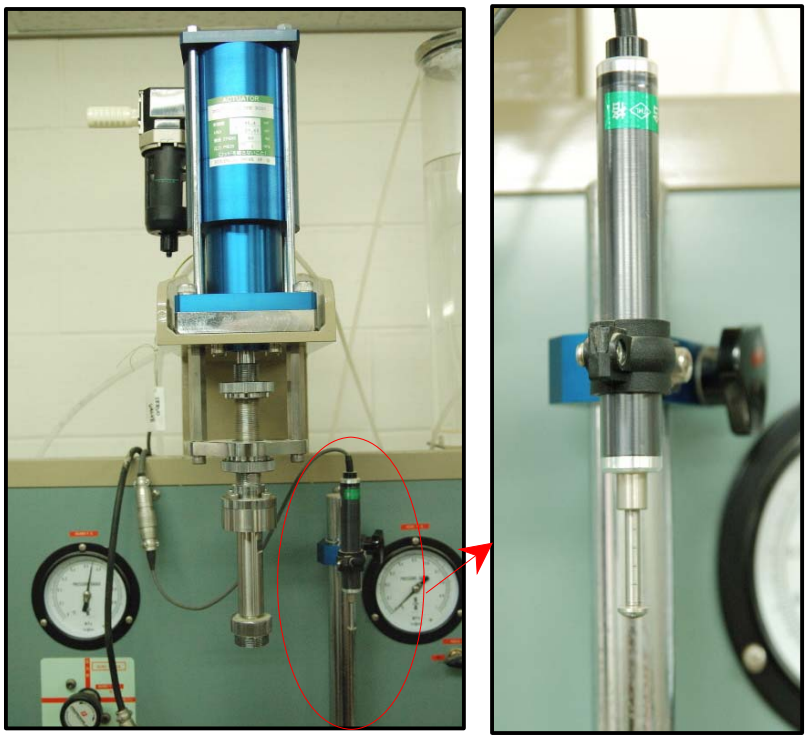


그림 3.2.55 지지대 및 축방향 변형률 측정기(영남대)

(3) 내부체적 측정기

내부 체적 측정기는 실린더 형태의 유리관으로 시료의 압밀이나 전단과정시에 시료로부터 빠져 나오는 물의 양을 측정하여 시료의 체적변화를 알 수 있도록 하는 장치이다. 시료가 팽창되는 상황에서는 물의 높이가 하강하게 되며, 시료의 압축이 일어나면 시료 내의 물이 빠져나오면서 물의 높이가 상승하게 되므로 시료의 체적의 변화를 측정하도록 해준다. 또한, 시료를 포화시키는 과정에서는 시료로 배압을 공급하는 역할을 한다.

(4) K_0 컨트롤 서보

K_0 컨트롤 서보는 시료에 구속압을 가하거나 K_0압밀시 내부셀에서 측정한 횡방향 변위를 전기적 신호로 받아 그에 상응하게 구속압을 증가시켜 삼축셀 내부로 보냄으로써 시료의 횡방향 변위을 억제하여 K_0압밀을 수행하게 하는 장치이다.

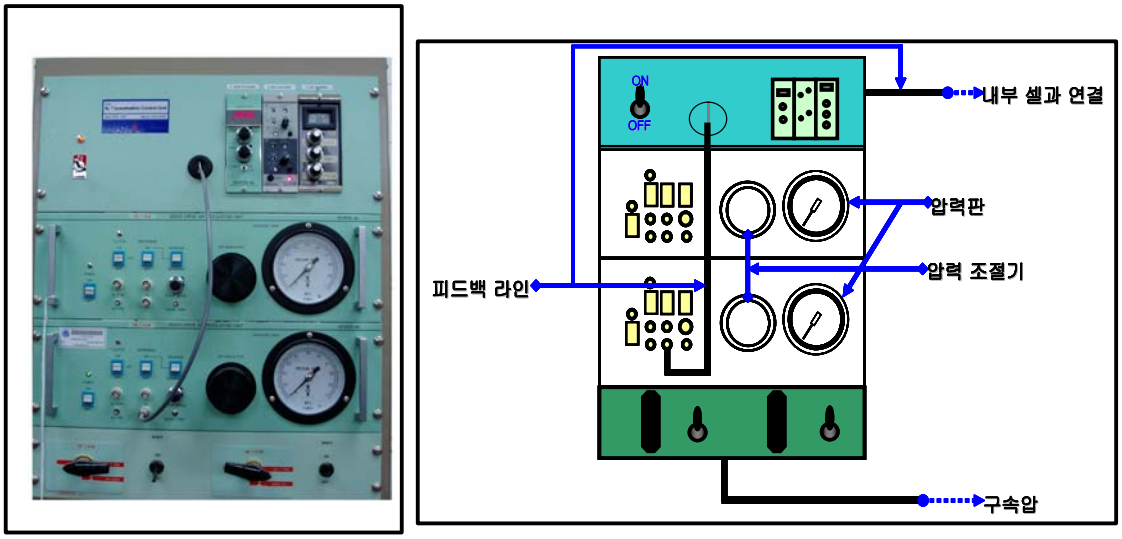


그림 3.2.56 K_0 컨트롤 서보(영남대)

(5) 미소변형 측정기

미소변형 측정기는 시료의 축방향 변형을 측정하는 장치로 미소 변형을 측정 할 수 있다. 시료의 축방향 변형이 진행될수록 센서와 밑판 사이의 거리가 멀어지게 되는데 이때 센서와 밑판 사이의 거리를 전기파의 감도를 측정하여 떨어진 거리를 확인함으로써 그 변형값을 측정한다. 2mm를 10V로 설정되어 있으므로 측정되는 값과의 비교를 통해 값을 산정하게 된다.

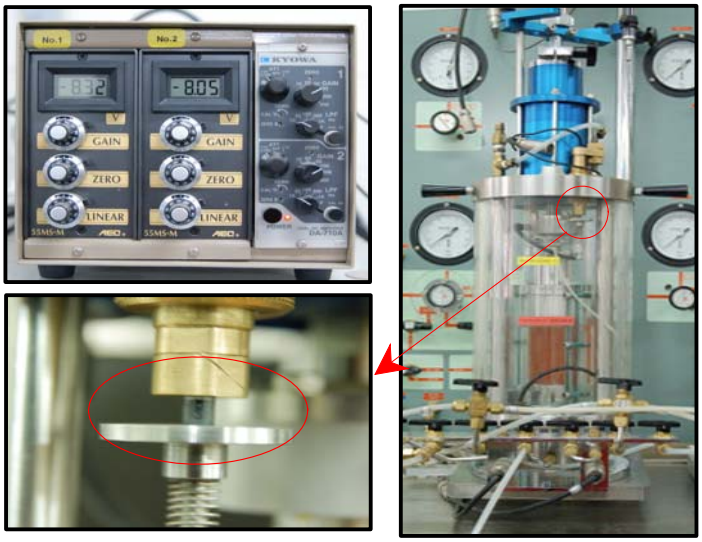


그림 3.2.57 미소변형 측정기(영남대)

(6) 재하대

이 장치는 시료에 압력을 가하는 역할을 하는 것으로 일정한 속도로 삼축셀을 위로 올리는 역할을 하는 것이다. 또한 시료를 거치할 때에 시료와 지지대를 연결하는 역할도 한다.

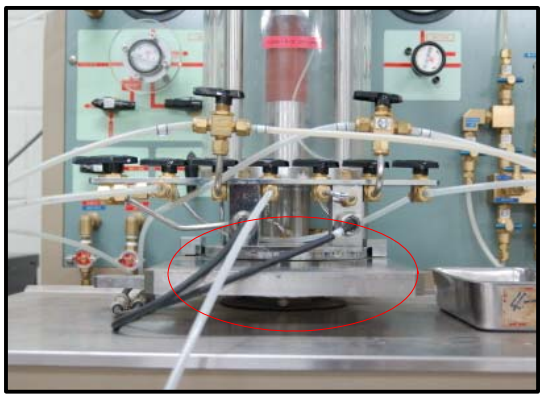


그림 3.2.58 재하대(영남대)

나. 불포화토의 삼축압축시험

(1) 등방압밀 삼축시험

포화토 및 불포화토의 등방압밀 삼축시험의 시험 방법은 다음과 같다.

(가) 포화단계

시료 성형 후, 시료를 포화시키기 위해 배압을 가한다. 시료에 가해지는 구속압과 배압의 차이는 20kpa로 유지하였으며, 단계별로 일정한 시간이 경과한 후 배압과 구속압을 증가시켜 일정수준의 포화도를 맞추었다. 본 실험에서 시료의 포화도는 약 95%이상으로 추정된다.

(나) 압밀단계

포화토 시료의 경우 포화단계가 끝나면 일정한 구속응력을 가하여 시료내의 과잉간극수압이 소산 될 때까지 압밀과정을 수행하였으며, 본 연구에서의 구속응력은 100, 200, 300kPa의 다양한 응력수준에서 압밀을 수행하였다. 압밀에 소요된 시간은 약 5시간이 요소 되었다. 불포화토 시료의 경우 포화단계가 끝난 후 상부배수구를 통해 공기압을 주입하여 모관흡수력을 재현하였다. 이때 모관흡수력은 20, 50,

100kPa로 다양하게 실험하였으며, 순 체적응력은 41kPa로 동일하게 적용하였다. 불포화토에서의 등방압밀은 공기압을 주입하여 시료내부의 함수비가 평형화과정을 이루어질 때가지 압밀과정을 수행하였다.

(다) 전단단계

포화토의 경우 압밀이 완료된 후 전단 시 시료내부의 과잉간극수압이 발생하지 않도록 하기위하여 전단속도는 0.05%/min으로 전단을 수행하였으며, 상부와 하부 배수구를 열어 전단 시 배수되는 간극수의 체적변화로부터 체적변형률을 측정하였다. 불포화토의 경우 압밀이 완료된 후 과잉간극수압이 발생하지 않도록 하기위해 전단속도 0.005%/min으로 전단을 수행하였으며, 하부배수구를 열어 전단 시 시료 내에서 빠져나오는 물의 양을 측정하였다.

(2) K_0 압밀 삼축시험

포화토와 불포화토의 K_0 압밀실험은 기존의 삼축시험기를 아래와 같이 시험할 수 있도록 개조하였다. 시험기의 개요도는 아래 그림 3.2.59와 같다.

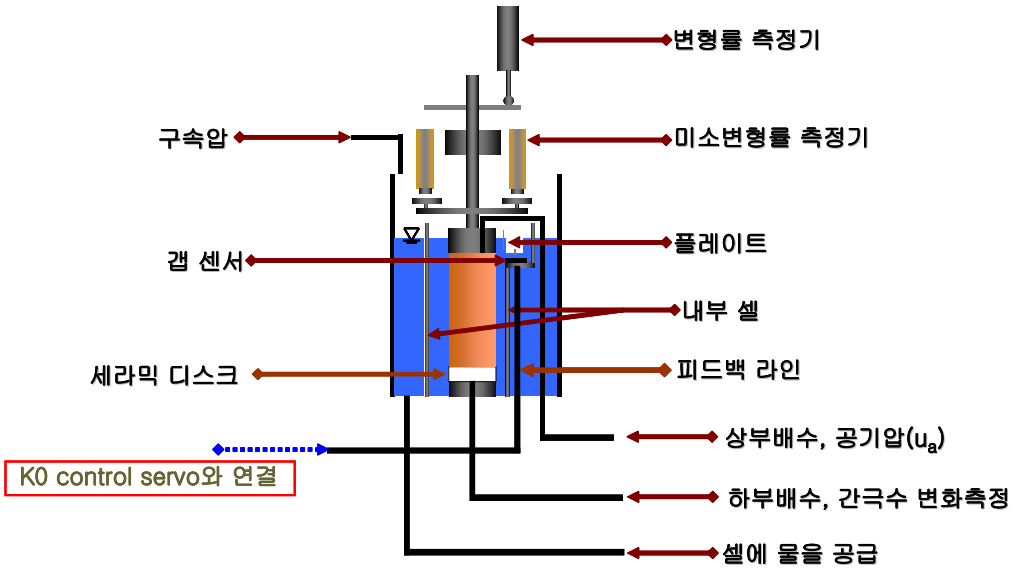
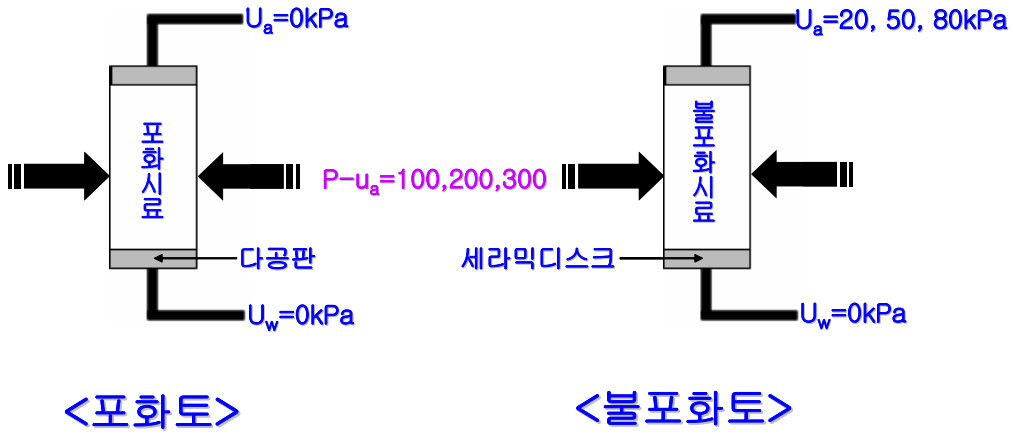


그림 3.2.59 삼축시험기 개요도

위의 그림에서 포화토의 경우 밑판을 다공판을 사용하였으며, 불포화토에서는

soil moisture사에서 만든 1bar짜리 세라믹 디스크를 사용하였다.

포화토 및 불포화토의 K_0압밀 삼축시험의 과정은 다음과 같다.



(가) 포화단계

시료 성형 후, 시료를 포화시키기 위해 배압을 가한다. 시료에 가해지는 구속압과 배압의 차이는 10kPa로 유지하였으며, 단계별로 일정한 시간이 경과한 후 배압과 구속압을 증가시켜 일정수준의 포화도를 맞추었다. 본 실험에서 시료의 포화도는 약 95%이상으로 추정된다. 불포화토의 경우 시료를 포화시킨 후 공기압과 구속응력의 차가 10kPa정도가 되게 단계적으로 공기압과 구속압을 증가시켜 원하는 모관흡수력을 만든 후 시료내의 함수비의 평형화가 이루어지도록 약 2일 동안 방치하였다. 흡수력을 가한 후 시료 내에서 더 이상 물의 빠짐이 없음을 확인하고 아래의 압밀 과정을 수행하였다.

(나) 압밀단계

포화토와 불포화토의 K_0압밀과정을 정리하면 그림 3.2.60과 같다.

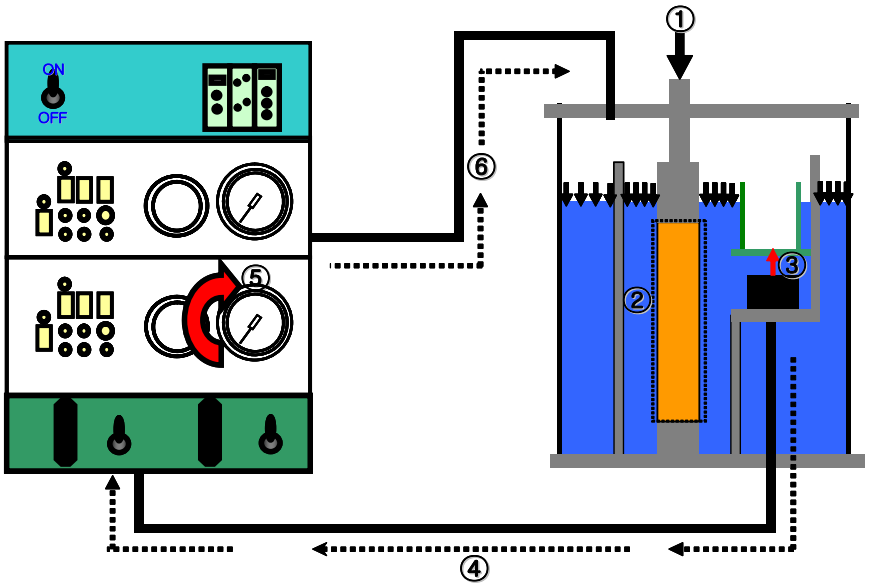


그림 3.2.60 K_0압밀 과정

① 축차응력을 증가시킨다.(변형률 제어방식)

② 축차응력으로 인해 시료가 팽창하려고 함

③ 내부셀의 플레이트가 상승을 함

④ 갭센서가 플레이트의 상승량을 측정하여 피드백라인을 통해 K_0컨트롤서보로 전기적 신호를 보냄

⑤ K_0컨트롤서보는 전기적 신호를 받아 그에 대응하는 압력을 증가시키게 됨

⑥ 증가된 압력은 구속압 라인을 통해 삼축기 내부로 전다되면 이로 인하여 시료의 팽창(횡방향 변위)를 억제하고 K_0압밀상태를 유지시킴

이때 축차응력은 변형률 제어방식으로 포화토의 경우 0.05%/min으로 K_0압밀을 수행하였으며, 불포화토의 경우 0.002%/min으로 K_0압밀을 수행하였다. K_0압밀은 포화토의 경우 체적응력$\left(p=\frac{\sigma_1+2\sigma_3}{3}\right)$이 100, 200, 300kPa이 될 때까지 수행하였으며, 불포화토의 경우 순 체적응력$(p-u_a)$이 100, 300kPa가 될 때까지 압밀을 수행하였

다. 이때 시료내부에서 빠져나온 물의 양을 이용하여 압밀 중 간극비의 변화를 측정하였다.

(다) 전단단계

포화토와 불포화토 모두 K_0압밀과정이 끝난 후 포화토의 경우 0.05%/min의 속도로 전단을 수행하였으며, 불포화토의 경우 0.005%/min의 속도로 전단을 수행하였다. 이때 과잉간극수압의 발생은 일어나지 않았다.

(3) 시료의 성형조건

사용한 시료는 다짐토의 변형계수 추정에서 사용된 SG-4시료이며 포화토 및 불포화토에 대하여 삼축시험을 수행하였다. 실험에 사용된 시료의 성형조건은 표 3.2.13과 같으면 그림 3.2.61는 실험에 사용된 시료의 다짐시험 결과를 나타낸 것이다.

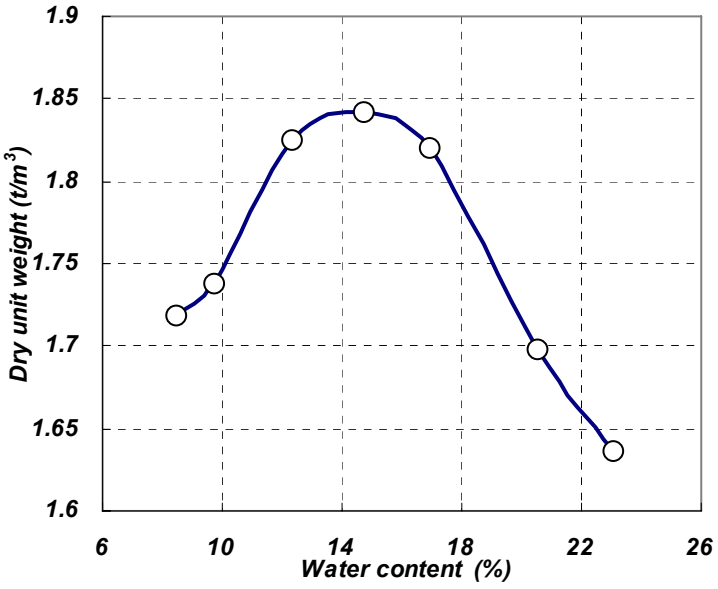


그림 3.2.61 시료의 다짐곡선

표 3.2.13 시료성형조건

시료	건조단위중량 $((t/m^3)$	초기간극비 e	초기함수비 $w(\%)$	포화도 $S_r(\%)$
SG-4	1.75	0.514	14.8	90%이상

다. 등방압밀 삼축시험

등방압밀 삼축시험은 포화토 및 불포화토에 대하여 수행하였으며 불포화토는 1단계 시험과 다단계 시험을 수행하였다. 그 때의 초기 조건 및 파괴시 응력의 결과는 표 3.2.14에 정리하였다.

표 3.2.14 등방압밀 삼축시험 초기 조건 및 결과

구분	범례	σ_c (kPa)	ψ	u_a	p_c (kPa)	p_f (kPa)	q_f (kPa)
포화토	I100	100	0	0	100	190	269
	I200	200	0	0	200	368	504
	I300	300	0	0	300	534	701
불포화토 (1단계)	I41/20	61	20	20	41	89	144
	I41/50	91	50	50	41	105	193
	I41/100	141	100	100	41	136	285
불포화토 (다단계)	I100/20	120	20	20	100	159	177
	I100/50	150	50	50	100	190	270
	I100/100	200	100	100	100	240	423

σ_c : 압밀종료시 순응력

ψ : 모관흡수력

u_a : 간극공기압

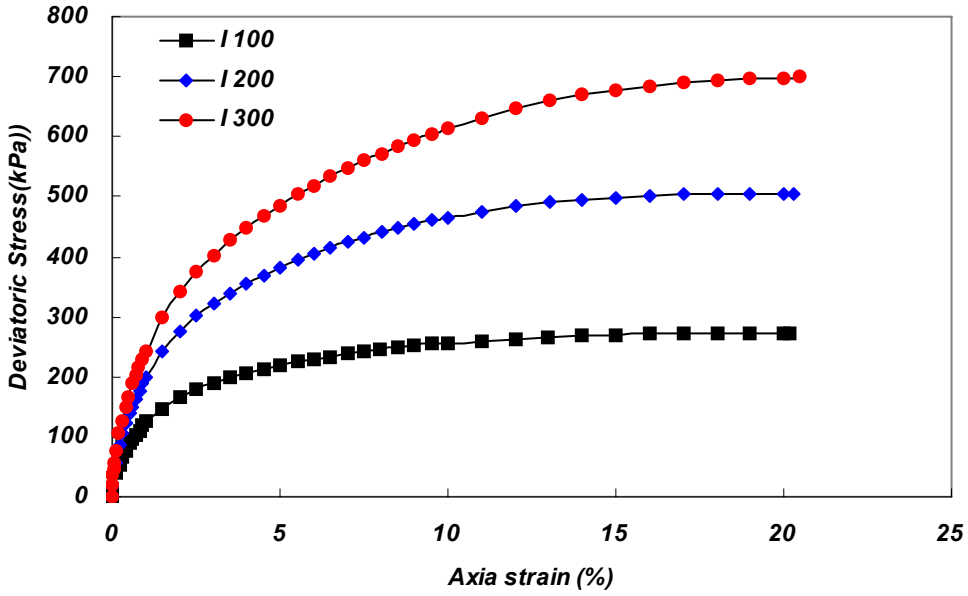
p_c : 압밀종료시 순체적응력

p_f : 파괴시 순체적응력

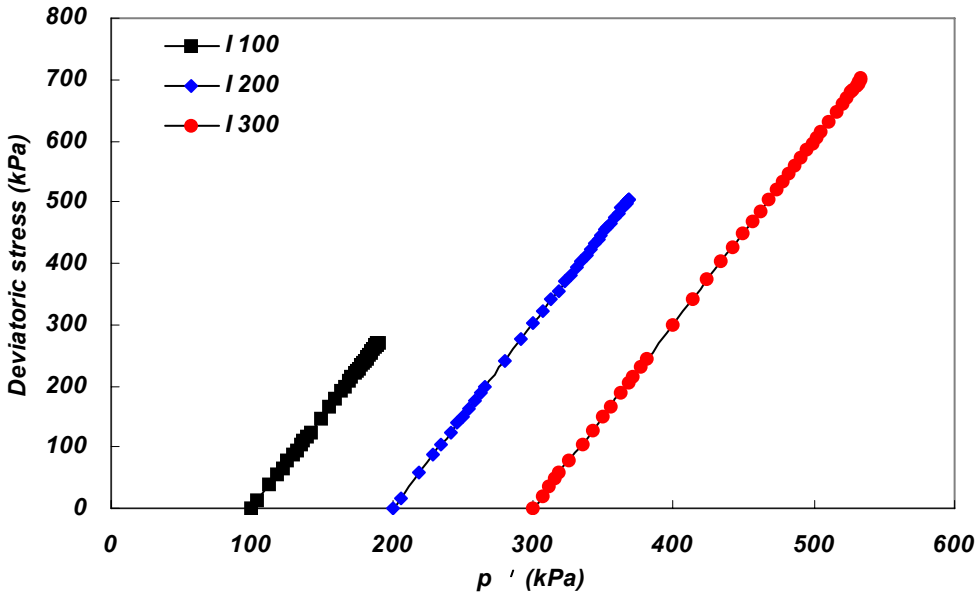
q_f : 파괴시 축차응력

먼저 포화토는 전단과정시 배수조건으로 전단속도 0.05%/min으로 전단을 수행하

였다. 그림 3.2.62(a)에서는 포화토의 응력-변형률 관계를 나타내고 있으며, 성형된 시료는 느슨한 편이어서 아래 그림과 같이 연성적인 거동을 보이고 있다. 한편 그림 3.2.62(b)에서는 응력경로를 보여주고 있다.



(a) 포화토의 응력-변형률 관계



(b) 응력경로

그림 3.2.62 포화토의 등방압밀 삼축시험 결과

축차변형률 불변량은 식 3.2.27과 같이 나타나고,

$$\epsilon_s = \frac{\sqrt{2}}{3} \{(\epsilon_{xx}-\epsilon_{yy})^2+(\epsilon_{yy}-\epsilon_{zz})^2+(\epsilon_{zz}-\epsilon_{xx})^2+\frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2+\gamma_{yz}^2+\gamma_{zx}^2)\}^{\frac{1}{2}} \quad (3.2.27)$$

식 (3.2.27)에서 $\epsilon_{yy}=\epsilon_{zz}$이면 다음과 같이 축차변형률 불변량을 정리할 수 있다.

$$\epsilon_s = \frac{2}{3}(\epsilon_1-\epsilon_3) \quad (3.2.28)$$

하지만, 실험과정에서 횡응력 ϵ_3를 측정할 수 없었으므로 불가피하게 υ(포와송비)를 가정하여 축차변형률 불변량을 구하였다. 여기서 υ는 0.3을 가정하였다. 즉, 축차변형률 불변량을 정리하면,

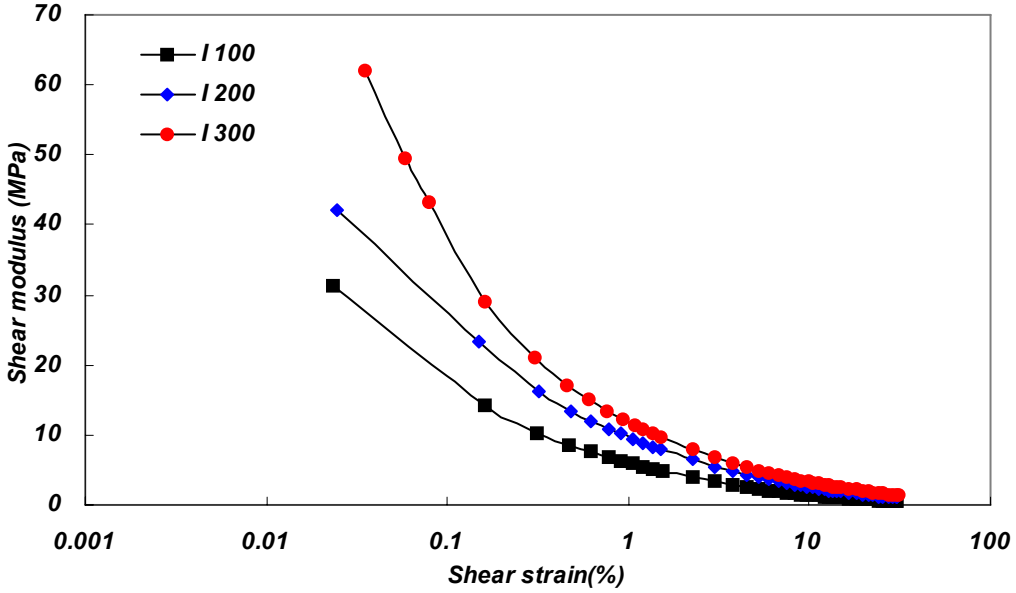
$$\epsilon_s = \frac{2}{3}(1+\upsilon)\epsilon_1 \quad (3.2.29)$$

변형률을 표준화하기 위하여 등가 전단변형률(equivalent shear strain)은 식 (3.2.30)과 같이 정의할 수 있다. 등가 전단변형률은 순수전단시 전단응력과 일치한다. 또한, 전단계수는 식 (3.2.31)와 같이 정의된다.

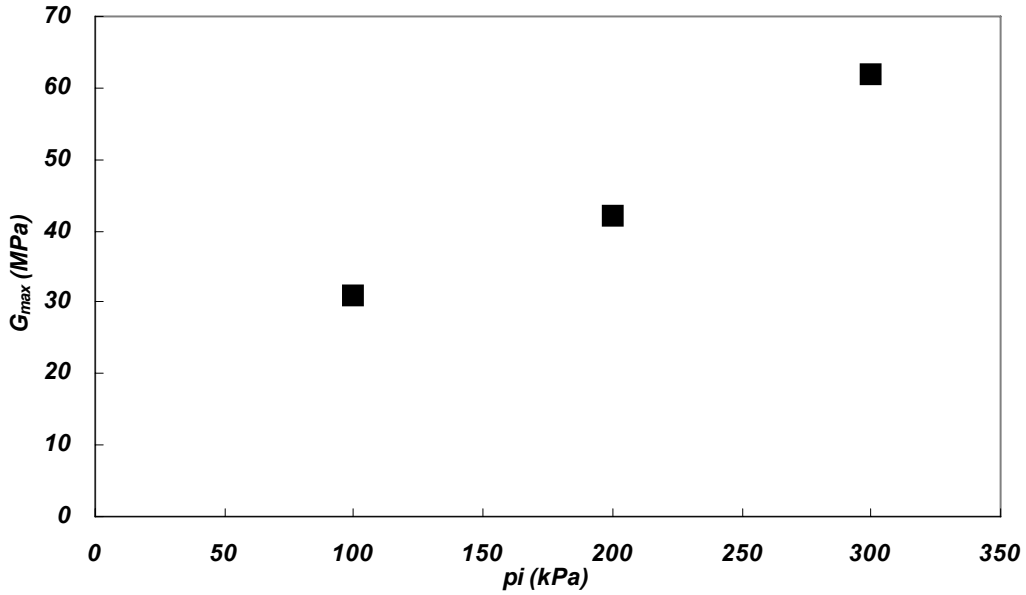
$$\gamma \equiv \sqrt{3}\,\epsilon_s \quad (3.2.30)$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (3.2.31)$$

따라서 할선계수로부터 구한 전단계수-전단변형률관계는 그림 3.2.63(a)와 같이 나타낼 수 있다. 할선 전단계수는 변형률 수준이 0.01%이하에서는 구할 수 없었으며 측정 가능한 최대 전단계수는 그림 3.2.63(b)에 나타내고 있다.



(a) 전단계수



(b) 최대 전단계수

그림 3.2.63 포화토의 등방압밀 삼축시험시 전단계수-전단변형률 관계

그림 3.2.64에서는 포화토의 강도정수를 Mohr원을 이용하여 구하였다. 아래 그림의 결과 포화토의 내부마찰각은 30.5°, 점착력은 22.6kPa로 나타났다.

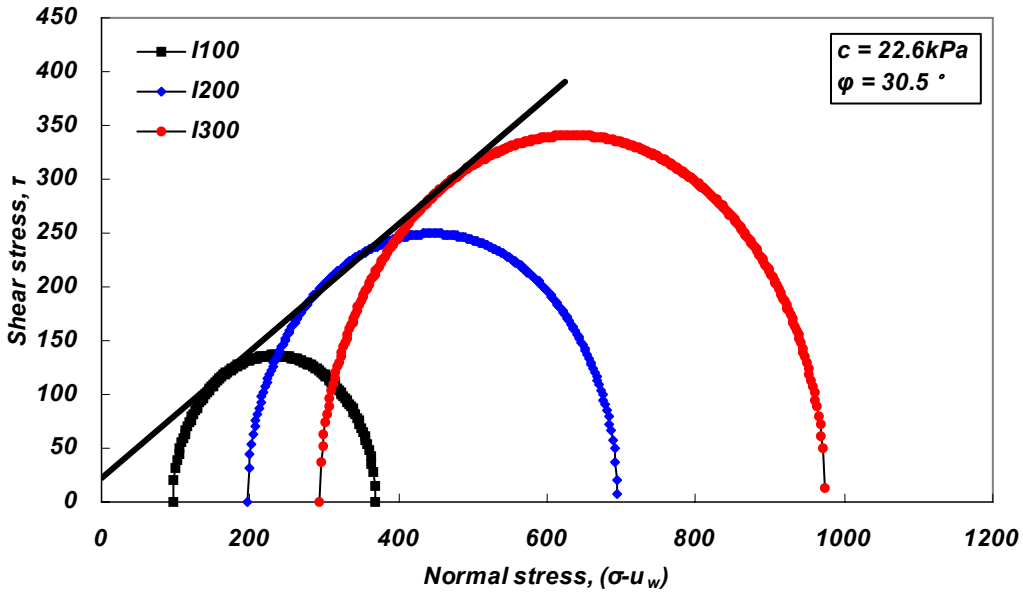
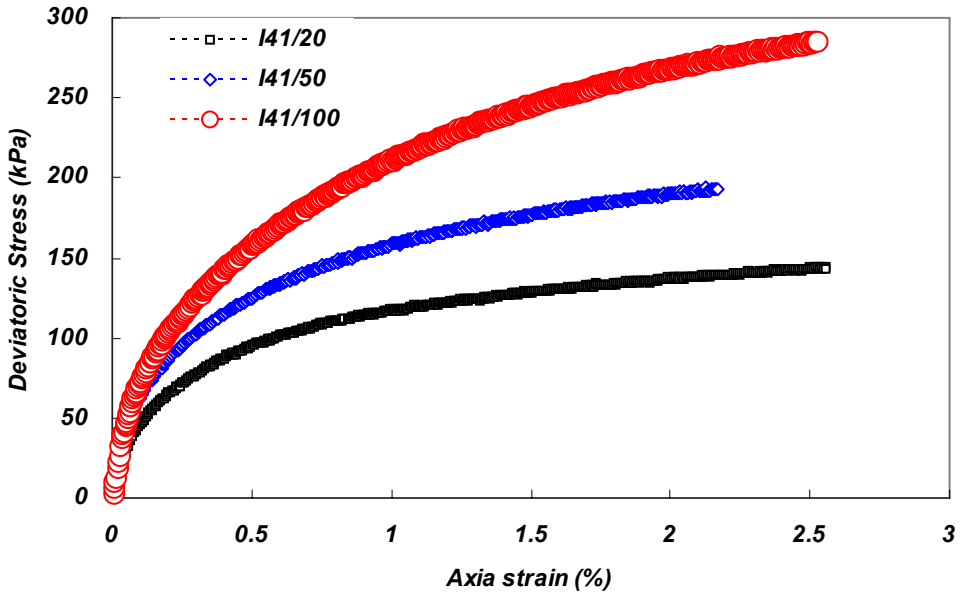
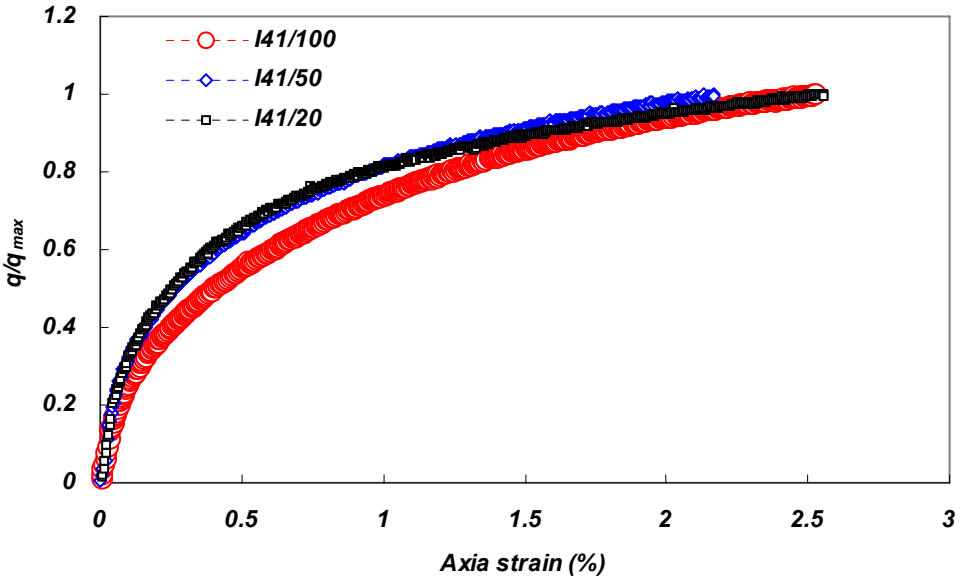


그림 3.2.64 포화토의 등방압밀 삼축시험시 파괴포락선

SG-4 시료에 대하여 일정한 구속압 41kPa에서 모관흡수력을 달리하여 불포화토의 등방압밀 삼축시험을 전단속도 0.002%/min으로 수행하였다. 실험조건은 표 3.2.14와 같다. 그림 3.2.65(a)에서는 응력-변형률 관계를 나타내었으며, 모관흡수력이 20, 50, 100kPa로 증가함에 따라 동일한 축변형률에 대한 축차응력이 증가하고 있다. 포화시와 마찬가지로 대상시료는 연성적인 응력-변형률 관계를 보였다. 그림 3.2.65(b)에는 축차응력을 최대축차응력으로 규준화하여 도시하였다. 모관흡수력이 100kPa일 경우에는 규준화된 관계가 다소 낮게 나타나고 있으며 나머지 곡선들은 형태가 거의 일치하고 있다.



(a) 응력-변형률 관계



(b) 규준 응력-변형률 관계

그림 3.2.65 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 응력-변형률 관계

그림 3.2.66에서 보여 지듯이 모든 시료가 동일한 순체적응력 41kPa까지 압밀되므로 전단과정중의 응력경로는 동일한 기울기를 가지며 일치하는 형태를 보인다. 그리고 모관흡수력이 클수록 시료의 파괴 시 축차응력이 증가하는 것을 확인할 수 있다.

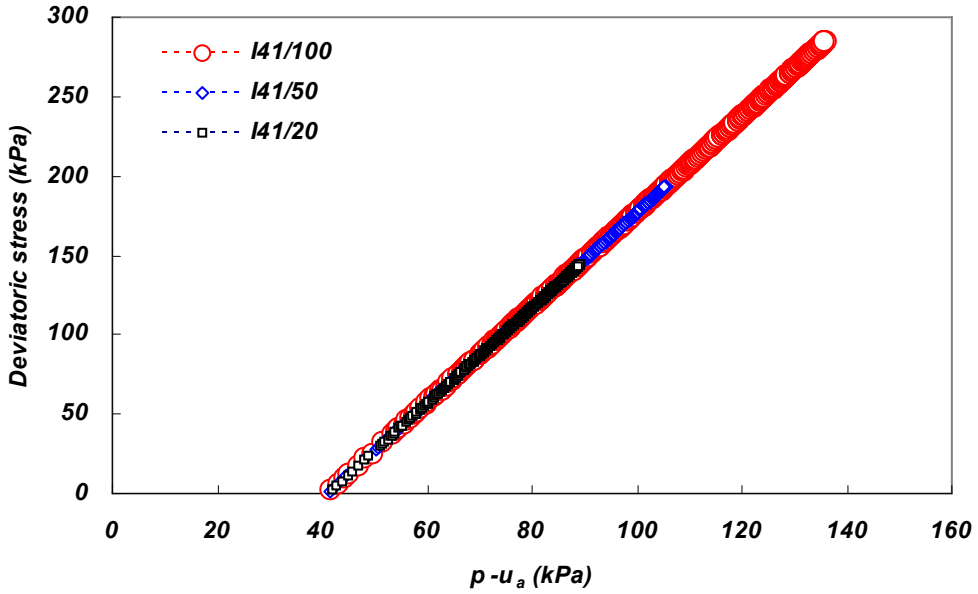


그림 3.2.66 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 응력경로

그림 3.2.67에서는 전단 과정 중에 시료내부에서 배출 되는 물의 양을 측정하여 시료체적으로 나누어 수분 체적변형률을 구한 것을 나타내고 있다. 측정된 결과가 다소 분산되어 나타나지만, 모관흡수력의 크기와는 무관하게 거의 동일하게 수분 체적변형률이 나타나는 것을 확인할 수 있다.

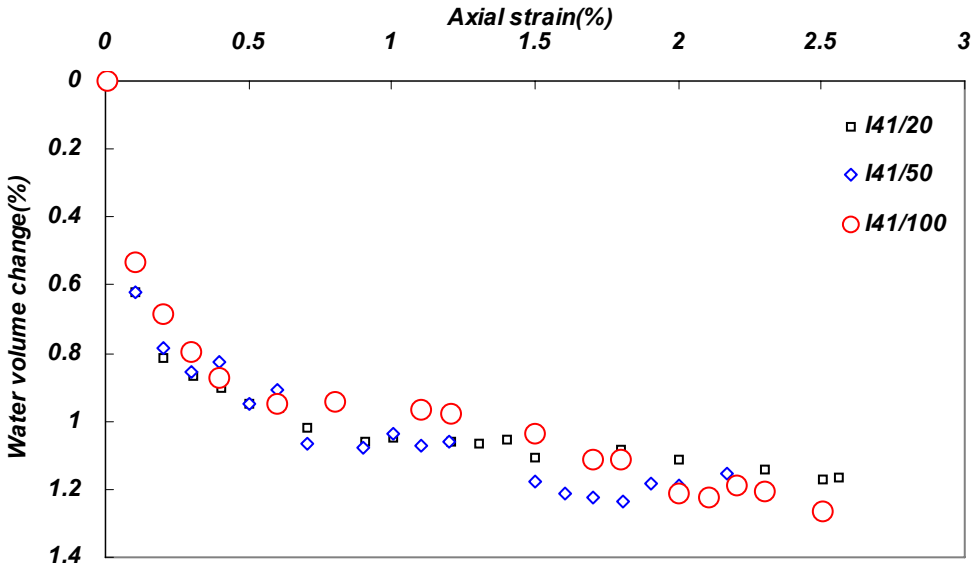
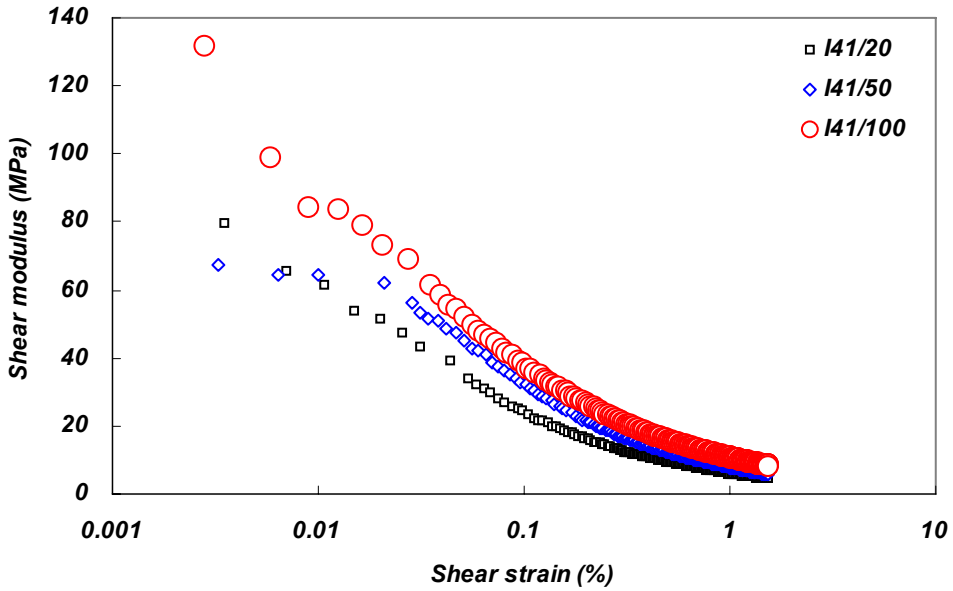
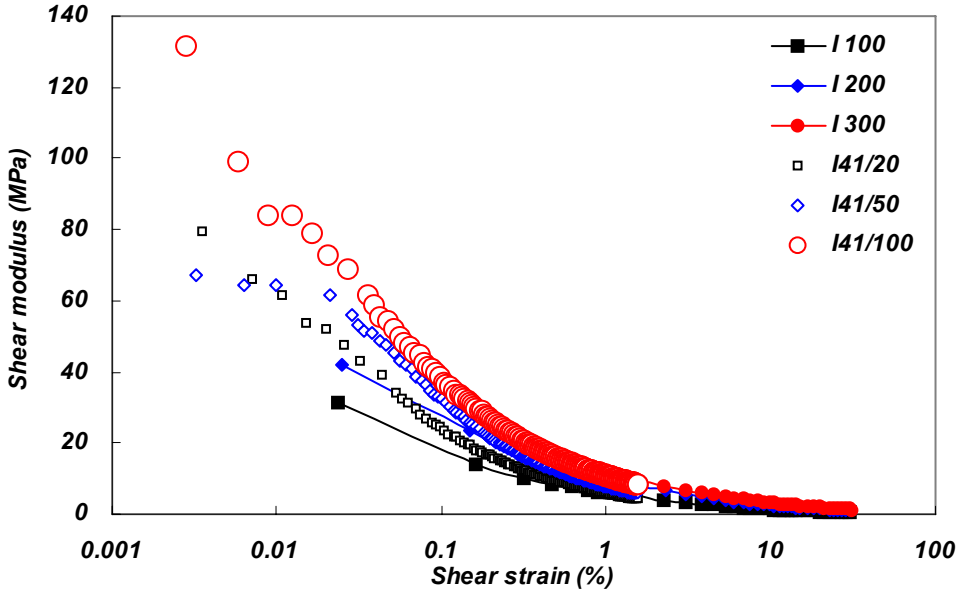


그림 3.2.67 등방압밀 삼축시험시 수분 체적변형률

다음 그림 3.2.68에서는 I41/20, I41/50, I41/100시료의 변형률에 따른 전단계수를 보여주고 있다. 동일한 순 체적응력41kPa 하에서 모관흡수력이 클수록 전단계수는 크게 나타나고 있다. 한편 모관흡수력이 0인 경우와 비교하기 위하여 그림 3.2.68(b)에는 포화토의 시험 결과와 비교하였다. 구속압이 100kPa인 경우에 비하여 I41/20, I41/50, I41/100시료의 전단계수가 크게 나타나고 있음을 확인할 수 있다.



(a) 불포화토



(b) 포화토와의 비교

그림 3.2.68 전단계수-전단변형률 관계

그림 3.2.69에서는 동일한 조건에서의 비틂전단시험과 공진주시험에서 구한 전단계수-전단변형률과 삼축시험에서의 결과를 비교하였다. 삼축시험결과는 변형률 수준이 0.01% 부근이상에서는 비틂전단시험 및 공진주시험 결과와 유사한 양상을 보

이고 있다. 다만 비틂전단시험과 공진주시험 시험결과도 동일한 모관흡수력에 대하여 다소 차이가 나고 있으며 삼축시험 결과는 0.01% 미만의 미소한 변형률에서는 결과를 획득하지 못하고 있다. 특히 모관흡수력이 50kPa인 경우 삼축시험시 미소한 변형률에서의 전단계수는 과소평가되고 있다.

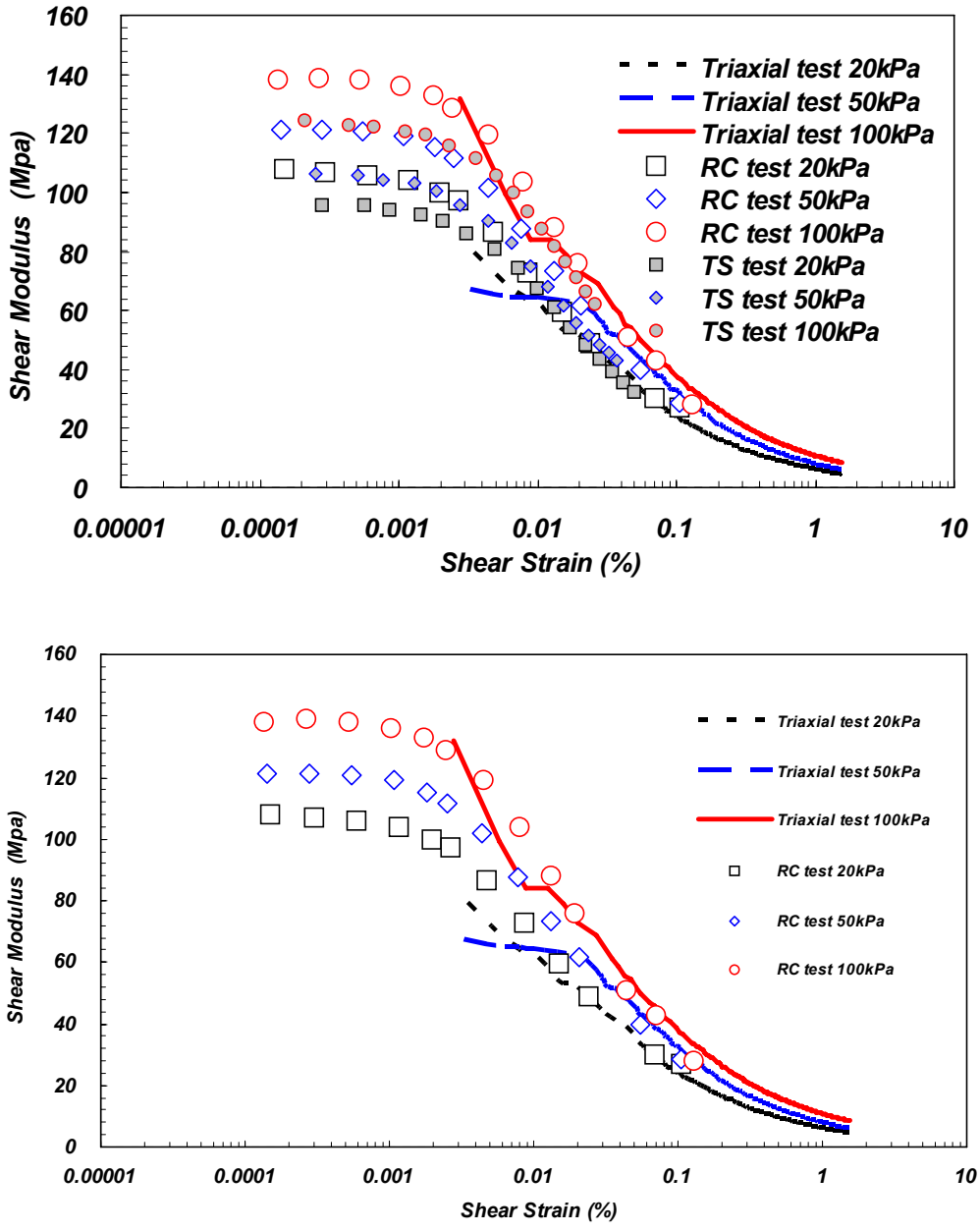


그림 3.2.69 전단계수의 비교

구속압 41kPa이고 모관흡수력을 20, 50, 100kPa을 가하였을 때 나타난 파괴시 최대 및 최소 주응력으로 그림 3.2.70에 Mohr원을 보여주고 있다. 그림 3.2.64에서 나타났듯이 포화토의 경우 배수 삼축시험을 수행한 결과 내부마찰각은 30.5°이며 점착력은 22.6kPa로 나타났었다. 따라서 각 모관흡수력에 대한 불포화토의 파괴포락선은 그림 3.2.70과 같이 나타낼 수 있다. 이 때 전단응력축에 나타난 절편이 겉보기 점착력이며, 표 1.3과 같이 정리된다.

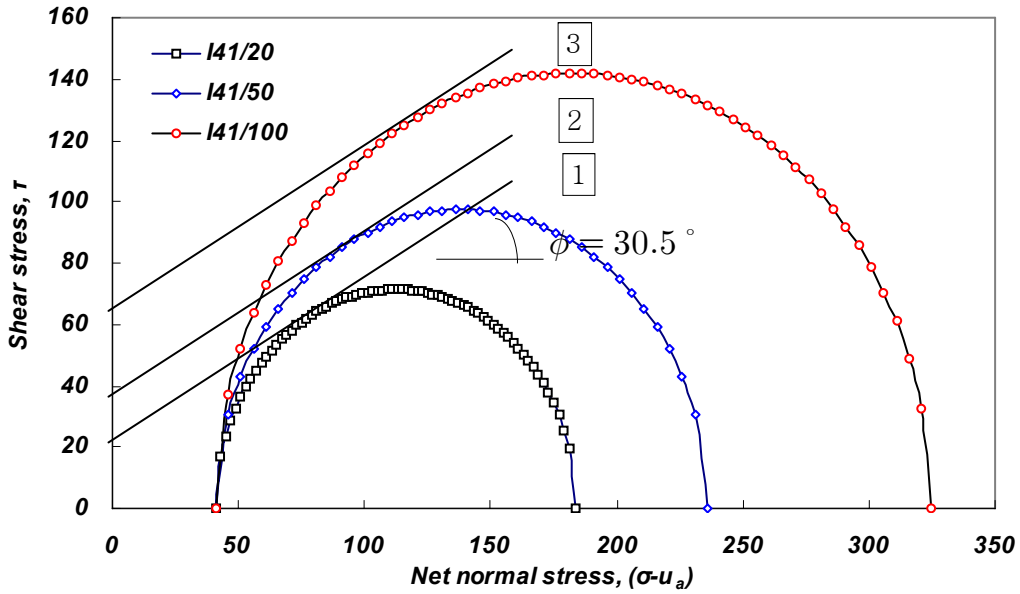


그림 3.2.70 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 연직순응력-전단강도 관계

표 3.2.15 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 겉보기 점착력

구분	$(u_a - u_w)$ (kPa)	$\bar{c}$ (kPa)
포화조건	0	22.6
1	20	22
2	50	38
3	100	65

표 3.2.15의 모관흡수력과 겉보기 점착력간의 관계는 그림 3.2.71과 같이 나타난다. 이 때 불포화 강도식을 이용하여 ϕ^b 를 구할 수 있으며 약 21.7° 로 나타났다.

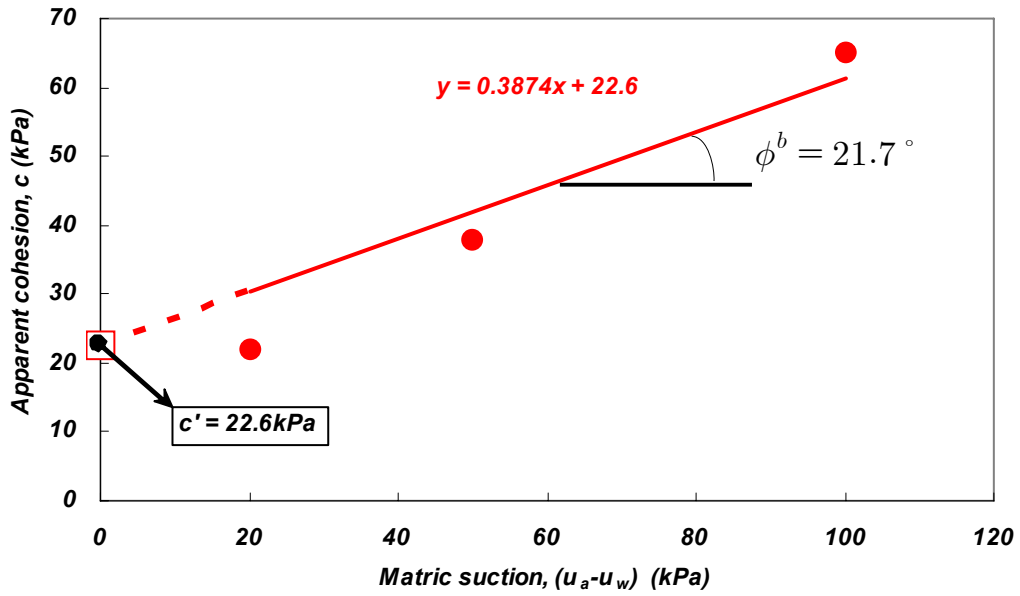


그림 3.2.71 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 모관흡수력-겉보기점착력 관계

다단계시험은 하나의 시료에 대하여 구속응력은 일정한 상태에서 모관흡수력을 변화시켜서 하는 실험이다. 한 단계의 모관흡수력에서 시료내부의 함수비의 평형화가 이루어지면 전단과정을 수행한다. 축변형률이 약 2%정도 진행되면 다음 단계의 모관흡수력을 적용한다. 그리고 시료내부의 함수비를 평형화가 되도록 하여 다음 단계의 전단을 수행한다. 본 연구에서는 모관흡수력을 3단계로 나누어 다단계시험을 수행하였다. 실험조건은 표 3.2.14와 같으며, 실험에 사용된 시료는 표 3.2.13의 SG-4시료와 동일하다.

그림 3.2.72에서는 다단계실험 결과 나타난 응력-변형률 곡선을 나타내었다. 다음 단계의 모관흡수력을 가하는 동안 응력이완이 발생하여 축차응력이 감소하는 것을 확인할 수 있었다. 모관 흡수력이 변화함에 따라 각각 상응하는 응력-변형률 관계를 나타내고 있으며 계단식으로 축차응력이 증가하는 것을 확인할 수 있다.

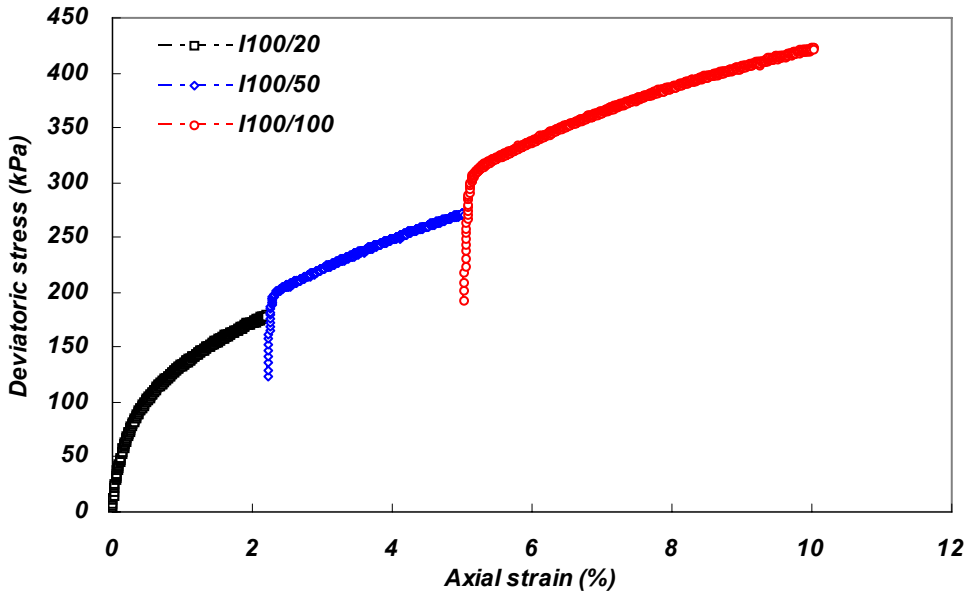


그림 3.2.72 불포화토의 다단계실험시 응력-변형률 관계

그림 3.2.73에서는 다단계실험의 응력경로를 나타낸 것이며, 응력경로는 모관흡수력이 변화하여도 일정한 기울기를 가지고 증가하였다. 각 단계의 최종 축차응력은 모관흡수력에 따라 증가하였다.

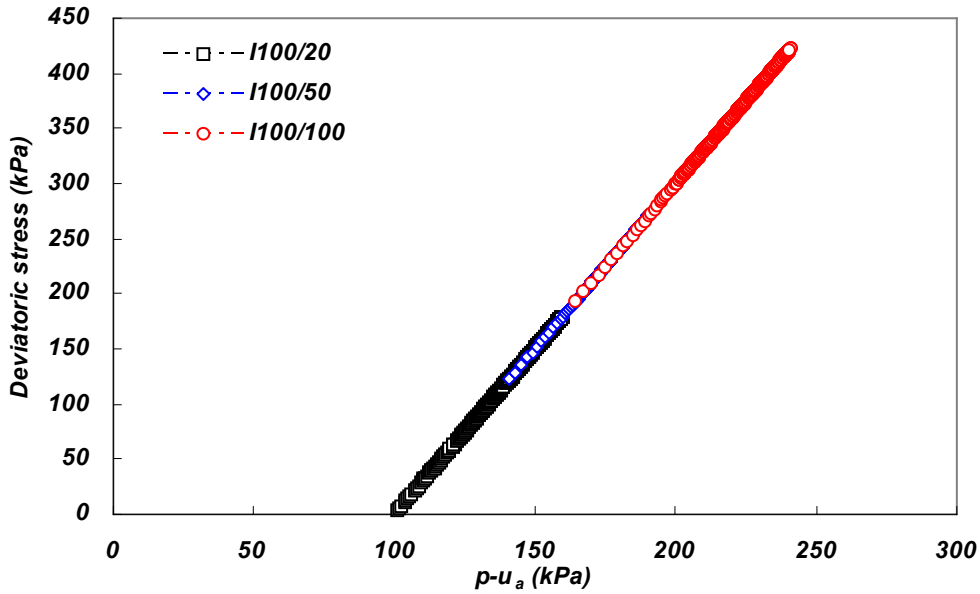


그림 3.2.73 다단계실험에서의 응력경로

그림 3.2.74에서는 다단계실험시 나타난 각 단계별 최종 응력을 기준으로 Mohr 원을 보여주고 있다. 그리고 포화토의 마찰각을 이용하여 각 모관흡수력에 상응하는 파괴포락선을 보여준다.

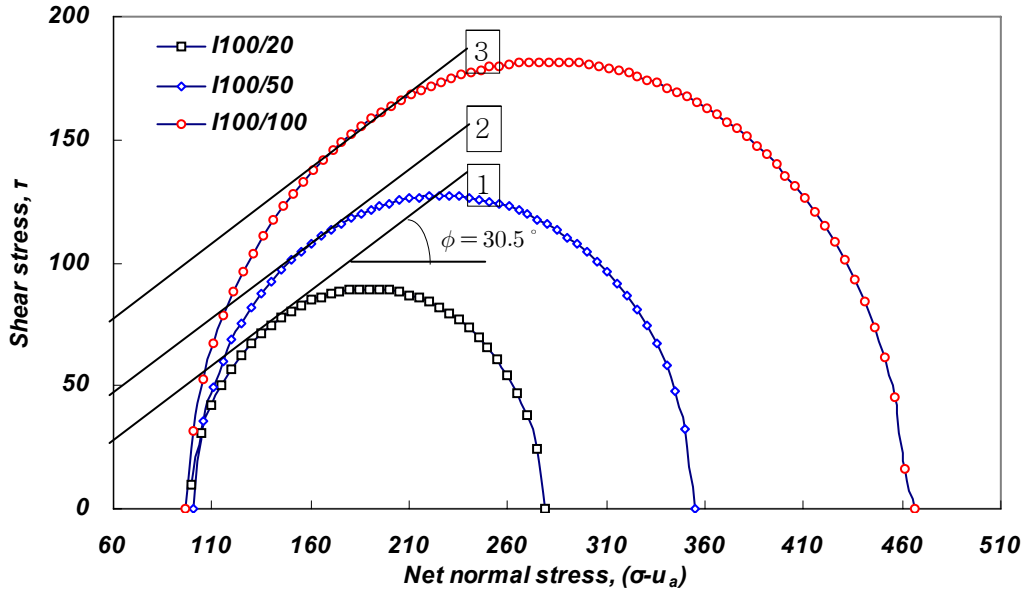


그림 3.2.74 불포화토의 다단계실험시 겉보기점착력

그림 3.2.74로부터 구한 겉보기 점착력을 모관흡수력에 대하여 그림 3.2.75와 같이 나타낼 수 있다. 이로부터 다단계실험에서의 강도정수ϕ^b를 구하면 29.7° 가 되었다.

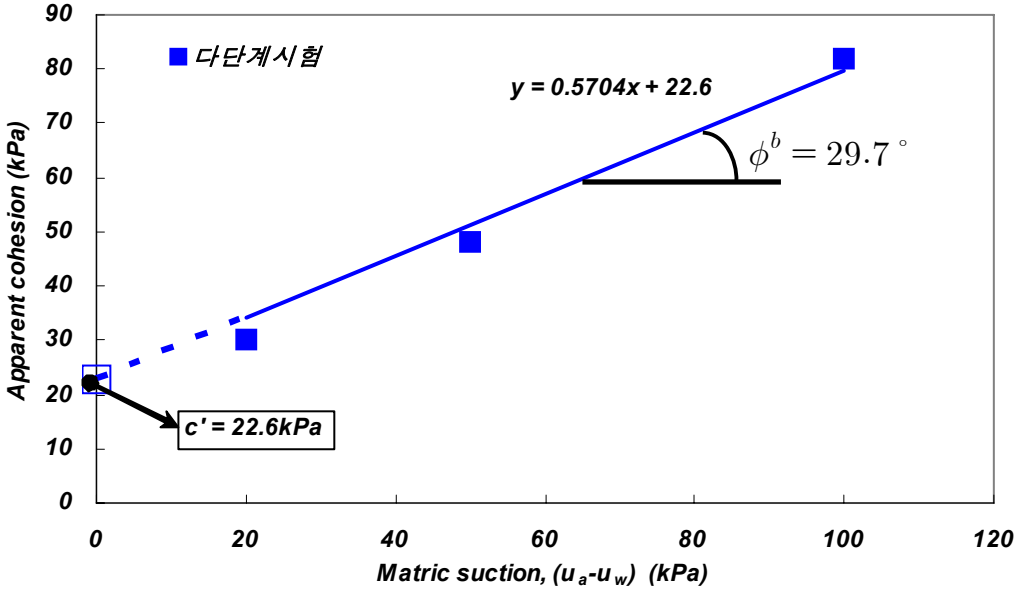


그림 3.2.75 불포화토의 다단계실험시 강도정수

1단계실험과 다단계실험에서 구한 모관흡수력에 따른 파괴포락선을 비교하면 그림 3.2.76과 같이 나타난다. 다단계실험의 경우에는 파괴에 도달하기 이전의 최대응력을 이용하여 파괴포락선을 설정하였으므로 겉보기 점착력을 과소평가하는 경향이 있다.

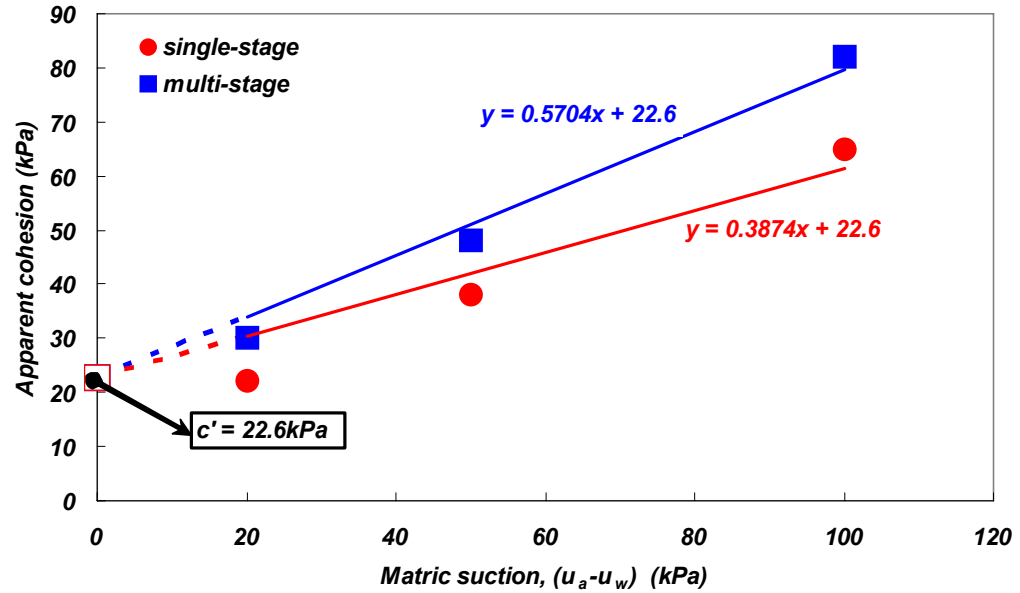


그림 3.2.76 불포화토의 등방압밀 삼축시험시 강도정수 비교

라. 불화토의 K_0 압밀 삼축시험: 압밀단계

동일한 시료에 대하여 K_0 압밀 삼축실험을 수행하였다. 이 때 초기조건 및 파괴 시 응력은 표 3.2.16에 정리하였다.

표 3.2.16 K_0 압밀 삼축실험 초기조건 및 결과

구분	범례	σ_{hc} (kPa)	σ_{vc} (kPa)	K_0	e_c	ψ (kPa)	u_a (kPa)	p_c (kPa)	q_c (kPa)	p_f (kPa)	q_f (kPa)
포화토 ($K/0$)	K100/0	73	168	0.43	0.508	0	0	104	95	135	200
	K200/0	155	313	0.49	0.495	0	0	208	158	270	347
	K300/0	223	470	0.47	0.473	0	0	305	248	404	543
불포화토 ($K/20$)	K100/20	93	182	0.48	0.510	20	20	104	89	144	212
	K300/20	239	504	0.45	0.480	20	20	308	265	376	468
불포화토 ($K/50$)	K100/50	112	240	0.33	0.498	50	50	104	128	145	248
	K200/50	184	402	0.38	0.483	50	50	207	217	269	403
	K300/50	262	551	0.42	0.460	50	50	308	289	392	540
불포화토 ($K/80$)	K100/80	142	270	0.33	0.510	80	80	105	129	163	304
	K400/80	368	746	0.43	0.495	80	80	414	378	517	687

σ_{hc} : 압밀완료 시 수평응력　　σ_{vc} : 압밀완료 시 수직응력

K_0 : 압밀완료 시 정지토압계수　　e_c : 압밀완료 시 간극비

ψ : 모관흡수력　　u_a : 간극 공기압

p_c : 압밀완료 시 순체적응력　　q_c : 압밀완료 시 축차응력

p_f : 파괴 시 순체적응력　　q_f : 파괴 시 축차응력

그림 3.2.77에서는 K_0 압밀 시 수평응력과 수직응력간의 관계를 나타내고 있다. 정지토압계수는 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$K_0 = \frac{\sigma_h - u_a}{\sigma_v - u_a} \tag{3.2.35}$$

따라서 그림 3.2.77의 관계에서 할선 기울기가 K_0 값을 의미한다. 순수직응력과 순수평응력의 기울기가 감소하면 K_0 값은 작아지고 동일한 수준의 순수직응력에서 더 큰 축차응력을 받을 수 있다.

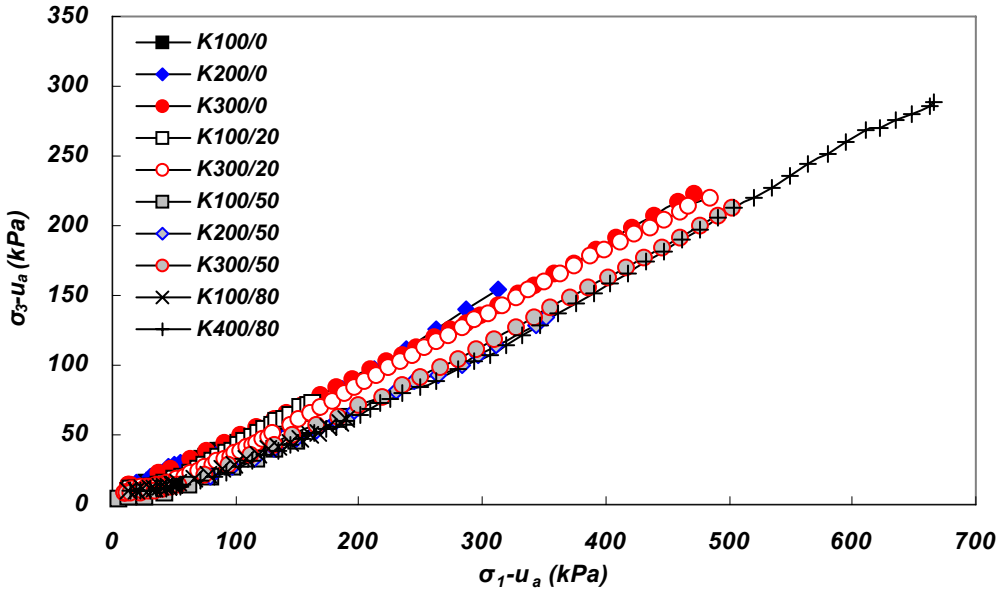
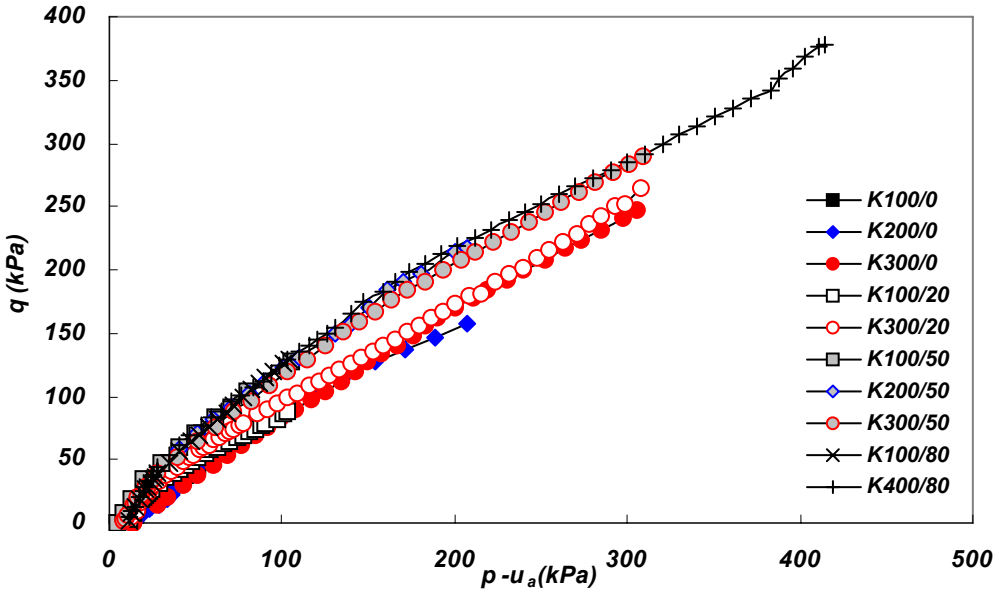


그림 3.2.77 K_0 압밀시 순수직응력-순수평응력 관계

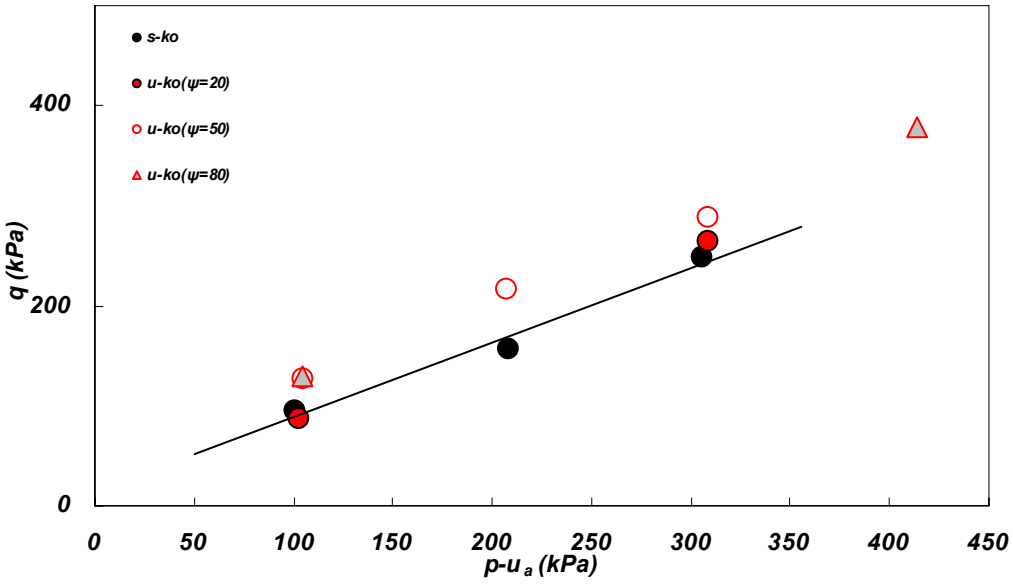
그림 3.2.77에서 보여 지듯이 순수평응력은 포화토에서 가장 큰 값을 가지며 모관흡수력이 증가하면서 작아지고 있다. 이는 모관흡수력으로 인하여 시료 내부의 입자 골격의 구속효과가 증가하기 때문인 것으로 판단된다. 하지만 모관흡수력이 50kPa이상이 되면 거의 비슷한 순수평응력을 가지는 것으로 나타났다.

그림 3.2.78(a)에서는 K_0 압밀시 순체적응력에 따른 축차응력의 경로를 보여주고

있다. 모관흡수력이 증가할수록 동일한 체적응력에 대한 축차응력은 증가하는 경향을 보이고 있다. 하지만 모관흡수력 50kPa이상이 되면 동일한 체적응력에 대한 축차응력은 거의 유사한 값을 가지는 것으로 나타났다. 이러한 경향은 그림 3.2.78(b)에 나타난 최종 압밀응력에서 뚜렷하게 나타나고 있다.



(a) 순체적응력-축차응력 경로



(b) 최종 체적응력-축차응력

그림 3.2.78 K_0 압밀시 순체적응력-축차응력 관계

그림 3.2.79에서는 순체적응력에 따른 K_0 값의 변화를 보여주고 있다. K_0 값은 체적응력이 증가함에 따라 증가하다가 감소하며 한 값에 수렴하는 경향을 나타낸다. 최종적으로 나타난 K_0 값은 모관흡수력이 증가할수록 감소하는 경향을 보이고 있다.

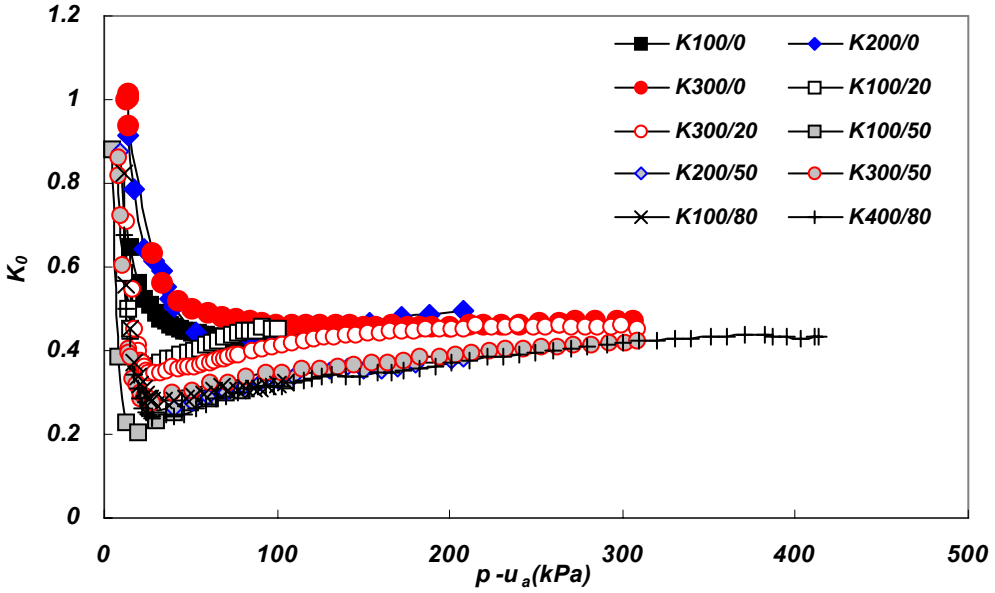


그림 3.2.79 K_0 압밀시 순체적응력-K_0 관계

이러한 결과를 토대로 모관흡수력에 따른 K_0 값을 그림 3.2.80에 나타내었으며 다음과 같은 상관관계를 보여준다.

$$K_0 = 0.00001\psi^2 - 0.0024\psi + 0.4739 \qquad (3.2.36)$$

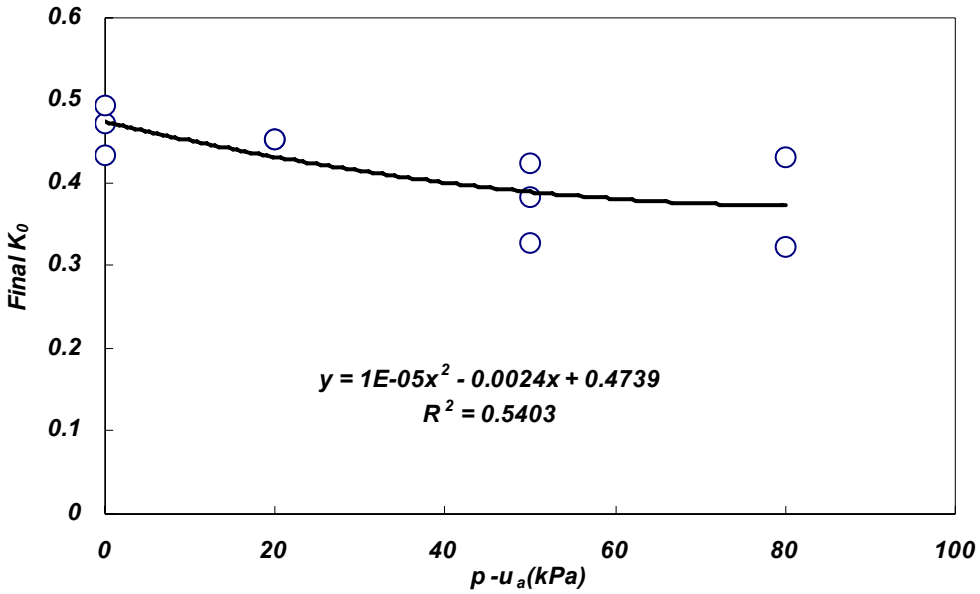
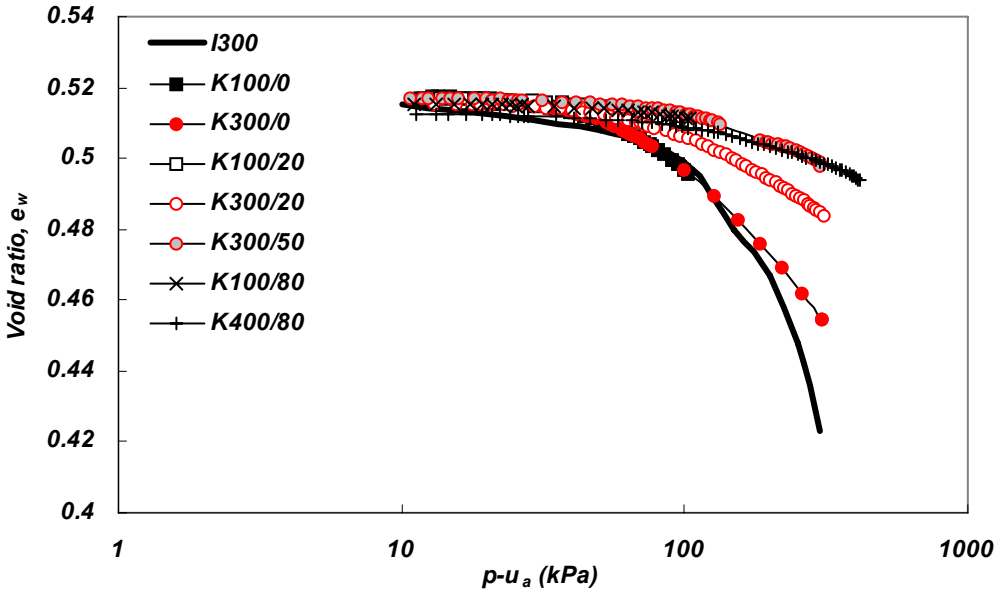
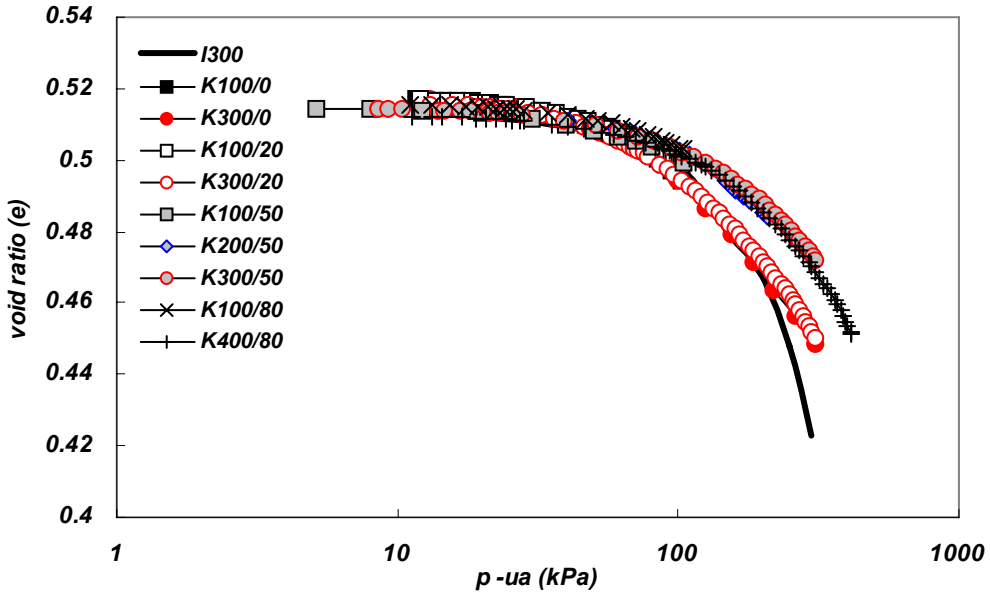


그림 3.2.80 모관흡수력에 따른 최종 K_0 값

그림 3.2.81은 K_0 압밀시 순 체적응력증가에 따른 간극비의 변화를 나타낸 것이다. 포화토보다 불포화토에서의 간극비 변화가 덜 일어나고 있다. 또한 모관흡수력이 클수록 간극비의 변화는 완만하게 일어나고 있다.



(a) 수분간극비의 변화



(b) 전체간극비의 변화

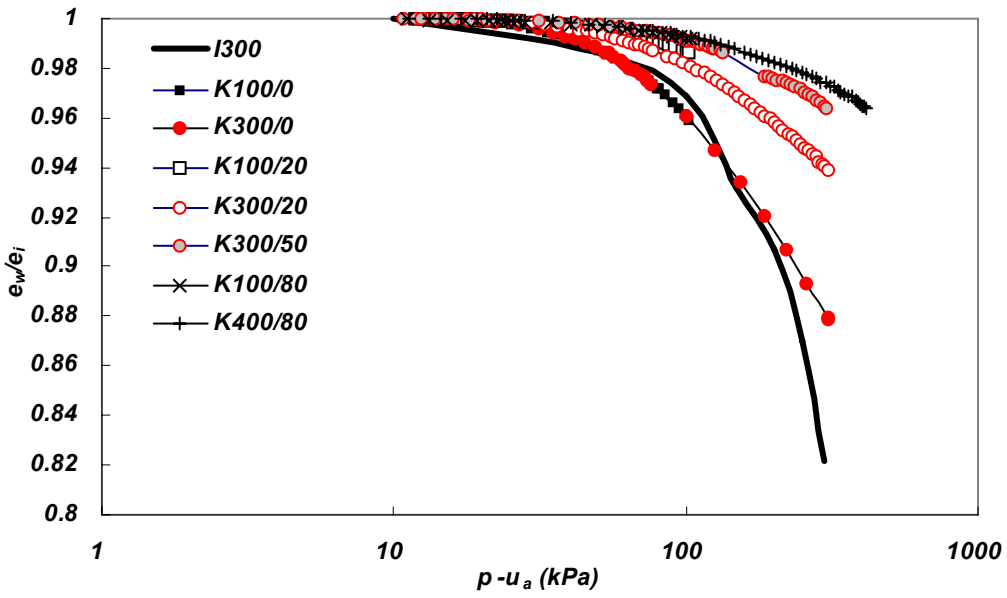
그림 3.2.81 순 체적응력의 증가에 따른 간극비

위의 K_0압밀시험에 의해 구한 간극비 곡선에서 선행압밀응력(P_0), λ, κ를 구하여 정리하면 표 3.2.17와 같다.

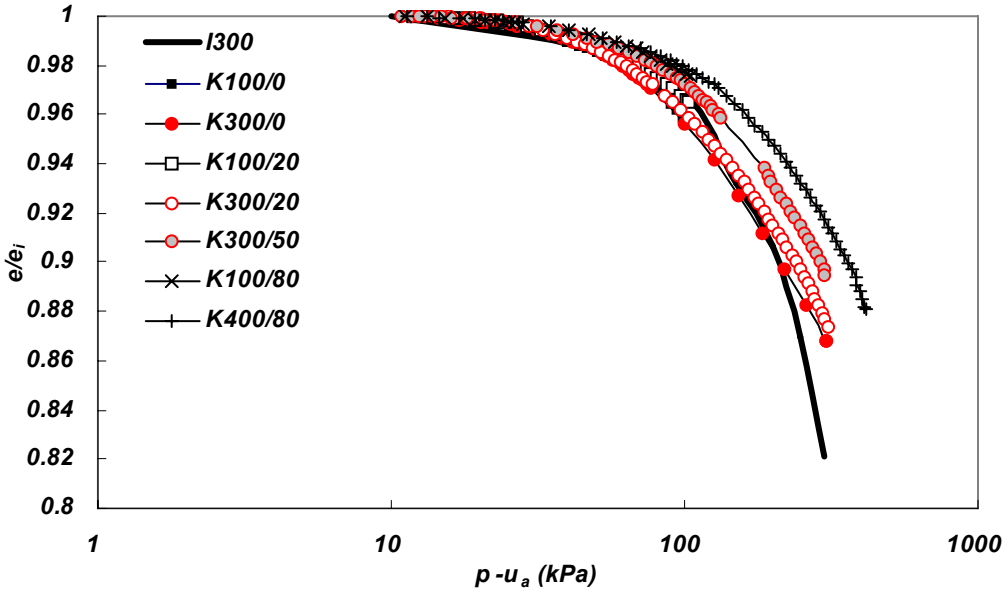
표 3.2.17 K_0압밀시험에서 구한 흙의 계수 값

범 례	$N(s)$	$\lambda(s)$	$\kappa(s)$	p_0
K100/0	0.522	0.034	0.002	55
K300/0	0.525	0.045	0.003	75
K100/20	0.520	0.022	0.001	49
K300/20	0.521	0.048	0.002	88
K100/50	0.515	0.015	0.001	42
K200/50	0.517	0.032	0.001	85
K300/50	0.516	0.036	0.001	110
K100/80	0.518	0.014	0.001	45
K400/80	0.516	0.039	0.002	120

그림 3.2.82에서는 간극비를 초기간극비로 정규화하여 간극비의 변화를 나타내었다. 정규화한 간극비의 변화에서도 그림 3.2.82와 비슷한 경향을 나타내었으며, 모관흡수력이 증가할수록 간극비의 변화가 완만하게 나타나고 있다.



(a) 수분간극비



(b) 전체간극비

그림 3.2.82 초기간극비로 정규화한 간극비

마. 불화토의 K_0압밀 삼축시험: 전단단계

그림 3.2.83에서는 전단시의 응력경로를 보여주고 있다. 불포화토의 응력경로가 포화토에 비하여 높은 축차응력을 가지며 모관흡수력이 클수록 동일한 체적응력에 대한 축차응력은 증가함을 알 수 있었다.

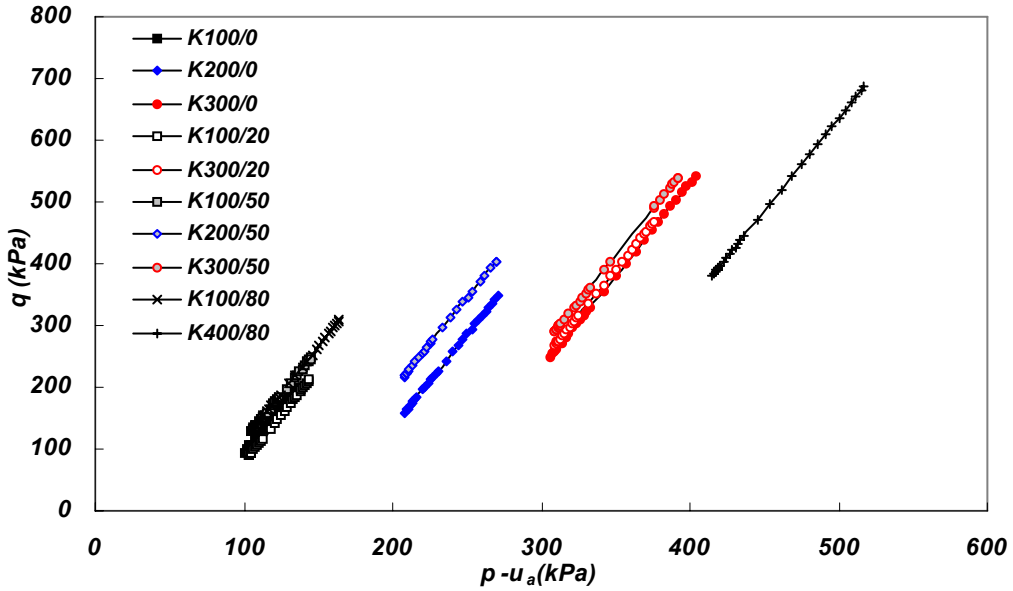


그림 3.2.83 K_0압밀 삼축시험시 응력경로

한편 그림 3.2.84에서는 이 때 나타난 응력-변형률 관계를 나타내었다. 상응하는 체적응력까지 K_0압밀을 수행하였으며, 포화토의 경우 압밀속도는 0.05%/min, 불포화토의 경우는 압밀속도는 0.002%/min으로 수행하였다. 압밀이 완료되면 배수 상태로 전단과정을 수행하였다. 이때 전단속도는 포화토의 경우 0.05%/min, 불포화토의 경우 0.002%/min로 수행하였다.

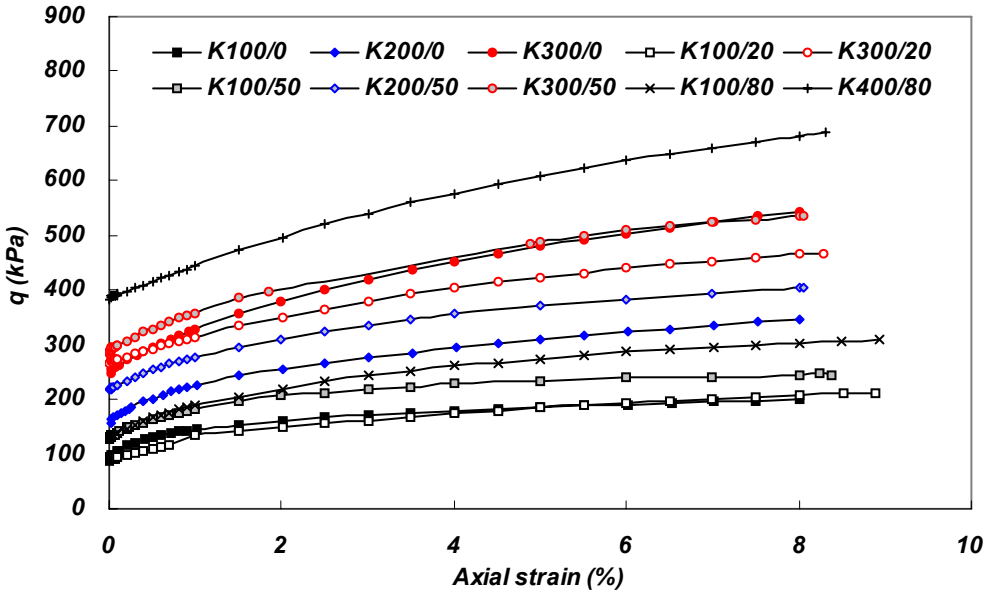
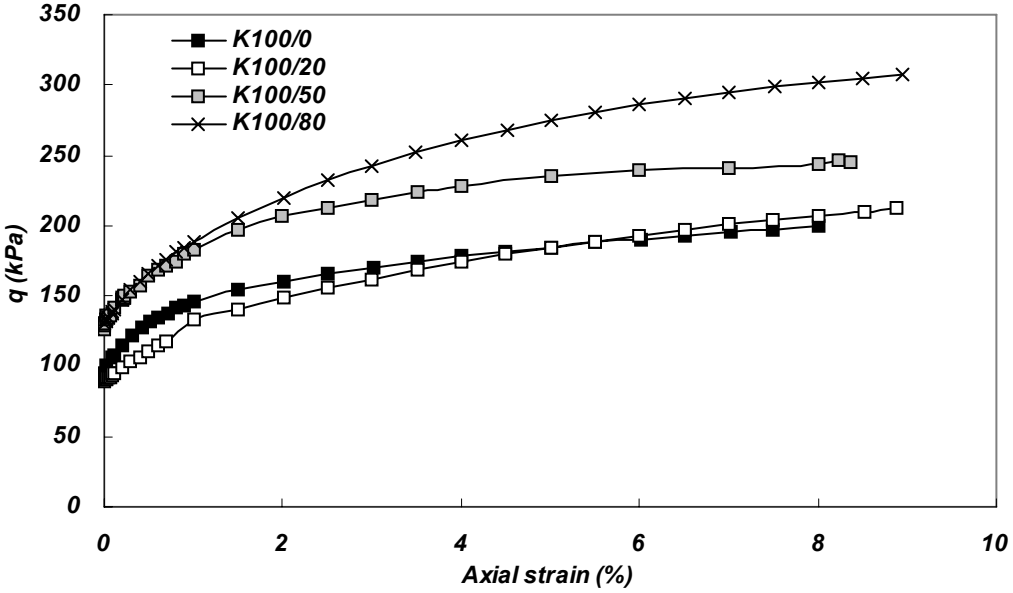


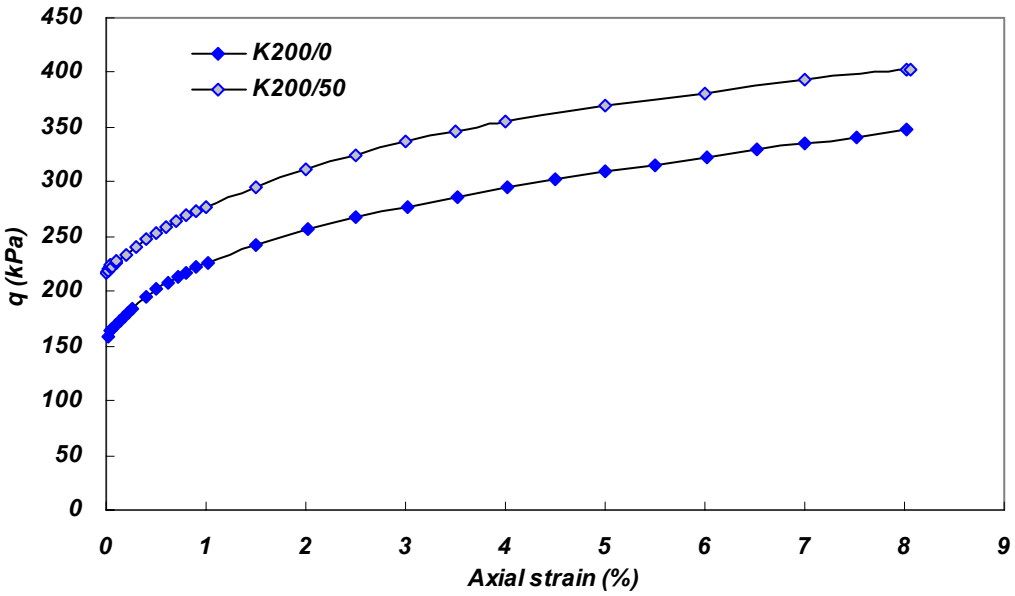
그림 3.2.84 응력-변형률 관계

그림 3.2.85에서는 구속압에 따라 세분화하 응력-변형률 관계를 보여주고 있으며, 포화토의 경우 보다 불포화토의 축차응력이 더 크게 나타나고 있다. 불포화토의 경우 모관흡수력의 증가로 인해 더 큰 축차응력을 가지는 것으로 판단된다. 하지만 그림 3.2.85의 (c)에서 보여 지듯이 체적응력 300kPa인 경우 포화토의 축차응력이 불포화토의 축차응력보다 큰 값을 가지는 것으로 나타났으며 실험상의 오류로 판단된다.

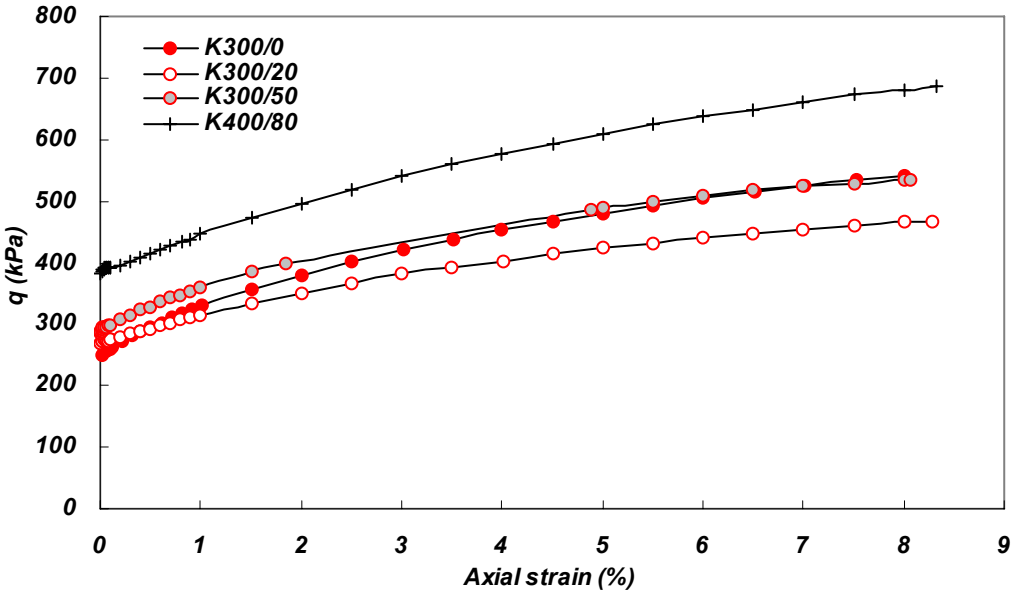


(a) 구속압 100kPa인 경우

그림 1.85 K_0압밀 삼축시험시 구속압에 따른 응력-변형률 관계 (계속)



(b) 구속압 200kPa인 경우

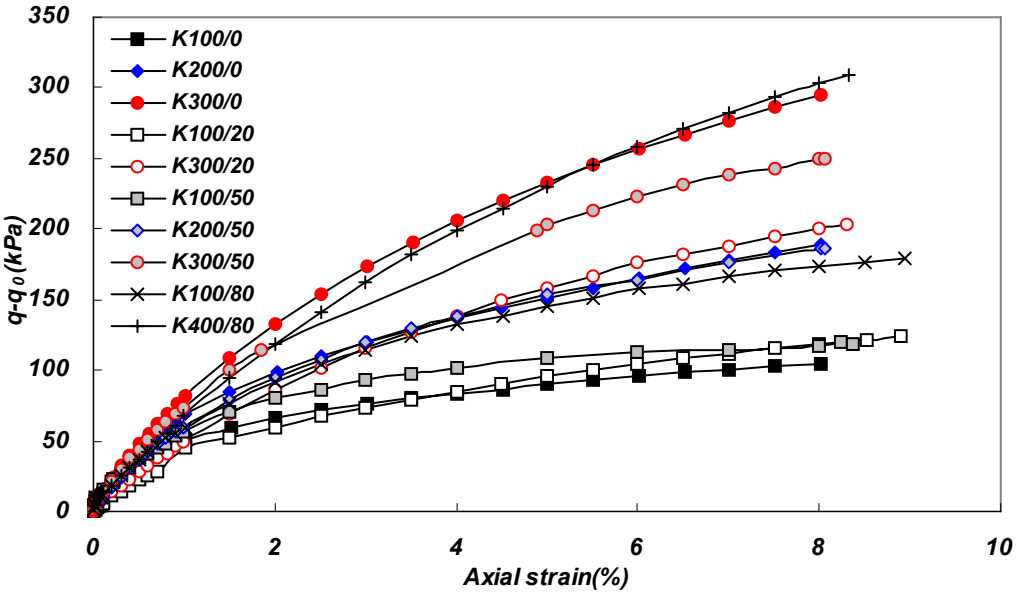


(c) 구속압 300kPa이상인 경우

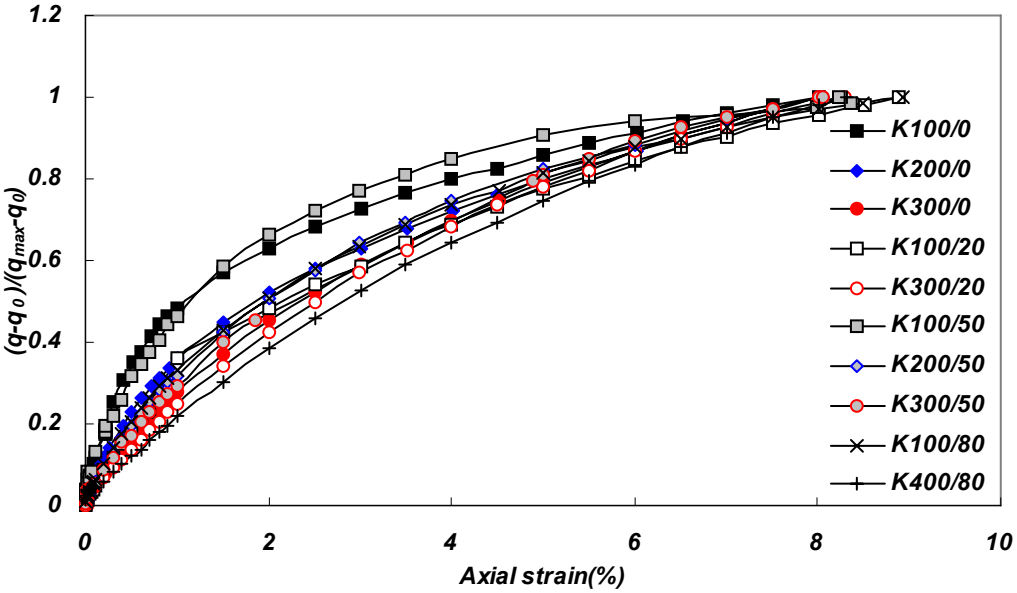
그림 3.2.85 K_0압밀 삼축시험시 구속압에 따른 응력-변형률 관계

전단시의 응력-변형률 관계에서 초기 축차응력을 이동하여 그림 3.2.86(a)에 나타내었다. 포화토에 비해 불포화토에서 더 큰 축차응력의 변화를 가지는 것으로 나타났으며, 모관흡수력이 클수록 축차응력의 변화량이 증가하는 경향을 가지고 있다.

다만 체적응력이 300kPa인 경우는 반대의 경향이 나타났으며, 시험 과정 중에 생긴 오류로 판단된다. 그림 3.2.86(b)에서는 축차응력을 최대축차응력으로 규준화하여 도시하였다. 그림에서 보이는 것과 같이 구속응력이 증가하거나 모관흡수력이 증가할수록 규준화된 관계가 낮게 나타나는 것을 확인 할 수 있었다.



(a) 응력-변형률 관계



(b) K_0압밀시험시 규준응력-변형률관계

그림 3.2.86 불포화토의 K_0압밀 삼축시험시 응력-변형률관계

그림 3.2.87에서는 전단시 전단계수-전단변형률 관계를 보여주고 있으며, 변형률 0.01%이하 부분의 전단계수는 획득할 수가 없었다. 대체로 불포화토의 경우에 포화토의 전단계수보다 큰 값을 가진다는 것을 확인할 수 있었다.

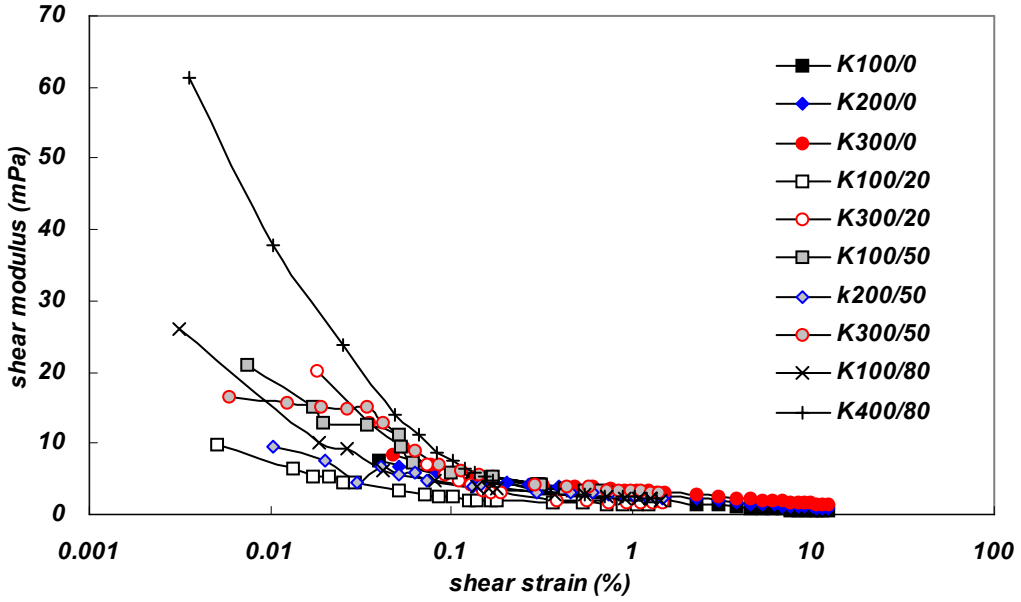


그림 3.2.87 K_0 압밀 삼축시험시 전단계수-전단변형률 관계

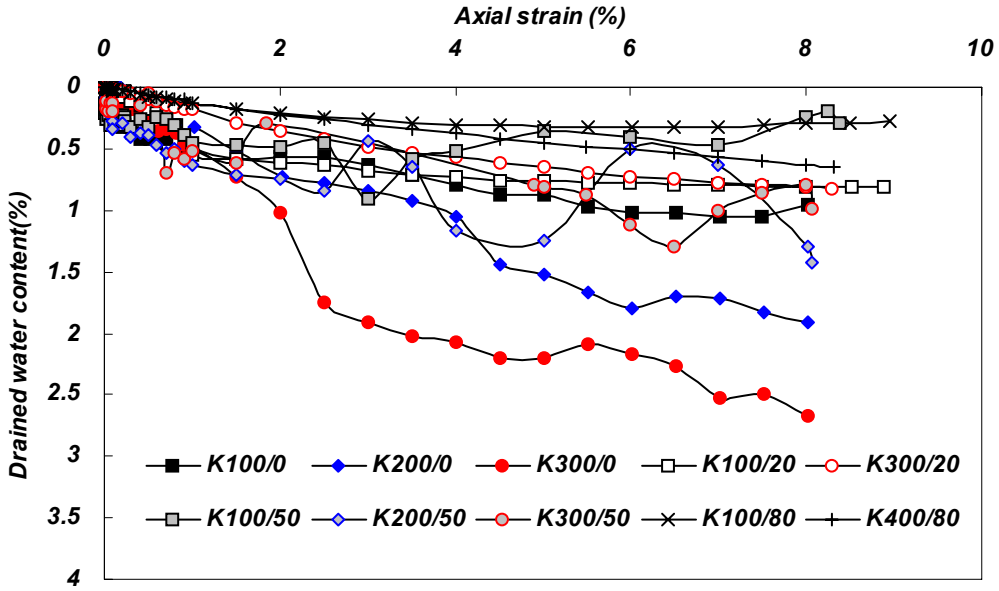
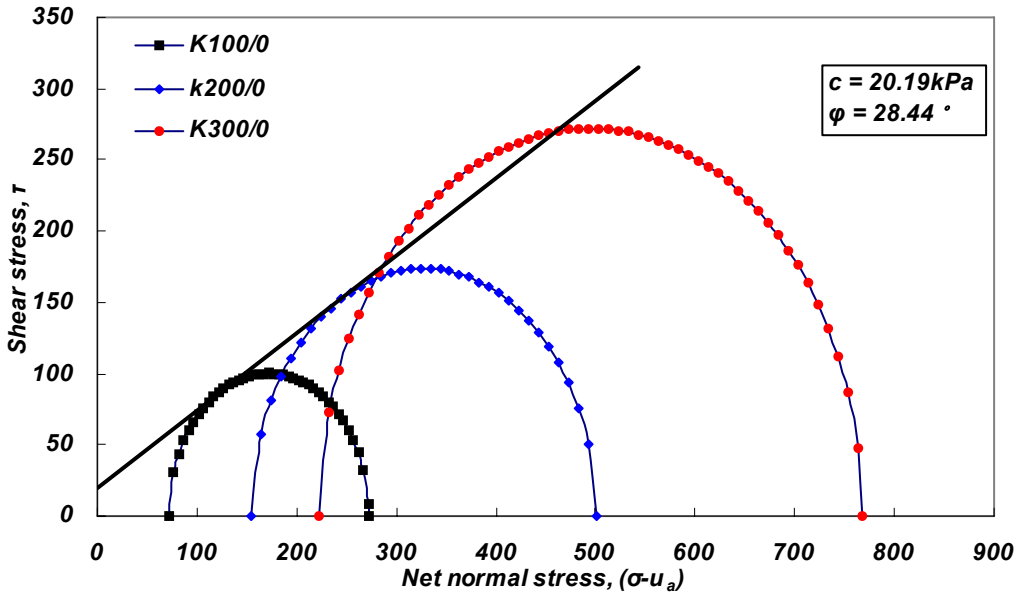


그림 3.2.88 K_0압밀 삼축시험시 수분체적변형률

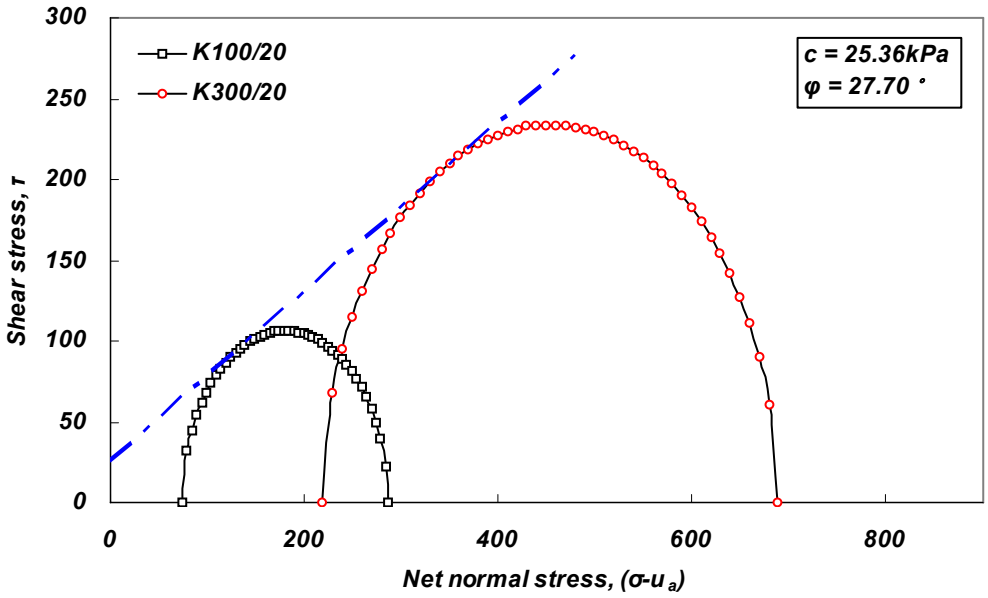
그림 3.2.88에서는 전단시 수분체적변형률을 나타내었다. 포화토의 경우 간극수의 체적 변화만큼의 전체 체적이 변화하겠지만, 불포화토의 경우에는 공기 체적의 변화를 고려해야 한다. 그래프에서 보여 지듯이 포화토의 경우 체적응력이 증가할수록 수분 체적변형률이 크게 나타난다는 것을 알 수 있다. 또한 불포화토의 경우 모관흡수력에 관계없이 거의 일정한 수분 체적변형률이 발생하고 있다.

그림 3.2.89에서는 파괴시 최대주응력과 최소주응력을 나타냈으며, Mohr원을 이용하여 파괴포락선을 비교하였다. 파괴포락선의 기울기는 포화토와 불포화토가 거의 유사한 값을 가지는 것으로 나타났으며, 내부마찰각은 모관흡수력의 영향을 받지 않았다. 하지만 점착력은 포화토보다 불포화토의 경우에 더 큰 값을 가졌다. 특히 모관흡수력이 증가할수록 점착력이 증가하고 있다. 모관흡수력이 커질수록 흙입자간의 골격을 구속시키는 효과가 증가하기 때문이라고 판단된다. 표 3.2.18은 모관흡수력에 따른 강도정수를 정리하였다.

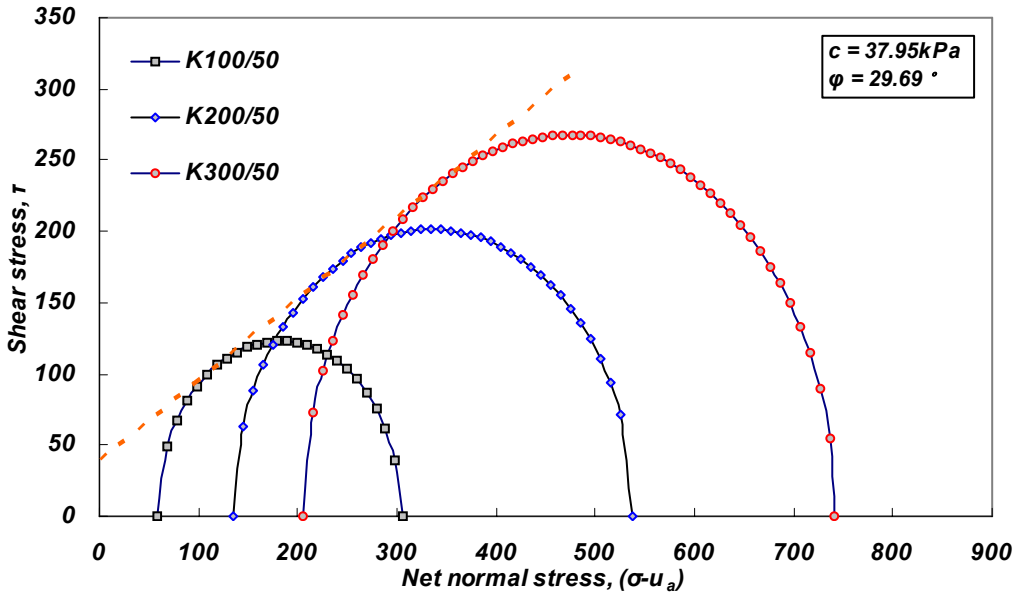


(a) 포화토

그림 3.2.89 K_0압밀 삼축시험시 강도정수 비교 (계속)

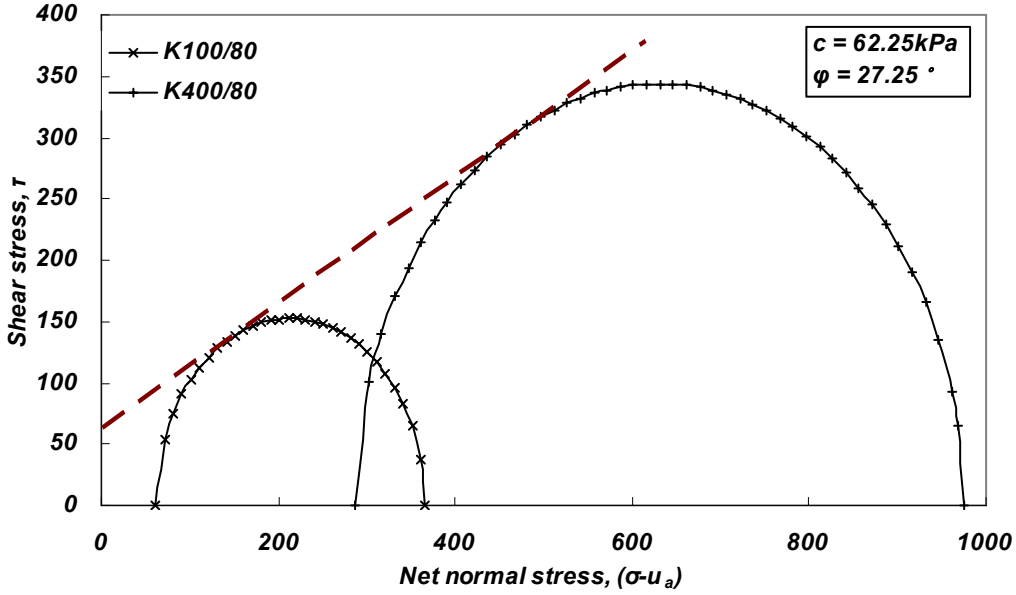


(b) 모관흡수력 20kPa

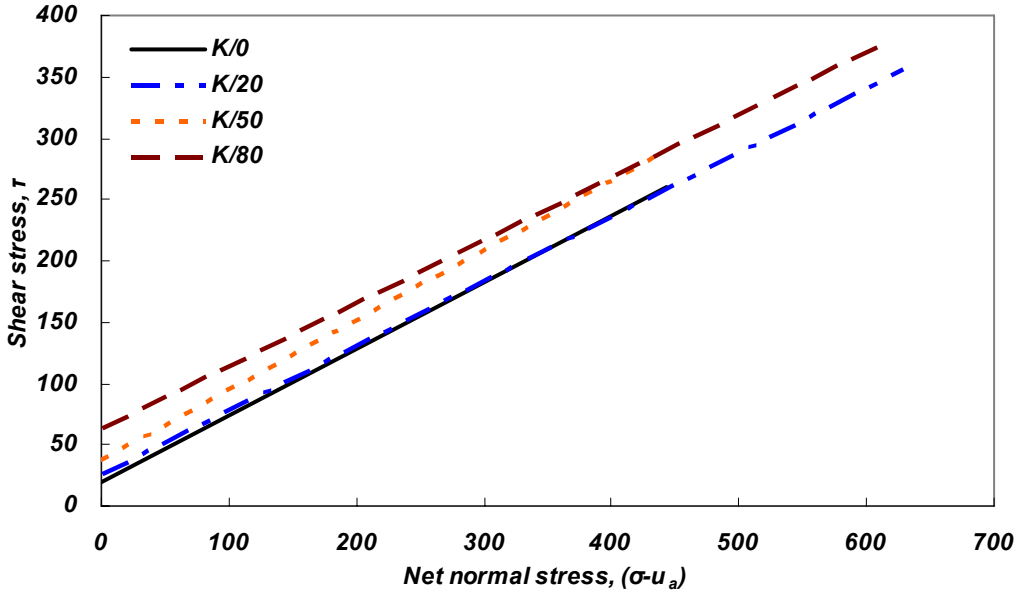


(c) 모관흡수력 50kPa

그림 3.2.89 K_0압밀 삼축시험시 강도정수 비교 (계속)



(d) 모관흡수력 80kPa



(e) 강도정수 비교

그림 3.2.89 K_0압밀 삼축시험시 강도정수 비교

표 3.2.18 K_0압밀 삼축시험시 강도정수 비교

	$K/0$	$K/20$	$K/50$	$K/80$
$c(kPa)$	20.19	25.36	37.95	62.25
ϕ ($^\circ$)	28.44	27.70	29.69	27.25

그림 3.2.90에서는 K_0 압밀 삼축실험 결과에서 모관흡수력에 따른 겉보기 점착력을 보여주고 있다. 모관흡수력에 따른 겉보기 점착력은 표 3.2.19와 같으며 그림 3.2.90으로부터 ϕ^b는 25.1°로 나타났다.

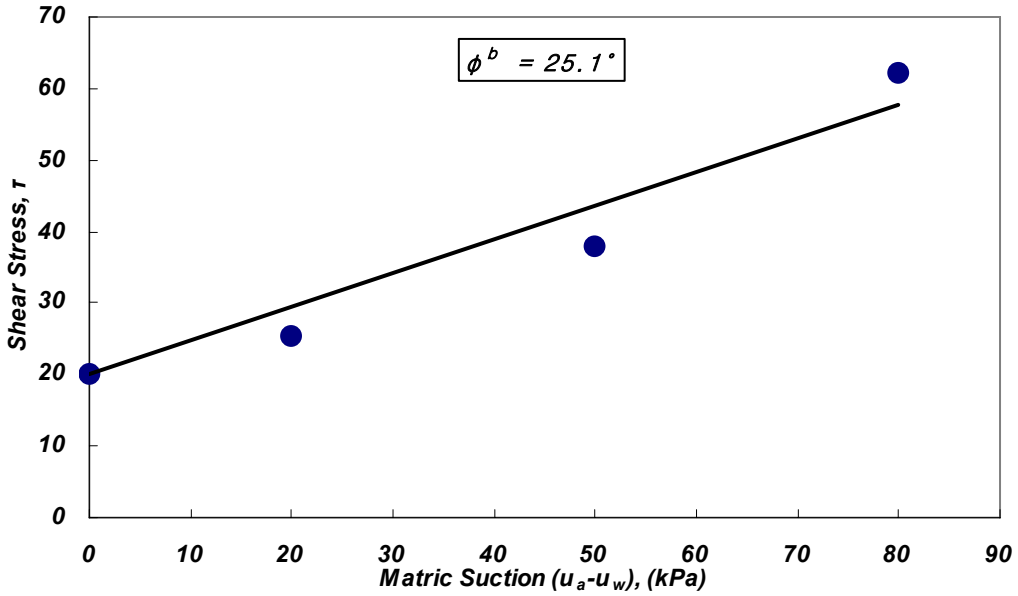


그림 3.2.90 불포화토의 K_0압밀 삼축시험으로 구한 강도정수

표 3.2.19 실험조건에 따른 겉보기점착력

실험조건	$(u_a - u_w)$ (kPa)	c (kPa)
$K/0$	0	20.19
$K/20$	20	25.36
$K/50$	50	37.95
$K/80$	80	62.25

바. 불포화토의 전단강도

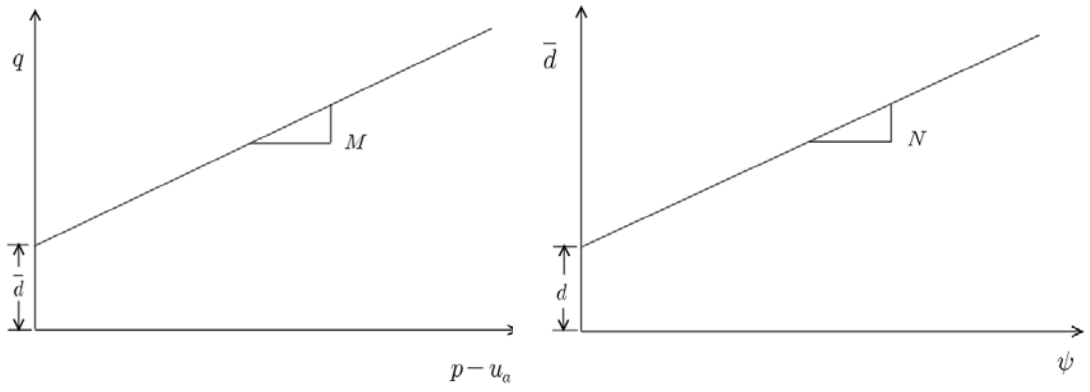
불포화토의 파괴시 축차응력은 다음과 같이 나타난다.

$$q_f = d + Mp_f + N\psi_f \tag{3.2.37}$$

여기서 순점착력 성분을 다음과 같이 정의 하면,

$$\bar{d} = d + N\psi_f \tag{3.2.38}$$

이고 불포화토의 파괴규준은 그림 3.2.91과 같이 나타낼 수 있다.



(a) p-q관계 (b) $\psi-\bar{d}$관계

그림 3.2.91 불포화토의 파괴규준

식 (3.2.37)을 식 (3.2.38)에 대입하면 파괴시 축차응력은 다음과 같다.

$$q_f = \bar{d} + Mp_f \tag{3.2.39}$$

이때 마찰각과 관련된 파괴규준의 기울기는 다음과 같이 나타난다.

$$M = 6\sin\phi'/(3-\sin\phi'),\ \sin\phi' = 3M/(6+M) \tag{3.2.40}$$

그리고 순점착력 성분은 다음과 같이 나타난다.

$$\bar{c} = c' + \psi_f \tan\phi^b, \qquad \bar{d} = M\bar{c}\cot\phi' \tag{3.2.41}$$

따라서 식 (3.2.41)을 식 (3.2.38)에 대입하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$M(c' + \psi_f \tan\phi^b)\cot\phi = d + N\psi_f \tag{3.2.42}$$

이로부터 식 (3.2.38)의 d와 N은 c', ϕ', ϕ^b로 나타낼 수 있다.

$$d = Mc'\cot\phi, \;\; N = M\tan\phi^b\cot\phi \tag{3.2.43}$$

따라서 그림 1.40의 관계를 실험적으로 획득한 후, ϕ'은 식 (3.2.40)으로부터 도출할 수 있고 c', ϕ^b는 다음 식 (3.2.43)과 (3.2.44)로부터 도출할 수 있다.

$$c' = \frac{d}{M\cot\phi} = \frac{d}{M}\tan\phi \tag{3.2.44}$$

$$\tan\phi^b = \frac{N}{M}\tan\phi \tag{3.2.45}$$

그림 3.2.92에서는 K_0 압밀 삼축실험 결과 나타난 순체적응력에 따른 최대축차응력을 보여준다. 최대축차응력은 순체적응력이 증가 할수록 평행한 기울기를 가지며 증가하고 있고, 모관흡수력에 따라 겉보기 점착력 성분 $\bar{d}$는 변화한다. 따라서 파괴포락선의 기울기와 관련된 M 또는 ϕ'은 일정한 값으로 획득할 수 있으며, 모관흡수력에 따른 겉보기 점착력을 도출할 수 있다.

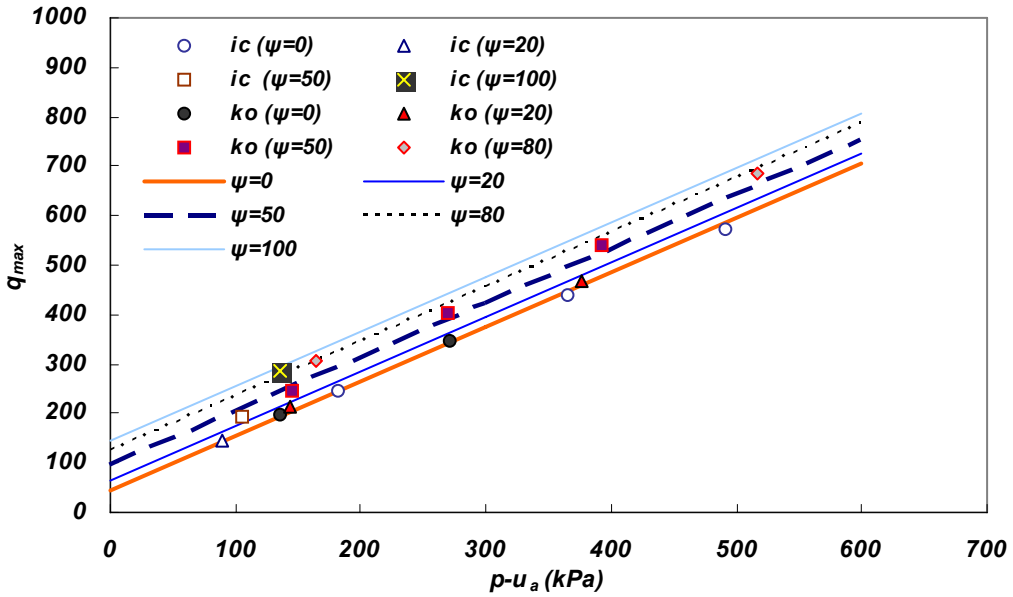
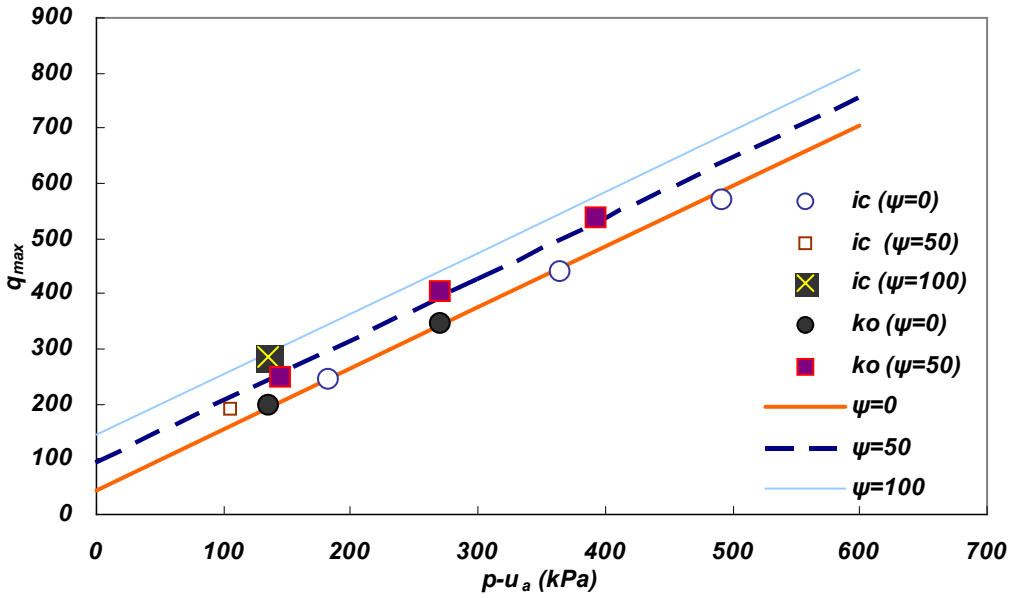


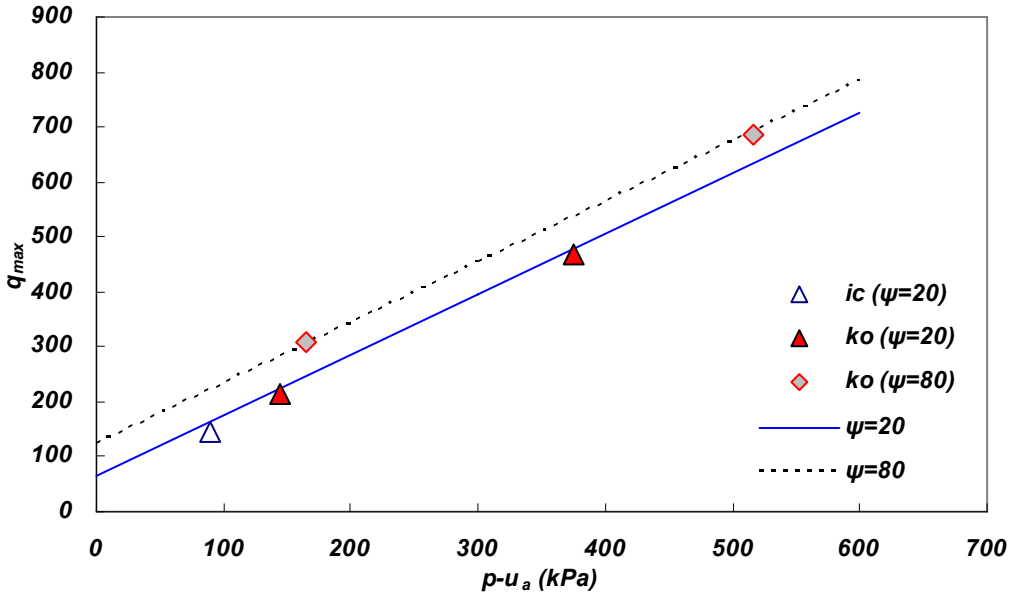
그림 3.2.92 파괴시 순체적응력에 따른 축차응력

모관흡수력에 따른 파괴포락선은 실험결과와 거의 일치하다. 특히 등방압축시험 결과는 K_0 압밀 삼축실험 결과 나타난 파괴포락선에 일치하는 결과를 보여주고 있다.

그림 3.2.93에서는 그림 3.2.92의 결과를 명확히 하기 위하여 모관흡수력에 따라 두 개의 그림으로 나누어 나타내고 있다. 먼저 그림 3.2.93(a)는 모관흡수력이 0, 50, 100kPa인 경우를 나타내고 있으며, 모관흡수력이 0인 포화시료의 경우에는 등방압밀조건과 K_0 압밀조건 실험결과는 모두 동일한 파괴포락선에 위치하고 있다. 모관흡수력이 50kPa인 경우에는 실험치의 최대 축차응력이 설정한 포락선의 파괴시 축차응력보다 다소 크게 나타났지만 거의 일치하고 있다. 그리고 모관흡수력이 100kPa인 경우에도 실험치가 비록 한 점밖에는 없지만 상응하는 포락선과 잘 일치하고 있다.



(a) 모관흡수력 0, 50, 100kPa



(b) 모관흡수력 20, 80kPa

그림 3.2.93 모관흡수력에 따른 순체적응력과 최대축차응력

그림 3.2.93(b)에서 보여 지듯이 모관흡수력이 20kPa인 경우에는 등방압밀조건과 K_0 압밀조건 실험결과는 모두 동일한 파괴포락선에 위치하고 있다. 모관흡수력이 80kPa인 경우에는 실험치의 최대 축차응력이 설정한 포락선의 파괴시 축차응력

과 거의 일치하고 있다.

그림 3.2.94에서는 그림 3.2.92와 3.2.93에서 구한 모관흡수력에 따른 겉보기점착력을 실험치와 비교하였다. 실험치는 식 (3.2.39)를 이용하여 겉보기점착력 $q_f - Mp_f$를 구하였다. 이 때 p_f, q_f는 최대축차응력이 나타난 점에서의 체적응력 및 축차응력이고 M은 그림 3.2.92에서의 기울기이다. 설정된 실선은 실험치를 회귀분석한 결과로서 그림 3.2.92과 3.2.93에 나타난 축차응력축의 절편에 해당한다. 그리고 모관흡수력에 따른 겉보기 점착력은 전반적으로 실험치와 분석치가 일치하는 결과를 보이지만, 실험치가 다소 산만한 분포를 보이며 최대 20%정도 분석치와 차이를 보인다. 전반적으로 등방압밀시험결과는 회귀분석 결과보다 다소 작거나 유사한 겉보기 점착력을 나타내며 K_0 압밀 시험결과는 다소 크거나 유사한 결과를 나타내고 있다.

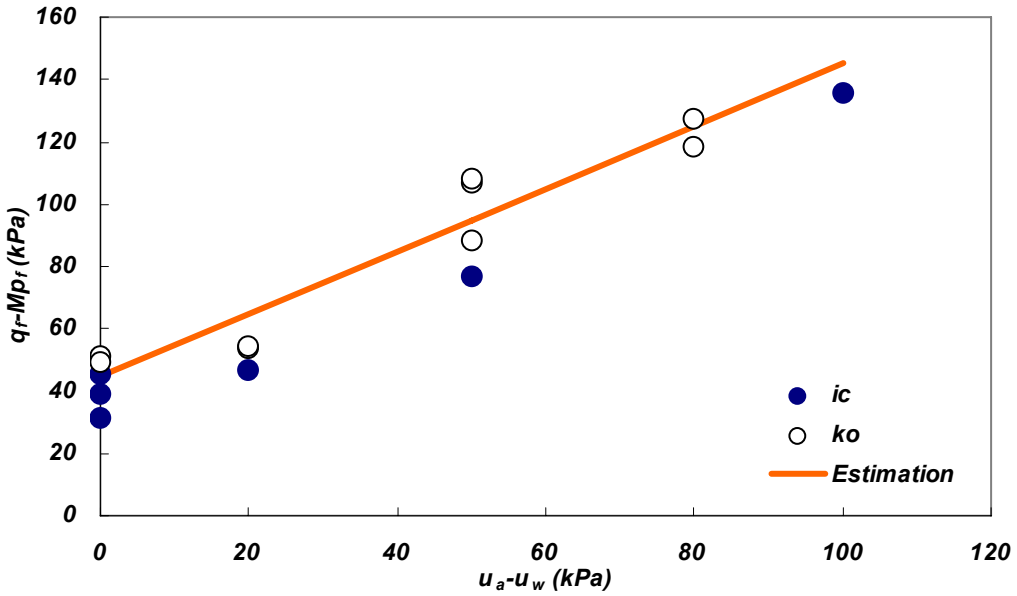


그림 3.2.94 파괴시 모관흡수력에 따른 겉보기점착력 성분

그림 3.2.93과 3.2.94로부터, 그림 3.2.91의 관계를 실험적으로 획득하였다. 그리고 식 (3.2.40), 식 (3.2.43)과 (3.2.44)로부터 구한 불포화토의 강도정수를 표 3.2.20에 정리하였다.

표 3.2.20 불포화토의 강도정수

M	N	d	$c\ (kPa)$	$\phi\ (^\circ)$	$\phi^b\ (^\circ)$
1.1	0.89	50	21.5	27.7	25.5

사. 정리

불포화토의 K_0 압밀 삼축시험을 수행하기 위한 삼축압축시험 시스템을 개발하였다. 이 시스템은 K_0 압밀을 유지시켜주고, 내부 체적변화뿐 아니라, 외부의 체적변화도 측정할 수 있는 시험기이다. 또한 세라믹 디스크를 이용하여 모관흡수력을 조절하여 불포화토 실험에도 가능하도록 하였다.

등방압밀 삼축시험을 통하여 모관흡수력에 따른 응력경로 및 응력-변형률 관계를 획득하였으며 불포화토의 전단강도를 획득할 수 있었다. 특히 공진주시험에서 구한 전단계수와 삼축시험결과는 변형률 수준이 0.01% 부근 이상에서는 유사한 양상을 보이고 있다.

동일한 시료에 대하여 K_0 압밀 삼축실험을 수행한 결과 K_0 값은 모관흡수력이 증가할수록 감소하는 경향을 보이고 있으며 식 (3.2.36)과 같은 상관관계를 찾을 수 있었다. 압밀과정에서 순수평응력은 포화토에서 가장 큰 값을 가지며 모관흡수력이 증가하면서 작아지고 있었다. 그리고 K_0 압밀경로에서는 모관흡수력이 증가할수록 동일한 체적응력에 대한 축차응력은 증가하는 경향을 보이고 있다.

K_0 압밀후 응력-변형률 관계에서는 포화토의 경우보다 불포화토의 축차응력이 더 크게 나타나고 있다. K_0 압밀 삼축실험 결과 최대축차응력은 순체적응력이 증가 할수록 평행한 기울기를 가지며 증가하고 있고, 모관흡수력에 따라 겉보기 점착력 성분은 변화한다. 따라서 파괴포락선의 기울기는 모관흡수력과 독립적으로 획득할 수 있었으며, 모관흡수력에 따른 겉보기 점착력을 도출할 수 있었다.

모관흡수력에 따른 파괴포락선은 실험결과와 거의 일치한다. 따라서 불포화토의 K_0 압밀 삼축실험을 통하여 불포화토의 강도정수를 합리적으로 획득할 수 있었다. 특히 등방압축시험 결과는 K_0 압밀 삼축실험 결과 나타난 파괴포락선에 일치하는

결과를 보여주고 있다.

7. 대표적인 국내 풍화토의 불포화 지반설계 정수 D/B

본 연구에서는 대표적인 국내 풍화토에 대한 불포화 지반설계 정수를 데이터베이스화하여 기본물성자료가 유사한 지반에 대해서는 직접 지반설계 정수를 활용하고 차이가 나는 지반의 경우 불포화 지반설계 정수 추정기법을 통해 산정할 수 있도록 하는 것이 중요하다. 따라서 앞서 언급된 불포화 지반설계 정수들에 대한 실험결과를 다시 보여주고, 각 변수값을 제시하였다.

가. 실험 시료

[표 1] 본 연구에서 사용된 시료조건 (I)

지역	약자	조건	간극비 (e)	ρ_d (g/cm^3)
Okchun (O)	O-N	비교란 시료	0.73	1.53
	O-C1	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (건조측)	0.57	1.7
	O-C2	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (습윤측)	0.57	1.7
	O-C3	비교란 시료와 동일한 간극비, O-C1과 동일한 다짐함수비	0.77	1.51
Chochiwon (C)	C-N	비교란 시료	1.02	1.33
	C-C1	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (습윤측)	0.67	1.59
	C-C2	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (건조측)	0.67	1.59
	C-C3	비교란 시료와 동일한 간극비, C-C1과 동일한 다짐함수비	1.00	1.34
	C-C4	40번체 통과량으로 C-C2와 동일한 간극비와 다짐함수비	0.67	1.59
Yungi (Y)	Y-C1	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (습윤측)	0.48	1.78
	Y-C2	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (건조측)	0.48	1.78
	Y-C3	20번체 통과량으로 Y-C1과 동일한 간극비와 다짐함수비	0.48	1.78
Seochang (S)	S-C1	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (습윤측)	0.61	1.64
	S-C2	0.95$\gamma_{d,max}$ 다짐 (건조측)	0.61	1.64

[표 2] 본 연구에서 사용된 시료 조건 (Ⅱ)

시료	조건	간극비 (e)
S-C2(0.4)-2	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-2의 입도분포곡선	0.4
S-C2(0.4)-3	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-3의 입도분포곡선	
S-C2(0.4)-4	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-4의 입도분포곡선	
S-C2(0.4)-5	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-5의 입도분포곡선	
S-C2(0.6)-2	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-2의 입도분포곡선	0.6
S-C2(0.6)-3	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-3의 입도분포곡선	
S-C2(0.6)-4	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-4의 입도분포곡선	
S-C2(0.8)-2	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-2의 입도분포곡선	0.8
S-C2(0.8)-3	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-3의 입도분포곡선	
S-C2(0.8)-4	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-4의 입도분포곡선	
S-C2(0.8)-5	S-C2 시료의 다짐함수비 그림 3.13(b)에서 S-C2(e)-5의 입도분포곡선	

나. 함수특성곡선

$$\theta_w = C(\psi)\frac{\theta_s}{\left\{\ln\left[e+\left(\frac{\psi}{a}\right)^n\right]\right\}^m} \quad (1)$$

[표 3] Fredlund & Xing 함수특성곡선의 맞춤변수값들

Sample	θ_s (이론)	s (실험 θ_s)	a	n	m
S-C2(0.4)-2	0.286	0.312	231.79	0.414	2.528
S-C2(0.4)-3	0.286	0.404	91.87	1.400	1.029
S-C2(0.4)-4	0.286	0.409	78.90	0.875	1.435
S-C2(0.4)-5	0.286	0.379	42.08	0.743	1.404
S-C2(0.6)-2	0.375	0.394	21.92	0.667	1.658
S-C2(0.6)-3	0.375	0.510	67.70	1.247	1.196
S-C2(0.6)-4	0.375	0.447	46.00	1.058	1.297
S-C2(0.8)-2	0.444	0.371	12.76	0.433	2.212
S-C2(0.8)-3	0.444	0.451	109.97	0.854	1.710
S-C2(0.8)-4	0.444	0.367	73.08	0.672	1.920
S-C2(0.8)-5	0.444	0.425	18.65	0.624	1.805
C-C1	0.400	0.383	317.80	0.577	2.259
C-C2	0.400	0.400	50.91	0.943	1.308
C-C4	0.400	0.448	46.18	1.105	0.933
O-C1	0.363	0.348	193.19	0.501	2.600
O-C2	0.363	0.352	18.14	0.749	1.519
O-C3	0.435	0.398	23.07	0.458	2.336
S-C1	0.370	0.362	61.44	0.793	1.505
S-C2	0.370	0.421	23.03	1.215	1.110
Y-C1	0.320	0.265	17.80	0.513	1.694
Y-C2	0.320	0.302	12.71	0.403	2.034
Y-C3	0.320	0.333	31.82	0.948	0.837

[표 4] ANN 모델에 사용된 입력자료와 타겟자료 (m=1.7)

Sample	Sand (%)	Silt & Clay (%)	Void Ratio	Compacted w/c - OMC (%)	Δs	a	n
S-C2(0.4)-2	66.00	2.00	0.40	-8.11	0.026	85.37	0.41
S-C2(0.4)-3	58.00	42.00	0.40	-8.11	0.118	167.10	1.40
S-C2(0.4)-5	98.00	2.00	0.40	-8.11	0.093	55.67	0.74
S-C2(0.6)-2	66.00	2.00	0.60	-8.11	0.019	22.79	0.67
S-C2(0.6)-3	58.00	42.00	0.60	-8.11	0.135	98.98	1.25
S-C2(0.6)-4	98.00	2.00	0.80	-8.11	0.072	62.70	1.06
S-C2(0.8)-2	66.00	2.00	0.80	-8.11	-0.073	7.85	0.43
S-C2(0.8)-3	58.00	42.00	0.80	-8.11	0.007	108.97	0.85
S-C2(0.8)-4	54.00	25.00	0.80	-8.11	-0.077	60.10	0.67
S-C2(0.8)-5	98.00	2.00	0.80	-8.11	-0.019	16.76	0.62
C-C2	76.37	6.43	0.67	-7.53	0.000	72.04	0.94
C-C4	82.14	17.86	0.67	-7.53	0.048	99.75	1.11
O-C1	84.23	1.45	0.57	5.97	-0.015	76.29	0.50
O-C2	84.23	1.45	0.57	-5.97	-0.011	21.50	0.75
O-C3	84.23	1.45	0.77	5.97	-0.037	12.25	0.46
S-C1	78.70	13.90	0.60	8.11	-0.008	73.10	0.79
S-C2	78.70	13.90	0.60	-8.11	0.051	36.07	1.22
Y-C1	60.57	1.56	0.48	5.14	-0.055	17.91	0.51
Y-C2	60.57	1.56	0.48	-5.14	-0.018	9.25	0.40
Y-C3	60.57	1.56	0.48	5.14	0.013	83.38	0.948

[표 5] 훈련된 ANN에 대한 weights와 biases

Parameter		1st layer		2nd layer
Δs	weight	0.8048 0.9527 -0.6533 0.1659	-0.4158 -0.6697 0.8949 1.1596	1.5504 -1.7029
	bias	0.4288 0.7346		0.0828
a	weight	0.1286 0.9527 -0.6205 -0.0549	-0.1593 -1.0254 0.6908 0.0096	1.2722 -1.4060
	bias	-0.0295 0.0327		-0.0343
n	weight	0.4030 0.9451 -0.1751 -0.1208	-0.4216 -0.9794 0.1777 0.1269	1.1540 -1.2194
	bias	0.1368 -0.1530		-0.0286

다. 불포화 전단강도

$$C_A = c' + \frac{(u_a - u_w)}{a + b(u_a - u_w)} \tag{2a}$$

$$C_{A,\max} = C_{\max} + c',\ a = \frac{1}{\tan\phi'},\ b = \frac{1}{C_{\max}} \tag{2b}$$

[표 6] 여러 연구자들에 의해서 얻어진 지반물성과 강도 자료

gravel (%)	sand (%)	silt+clay (%)	간극비	다짐 함수비 (%)	c' (kPa)	ϕ' (º)	OMC (%)	C_{max} (kPa)	Reference
0	28	72	0.77	11.83	10	25.5	16	150	Gan et al.
0	28	72	0.53	11.5	10	25.5	16	300	
0	28	72	0.69	12.27	10	25.5	16	280	
0	28	72	0.51	12.23	10	25.5	16	300	
0	13.5	86.5	0.672*	13.6	23.7	22.5	17	300	Escario & Saez
0	5	95	0.666*	21.5	0	35	21.5	200	Krahn et al.
0	87.78	12.26	0.62	22.7	0	41.7	-	40	Rassam & William
0	71.17	28.63	0.62	22.7	0	40.7	-	43	
0	28	72	0.517	16.3	0.56	22.19	16.3	200	Vanapalli et al.
0	28	72	0.578	13	0	22.9	16.3	80	
0	28	72	0.542	19.2	0.22	23.18	16.3	230	
0	5	95	0.677	22.2	7.8	29	-	320	Satija
2.6	50.3	47.1	1.15	24	0	26.4	-	120	De-Campos & Carrillo
9.1	60	30.9	1.0	16.7	13.7	28.7	-	80	
0	4	96	0.63	18	25	22	18	270	Cui & Delage
35	50.77	14.23	0.514	12	0.888	44.2	10	80	Lee et al.

* Void ratio (e) estimated by an assumption of G_s=2.65

[표 7] 국내에서 얻어진 지반물성과 강도 자료

gravel (%)	sand (%)	silt+clay (%)	간극비	다짐 함수비 (%)	c' (kPa)	ϕ' (º)	OMC (%)	C_{max} (kPa)	지역
0.37	94.79	4.84	0.57	19.87	20.44	36.8	13.9	300	Okchun
0.37	94.79	4.84	0.57	7.93	22.51	34.6	13.9	75	
0.37	94.79	4.84	0.77	19.87	12.79	34	13.9	70	
0.98	92.59	6.43	0.673	23.78	20.49	34.35	16.25	230	Chochiwon
0.98	92.59	6.43	0.673	8.72	24.95	32.05	16.25	180	
0.98	92.59	6.43	1.0	23.78	18.2	31	16.25	210	
0	82.15	17.85	0.673	8.72	10.18	32.9	1.59	230	
5.74	92.71	1.56	0.48	18.77	17.15	41.21	13.63	95	Yungi
5.74	92.71	1.56	0.48	8.49	7.8	40.82	13.63	90	
0	95. 13	4.87	0.48	18.77	15.5	36.48	13.63	160	
0	78.71	13.89	0.606	20.61	5.97	36.04	1.644	95	Seochang

[표 8] 훈련된 ANN의 weight와 bias

Model		1st layer		2nd layer	Input parameters
I	weight	-0.2283 0.3734 -0.0006 0.2135 0.3002 -0.1902	0.5716 -0.8953 0.5780 -0.7207 -1.3423 0.2060	0.7042 -1.6356	1. sand fraction 2. silt & clay fraction 3. void ratio 4. water content 5. cohesion 6. friction angle
	bias	0.1067 0.0559		0.4168	
II	weight	0.7160 -1.2468 1.0797 -0.7721 -2.0471	-0.1176 0.3620 0.4856 0.4552 -0.4136	-1.9650 1.0457	1. sand fraction 2. silt & clay fraction 3. void ratio 4. water content 5. cohesion
	bias	0.1356 -0.1327		0.5148	
III	weight	-0.2455 0.4246 0.2264 0.4942 0.0045	0.5476 -0.9349 -0.6780 -1.2800 0.1442	0.7904 -1.6152	1. sand fraction 2. silt & clay fraction 3. water content 4. cohesion 5. friction angle
	bias	0.1138 -0.2641		0.3484	
IV	weight	0.4800 -0.8148 0.4776 -1.2251 0.0222	0.3216 -0.4444 0.0342 -0.3492 0.2051	-1.5251 -0.5376	1. sand fraction 2. silt & clay fraction 3. void ratio 4. cohesion 5. friction angle
	bias	-0.0669 -0.0977		0.9382	

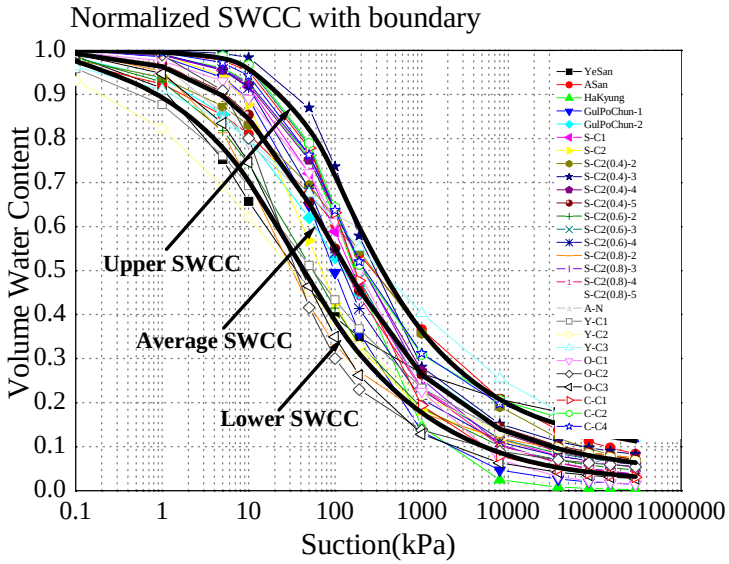
라. 국내 화강풍화토의 함수특성곡선 분포범위 산정 및 활용

함수특성곡선은 침투해석을 하기 위한 필수적인 불포화 지반설계 정수이다. 또한 투수함수는 실험값이 없는 경우 대부분 함수특성곡선으로부터 추정하여 그 값을 얻기 때문에 함수특성곡선의 중요도는 더욱 높아진다. 하지만 기존 사면 설계방법에는 함수특성곡선을 이용하지 않았으므로 이에 대한 자료가 부족할 경우 적절한 추정을 통해서 이용될 수 있다. 본 연구에서는 기존에 수행된 많은 함수특성곡선 자료와 입도분포곡선과의 상관관계를 이용해 적절히 함수특성곡선을 추정하여 이용하는 방법에 대해 논의하였다.

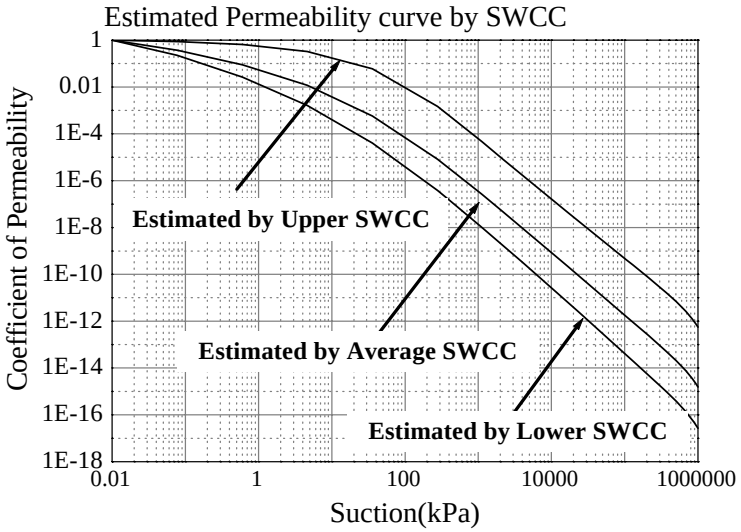
그림 3.2.95(a)는 실험에서 구해진 함수특성곡선을 정규화시킨 함수특성곡선이다. 이로부터 통계학적 분석을 통해 상한, 평균, 및 하한곡선 구하였다. 본 연구에서는 Fredlund & Xing (1994)의 함수특성곡선 식을 이용하였고, 표 3.2.21은 상한, 평균 및 하한곡선의 맞춤변수를 나타낸다. 그리고 그림 3.2.95(b)는 Fredlund 등의 추정기법을 통해 추정된 불포화 투수곡선을 나타낸다.

표 3.2.21 여러 곡선들의 맞춤변수

	a	*n*	*n*
상한선	76.319	1.148	0.968
평균선	43.539	0.754	1.426
하한선	12.479	0.772	1.467



(b) 정규화된 함수특성곡선



(b) 각각의 함수특성곡선으로부터 추정된 투수곡선

그림 3.2.95 함수특성곡선과 추정된 투수곡선

제 3 절 강우 침투 특성

1. 강우침투흐름

강우침투현상을 수치해석적으로 모델링하기 위하여 요한요소법이나 유한차분법이 주로 이용되고 있다. 이러한 방법들은 주어진 경계조건과 함께 함수특성곡선(Soil-Water Characteristic Curve)과 투수곡선(Permeable Curve)을 활용한다(Lam et al., 1987; Barbour et al., 1993; Sun, et al., 1997; Ng, et al., 1998; McDougall, et al., 1999; Gasmo, et al., 2000 Cho, et al., 2001; Ng, et al., 2001; Tsaparas, et al., 2002).

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k\frac{\partial h_w}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(k\frac{\partial h_w}{\partial y}\right)+q=m_2^w\rho_w g\frac{\partial h_w}{\partial t} \qquad (3.3.1)$$

여기서, h_w = 동수두 (hydraulic head)

q = 경계 유량 (boundary flux)

k = 모관흡수력 또는 함수비에 관한 투수계수

m_2^w = 모관흡수력 변화에 따른 함수비 변화 비율

ρ_w = 물의 밀도

g = 중력가속도

위 식에서 왼쪽 항은 Darcy의 법칙에 따른 각 방향으로 지반요소를 통과하는 물의 흐름을 나타낸다. 이 식은 특정 시간에 요소체적에 들어오는 흐름과 나가는 흐름의 차이가 체적함수비의 차이와 동일하다는 것을 의미한다.

2. 침투 깊이 산정

본 연구에서는 국내 풍화토에 대한 강우침투특성을 실험적으로 규명하고 침투깊이 산정 모델을 개발하기 위하여 강우를 재현한 일차원 연직침투 모형실험을 수행

하였다. 균질지반을 대상으로 간극비를 변화시켜 이에 따른 침투특성을 파악하였고, 강우강도가 상부층의 투수계수보다는 작고 하부층의 투수계수보다는 큰 경우의 이층지반에 대해서 발생할 수 있는 폰딩(ponding)현상을 실험적으로 재현하였다.

본 연구에서 수행된 일차원 연직 침투 실험은 평평한 지표면에 대해서 수행되었다. 본 실험에 앞서 일차원 연직 침투를 통해 얻어진 결과를 경사진 사면을 대상으로 적용하기 위해서는 사면의 경사에 따른 침투특성을 비교할 필요가 있다. 본 연구에서는 사면의 경사각에 따른 지반의 침투특성을 확인하기 위해 침투해석 프로그램인 SEEP/W(GEO-SLOPE사)를 이용하여 수치해석을 수행하였다. 해석대상은 지표면이 평평한 경우, 지표면이 작은 경사면인 경우, 지표면이 큰 경사면인 경우를 선정하였다. 해석결과는 그림 3.3.1과 같다. 해석결과 지반의 침투특성은 지표면의 경사각에 상관없이 일정한 연직침투특성을 보였다. 이러한 사실은 일차원 연직 침투 시험결과를 경사면에 적용성할 수 있다는 것을 의미한다.

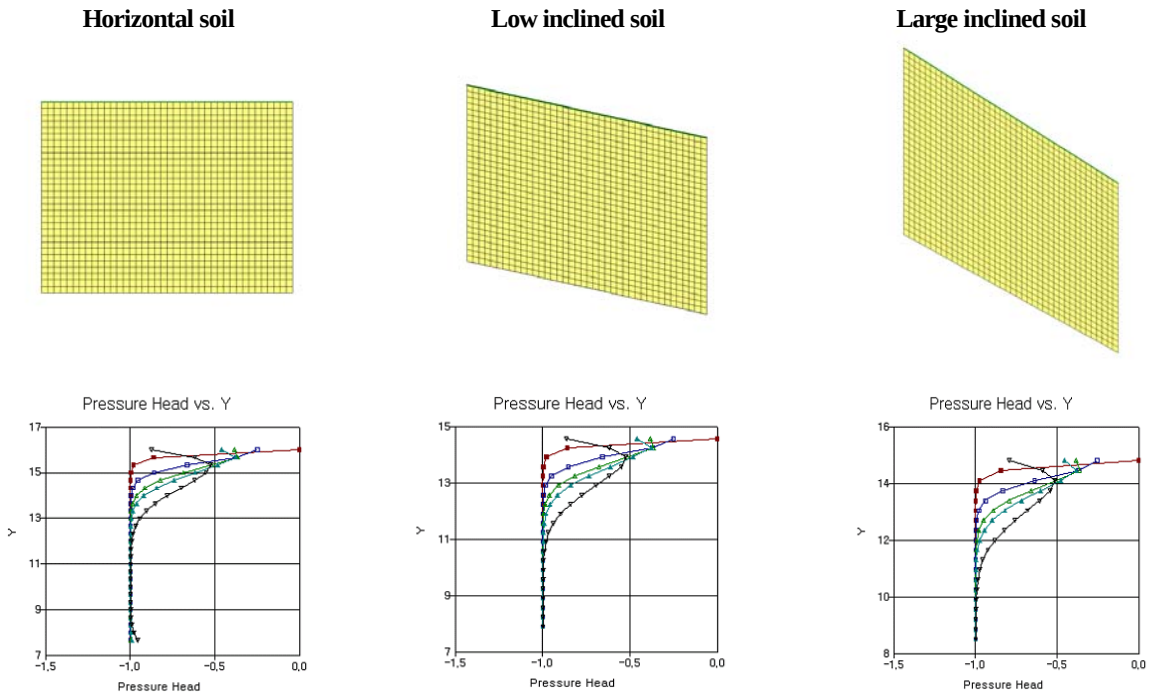


그림 3.3.1 경사에 따른 침투 해석 결과 비교

가. 일차원 침투 이론식

침투는 지표를 통해 물이 흙 속으로 들어가는 물리적인 과정을 말하며, 침투량은 불포화 지반의 함수량 조건, 간극수압, 투수계수 등에 따른 물의 재분포에 의해 결정된다(Esponoza, 1999). 일차원 연직침투는 가장 보편적인 침투과정이며 불포화영역을 통한 침투율을 산정하기 위한 많은 방법들이 연구되어져 왔다. 이들 방법들은 크게 Richards의 식, Green-Ampt 식에 근거한 모델들 그리고 경험적인 모델들로 나눌 수 있다.

(1) Richards의 식

Darcy의 법칙과 연속방정식으로부터 일차원 연직흐름에 대한 지배방정식은 다음과 같이 얻을 수 있다(Richards, 1931).

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z}\left[K(\theta)\left(\frac{\partial h}{\partial z} - 1\right)\right] \tag{3.3.2}$$

여기서, θ는 체적함수비, h는 물의 압력수두, z는 연직좌표, 그리고 K는 체적함수비의 함수인 불포화 투수계수이다.

다음과 같이 깊이에 따라 일정한 초기조건을 가정하면 경계조건에 따라 식 (3.3.2)의 해가 결정된다.

초기조건:

$$\theta(z,0) = \theta_0, t = 0 \text{ for } z \geq 0 \tag{3.3.3}$$

Dirichlet 경계조건:

$$\theta(0,t) = \theta_1, \quad z = 0 \text{ for } t \geq 0$$
$$h(0,t) = h_1, \ z = 0 \text{ for } t \geq 0 \tag{3.3.4}$$

여기서, h_1은 지표에서의 압력수두, θ_1은 이에 해당하는 체적함수비이다.

이 경우 누적침투량은 다음과 같은 형태로 나타낼 수 있다.

$$F(t) = K_{0t} + \int_0^{z_w} [\theta(z,t) - \theta_0] dz \tag{3.3.5}$$

여기서, z_w는 침윤전선(wetting front)의 깊이, K_0는 초기 함수량(θ_0)에서의 투수계수를 나타낸다.

Neumann 경계조건:

$$[K - K\frac{\partial h}{\partial z}]_{z=0} = i_1(t) \tag{3.3.6}$$

이 경우 지표면에서 폰딩(ponding)이 발생하지 않으면 $i_1(t)$가 시간에 따른 강우강도라 할 때 누적침투량은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F(t) = \int_0^t i_1(t) dt \tag{3.3.7}$$

(2) Green-Ampt의 해

주어진 조건하에서 지반 내 임의면을 통해서 침투할 수 있는 최대율을 침투능(infiltration capacity)이라 하며 침투가 진행함에 따라 그 값은 시간에 따라 변해서 최소값(대략적으로 포화투수계수값과 동일)에 접근할 때까지 감소한다(Esponoza, 1999).

지표를 통해 침투할 수 있는 물의 양은 흙의 함수특성, 흙의 불균질성, 포화도 등에 연관되어 있으며 균질한 흙을 통한 일차원 연직 침투에 대한 많은 해석적, 경험적인 식들이 제안되었다(Green과 Ampt, 1911; Horton, 1940; Philip, 1957; Mein과 Larson, 1973)

Green과 Ampt는 해석적인 방법에 의해 침투능을 구하기 위해 1차원 연직흐름에 기초를 둔 간략해를 최초로 제안하였다. 그들은 그림 3.10과 같이 명확한 침윤전선이 존재하는 피스톤 모양의 함수량 분포를 가정하였다. 이 모델은 일차원 연직흐름, 침윤전선에서의 일정한 모관흡수력, 그리고 침윤전선 위 부분에서의 함수량 결

손 $\Delta\theta_i$(moist deficit, 습윤상태가 되기 전과 후의 체적 함수량 차이로 표현)와 투수계수 K_s가 일정하다는 가정을 바탕으로 하고 있다.

Green-Ampt 모델은 침윤전선의 깊이 z_w까지는 완전히 포화되어 있고 그 아래는 초기상태의 포화도를 유지한다는 가정아래 임의 시간에서의 침투능을 Darcy의 법칙을 적용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

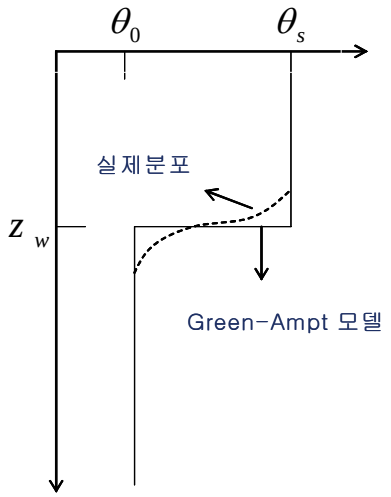


그림 3.3.2 Green-Ampt 침투 모델

$$f = \frac{K_s(z_w + \psi_f)}{z_w} = \frac{d(z_w \Delta\theta_i)}{dt} = \frac{dF}{dt} \tag{3.3.8}$$

침투능은 시간 t가 증가할수록 감소하여 K_s값에 점차로 수렴하게 된다. 이 때 누적 침투능은 식 (3.3.8)을 적분하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$F = z_w \Delta\theta_i = K_s t + \Delta\theta_i \psi_f \ln\left[1 + \frac{F}{\Delta\theta_i \psi_f}\right] \tag{3.3.9}$$

식 (3.3.9)로부터 깊이 z_w까지 지반을 포화시키기 위해 필요한 시간은 다음과 같다(Pradel 등, 1993).

$$T_w = \frac{\Delta\theta_i}{K_s}[z_w - \psi_f ln\frac{(\psi_f + z_w)}{\psi_f}] \quad (3.3.10)$$

Darcy의 법칙에 기초한 Green-Ampt 모델은 간단하면서도 연직 침투과정의 기본적인 특성을 잘 나타내며 모델 변수들은 측정 가능한 흙의 물리적 특성들로 구성된다. 이 모델은 불포화 흐름을 고려한 보다 엄밀한 방법과 비교해도 매우 합리적인 예측 결과를 주는 것으로 알려져 있다(Wallace, 1975).

(3) Philip의 침투 모델

20세기 초 물의 흐름에 대한 많은 수학적 이론이 제시되었지만 Richards 식은 기본적으로 비선형성을 띄므로 특정 가정사항이 없다면 정확한 해를 구할 수 없기 때문에 불포화토에서의 물의 흐름에 대한 상세한 부분은 이론적으로 검증되지 않았다. 그러나 1957년 J.R Philip은 실제 일어나는 중요한 문제에 대해 수치적인 방법을 통하여 정확한 해를 푸는 방법에 대해 일정한 초기함수비(θ_i)와 최종함수비(θ_0)를 갖는 균질 지반에 대해 연구하였다. Philip의 일차원 연직 침투 모델은 크게 침투 후 짧은 시간 후와 침투 후 긴 시간 후인 두 가지 경우의 합으로 표현된다(식 3.17).

$$F = St^{\frac{1}{2}} + A_1 t + A_2 t^{\frac{3}{2}} + \cdots \quad (3.3.11)$$

여기서 S는 sortivity, A_1, A_2, ・・・는 흙의 특성과 θ_i와 θ_0에 의해 결정되는 상수이다.

일반적으로 Philip의 모델은 다음과 같이 처음 두 항에 의해서 표현된다.

$$F = St^{\frac{1}{2}} + A_1 t \quad (3.3.12)$$

침투능의 정의에 의해 침투능은 다음과 같이 표현될 수 있으며 침투가 시작된 후 짧은 시간 내에는 다음과 같이 표현된다.

$$f = \frac{1}{2} S t^{-\frac{1}{2}} + A_1 \qquad (3.3.13)$$

침투 후 긴 시간이 흐른 후에 대한 해에 대해서는 다음과 같은 특성을 가지고 있다고 제안되었다.

-침투능은 불포화 투수계수값인 K(θ_0)값에 접근하며 이는 A값과 같지 않다.

-침윤전선의 진행은 그 모양의 변화 없이 진행된다.

-침윤전선의 진행속도는 다음과 같은 값에 접근한다.

$$V_F = \frac{K(\theta_0) - K(\theta_i)}{\theta_0 - \theta_i} \qquad (3.3.14)$$

Philip의 침투 모델은 실제 현장침투 결과와 비교해도 합리적인 결과를 보인다 (Davidson 등, 1961).

(4) 경험적인 침투 모델

이론적인 침투 모델 이외에 현장 계측 자료를 바탕으로 한 많은 경험적인 침투 모델이 제안되었다.

Kostiakov(1932) Equation:

Kostiakov는 다음과 같은 경험적인 침투식을 제안하였다.

$$F = \gamma t^{\alpha} \qquad (3.3.15)$$

여기서 F는 t시간까지의 누적 침투량을 말하며 γ와 a는 현장계측 결과와 비교를 통해 얻은 상수 값이다. 침투능의 정의(dF/dt)에 의해 다음과 같이 침투능을 구할 수 있다.

$$f = \alpha \gamma t^{\alpha - 1} \qquad (3.3.16)$$

Horton(1933, 1939) Equation:

Horton은 침투 연구의 개척자 중 한명으로서 다음과 같은 경험식을 제안하였다.

$$f = f_f + (f_0 - f_f)\exp(-\beta t) \tag{3.3.17}$$

여기서 f_0는 초기 침투능, f_f는 최종 침투능을 말하며 β는 침투능의 시간에 따른 감소를 표현하는 상수이다. Horton은 침투능 감소에 대한 원인으로서 흙 표면에서의 세립분 팽창과 간극의 감소, 물방울과 흡입자와의 충돌을 제안했다. Horton의 모델 역시 침투능은 감소하여 최종적으로 포화투수계수보다 더 작은 값에서 일정한 값을 보였으며 후에 이는 공기의 함입과 흙의 불완전한 포화 상태로 인한 것임을 제안하였다. 이런 Horton의 모델은 지수형 분포를 이용해 침투능의 감소를 표현하였으며 현장결과와도 비교적 잘 맞는 결과를 보인다.

(5) 수정 GAML 모델

Green-Ampt(GAML)모델은 기본적으로 균질한 지반을 대상으로 하지만 2층으로 이루어진 지반의 경우 균질한 지반과는 다른 침투거동특성을 보이므로 이층지반에 적용 가능한 식으로 확장되었다(Ahmed 등, 1980; Moore 등, 1981; Flerchinger 등, 1988). Moore 등(1981)은 GAML 모델을 개선하여 이층으로 이루어진 지반의 표면효과를 고려할 수 있는 모델을 제안하였다. Moore 등(1981)에 의하면 수정 GAML모델은 이층 지반에 대하여 Richards의 방정식을 잘 근사화하고 있는 것으로 나타났다. 그림 3.3.3은 Moore에 의해 제안된 수정 GAML 모델의 개념도를 나타낸다.

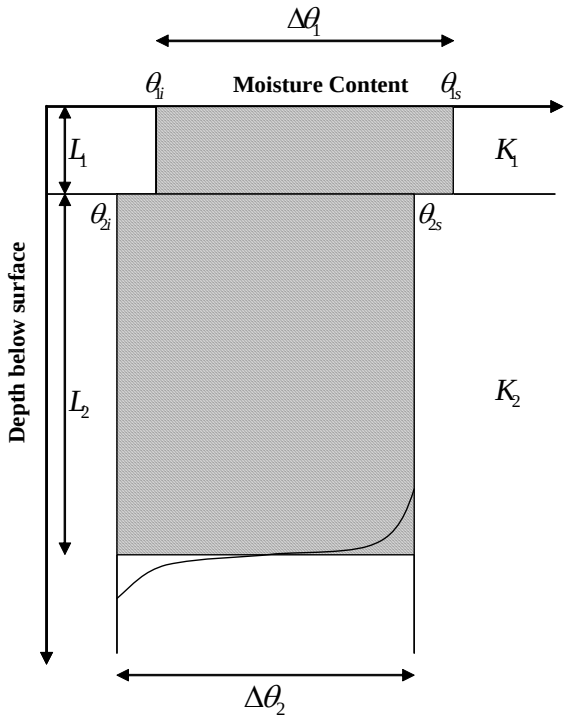


그림 3.3.3 수정 GAML 모델의 개념도

지반의 포화투수계수보다 큰 일정한 강우강도 i에 대하여 폰딩이 발생하기 전까지는 강우가 모두 침투할 수 있으므로 침투능은 강우강도와 같고, 강우강도가 침투능을 초과하게 되면 지표면에서의 수압이 0이 되면서 폰딩이 발생한다. 폰딩이 발생할 때의 누적침투량 F_p, 발생시간 t_p 침윤전선의 깊이 z_p는 다음과 같다.

$$F_p = \frac{\Delta\theta_1 \psi_{f1}}{i/K_1 - 1} \tag{3.3.18}$$

$$t_p = F_p / i \tag{3.3.19}$$

$$z_p = F_p / \Delta\theta_1 \quad \text{for } z \le L_1 \tag{3.3.20}$$

$$F_p = \frac{H - E(i/K_2)}{(i/K_2) - 1} + F_1 \tag{3.3.21}$$

$$t_p = F_p / i \tag{3.3.22}$$

$$z_p = \frac{F_p - L_1(\Delta\theta_1 - \Delta\theta_2)}{\Delta\theta_2} \quad \text{for} \quad z_p > L_1 \tag{3.3.23}$$

여기서 $E = L_1\Delta\theta_2(K_2/K_1)$, $H = \Delta\theta_2(L_1 + \psi_{f2})$, $F_1 = L_1\Delta\theta_1$ 그리고 ψ_{f1},ψ_{f2}는 상부 및 하부 층의 침윤전선에서의 모관수두, z_p는 폰딩이 발생할 때의 침윤전선의 깊이이다.

폰딩이 발생한 이후($t > t_p$)의 침투능은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f = K_1(1 + \frac{\Delta\theta_1\psi_{f1}}{F}) \quad \text{for} \quad z \le L_1 \tag{3.3.24}$$
$$f = K_1(\frac{H + F - F_1}{E + F - F_1}) \quad \text{for} \quad z > L_1$$

여기서 z는 침윤전선의 깊이이다.

이 때 대응하는 누적침투량은 다음과 같다.

$$F = F_p + K_1(t_1 - t_p) + \psi_{f1}\Delta\theta_1 \ln(\frac{F + \psi_{f1}\Delta\theta_1}{F_p + \psi_{f1}\Delta\theta_1}) \text{ for } z \le L_1 \tag{3.3.25}$$

$$F = F_p + K_1(t_1 - t_p) - (E - H)\ln(\frac{F + H - F_1}{F_p + H - F_1}) \text{ for } z > L_1 \tag{3.3.26}$$

식 3.3.25, 3.3.26은 반복적인 방법이나 Li 등(1976)의 방법을 사용하여 풀 수 있다.

(6) 수정 GAML 모델의 확장($K_2 < i < K_1$인 경우)

Moore의 수정 GAML 모델은 강우강도가 지반의 투수계수보다 클 경우에만 적용 가능하다. 조성은(2005)은 수정 GAML 모델을 강우강도가 상부층의 투수계수보다는 작고 하부층의 투수계수보다는 큰 경우에 대해서 확장하였다. 이 경우에

지반의 침투는 상부층과 하부층 사이에서 폰딩(ponding)이 발생하게 된다. 강우강도가 상부층의 투수계수보다는 작기 때문에 강우가 상부층으로 모두 침투가 가능하며 침투된 강우가 하부층과의 경계면에 도달했을 때 하부층의 작은 투수계수로 인하여 폰딩(ponding)이 발생하게 된다. 이 경우 침투를 모델링하기 위해서는 침투과정을 몇 단계로 구분하여 고려하는 것이 편리하다.

(가) 강우가 상 • 하부 지층의 경계에 도달하는 시간 t_1까지($t < t_1$)

강우강도가 지반의 침투능보다 작으므로 모든 강우가 침투하게 되고 경계에 도달하는 시간은 다음과 같은 식으로부터 계산할 수 있다.

$$f = i \tag{3.3.27}$$

$$F = it \tag{3.3.28}$$

$$t_1 = \frac{\Delta\theta_1' L_1}{i} \tag{3.3.29}$$

여기서 $\Delta\theta_1' = \theta_{1o} - \theta_{1i}$

(나) 경계면에 도달한 후 지중 폰딩이 발생하는 시간 t_2까지 $(t_1 < t < t_2)$

강우가 경계면에 도달하면 하부층의 침투능이 더 작기 때문에 경계면에서 폰딩이 발생하고 시간에 따라 침투능이 감소하여 지중에서 폰딩이 발생한다. 이 때 폰딩이 발생하는 시간은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$f = i, F = it \tag{3.3.30}$$

$$z_w = L_1 + \frac{F - L_1\Delta\theta_1'}{\Delta\theta_2} \tag{3.3.31}$$

$$t_2 = \frac{K_2\Delta\theta_2\psi_{2f}}{i(i - K_2)} + t_1 \tag{3.3.32}$$

(다) 지중 폰딩 발생 후 포화대의 상향 확대로 인한 지표면에서의 폰딩 발생시간 t_3까지($t_2 < t < t_3$)

경계면에 강우가 도달한 후에는 모든 강우가 하부층으로 다 침투하지 못하고 남는 양은 쌓이므로 포화대가 상부층으로 확대된다. 이 때 포화대가 지표면에 도달하게 되면 지표면의 간극수압이 0이 되면서 지표면 폰딩(surface ponding)이 발생한다. 경계면 도달 후 하부층으로 침투하지 못하고 남는 물의 양 R은 식 3.40과 같이 계산되고 상부층이 추가적으로 흡수할 수 있는 물의 양 S는 식 3.41과 같이 계산된다. 두 값이 같아질 경우 지표면에서 폰딩이 일어나므로 지표면 폰딩 발생시간 t_3를 식 3.37에서 구할 수 있다.

$$f = i, F = it \tag{3.3.33}$$

$$z_w = L_1 + \frac{F - L_1 \Delta\theta_1}{\Delta\theta_2} \tag{3.3.34}$$

$$R = \int_{t_2}^{t_3} (i - f)dt = i(t_3 - t_2) - \Delta F \tag{3.3.35}$$

$$S = \Delta\theta'' L_1 \tag{3.3.36}$$

$$t_3 = \frac{\Delta\theta_1'' L_1 + \Delta F + {}_2}{i} \tag{3.3.37}$$

여기서, $\Delta\theta_1'' = \theta_{1s} - \theta_{1o}$

(라) 지표면에서의 폰딩 발생시간 t_3이후($t_3 < t$)

지표면 폰딩 발생 후에는 2층의 침투가 계속 일어나므로 식 3.3.27과 3.3.29의 식을 사용할 수 있다.

(7) 습윤대 방법(wetting band method):

평평한 지표면에서 포화투수계수 값보다 큰 강우가 작용하면 포화된 지반의 침투율은 포화투수계수 값과 같다고 볼 수 있다. 이 때 포화된 부분과 불포화된 부분 사이에 명확한 침윤전선을 가정하면 침윤전선의 침투깊이는 다음과 같이 나타낼 수 있다(Lumb, 1962; Lumb, 1975).

$$z_w = \frac{K_s t}{n(S_f - S_0)} = \frac{K_s t}{\Delta\theta_i} \tag{3.3.38}$$

여기서 n은 간극률, S_0, S_f는 각각 초기상태와 마지막 상태의 포화도이다.

이 때 작용하는 강우강도는 포화투수계수 이상이어야 한다. 이 방법은 매우 단순하여 지하수면이나 불투수층 위에 침투깊이 z_w를 중첩하여 침투에 의한 영향을 고려하는 방법이다.

(8) Pradel & Raad의 방법 :

Pradel & Raad는 사면의 안정성 검토를 위하여 강우의 강도, 지속시간, 재현기간을 고려할 수 있는 방법을 Green-Ampt 모델을 이용하여 제안하였다. 이 방법은 사면에서 파괴가 발생할 수 있는 임계깊이 z_w까지 포화되기 위해 다음과 같은 두 가지 조건이 만족될 것을 요구한다. 즉 강우는 지반의 침투능을 초과해야 하며 깊이 z_w까지 포화되도록 충분히 오래 지속되어져야 한다. 이 때 Green-Ampt 모델로부터 구한 시간과 침투율과 같다. 따라서 침윤전선이 깊이 z_w까지 진행하여 포화를 보장하기 위해서는 강우강도의 지속시간이 $T \geq T_w$ 이고 강우강도가 $i \geq f$이어야 한다. 즉 다음과 같은 최소조건을 만족해야 한다(Pradel and Raad, 1993).

$$T_{\min} = T_w \tag{3.3.39}$$

$$i_{\min} = f = \frac{\Delta\theta_i}{T_{\min}}[z_w - \Psi_f \ln(\frac{\Psi_f + z_w}{\Psi_f})](\frac{z_w + \Psi_f}{z_w}) \tag{3.3.40}$$

(9) 일정한 강우강도에 대한 침투 모델

지표에 경계조건으로 유량이 작용하는 경우의 침투에 대한 체계적인 연구는 1970년대 이후에 본격적으로 수행되었다(Mein과 Larson, 1973; Smith, 1972; Swartzendruber, 1974).

본 연구에서는 깊이에 따라 일정한 초기조건을 가정한 균일 사면으로의 일정한 강우강도에 의한 침투를 모델하기 위해서 그림 6.3에 요약된 바와 같이 Green-Ampt 모델에 바탕을 둔 2단계 모델(Mein과 Larson, 1973)을 도입하였다. 이 모델은 초기에 강우강도가 흙의 침투능(infiltration capacity)보다 작은 경우에 적합하다.

침투의 초기에는 강우가 지반으로 모두 침투할 수 있지만 침투능이 강우강도와 같아지게 되면 지표면에서의 수압이 0이 되면서 폰딩(ponding)이 발생한다. 이때 시간에 대해 일정한 강우강도를 가정하면 Green-Ampt 모델로부터 누적침투량은 다음과 같이 구할 수 있으며 이에 대응하는 침윤전선의 깊이는 강우강도의 함수로 표현된다.

$$F_p = z_w \, \Delta\Theta_i = i \, t_p = \frac{K_s \Delta\Theta_i \Psi_f}{(i - K_s)} \tag{3.3.41}$$

또한 이에 대응하는 폰딩(ponding) 발생시간은 다음과 같다.

$$t_p = \frac{F_p}{i} = \frac{K_s \Delta\Theta_i \Psi_f}{i(i - K_s)} \tag{3.3.42}$$

그리고 폰딩(ponding) 발생 후 침투능의 감쇠는 누적침투량에 따라 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f = K_s \left[1 + \frac{\Psi_f \, \Delta\Theta_i}{F} \right] \tag{3.3.43}$$

위의 해는 강우강도에 영향을 받지만 주어진 초기 함수량조건에 대해서는 유일

한 해를 주므로 실제 적용을 위해서는 다양한 선행 함수량조건에 대한 강우강도의 변화를 고려해야 한다.

강우는 일반적으로 강우강도와 누적강우량에 의해 특징지어진다. 강우강도는 보통 임의의 시간 간격에 대한 평균강우를 막대그래프로 도시한 우량도(hyetograph)에 의해 표현되며 누적강우량은 단위 면적의 흙표면에 가해지는 강우의 부피로 우량도(hyetograph)의 면적에 해당한다. Mein과 Larson의 모델의 해는 이와 같이 시간에 따라 강우강도가 변하는 불균일한(nonuniform) 강우에 대해서도 확대 적용이 가능하다(Esponoza, 1999).

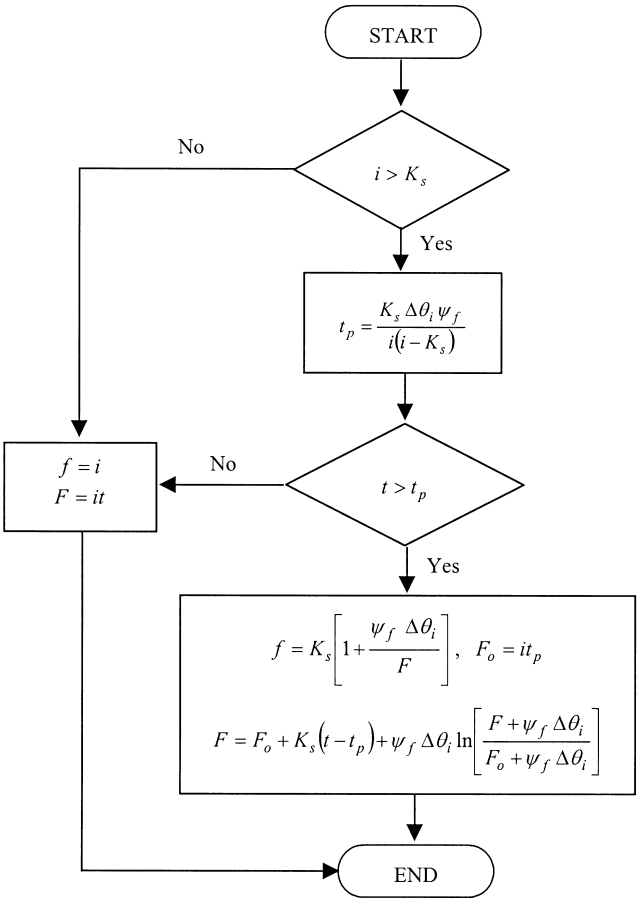


그림 3.3.4 일정한 강우에 의한 침투모델의 흐름도

나. 일차원 침투 실험

(1) 실험 개요 및 장비

불포화토의 침투에 영향을 미치는 요소는 흙의 함수특성, 흙의 불균질성, 포화도 등에 연관되어 있다. 본 연구에서는 이들 요소 중 투수계수에 영향을 미치는 간극비와 강우강도, 층상구조(Layered system)에 의한 영향을 평가하고자 한다.

(가) 원형 토조

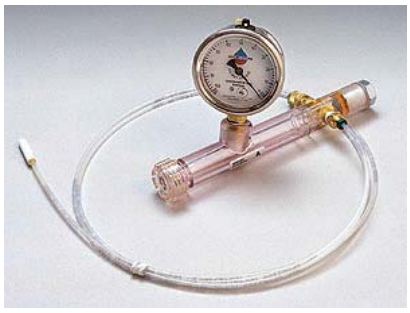
시험에 사용할 일차원 지반을 성형하기 위해 원형 토조를 제작하였다. 침투과정을 직접 눈으로도 관찰할 수 있도록 투명한 아크릴 소재를 사용하였다. 시험에 사용할 토조의 직경은 강우 침투 시 토조 주변에 대한 영향을 줄이기 위해 32 cm의 크기로 제작하였고, 시간에 따른 침투깊이를 산정하기 위하여 총 높이는 1m로 결정하였다. 토조는 시료의 성형을 쉽게 하고, 센서의 삽입을 위해 총 7단으로 구성하였으며 각 단 사이에 홈을 파서 센서를 삽입하였다. 실험에 사용된 원형토조는 그림 3.3.5와 같다.



그림 3.3.5 일차원 침투 실험을 위한 원형 토조

(나) Sensor(TDR, Tensionmeter)

깊이에 따른 침투 정도를 측정하기 위해 Sensor를 사용하였다. 사용한 Sensor는 깊이별 모관흡수력(matric suction)을 측정하기 위한 Tensionmeter와 함수비 측정을 위한 TDR이다(그림 3.3.6).



Small tip tensionmeter



TDR-mini buriable waveguide

그림 3.3.6 함수비 및 모관흡수력 측정을 위한 센서

(다) 강우모사장치

침투실험을 위한 강우모사방법은 크게 두 가지를 들 수 있다. 첫 번째는 시료의 표면으로부터 일정한 수위를 줌으로써 일정한 강우를 모사하는 것이다. 그러나 이는 실제 강우 시 지반의 표면에 표면 유출수가 생긴 경우이며 이는 실제 사면에 적용할 경우 표면에 유출수가 생길지라도 사면의 경사에 의해 일정한 수위가 유지되지 않으므로 사면안정에 적용하기에는 무리가 있다. 뿐만 아니라 실제 강우 시 강우는 방울 형태로 주어지며 강우 시 물방울과 지반표면과의 충돌도 지반의 침투 경향에 영향을 미친다. 이러한 이유에서 실제 강우를 좀 더 정확히 모사하고자 강우모사장치(rainfall simulator)를 제작하였다. 사용한 강우모사장치는 그림 3.3.7과 같다. 강우모사장치는 아크릴 소재를 사용하였으며 바닥부분에는 약 200여개의 직경 1mm의 구멍들이 있다. 실제 강우 방울을 형성하기 위하여 각 구멍에 주사바늘을 삽입하였으며 주사바늘의 두께는 0.7mm, 0.9mm를 사용함으로서 강우강도를 조절할 수 있게 하였다. 또한 강우강도의 미세한 조절을 위해 장치 바닥 위쪽으로 일정한 높이를 두어 수위를 조절할 수 있게 하였다.

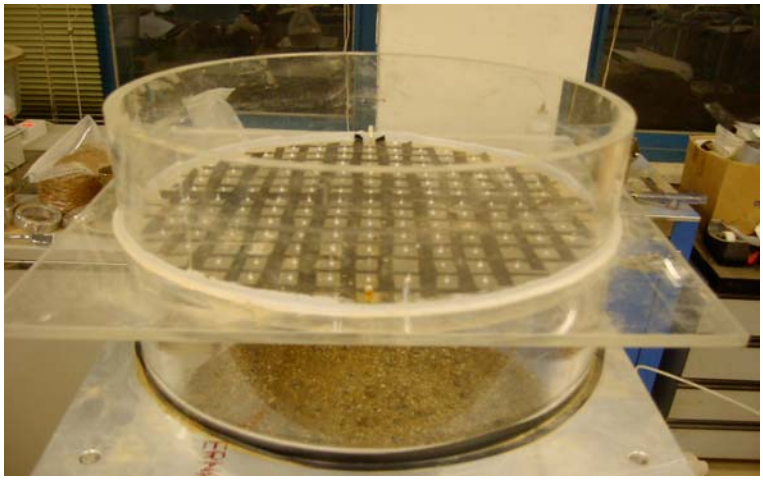


그림 3.3.7 강우모사장치

(라) 데이터 저장

센서에서 측정된 값들의 계측, 수집, 분석하기 위해 DAQ시스템과 그래픽 기반 언어인 Labview를 사용한다.

전체적인 실험 장비 구성은 그림 3.3.8과 같다.

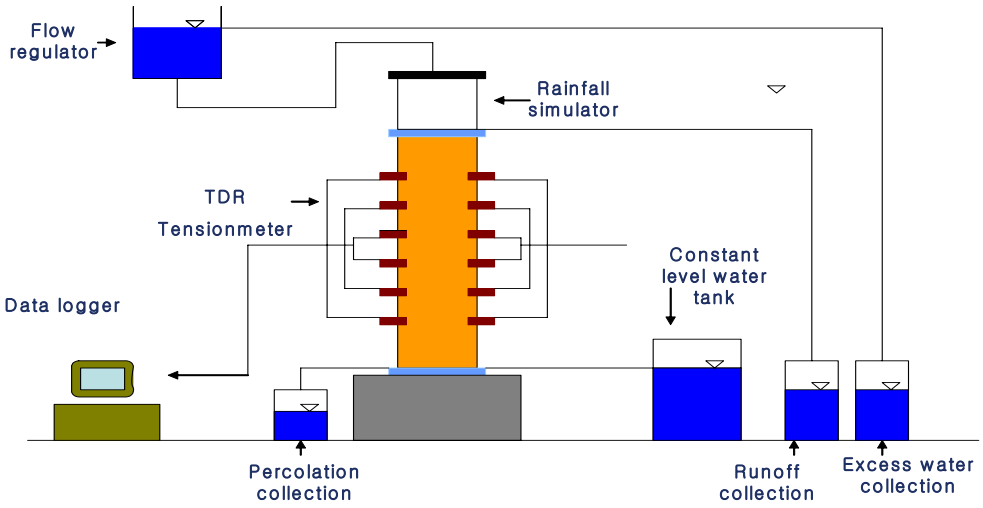


그림 3.3.8 일차원 침투 실험 장비 개략도

(마) 실험 절차

본 연구에서 행해진 실험은 다음과 같은 절차로 진행되었다.

시료성형:

대상 지반이 결정된 후 지반을 채취해 건조시킨다. 건조시킨 지반을 실험조건에 맞게 준비한 후 시료를 성형한다. 시료를 성형하는 방법은 하부부터 토조를 하나씩 올려가며 실행한다. 지반의 균질성을 맞추기 위해 정해진 흙의 양을 정해진 부피내로 다져 지반 내 밀도를 일정하게 만드는 방법을 사용한다. 이 때 한 번에 많은 양을 다질 경우 다짐의 영향이 한 층에 대해 상하부가 다를 수도 있으므로 되도록 적은 양의 흙을 넣어 다짐을 수행해야한다. 본 연구에서는 1m의 시료를 성형하기 위해 총 10층으로 나누어 다짐을 수행하였다. 시료 성형 시 토조의 경계부분에는 센서를 삽입해야한다. 센서는 삽입하기 전 반드시 정상적으로 동작하는지 확인해야하며 만약 센서삽입부가 한층 내에 속하게 된다면 센서삽입 후 흙을 넣어 다짐을 수행한다. 이 때 센서에 손상이 가지 않도록 다짐 시 주의해야한다.

강우재현:

시료가 성형된 후 강우모사장치를 시료의 상단부에 장착한다. 이 때 원하는 강우강도를 결정하고 정해진 강우강도를 검증해야한다. 강우가 시료의 표면에 골고루 주어지는지 확인해야 하며 확인 후 강우모사장치에 공급하는 물의 양을 조절해 일정한 수위를 맞춤으로서 강우강도를 일정하게 조절해야한다.

계측 :

강우가 주어진 후 시간에 따른 침투양상을 계측한다. 센서의 작동을 확인하고 겉으로 보이는 침투와 각각의 센서값을 확인하며 침투과정을 관찰한다. 침투가 시료의 모든 깊이에 진행되면 강우를 멈춘다.

(2) 균질지반 실험 결과 및 분석

균질지반의 간극비에 따른 침투경향성을 파악하기 위해 간극비 0.6, 0.8에 대하여 시험을 수행하였다. 실험에 사용된 입도분포곡선과 다짐곡선은 각각 그림 3.3.9과 그림 3.3.10에 나타나 있다. 간극비 0.6, 0.8에 대한 지반을 성형하기 위해 다짐방법을 사용하였으며 정해진 부피안에 함수비를 고려하여 정해진 흙을 다짐으로서 전체 단위중량을 각 간극비에 맞게 성형하였다. 다짐에 따른 간극비 변화를 고려하기 위해 전체 토조 높이 1m를 총 10층으로 나누어 다짐을 수행하였다. 간극비에

대한 균질성을 확보하기 위해 토조 내 깊이별 밀도시험을 수행하였으며 그 결과는 그림 3.3.11에서 보는 바와 같이 깊이별 건조 단위 중량이 거의 유사한 값을 가짐을 알 수 있다.

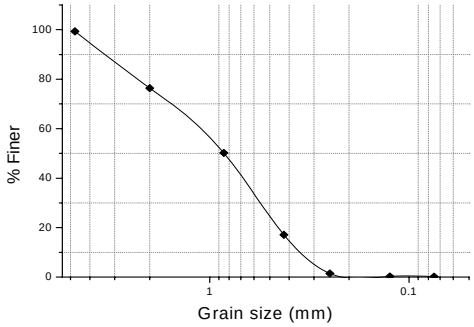


그림 3.3.9 입도분포곡선

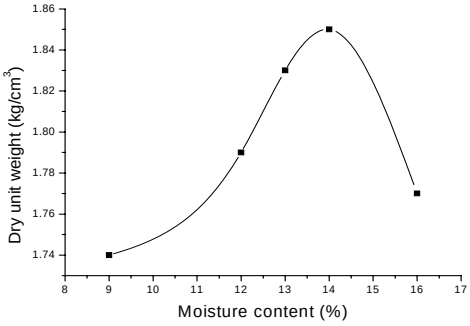


그림 3.3.10 다짐곡선

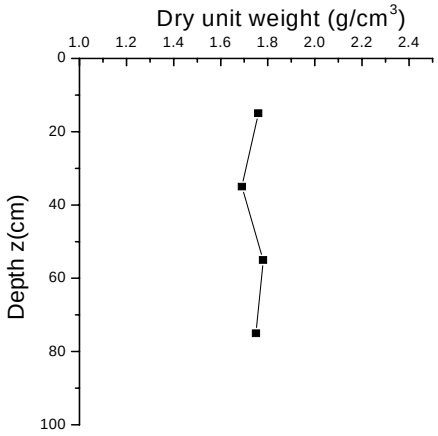
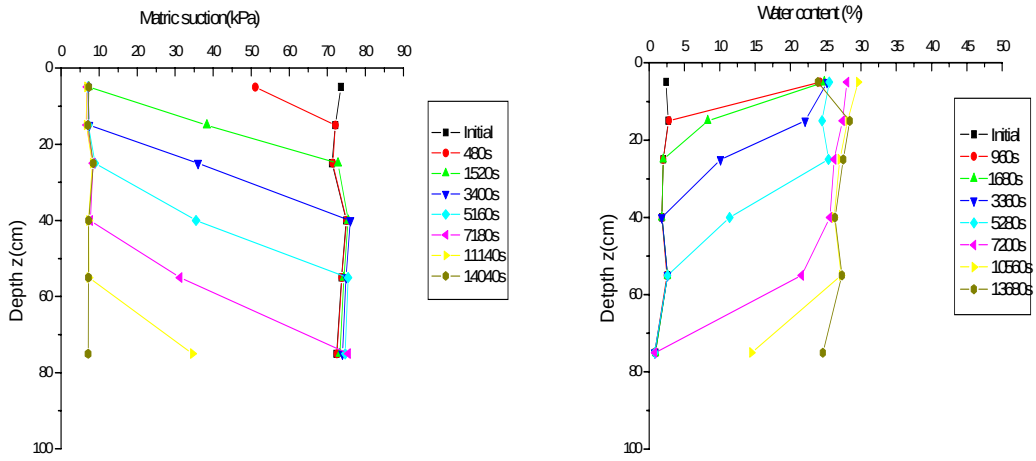


그림 3.3.11 깊이별 밀도실험 결과

(가) 간극비 e=0.6인 경우

먼저 간극비 0.6에 대한 침투 실험을 수행하였다 그림 3.3.12는 침투실험결과로서 침투시간에 따른 깊이별 모관흡수력과 함수비의 변화를 보여주고 있다.



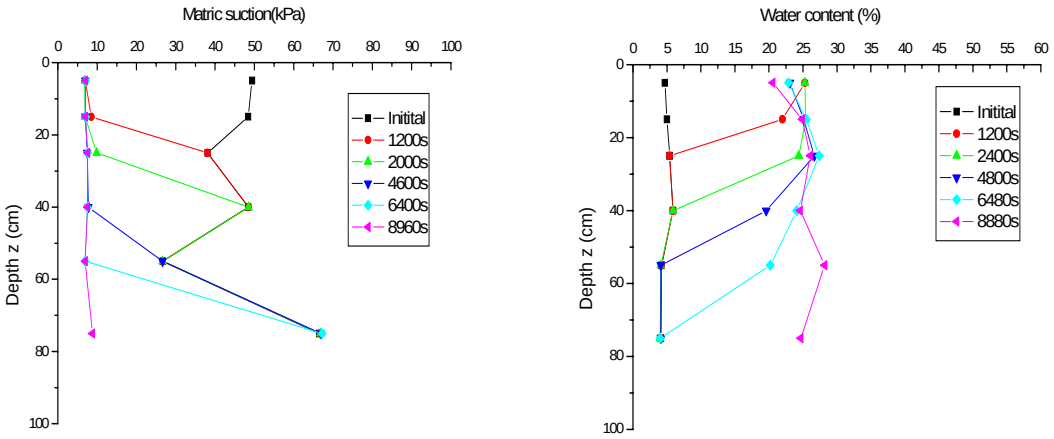
(a) 모관흡수력의 변화 (b) 함수비의 변화

그림 3.3.12 시간에 따른 깊이별 모관흡수력 및 함수비 분포(e=0.6)

그림 3.3.12(a)는 침투과정에 따른 모관흡수력의 변화를 보여준다. 대상 불포화 지반의 초기 모관흡수력은 약 70kPa값을 가지다가 강우침투가 일어나면서 상부쪽부터 모관흡수력이 감소하는 경향을 볼 수 있다. 침투가 진행됨에 따라 토조 전체에 모관흡수력이 약 7kPa로 일정한 분포를 가졌다. 그림 3.3.12(b)는 시간에 따른 깊이별 함수비의 변화를 보여주고 있다. 대상지반의 초기 함수비는 약 2.5%로 일정한 분포를 띄었으며 침투과정에 따라 최종 함수비는 27%정도로 깊이에 따라 일정한 값을 나타내었다. 전체 토조를 침투하는 시기는 약 3시간 30분정도의 시간이 소요되었다.

(나) 간극비 e=0.8인 경우

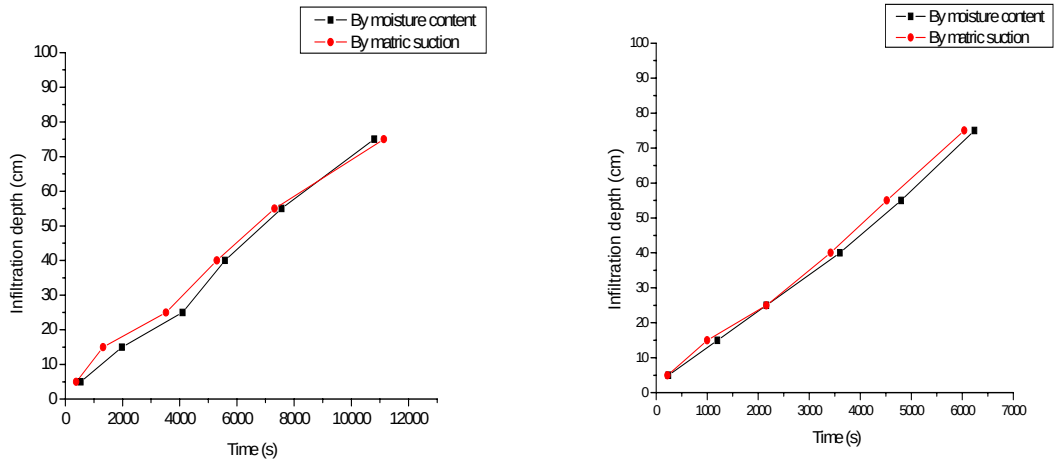
그림 3.3.13은 간극비 0.8에 대한 실험 결과이다. 전체적인 침투 경향은 간극비 0.6인 경우와 마찬가지로 침투가 진행됨에 따라 모관흡수력은 상부로부터 감소하는 경향이 보이며, 함수비는 증가하는 경향을 보인다. 전체 토조를 침투하는데 걸리는 시간은 약 2시간 30분정도 소요되었으며 이는 간극비가 증가함에 따라 침투속도가 증가함을 의미한다. 그림 3.21은 간극비 0.8에 한 시간에 따른 모관흡수력 및 함수비의 변화를 나타낸다.



(a) 모관흡수력의 변화 (b) 함수비의 변화

그림 3.3.13 시간에 따른 깊이별 모관흡수력 및 함수비 분포(e=0.8)

강우가 지반으로의 침투 시 지반의 불균질성으로 인해 토조 단면에 불균등한 강우조건이 주어질 수 있다. 이 경우 지반으로의 연직침투가 각 깊이별 토조 단면에 대해 다르게 주어지는 것이므로 이를 검증하기 위해 모관흡수력과 함수비에 따른 시간에 따른 침투깊이를 비교해 볼 필요가 있다. 그림 3.3.14는 간극비 0.6과 0.8에 대한 침투시험 결과를 모관흡수력과 함수비를 바탕으로 시간에 따른 침투깊이를 비교한 것이다.



(a) 간극비 0.6인 경우 (b) 간극비 0.8인 경우

그림 3.3.14 Tensiometer와 TDR로부터 측정한 시간에 따른 침투깊이 비교

실험 결과를 비교해보면 모관흡수력과 함수비에 따른 침투깊이 변화가 간극비 0.6, 0.8 인 경우 모두 비슷한 결과를 보여줌을 알 수 있다. 이는 시험에서 강우조건에 대한 일차원 연직침투가 토조 단면에 대해 일정하게 이루어졌음을 의미하며 이는 토조 단면에 대한 강우침투의 균등성과 지반의 균질성을 보여준다.

간극비가 침투에 미치는 영향성을 검토하기 위해 수행한 간극비 0.6, 0.8에 대해 시간에 따른 침투깊이 변화를 비교하였다. 그림 3.3.15는 침투에 대한 간극비의 영향성을 나타내고 간극비가 증가함에 따라 침투속도가 증가함을 알 수 있다.

실험 결과를 일차원 침투모델인 Green-Ampt model과 Lumb의 Wetting Band Method 모델과 비교하였다. 그림 3.3.16는 실험 결과와 일차원 침투 모델과의 비교를 나타낸다.

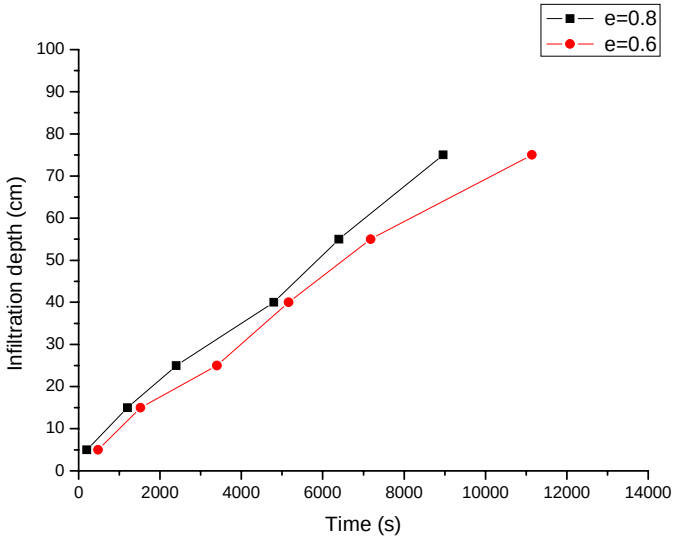


그림 3.3.15 간극비에 따른 시간별 침투 깊이 변화

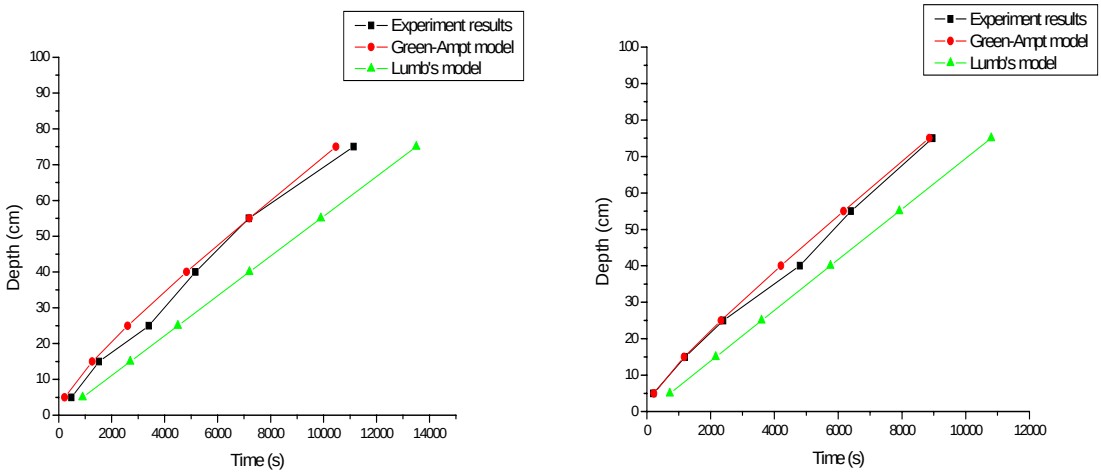


그림 3.3.16 실험 결과와 일차원 침투 모델과의 비교

Green-Ampt 모델은 시간에 따른 침투깊이를 산정하기 위해 함수비 결손량과침윤선에서의 모관흡수력을 필요로 하며 Lumb의 wetting band method는 지반으로 침투한 물은 모두 지반의 함수비 변화를 가져온다는 것을 기본 원리로 하고 있다. 비교 결과 Green-Amt 모델이 Lumb의 wetting band method에 비해 실험 결과에 더 근사한 값을 보인다. 기본적으로 Lumb의 침투 모델은 지반이 모두 포화되었을 경우 지반의 침투율이 지반의 포화투수계수와 같다고 결정된 것이다. 그러나 실험 결과들은 Lumb의 침투 속도에 비해 더 큰 속도를 가지는 것으로 나타났다. 이는 불포화 지반의 특성에 의해서 발생한다고 생각된다. 침투 현상은 중력에 의한 영향과 모관흡수력에 의한 영향을 받는다. 그러나 포화토의 침투는 모관흡수력이 존재하지 않으므로 물에 작용하는 중력에 의해서만 일어난다. Lumb의 모델은 기본적으로 지반을 포화상태로 가정하며 지반으로 침투한 물이 모두 지반의 함수비 변화를 가져온다는 가정 하에 침투깊이를 산정한 식이다. 그러나 불포화 지반에서의 침투의 경우 불포화지반의 특성인 모관흡수력이 존재하므로 침투하는 물을 빨아드려 침투속도를 증가시킬 수 있기 때문에 불포화 지반의 침투 속도가 포화상태를 가정한 Lumb의 침투속도보다 더 크게 산정되었다고 분석된다.

(다) 이층지반($K_2 < i < K_1$) 실험 결과 및 분석

이층지반의 경우 강우강도가 하부층의 투수계수보다 작고 상부층의 투수계수보

다 클 경우 지반의 경계면에서 폰딩(ponding)이 발생할 수 있다. 폰딩이 발생할 경우 지반 침투는 경계면에서 상향 포화되어 가는 특성을 보이며 이는 상부층의 간극수압을 증가시키는 원인이 된다. 일반적으로 지반은 깊이가 깊어질수록 간극비가 감소하는 경향을 보이므로 지반의 침투가 깊이에 따라 감소하는 특성을 보이므로 이런 조건의 지반은 사면의 표면 파괴에 대한 원인이 될 수 있다. 본 연구에서는 강우강도가 하부층의 투수계수보다 작고 상부층의 투수계수보다 클 경우에 대해서 이층지반 침투 실험을 수행하였다. 상부층은 간극비 0.8로 성형하였으며 하부층은 투수계수가 작은 지반을 성형하기 위해 대상지반의 세립분(1mm이하)만을 모아 간극비 0.6으로 시료를 성형하였다. 실험에 사용한 지반의 구성은 상부측은 30cm이며 하부측은 70cm로 성형하였다. 그림 3.3.17은 실험에 사용된 이층지반의 조건을 나타내며, 그림 3.3.18은 이에 대한 실험 결과를 보여준다.

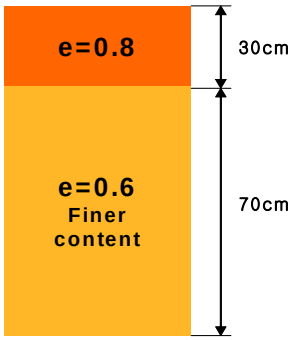


그림 3.3.17 이층지반 구성

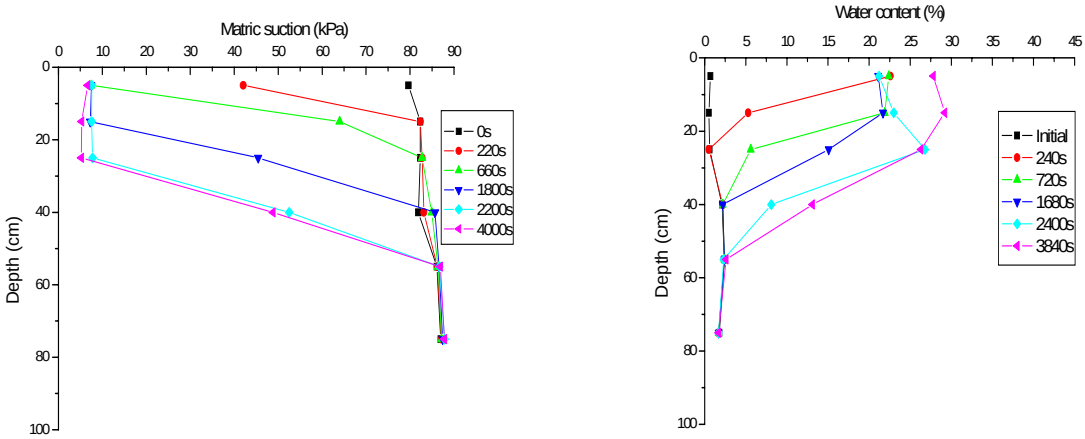


그림 3.3.18 시간에 따른 깊이별 모관흡수력 및 함수비 분포-이층지반

상부측에서의 침투 경향성은 균질지반 간극비 0.8일 경우의 침투특성과 동일하게 나타났다. 표 3.8은 간극비 0.8에 대한 균질지반 상부 30cm까지와 이층지반 상부층에 대한 시간에 따른 침투깊이를 비교를 나타낸다.

표 3.3.1 이층지반 상부층과 균질지반(e=0.8)과의 침투속도 비교

	균질 지반(간극비 e=0.8)	이층지반 상부
5cm 침투시 걸린 시간	200s	200s
15cm 침투시 걸린 시간	1200s	1400s
25cm 침투시 걸린 시간	2400s	2200s

강우가 상하부의 경계면에 도달하였을 때 하부층의 투수계수가 작으므로 두 지반의 경계면에서 폰딩(ponding)이 발생한다. 그림 3.3.18에서 폰딩이 발생한 후 침윤선은 시간이 지나도 경계면 이하로 아주 작은 양만큼 진행하였다. 이는 하부층 밑으로 침투가 거의 진행되지 않고 있음을 의미한다. 폰딩 발생 이후 하부층으로 침투되는 양보다 침투되지 못한 물의 양이 더 많으므로 경계면 위쪽 지반으로 포화대가 확산되는 경향을 볼 수 있다. 모관흡수력 분포에서 경계면 위쪽에 해당하는 모관흡수력이 시간에 따라 더 감소하는 경향을 볼 수 있다. 이는 물이 상향으로 포화되고 있음을 의미한다. 함수비 분포에서도 경계면을 중심으로 더 이상 침투가 활발하게 진행되지 않으며 경계면 위쪽으로 함수비가 시간에 따라 더 증가하는 경향을 보인다. 경계면을 중심으로 상향포화가 완전히 이루어졌다면 경계면 위쪽의 함수비분포는 깊이에 선형으로 증가할 것이다. 그러나 함수비 분포를 봤을 때 경계면 부분에서 그 위쪽보다 오히려 더 작은 함수비를 갖는다. 이는 실험 과정 중 폰딩이 발생한 후 압력이 발생해 센서의 삽입부분에서 물이 유출되었기 때문으로 유추된다.

3. 현장 상태의 불포화 특성 측정

강우로 인한 불포화 사면의 불안정성을 고려할 경우 지반 내부의 모관흡수력과 함수비의 분포가 중요한 요소이다. 따라서 사면 내의 각 깊이에서 나타나는 모관흡수력과 함수비의 변화를 지속적이고 자동화된 모니터링 시스템을 통해 직접 계측

하고 수집하는 것이 요구된다. 모관흡수력이 사면 안정성에 미치는 영향을 연구하기 위하여 많은 현장계측이 수행되어 왔다(Anderson, 1984; Krahn, et al. 1989; Lim, et al. 1996; Zhang, et al. 2000; Gasmo, et al.2000).

가. 계측 장비

(1) 모관흡수력 측정

지반 내부의 모관흡수력을 측정하기 위하여 텐셔미터(SoilMoisture Equipment Corporation)가 사용되었다. 텐셔미터에서는 튜브관 끝에 달린 세라믹디스크를 통하여 외부 지반의 모관흡수력과 튜브관 내부에 담긴 물의 압력이 동일해진다. 이러한 압력은 튜브관 상부에 달린 다이얼게이지나 트랜스듀서에 의하여 측정된다. 하지만 -1 기압 이하의 수압이 될 경우 공동화현상(cavitation)으로 인하여 80 kPa 까지의 모관흡수력까지만 측정이 가능하다. 텐셔미터에 의한 모관흡수력의 측정은 대부분 0.3~1.8 m 의 얕은 깊이로 제한된다(Anderson, 1984; Krahn, et al. 1989; Lim, et al. 1996; Zhang, et al. 2000). 본 계측에서는 지속적이고 자동화된 압력 측정을 위하여 트랜스듀서를 사용하였다.



그림 3.3.19 텐셔미터

(2) 체적함수비 측정

WCR (Water Content Reflectometer, Campbell Scientific Inc.)은 전자기파가 프

로브 끝에 달린 지반의 수분에 노출된 철봉을 통과하는데 소요되는 시간을 이용하여 체적함수비를 측정하는 장비이다. WCR은 별도의 cable tester를 요구하지 않아 비용이 저렴한 장점이 있지만, 저주파수 대역에서 운용되어 흙의 전기전도도에 민간한 문제점이 있으며 토양특성에 따른 보정방정식이 요구되는 문제점이 있다 (CSI, 2004).

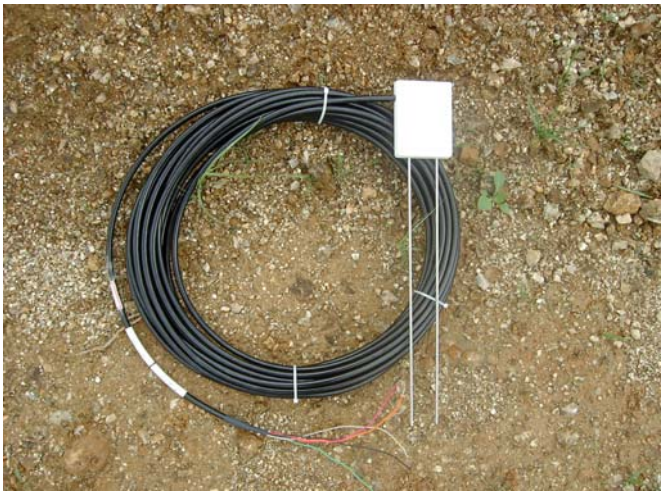


그림 3.3.20 WCR

(3) 데이터 수집

불포화 사면의 핵심요소들을 측정하기 위하여 선정된 스마트 센서들은 자동계측을 위하여 현장에 설치된 데이터 로거 (CR10X, CSI)로 연결되며 10분마다 측정결과가 저장된다. 현장계측이 일반 전기 공급이 어려운 현장에서 이루어지는 것을 고려하여 태양열 판넬로부터 데이터 로거 및 각종 센서에 전기를 공급하였다. 또한 데이터 로거에는 폰 형태의 모뎀(CDMA)이 설치되어 있어 매일 한 차례씩 저장된 결과들을 다른 모뎀이 설치된 컴퓨터로 전송한다.



그림 3.3.21 데이터로거와 태양열 판넬

나. 계측 현장

본 연구에서는 현재 공사 중인 대전-당진 간 고속도로 구간 중 도로 밑 성토사면을 계측 대상으로 선정하였다. 도로사면을 계측대상으로 선정한 이유는 도로를 지지하는 성토사면의 경우 강우가 침투되어 사면강도가 저하된 상태에서 차량이 통행할 경우 사면 상부에 추가적인 상재하중으로 작용하여 사면의 불안정성을 야기할 수 있기 때문에 세밀한 계측 및 지속적인 유지관리가 필요하기 때문이다. 그리고 본 연구에서는 실제 자연환경에 노출되어 있는 시공구조물에서 나타나는 불포화 특성(함수비, 모관흡수력)을 나타내는 중요한 요소들을 일정기간 측정하여 그 값의 분포 및 변화범위를 알아보고 이러한 특성을 사면 설계나 안정성 해석 시 적절한 초기 조건 등에 적용하여 추후 실무적인 연구로 활용하고자 한다.

(1) 현장상태

본 연구가 수행된 현장은 공사 중인 도로 현장으로 성토사면 상부는 아직 도로 포장이 되어 있지 않은 상태이다. 그리고 일정 구간에서는 사면 표층에 식생이 뿌려지지 않아 성토면이 그대로 노출되어 있다. 그래서 식생이 있는 지역과 없는 지

역으로 구분하여 계측을 실시할 경우 사면 표층의 식생이 강우에 따른 사면 내부의 함수비나 모관흡수력의 재분포에 미치는 영향을 비교분석할 수 있다. 사면 구배는 1.4H:1V ~ 1.8H:1V로 시공되었으며, 2개의 소단을 갖는 총 3단의 사면으로 성토되었다. 사면은 일정 깊이까지 근처 지역에서 채취된 풍화토(마사토)로 덮여져 있으며 깊은 내부는 암버럭이나 굵은 골재 등 굵은 입자로 내부층을 이루고 있다. 사면은 토공시방서대로 차도부와 같은 다짐도를 갖도록 최대건조밀도의 95% 이상의 밀도가 되도록 균일하게 다져졌다. 현장계측은 두 번째 경사면의 상부, 즉 제일 상부 소단 아래쪽에서 수행되었다.

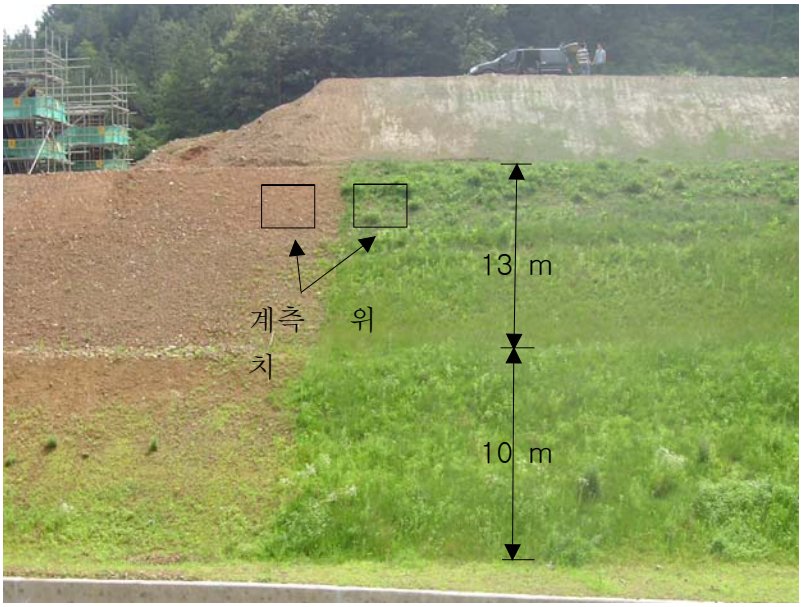


그림 3.3.22 현장계측 사이트

(2) 센서 설치

지반의 불포화 특성변화를 측정하기 위하여 텐셔미터, WCR, TDR, 강우계 등의 첨단센서들이 사면 내부 각 깊이별로 설치되었다(그림 3.3.23). WCR 센서는 지표로부터 15 cm, 30 cm, 45 cm, 60 cm 깊이에 설치하였다. WCR 센서를 설치하기 위하여 60 cm 이상의 깊이만큼 사면 표층을 파내고 각 해당깊이에서 센서를 주변 지반내부로 삽입하여 설치한 후, 다시 되메움하였다. 텐셔미터의 경우 초기에 15 cm, 30 cm, 45 cm 깊이에 설치하였고, 후에 60 cm 깊이에 추가설치하였다. 텐셔미터는 직경 2 cm 내외의 관형태로 되어 있기 때문에 속이 비어있는 강관으로 일정 깊이까지 삽입하여 흙을 파낸 후 그 위치에 텐셔미터를 삽입하였으며, 텐셔미터 관

을 타고 물이 침투하는 것을 막기 위하여 관 주변에 미세입자를 다져서 넣었다. 측정 위치는 2개의 소단이 있는 도로 경사면 중 상부 소단의 1 m 아래 부분이며, 표층 식생에 따른 침투특성 비교를 위하여 식생이 있는 지역과 없는 지역으로 구분하였다.

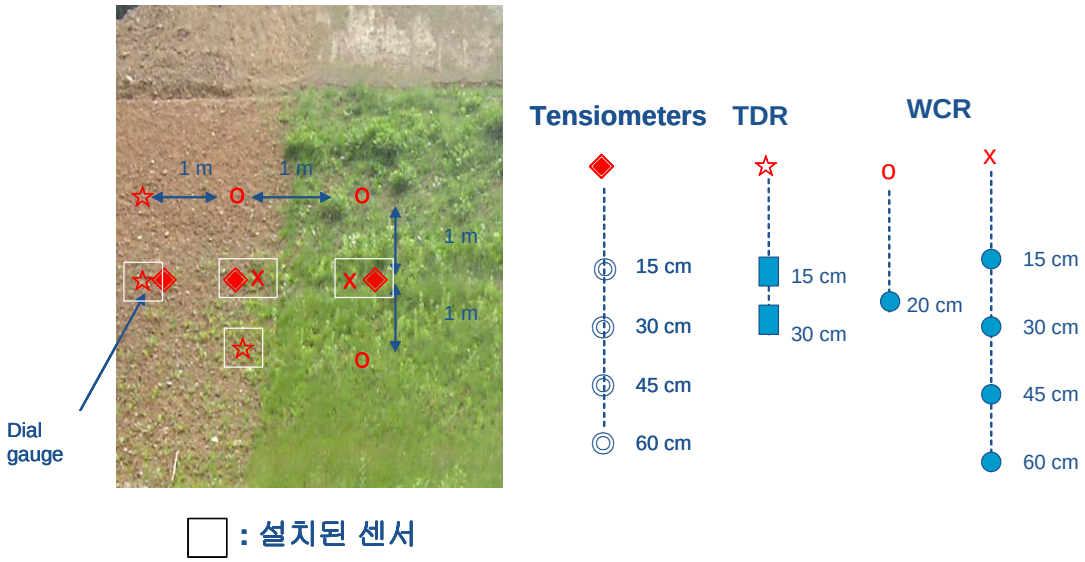


그림 3.3.23 설치된 센서

다. 계측결과 분석

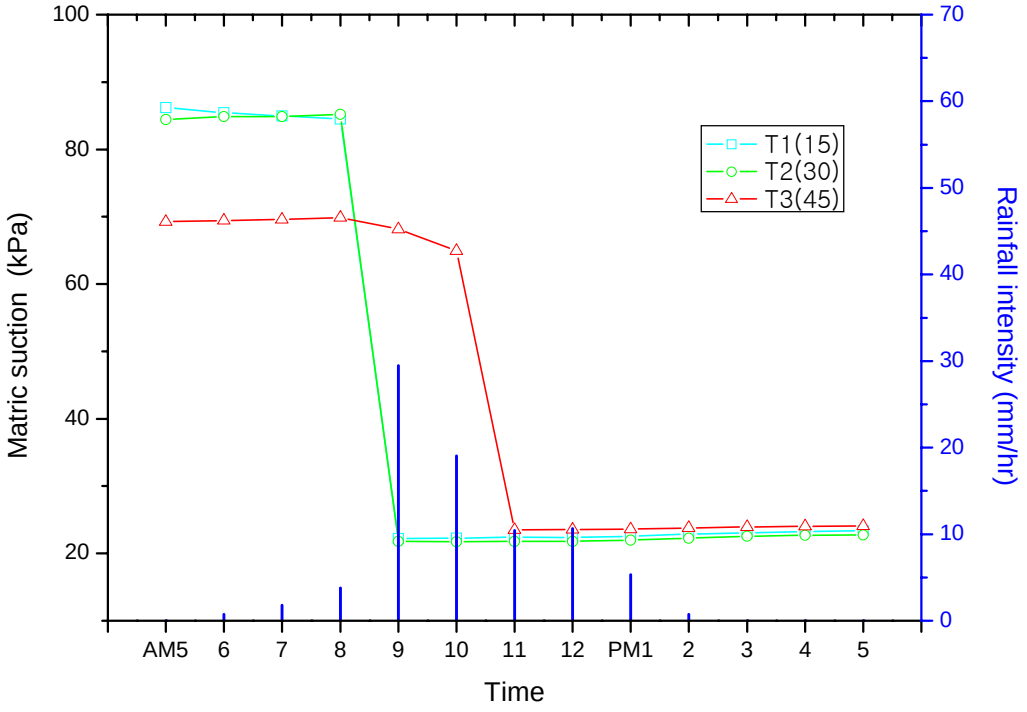
계측결과로부터 지표면 내부의 모관흡수력과 함수비의 분포 변화가 측정되며, 특정깊이까지 침투되는데 소요되는 시간을 얻을 수 있다. 이러한 결과를 활용하여 침윤선의 형성과 발달과정을 확인할 수 있으며 강우침투특성을 파악할 수 있다. 본 연구에서는 2005년 7월 말부터 10월 중순까지 약 2.5개월간 계측이 진행되었다. 이 기간 중 침투특성이 나타날 정도로 충분한 강우가 지속된 4번의 대표적인 강우를 대상으로 계측된 결과를 살펴보고자 한다(7월 28일, 8월 6일~7일, 8월 8일~12일, 9월 17일~18일). 계측 기간 중 시간당 최대 강우강도는 9월 17일에 67 mm/hr 로 나타났다.

모든 계측 결과에서 강우가 시작된 직후 계측기가 반응하는 것을 확인할 수 있다. 텐셔미터에서는 강우 직후 모관흡수력이 감소하여 일정한 값에 도달하는 것을 볼 수 있고 WCR 또한 함수비가 증가하는 현상을 보여주고 있다. 깊은 곳에 위치한 센서에서는 약간의 시간차이(time lag)가 나타나는 것을 알 수 있다. 강우가 발생하

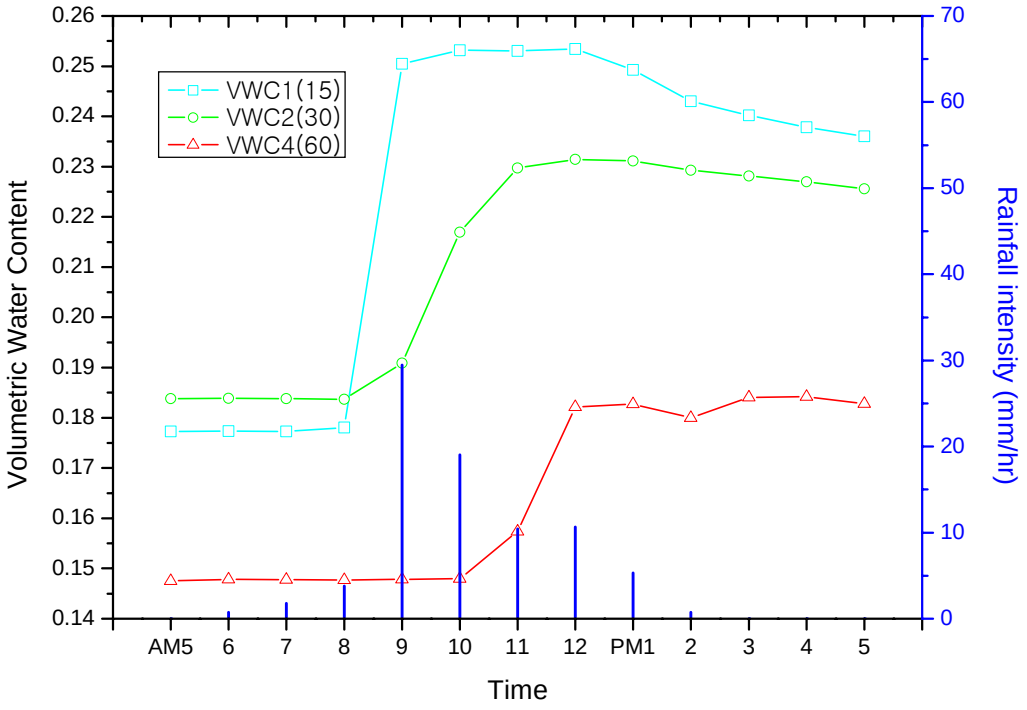
기 이전에 좋은 날씨가 지속되는 경우에는 지표면에 가까이 위치한 곳에서는 높은 모관흡수력을 나타내고 낮은 함수비 상태가 된다. 식생지역과 비식생 지역에서 계측된 결과를 비교해보면, 식생지역의 함수비가 조금더 크게 나타난다. 이는 식생을 이루는 풀들의 뿌리 부근에서 일정한 함수를 유지시키기 때문에 발생하는 현상으로 이해할 수 있다. 하지만 전체적으로 유출(Run-off)되는 양이 많기 때문에 함수비의 증가분이 크지 않게 나타난다.

본 연구에서는 텐셔미터를 사용했기 때문에 현장에서 90 kPa 이상의 모관흡수력이 존재하더라고 측정할 수가 없었다. 계측 동안 좋은 날씨가 지속되었을 때 텐셔미터에서 90 kPa 정도의 모관흡수력값이 지반 표층부근에서 나타났다. 지반 표층에서 더 높은 모관흡수력이 유발되었을 것이다. 하지만 강우가 시작되면 이러한 높은 모관흡수력 값이 지반에 분포되어 있다하더라도 침투로 인하여 순식간에 낮은 값으로 떨어진다. 함수비의 경우 얕은 층에서는 많은 함수비 증가를 보여주지만 깊은 층에서는 상대적으로 작은 양의 함수비가 증가하는 것으로 나타났다. 하지만 일정 강도 이상의 강우가 지속되는 경우에는 깊은 층에서도 함수비의 변화폭이 크게 나타났다. 강우가 그치거나 일정강도 이하로 되면 지반의 모관흡수력은 다시 회복되는 현상을 보이며 함수비의 경우에도 동일한 현상이 나타난다. 이것은 증발산 등과 수분의 이동 등으로 표층부에 함수비가 작아지기 때문에 발생하는 현상이다.

그림 3.3.24에서는 9월 17일~18일에 70 mm/hr 정도의 높은 강우가 발생하였다는 것을 알 수 있다. 이로 인하여 얕은 깊이에서의 모관흡수력이 낮아져서 깊은 곳의 모관흡수력 값과 역전되는 현상을 살펴볼 수 있다.

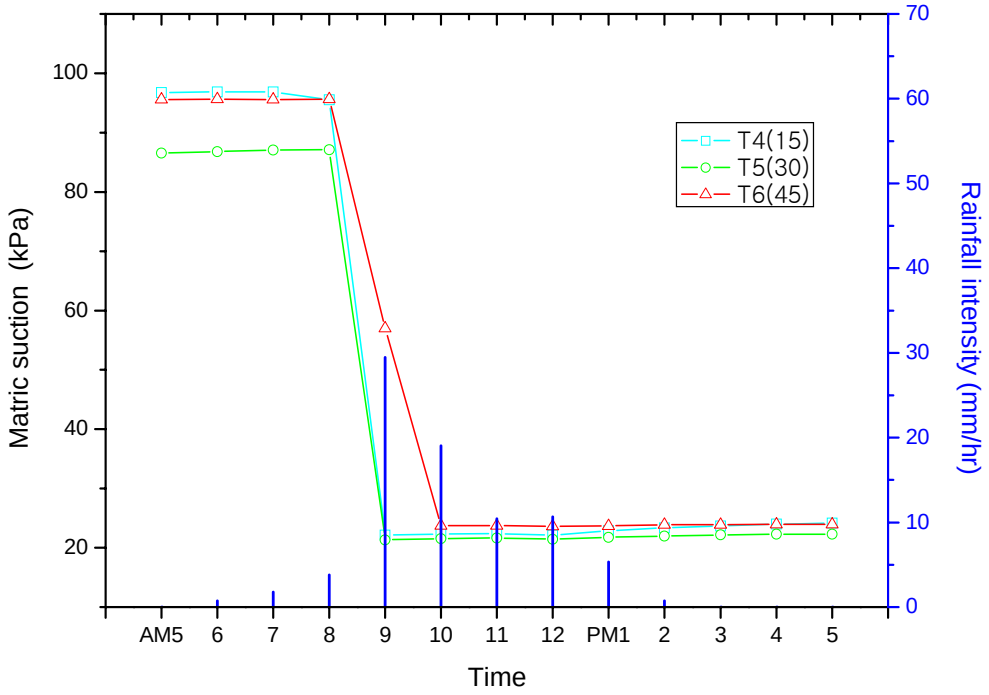


(a) 모관흡수력의 변화

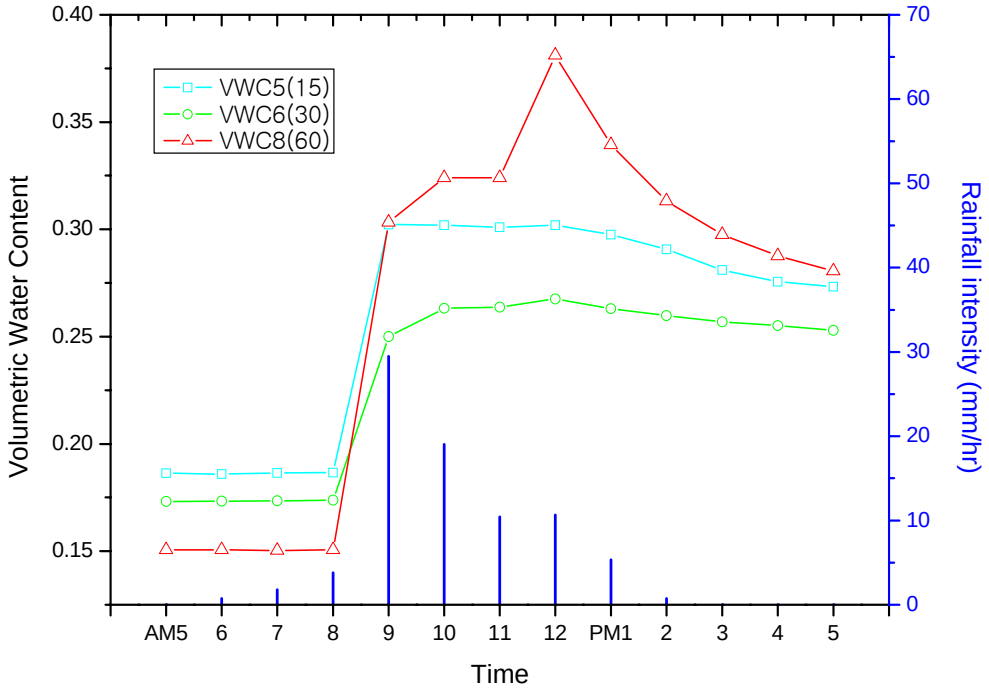


(b) 함수비의 변화

그림 3.3.24 비식생 지역의 불포화 특성 변화 (7월 28일)

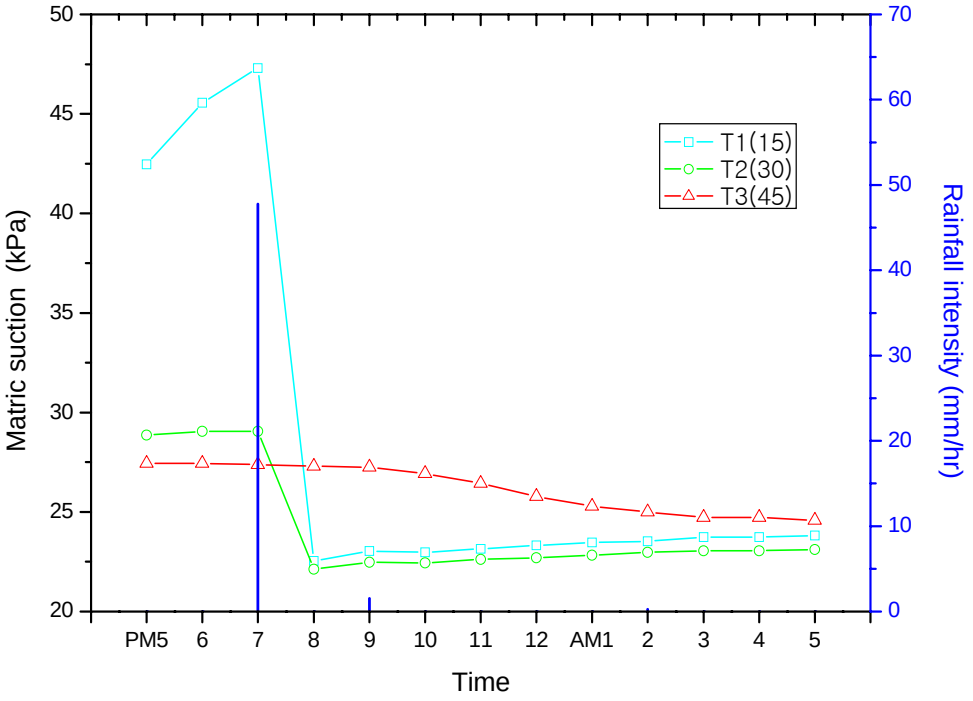


(a) 모관흡수력의 변화

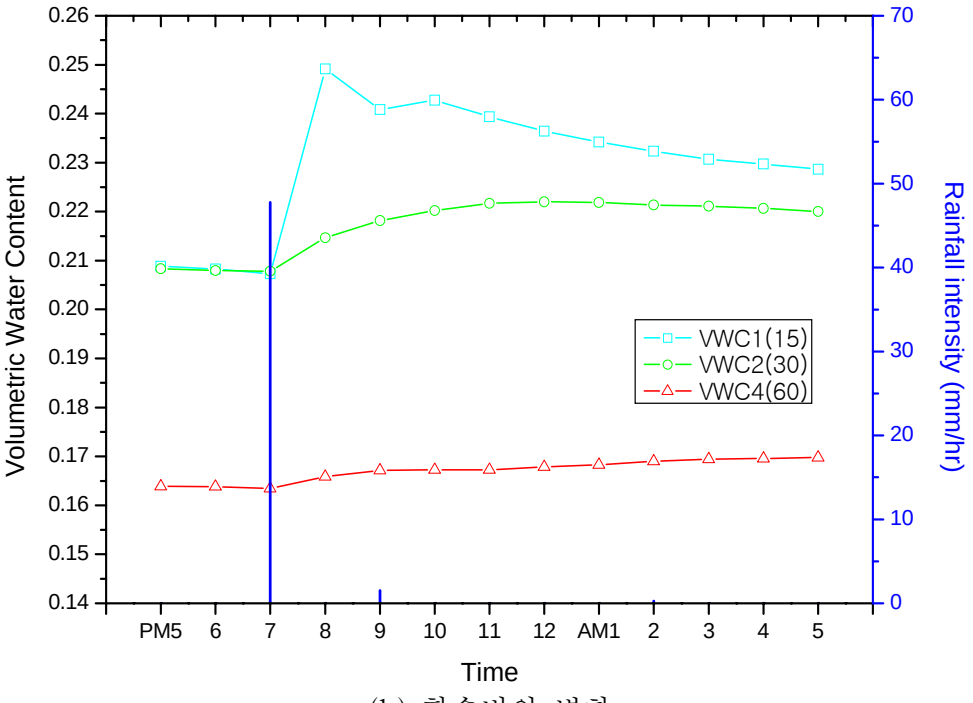


(b) 함수비의 변화

그림 3.3.25 식생 지역의 불포화 특성 변화 (7월 28일)

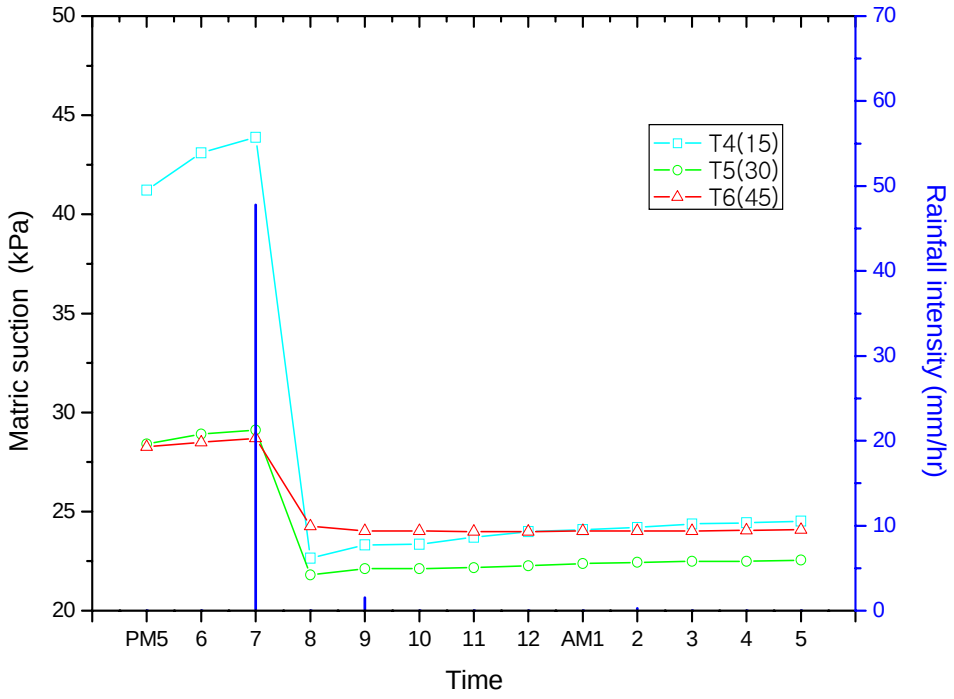


(a) 모관흡수력의 변화

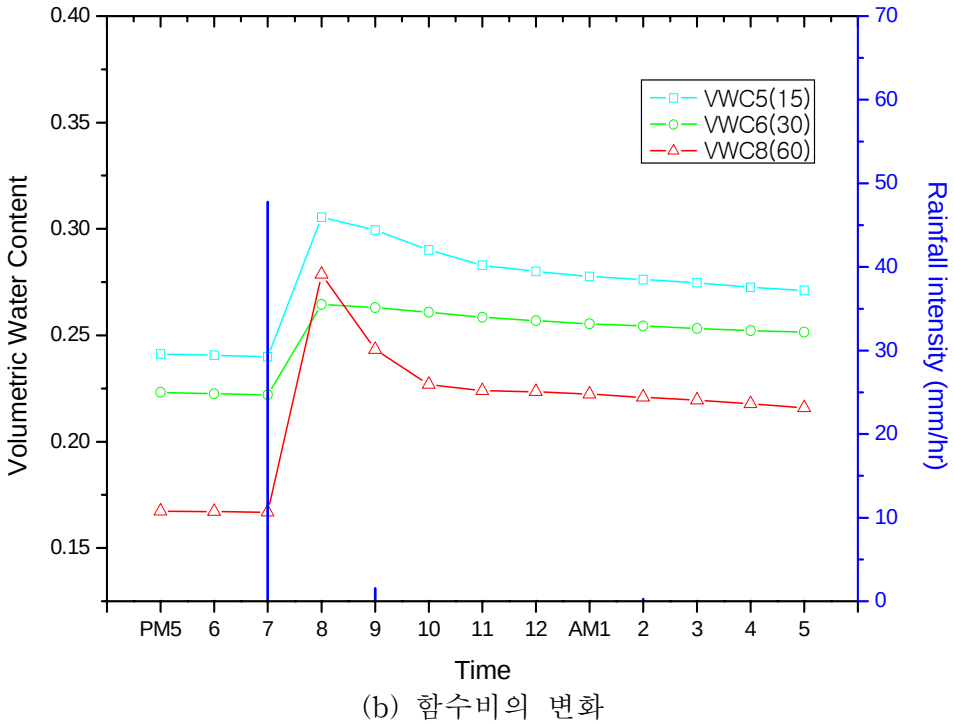


(b) 함수비의 변화

그림 3.3.26 비식생 지역의 불포화 특성 변화 (8월 6일~7일)

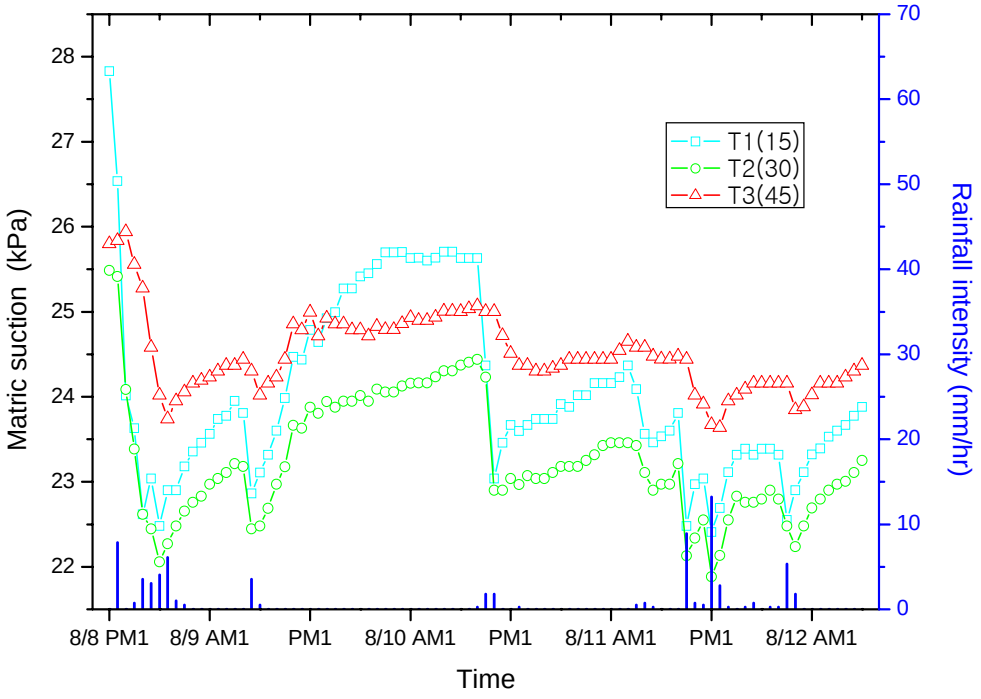


(a) 모관흡수력의 변화

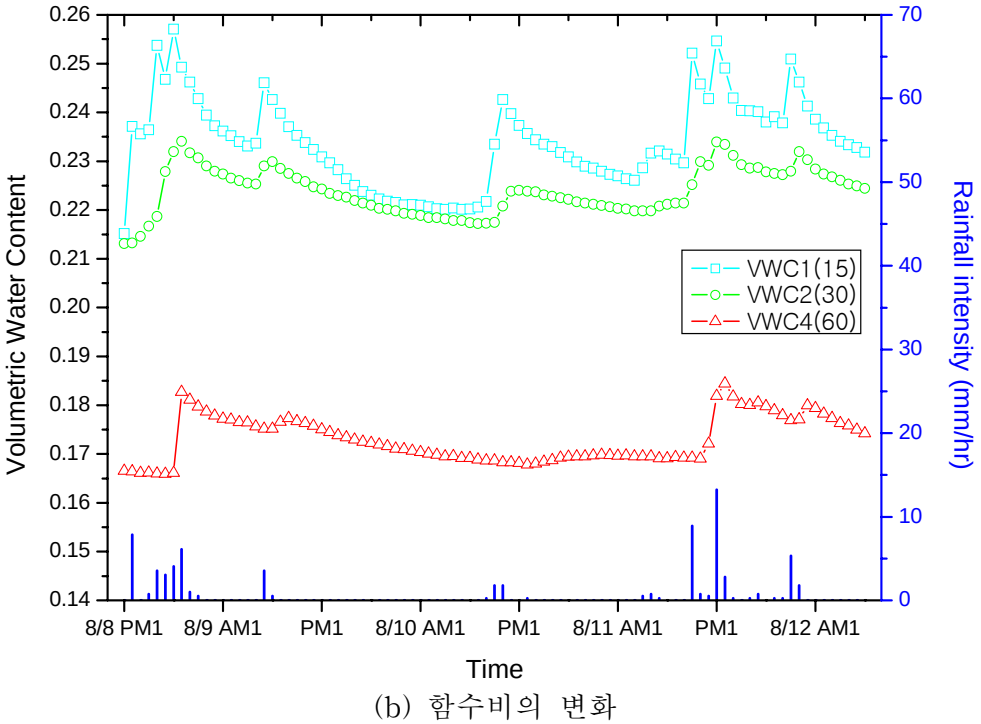


(b) 함수비의 변화

그림 3.3.27 식생 지역의 불포화 특성 변화 (8월 6일~7일)

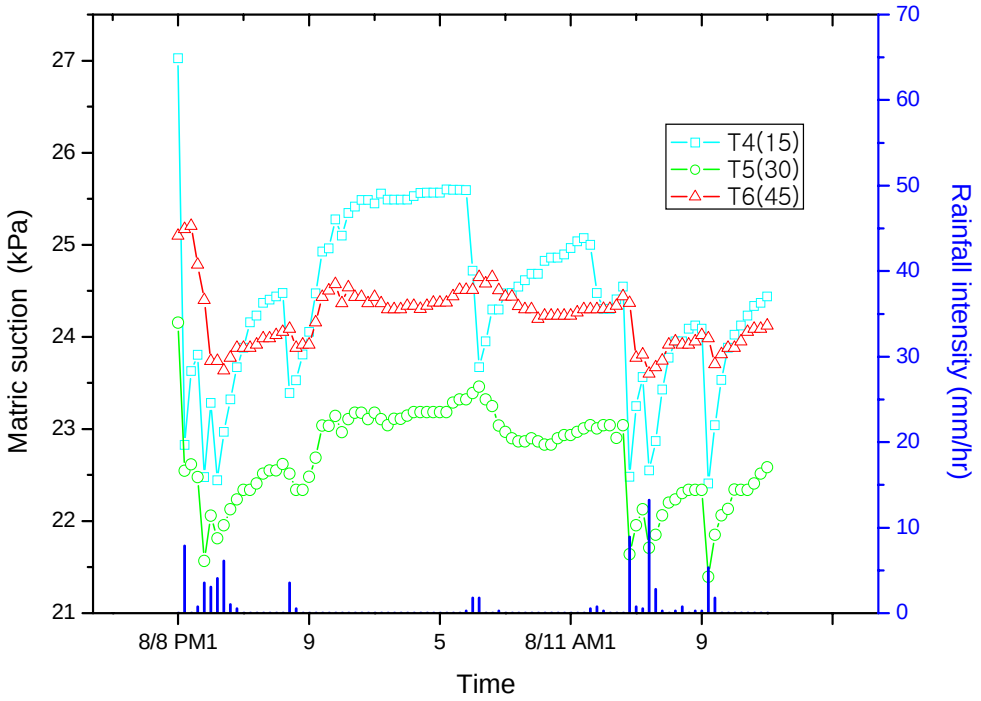


(a) 모관흡수력의 변화

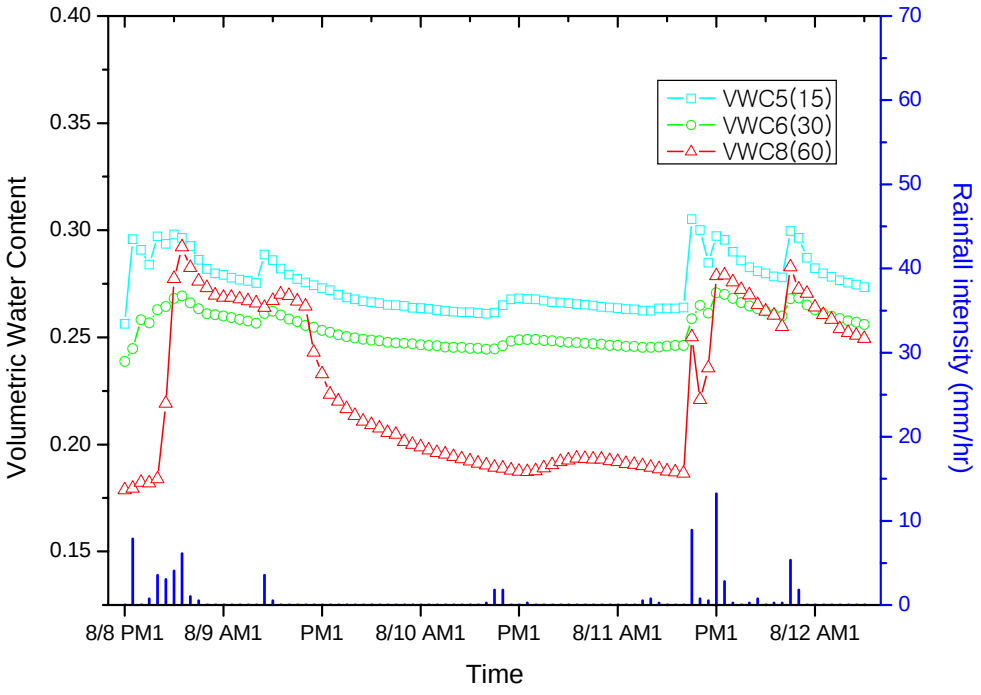


(b) 함수비의 변화

그림 3.3.28 비식생 지역의 불포화 특성 변화 (8월 8일~12일)

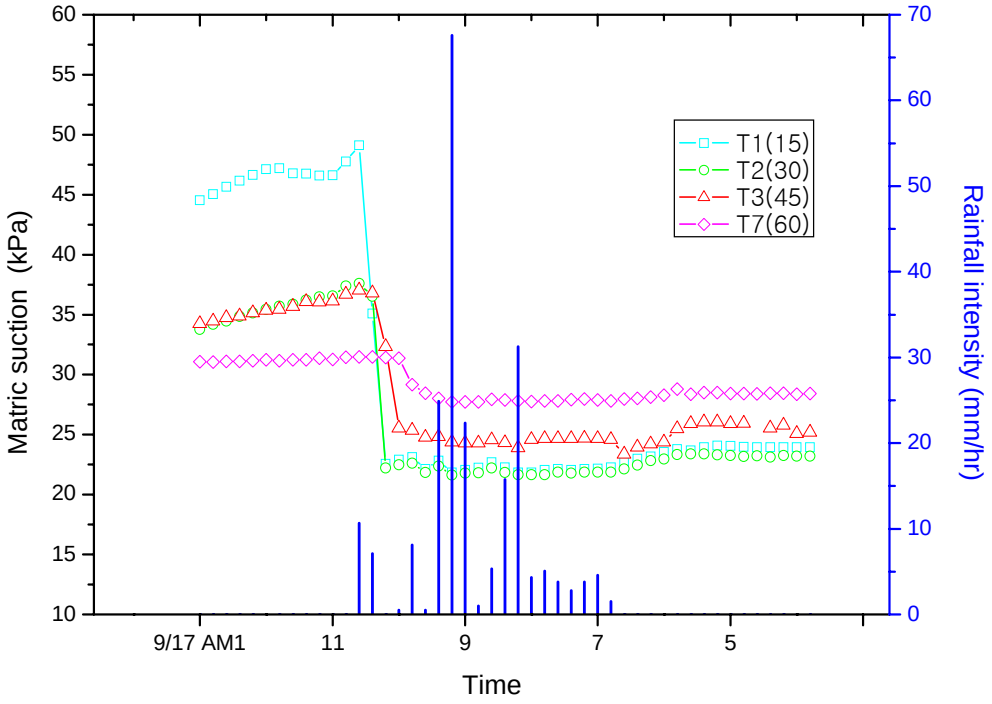


(a) 모관흡수력의 변화

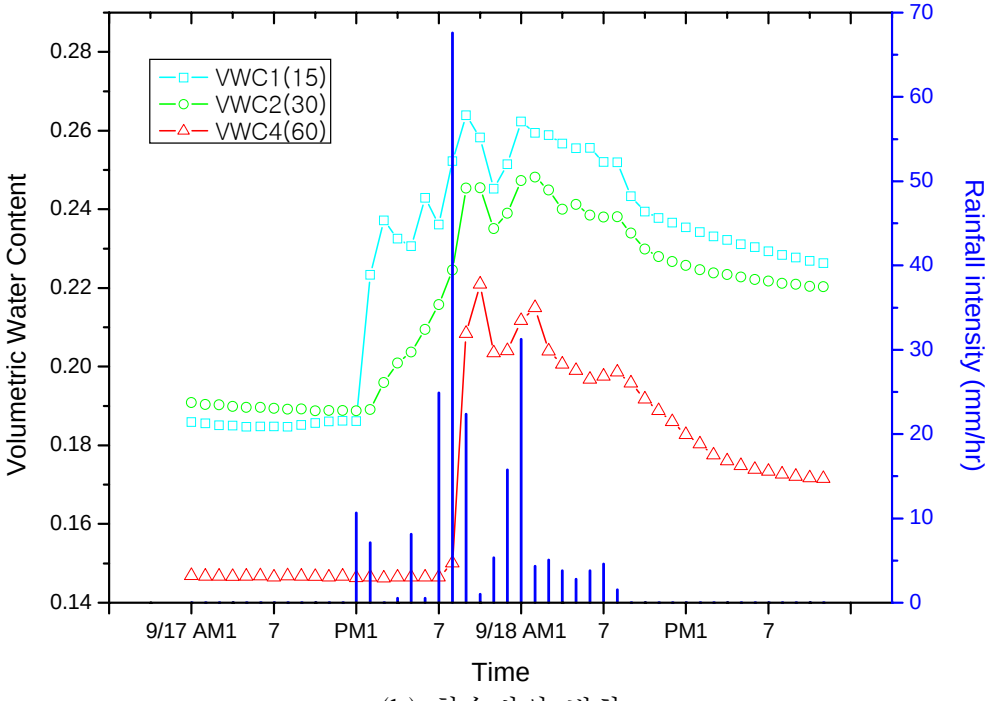


(b) 함수비의 변화

그림 3.3.28 식생 지역의 불포화 특성 변화 (8월 8일~12일)

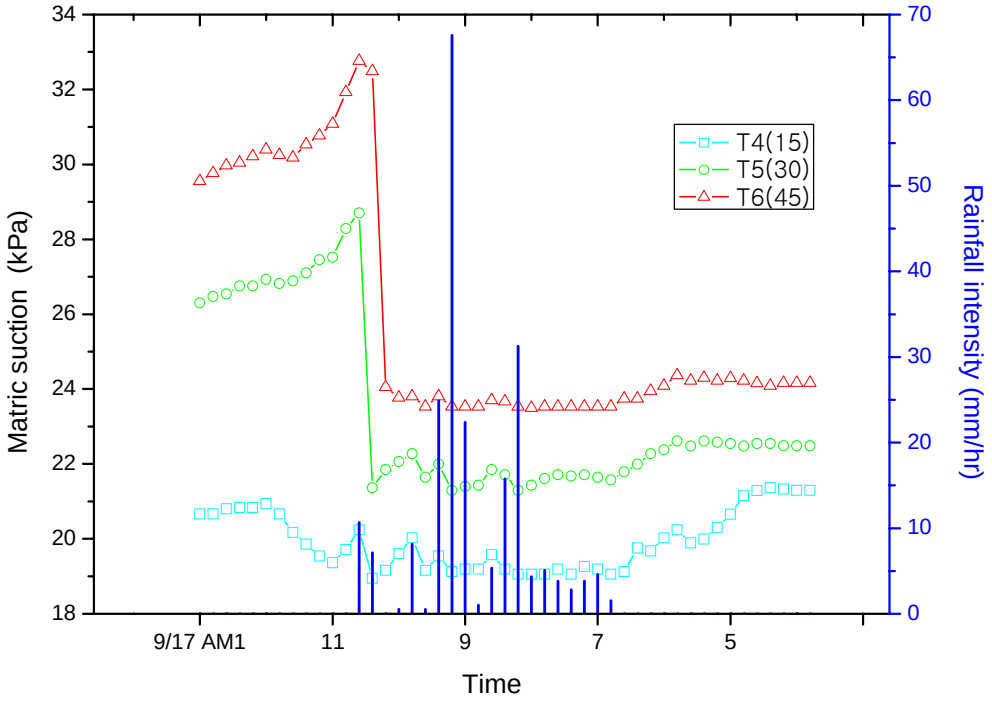


(a) 모관흡수력의 변화

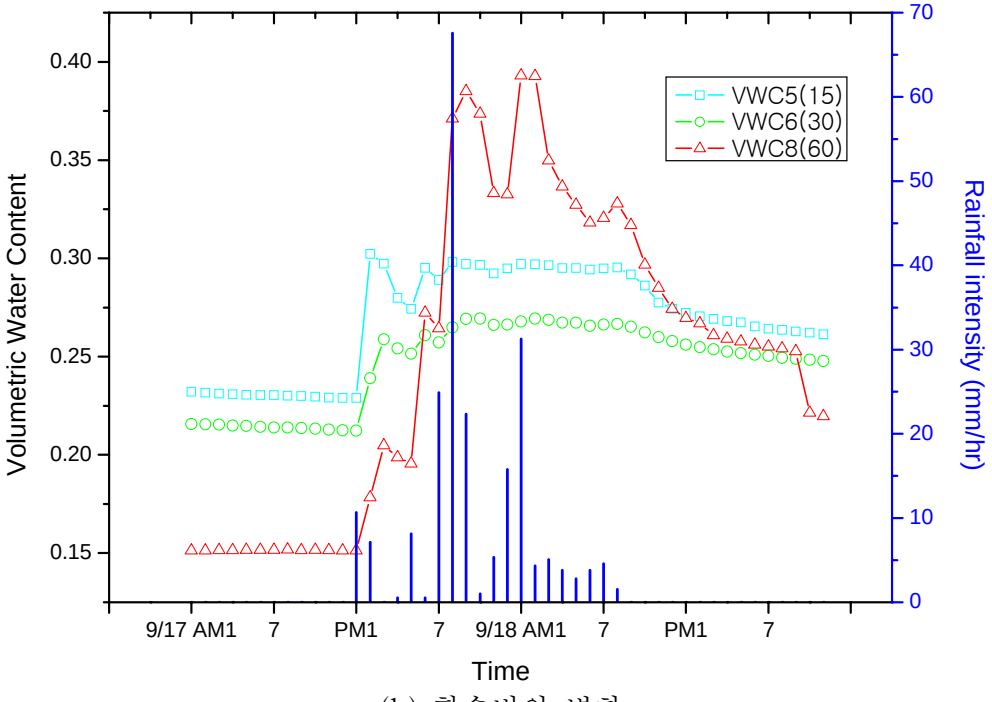


(b) 함수비의 변화

그림 3.3.29 비식생 지역의 불포화 특성 변화 (9월 17일~18일)



(a) 모관흡수력의 변화



(b) 함수비의 변화

그림 3.3.30 식생 지역의 불포화 특성 변화 (9월 17일~18일)

3. 사면구조물에 대한 설계강우기준 산정

사면과 같은 지반 구조물에 대한 강우기준은 아직 명확히 제시된 것이 없다. 본 연구에서는 특정강우조건에 따른 침투해석결과를 산정하기 위하여 수공구조물에 적용되고 있는 확률강우강도식을 적용하고자 한다. 아래 기술되는 내용은 1999년도 수자원관리기법개발연구조사보고서 중 제1권인 『한국 확률강우량도 작성』에 담긴 것이다.

국내외에서 지금까지 주로 적용되어 온 확률강우강도식은 Talbot 형, Sherman 형, 그리고 속칭 Japanese 형(이원환과 변근주, 1969; 이원환과 박상덕, 1992; 이재준과 이정식, 1999; 최계운 등, 2000; Wenzel, 1982, Chen, 1983; Chow 등, 1988)과 같이 재현기간에 따른 지속기간만이 포함된 공식이 있다. 이 식들은 식 (3.3.44)와 같이 일반형(general)으로 나타낼 수 있으며, 모두 다 특정 재현기간별로 하나의 식만 나오기 때문에 원하는 재현기간에 바로 적용하기에는 불편함이 있다.

$$I(t) = \frac{a}{t^n + b} \tag{3.3.44}$$

여기서, I(t)는 강우강도(㎜/hr), t는 강우 지속기간(분, min)이며, a, b, n은 각 지점(또는 지역)마다 산정되는 회귀상수이다. 단지, n=1인 경우는 Talbot 형에 해당하며, b=0일 때는 Sherman 형, n=0.5일 때는 속칭 Japanese 형이라고 부른다.

이를 보다 쉽게 적용할 수 있도록 최근에 재현기간이 포함된 식 (3.3.45)와 같은 통합형(이원환 등, 1993; Chow 등, 1988) 또는 식 (3.3.46)과 같이 상수항과 지속기간이 추가로 고려된 통합형(허준행 등, 1999)이 제시되고 있다.

$$I(t,T) = \frac{a + b\log T}{t^n + c} \tag{3.3.45}$$

여기서, I(t,T)는 강우강도(㎜/hr), t는 강우 지속기간(분, min), log는 상용대수, T는 재현기간(년, year)이며, a, b, c, n은 각 지점마다 산정되는 회귀상수이다.

$$I(t,T)=\frac{a+b\ln\frac{T}{t^{n}}}{c+d\ln\frac{\sqrt{T}}{t}+\sqrt{t}} \qquad (3.3.46)$$

여기서, I(t,T)는 강우강도(㎜/hr), t는 강우 지속기간(분, min), 1n은 자연대수, T는 재현기간(년, year)이며, a, b, c, d, n은 각 지점마다 산정되는 회귀상수이다.

단기간과 장기간의 구분기준을 결정하기 위하여 확률강우강도를 도시한 그림과 각 지점별로 30분, 60분, 90분, 120분, 180분, 240분에 맞추어 똑같은 단·장기간으로 나누어 회귀 분석한 결과를 검토하였다. 그 결과 22개 지점을 동일한 구분기준을 적용하는 것은 문제가 있는 것으로 나타나, 각 지점별로 서로 다른 단·장기간의 구분기준을 적용하였다. 22개 지점에 대한 단·장기간 구분시간을 다음 표 3.3.2에 수록하였다. 구분된 시간을 바탕으로 회귀 분석한 결과 표 3.3.3과 같이 각 지점별 계수값을 제시하였다.

표 3.2.2 확률강우강도식 유도를 위한 지점별 단·장기간 구분시간

지점번호	지점명	구분시간	지점번호	지점명	구분시간
090	속초	240분	138	포항	120분
101	춘천	전체	140	군산	90분
105	강릉	120분	143	대구	90분
108	서울	120분	146	전주	180분
112	인천	120분	152	울산	30분
114	원주	전체	156	광주	60분
119	수원	30분	159	부산	90분
129	서산	240분	162	통영	240분
131	청주	60분	165	목포	60분
133	대전	90분	168	여수	240분
135	추풍령	60분	170	완도	180분

표 3.3.3 주요 지점 확률강우강도식 계수값과 결정계수

지점번호	지점명	단·장기간 분리		계수값					결정계수	잔차제곱합
				a	b	c	d	n		
090	속초	240분	단기간	93.7767	77.1755	1.1261	0.2165	-0.2620	0.9985	283.358
			장기간	158.2023	82.0172	2.8169	0.6434	-0.0835	0.9991	10.258
101	춘천	전체	전체	172.6329	82.6687	0.0555	0.1444	-0.0073	0.9986	599.098
105	강릉	120분	단기간	98.1820	78.2095	0.1927	0.1525	-0.1758	0.9997	57.240
			장기간	188.0071	101.6393	3.5588	0.5308	0.0141	0.9995	16.625
108	서울	120분	단기간	153.0746	144.5254	0.6011	0.1562	-0.1488	0.9989	528.705
			장기간	324.7979	91.6429	-2.8899	0.0176	0.2685	0.9992	63.327
112	인천	120분	단기간	322.0633	147.1074	2.1344	0.2689	0.1109	0.9997	85.930
			장기간	338.1145	97.8410	-2.0748	0.0655	0.2937	0.9990	69.914
114	원주	전체	전체	368.0955	126.2754	1.0182	0.1342	0.2777	0.9965	2261.184
119	수원	30분	단기간	79.1287	78.0319	-0.2551	0.1088	-0.6026	0.9999	26.724
			장기간	828.3783	144.8427	4.9127	0.1139	0.6580	0.9951	1046.192
129	서산	240분	단기간	187.1922	82.8980	0.0432	0.0997	-0.0486	0.9986	590.668
			장기간	585.5659	119.4289	7.8698	0.7273	0.4891	0.9962	50.963
131	청주	60분	단기간	206.9811	93.6890	0.1992	0.1380	-0.0266	0.9996	120.936
			장기간	194.5685	67.0847	-1.7755	0.0855	0.0791	0.9994	57.796
133	대전	90분	단기간	157.7852	98.5065	0.1822	0.1356	-0.2843	0.9990	379.837
			장기간	521.6633	101.0004	-0.1721	-0.0005	0.5153	0.9985	139.943
135	추풍령	60분	단기간	90.8913	64.2279	-0.3600	0.1091	-0.2834	0.9994	113.058
			장기간	119.4443	47.8249	-2.1360	0.0675	-0.0654	0.9986	74.871
138	포항	120분	단기간	51.8427	72.6780	-0.2845	0.1044	-0.3374	0.9977	493.408
			장기간	266.0319	91.7480	3.0201	0.5121	0.2019	0.9996	11.798
140	군산	90분	단기간	317.0764	96.5720	1.9521	0.1943	0.1353	0.9997	48.243
			장기간	888.6918	100.2966	2.9299	-0.5044	1.0673	0.9971	179.817
143	대구	90분	단기간	147.9781	98.0911	0.2046	0.1725	-0.0518	0.9973	779.426
			장기간	310.0363	66.9800	-1.8327	-0.0354	0.4384	0.9992	46.673
146	전주	180분	단기간	412.1723	138.2680	1.9288	0.3150	0.3174	0.9983	788.182
			장기간	351.8756	82.1814	-2.3994	0.0696	0.3885	0.9983	44.598
152	울산	30분	단기간	569.2767	185.9155	4.6126	0.2583	0.4327	0.9998	42.741
			장기간	255.6156	124.4030	1.2410	0.2497	0.1373	0.9982	409.564
156	광주	60분	단기간	185.4785	97.5953	0.5941	0.1531	-0.1131	0.9997	81.364
			장기간	354.2587	78.4099	-0.6737	-0.0313	0.3859	0.9992	78.981
159	부산	90분	단기간	253.5492	159.1007	1.6795	0.1470	0.0109	0.9985	552.345
			장기간	380.9872	118.4000	-0.5210	0.0627	0.2784	0.9982	202.495
162	통영	240분	단기간	217.0543	115.5635	1.5085	0.1156	-0.0008	0.9988	399.489
			장기간	462.6959	118.7615	2.3610	0.4478	0.3651	0.9963	72.629
165	목포	60분	단기간	140.3045	74.9801	-0.0001	0.1289	-0.1577	0.9986	321.087
			장기간	350.2751	76.0617	1.1267	0.1034	0.3669	0.9986	94.946
168	여수	240분	단기간	256.0609	116.1942	1.4971	0.2823	0.1000	0.9989	403.844
			장기간	292.5127	80.2553	-2.4705	0.1490	0.2509	0.9986	24.346
170	완도	180분	단기간	4410.9550	447.7651	27.7054	-3.0745	1.3390	0.9944	2154.567
			장기간	354.2686	141.2124	-0.3229	0.3520	0.1945	0.9977	108.743

4. 함수특성곡선에 따른 사면 안전율의 변화

앞에서 구한 상한, 평균 및 하한의 함수특성곡선을 이용하여 강우시 시간에 따른 안전율 변화를 산정해 보았다. 강우강도식은 Japanese형 확률론적를 이용하였고, 48시간의 강우지속시간에 해당하는 강우강도 13.06 mm/hr를 기준으로 하였다. 강우강도와 포화투수계수의 관계를 규명하기 위하여 강우강도(i)와 포화투수계수(k_s)를 변화시켜가며 포화투수계수와 강우강도의 비인 k_s/i에 따른 안전율의 변화와 포화투수계수 k_s에 의한 안전율의 변화를 살펴보았다.

가. 포화투수계수-강우강도의 비에 따른 안전율 변화

k_s와 k_s/i와의 관계를 살펴보면 k_s/i가 보다 더 합리적인 결과를 줌을 알 수 있다(그림 3.3.31, 3.3.32 참조). 일반적으로 k_s의 값이 어느 값 이상이되면 안전율이 일정한 값으로 수렴한다는 연구결과가 있지만, 이는 불포화 상태를 고려하지 않은 경우이고 불포화 침투해석을 수행하면 큰 상관성을 찾기 힘들다.

포화투수계수가 매우 크거나 혹은 매우 작은 경우, 안전율은 k_s/i와 k_s와는 무관하게 수렴하는 양상을 보인다. 즉, 상한의함수특성곡선의 경우에는 k_s/i가 100이상인 경우, 평균의 함수특성곡선을 이용할 경우에는 k_s/i가 1,000 이상, 하한의 함수특성곡선을 이용할 경우 k_s/i가 10,000 이상일 경우 안전율의 양상이 비슷하며 수렴하는 특징을 보인다. 이를 종합해 보면 k_s/i가 10,000 이상이면 안전율이 수렴하게 된다고 볼 수 있는데, 이 값에 해당하는 투수계수는 13,060 mm/hr(= 3.63×10^{-1} cm/s)에서 130,600 mm/hr(= 3.63 cm/s)의 범위로 국내 화강풍화토의 일반적인 투수계수의 값을 크게 넘어선다. 이 정도의 투수계수 값은 모래질 지반에 해당하는 값이기 때문에, 포화투수계수가 어느 한계 값을 넘어서면 안전율이 수렴한다는 것은 큰 의미를 가지지 못할 것으로 보인다.

그림 3.3.31, 3.3.32의 결과를 보면 k_s/i 가 작은 경우엔 안전율이 강우 종료 후 작아지는 경향을 볼 수 있고, k_s/i 가 큰 경우엔 안전율이 강우 초기에 작아짐을 알 수 있다. 하지만 그 변화의 폭이 상한의 함수특성곡선을 이용한 경우에 가장 두드

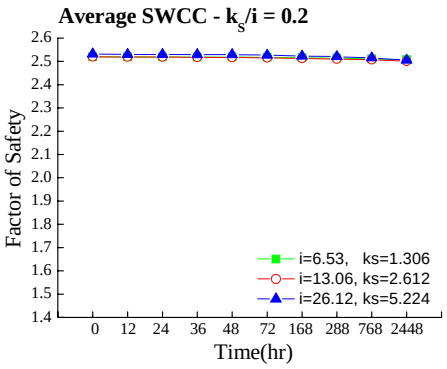
러지고, 그 외의 경우엔큰 변화가 없다. 따라서, 평균의 함수특성곡선과 하한의 함수특성곡선을 이용한 경우 안전율의 변화가 크지 않기 때문에 차후에 수행될 실시간 사면 계측분야에서는 큰 의미를 가질 수 없다.

안전율의 변화가 나타나기 시작하는 구간을 보면 표 3.3.4와 같다. 즉, 표에 나타난 k_s/i 값 이상이 되는 사면의 경우엔 특별히 주의가 필요하다.

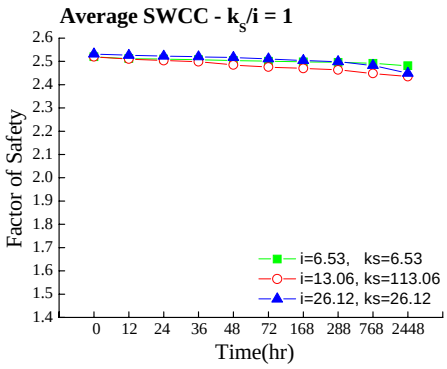
또한, 수치해석결과 가장 낮은 안전율을 보이는 때는 상한의 함수특성곡선을 이용할 경우로, 이때 포화 투수계수값이 강우강도와 같거나 두 배가 될 때이다. 그리고, 상한의 경우 k_s/i 가 0.5~5사이일 때 가장 한계상태를 보인다.

표 3.3.4 안전율이 감소하는 k_s/i 경계

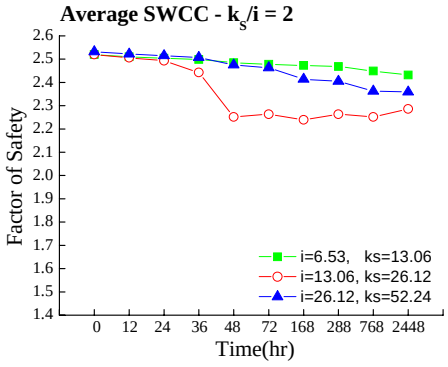
함수특성곡선	k_s/i
상한	0.5 이상
평균	10 이상
하한	20 이상



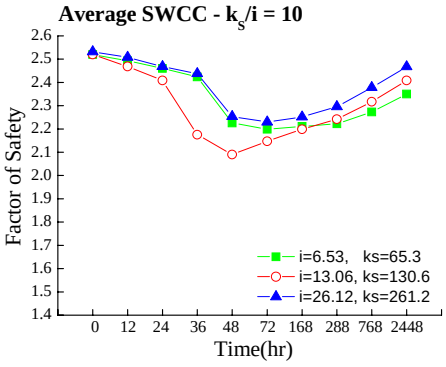
(a) k_s / i =0.2



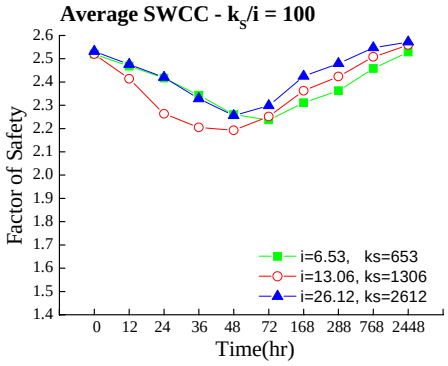
(b) k_s / i =1



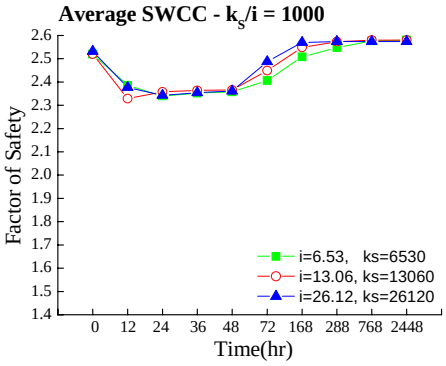
(c) k_s / i =2



(d) k_s / i =10

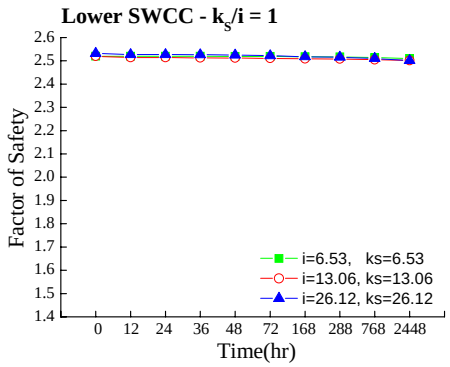


(e) k_s / i =100

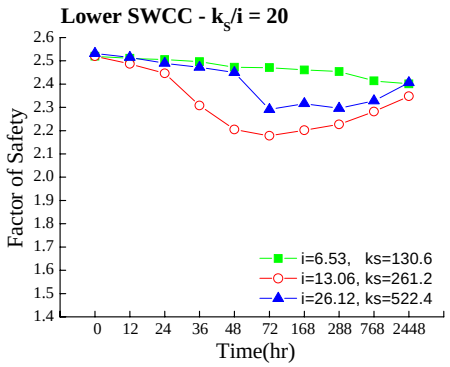


(f) k_s / i =1000

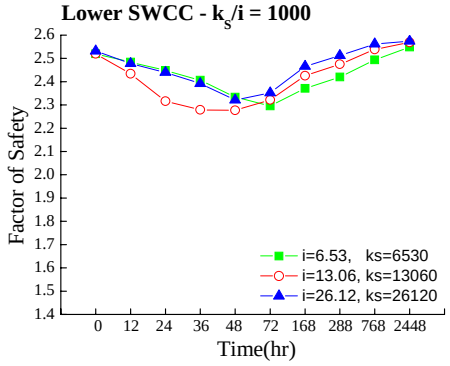
그림 3.3.31 평균의 함수특성곡선을 이용한 경우 k_s / i 에 따른 안전율 변화



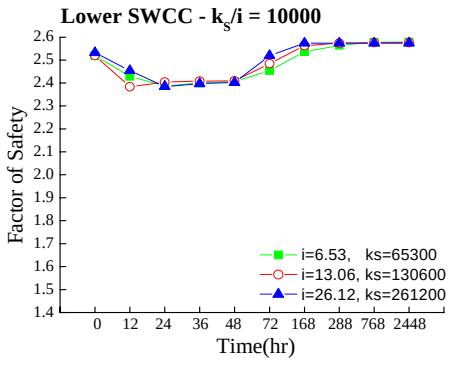
(a) k_s / i =1



(b) k_s / i =20



(c) k_s / i =1000



(d) k_s / i =10000

그림 3.3.32 하한의 함수특성곡선을 이용한 경우 k_s / i 에 따른 안전율 변화

나. 함수특성곡선 경계값에 따른 투수곡선의 변화

본 연구에서는 지하수위 위로 모관흡수력이 증가하다가 20 kPa로 일정하게 유지되는 조건을 사용하였다. 이 값은 현장 계측값을 토대로 결정된 값이며(이인모 등, 2002; 이승래 등, 2006) 초기 모관흡수력은 침투해석시 중요한 요소중의 하나다. 그림 3.3.33에 표시된 굵은 선이 20 kPa에 해당하는 모관흡수력을 나타낸다.

초기 모관흡수력의 영향은 침투 문제에 있어서 투수계수의 값으로 귀결된다. 그림 3.3.33에서 모관흡수력 20 kPa에 해당하는 부분을 보면, 상한과 평균은 약 100배 차이가 나고, 상한과 하한은 약 1,000배 차이, 평균과 하한은 약 10배 차이가 남을 알 수 있다. 즉 초기모관흡수력은 강우시작시의 투수계수의 값과 관련이 있다. 따라서 강우초기에 침투가 잘 일어나냐 잘 일어나지 않느냐는 이러한 투수계수의 차이에 의해 좌우된다. 그리고 상한과 하한의 경우 투수계수가 약 1,000배가 차이

나기 때문에 이때 침투된 강우의 차이는 굉장히 크고 이것이 안전율에 미치는 영향 또한 지대하다.

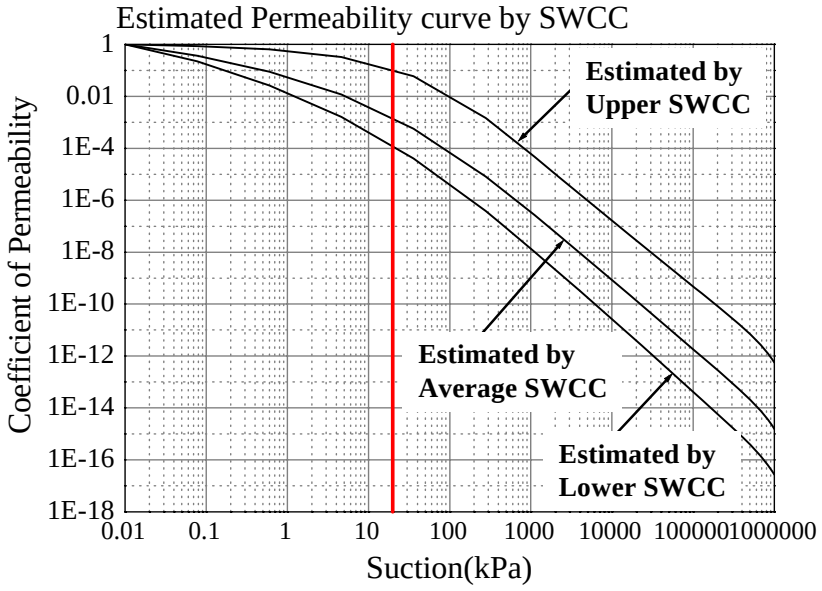


그림 3.3.33 함수특성곡선의 경계값으로 추정된 투수곡선

표면에서의 침투가 전체 안전율에 어떠한 영향을 주는지 알아보기 위해 다음과 같은 침투해석을 실시해 보았다. 모관흡수력이 20 kPa인 곳에서 상한과 하한의 투수계수 차이가 1,000배이므로, $k_{s,up} = 100\ k_{s,ave}$, $k_{s,up} = 1{,}000\ k_{s,low}$, $k_{s,ave} = 10\ k_{s,low}$ 인 경우에 대해 안전율을 비교해 보았다(그림 3.3.34). 이 경우 모관흡수력이 20 kPa보다 큰 경우에는 $k_{s,up} = 1{,}000\ k_{s,low}$ 의 관계가 비교적 잘 성립되어 유사한 경향을 보이지만, 모관흡수력이 20 kPa보다 작은 경우는 전혀 다른 침투양상을 보이게 된다. 강우가 지속되면 투수계수가 아무리 작다 하더라도 침투는 일어난다. 침투가 일어나면 모관흡수력(음의 간극수압)이 점차적으로 감소하기 때문에 투수곡선은 20 kPa부근에서 왼쪽(양의 간극수압 쪽)으로 이동하게 된다. 투수곡선이 왼쪽으로 이동하게 되면 이 때는 $k_{s,up} = 1{,}000\ k_{s,low}$ 의 관계가 성립하지 않고 전혀 다른 침투 양상을 보이게 된다.

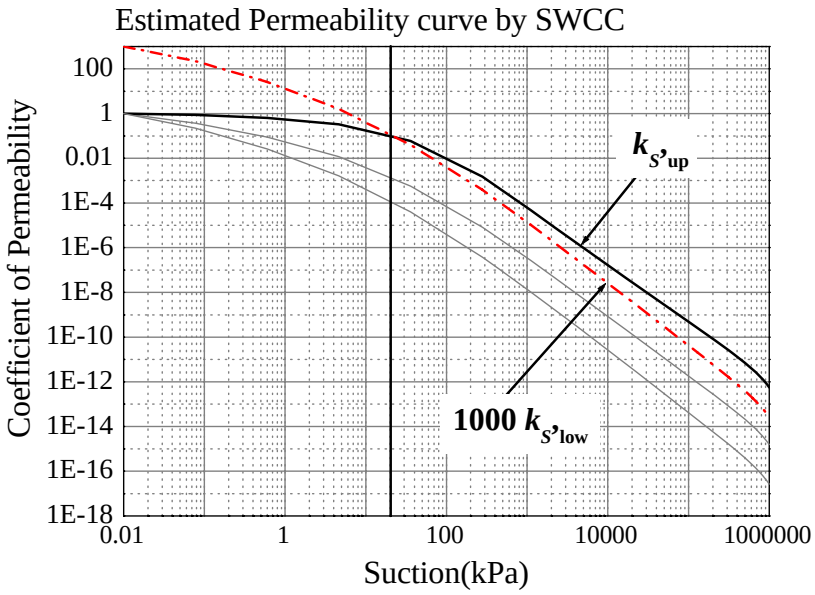


그림 3.3.34 $k_{s,up} = 1,000\ k_{s,low}$ 경우의 투수곡선

제 4 절 붕괴사면 사례해석

1. 경상북도 영덕지역

가. 사면 개요 및 포화토의 지반정수

본 연구에서는 경상북도에 위치한 절취사면의 풍화잔적토층을 대상으로 시료를 채취하여 수행한 것이다. 대상 절취사면은 상부로부터 풍화잔적토, 풍화암, 연암으로 이루어져 있으며, 연암층은 주로 적색 사암과 역암이 주를 이루고 있다. 따라서, 상부토층에 존재하고 있는 풍화잔적토와 풍화암은 하부의 퇴적암이 풍화되어 생성된 것으로 보여진다. 그림 2.4.1은 대상 절취사면의 횡단면도이다. 대상사면은 1 : 0.5의 구배로 설계되어 계획고가 약 35m 였지만 25m 정도를 절개하였을 때, 상부의 풍화잔적토와 풍화암층을 중심으로 강우로 인한 수차례의 사면활동이 발생하였다. 그리고 후사면에서는 약 5~10m 정도의 인장균열이 발생하였다. 기본적인 물성시험 결과를 표 2.4.1에 나타내었다.

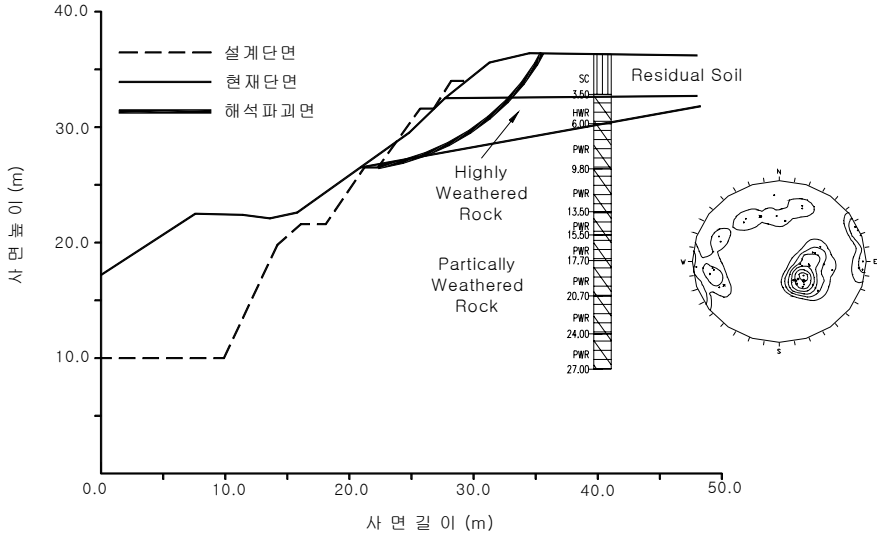


그림 2.4.1 대상 절취사면의 횡단면도

표 2.4.1 풍화잔적토의 기본물성

비 중 (G_s)	2.69
통일분류법 (USCS)	SC
액성한계 (LL, %)	26.6
소성한계 (PL, %)	16.1

대상 절취사면의 풍화잔적토는 통일분류법(USCS)에 근거하여 점토질 모래인 SC로 분류되었다. 입도분포곡선은 그림 2.4.2에서 제시한 바와 같다.

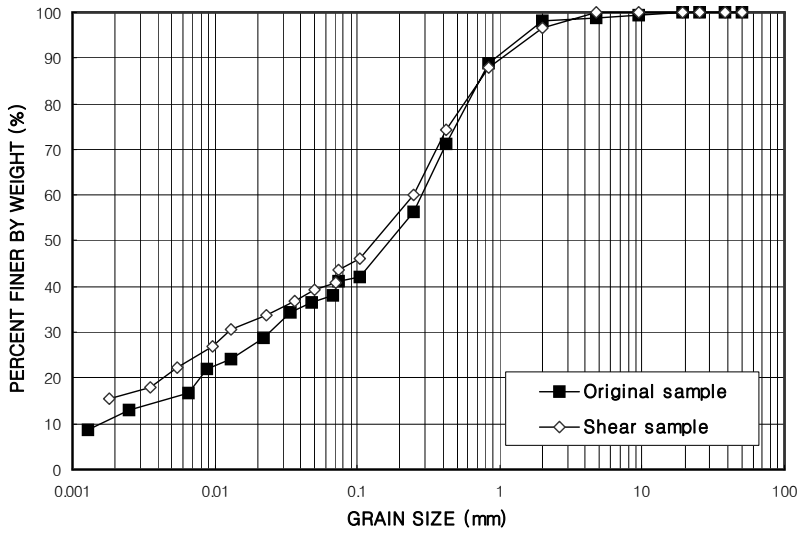


그림 2.4.2 풍화잔적토의 입도분포곡선

본 연구에서는 현장에서 직접전단상자로 풍화잔적토의 불교란 시료를 채취할 수 있는 슈 장착 직접전단상자를 이용하였다(오세붕 등 1999). 그림 2.4.3에서 보여지는 바와 같이 전단상자는 상·하부에 캡(cap)을 연결한 후 최하부 선단에 슈(shoe)를 장착시켜 지중에 관입시킬 수 있도록 설계되었다. 슈 장착 직접전단상자로 채취되는 불교란 시료의 크기는 60× 60× 24mm로 통상적인 직접전단시험용 시료와 동일하며, 기존의 직접전단시험기를 이용하여 시험을 수행할 수 있도록 되어있다. 현장에서 직접 시료를 전단상자로 채취하므로 시료의 채취, 운반, 성형 과정에서 발

생하는 교란요인을 대폭 감소시킬 수 있었다. 실험실로 운반된 시료는 그림 2.4.3의 전단상자 부분을 트리밍하고, 따로 제작된 전단프레임을 결합시킨 후 직접전단시험기 내에 장착한다.

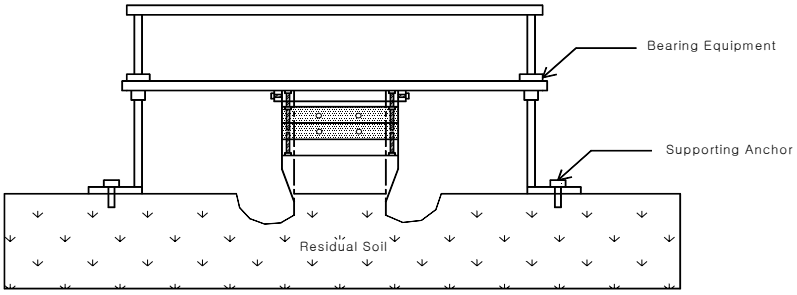
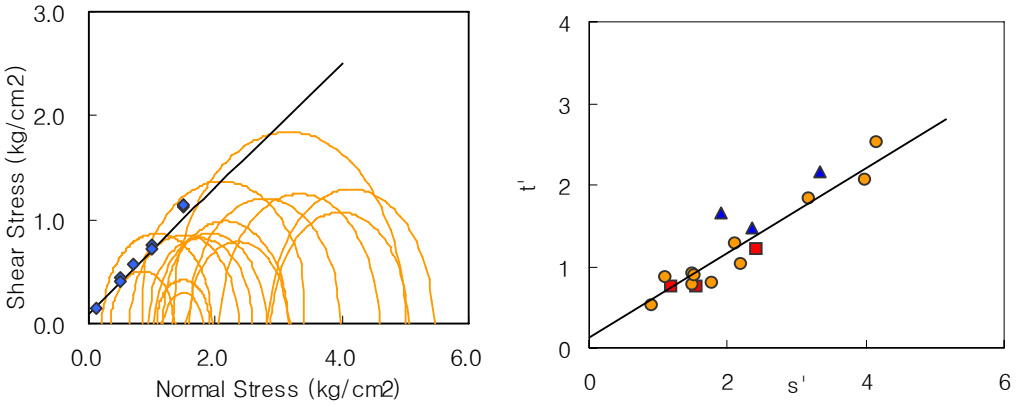


그림 2.4.3 슈 장착 직접전단상자를 이용한 불교란 시료 채취법

직접전단시험용 불교란 시료를 채취한 동일한 장소에서 3중관 시료채취기(TRS)와 이승래 등(1997)에 의하여 개발된 삼축압축시험용 불교란 시료채취기(UTX)로 불교란 시료를 채취하여 삼축압축시험을 실시하였다. 직접전단시험과 삼축압축시험의 결과를 비교·분석하기 위하여 그림 2.4.4에서 s′-t′ 관계상에 직접전단시험의 결과치를 나타내었으며 여기서 $s' = (\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$, $t' = (\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$이다.



(a) 직접전단시험 (b) 삼축압축시험

그림 2.4.4 직접전단시험 및 삼축압축시험 결과 비교

그림 2.4.4에서 보여지는 바와 같이 삼축압축시험 결과 나타난 풍화잔적토층의 전단강도는 동일한 시추공에서 채취하였음에도 불구하고 채취한 시료의 초기상태에 따라 자료의 분산이 심하게 일어나고 있다. 이러한 시험결과는 잔적토층의 시료가 채취 및 성형과정에서 교란이 발생하거나 채취지점에 따라 균질하지 못하여 나타난 것으로 여겨지며, 대상 지층의 전단강도는 하나의 값이라기 보다는 주어진 범위내에서 규정될 수 있는 양으로 나타나고 있음을 알 수 있다. 불교란 시료의 포화시 강도정수를 표 2.4.2에 정리하였다.

표 2.4.2 포화시료의 강도정수

구 분	점착력 (c, kg/cm^2)	내부마찰각 (ϕ, °)
직접전단시험	0.1	35.2
삼축시험(UTX)	0.23	24
삼축시험(TRS)	0.05	33.4
대표값	0.05	31.0

상부의 풍화잔적토층과 풍화암층을 중심으로 원호활동 파괴가 발생하여 대상 절취사면에 대한 한계평형해석을 실시하였다. 풍화잔적토층과 풍화암층의 현장 단위중량은 각각 1.73t/m^3, 1.90t/m^{3}이고, 전단강도는 동일하다고 가정하였다. 붕괴사면의 안전율(Fs)이 1.0일 때의 강도정수를 역해석하여 그림 2.4.5에 나타내었다. 풍화잔적토 사면의 수압조건은 구하기가 어려워 간극수압비(r_u)가 각각 0.2, 0.3인 경우에 대하여 마찰각에 상응하는 점착력을 구할 수 있었다. 이러한 안전율 곡선을 경계로 상부영역은 안정상태를 나타내며, 하부영역은 불안정한 상태를 의미한다. 대상사면이 붕괴시 이론적 안전율 1.0을 나타낸다고 고려하면, 강도정수는 대략적으로 그림 2.4.5에 나타낸 타원부 내에 포함될 것이다. 대상사면에서 구한 전단강도 정수들을 그래프에 함께 나타낸 결과, 표 2.4.2의 대표값을 선정하였다.

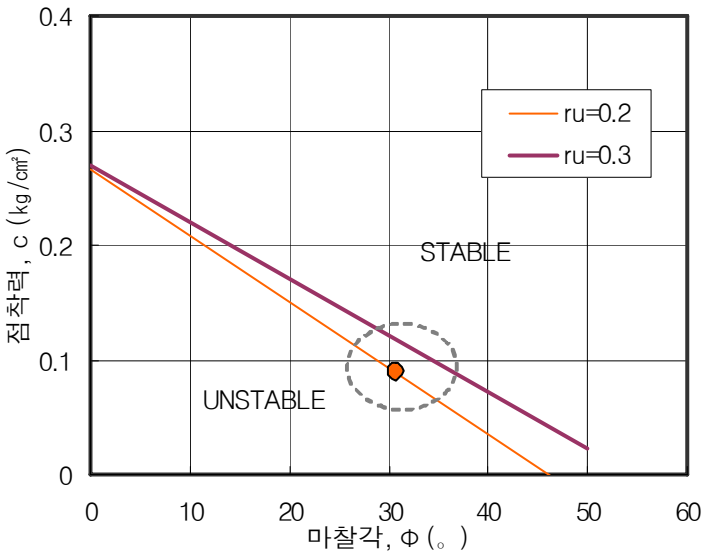
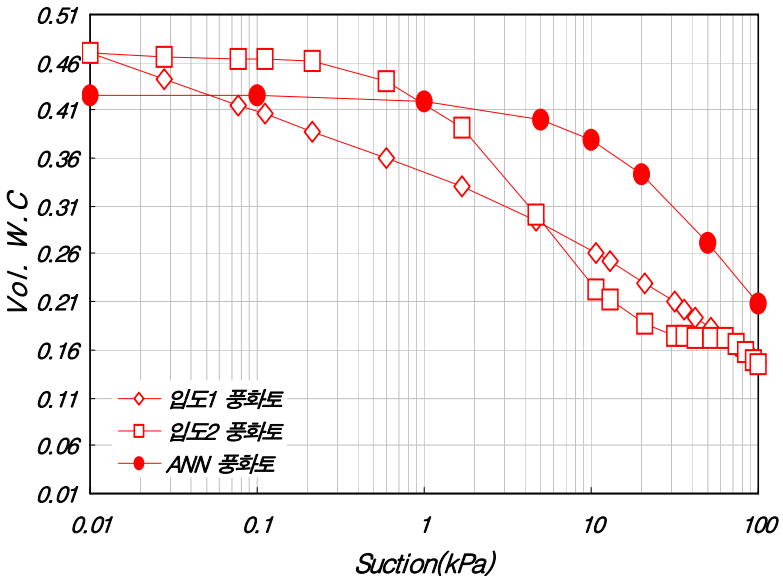


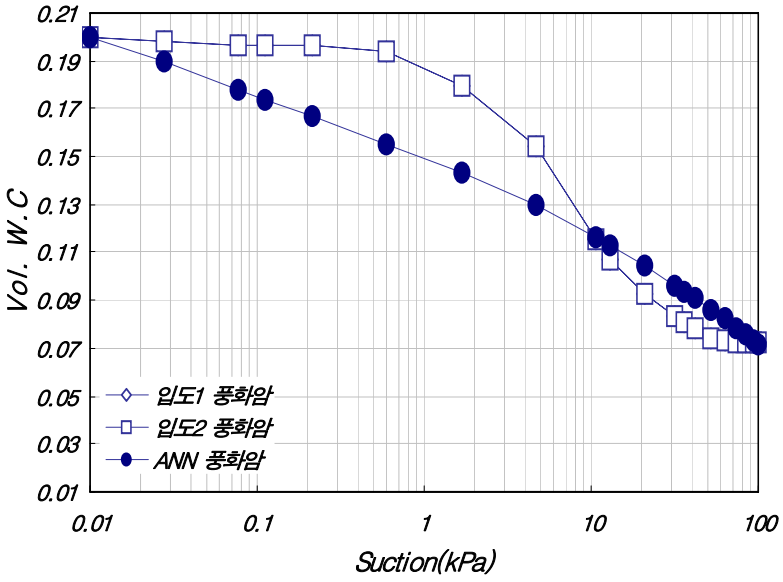
그림 2.4.5 안전율이 1.0 일 때 마찰각에 따른 점착력

나. 불포화토의 지반정수

불포화사면의 침투 해석을 수행하기 위해서는 몇 가지 기본적 물리적 성질의 값을 필요로 한다. 그것은 각각의 토층에 대한 함수특성곡선과 투수계수, 그리고 사면에 내려지는 강우에 관한 자료이다. 이번 연구에서는 함수특성곡선이나 투수계수를 실험을 통해 구할 수 없었던 관계로 SEEP/W에서 지원하는 기능의 하나인 흙의 입도분포곡선에서 간극의 분포를 이용하여 함수특성곡선을 유추한 것과 인공신경망(ANN)을 통해 얻은 곡선을 비교하였고, 함수특성곡선과 투수함수와의 관계로 투수계수 함수를 유추하였다. 이 결과를 이용하여 기본적인 지반의 물리적 성질을 사면에 적용하였다. 아래의 그림은 지반에 적용한 체적함수비와 투수계수를 나타낸 것이다.

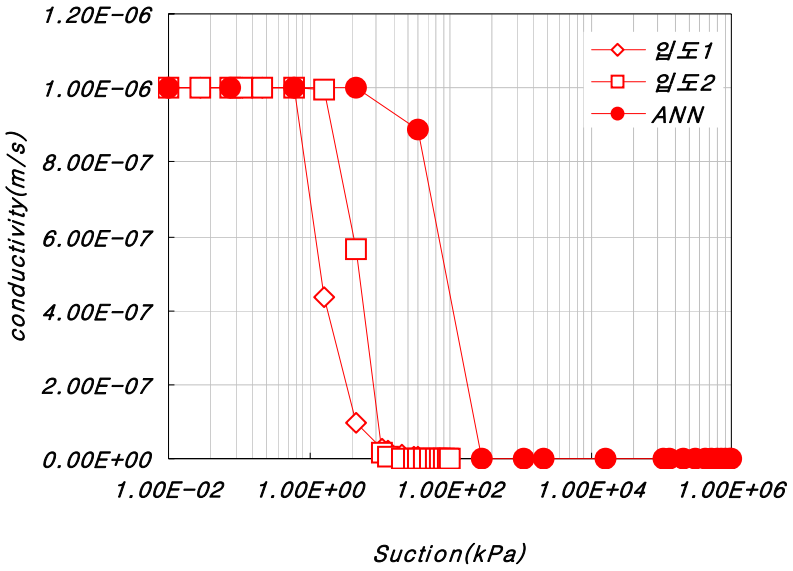


a) 풍화잔적토층의 체적함수비

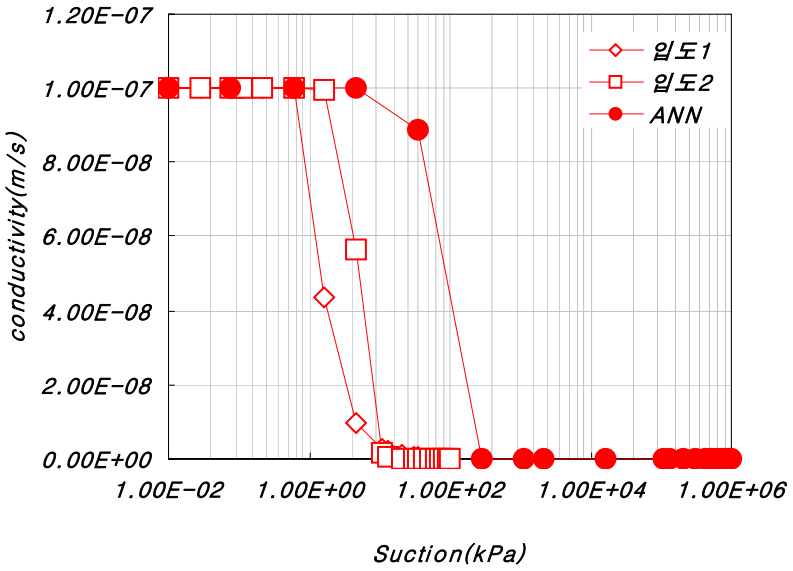


b) 풍화암층의 체적함수비 곡선

그림 2.4.6 층별 체적함수비 곡선



(a) 포화투수계수 1.0E-7



(b) 포화투수계수 1.0E-6

그림 2.4.7 불포화토의 지반정수

다음 그림은 대상사면에 적용한 강우분포를 나타냈다.

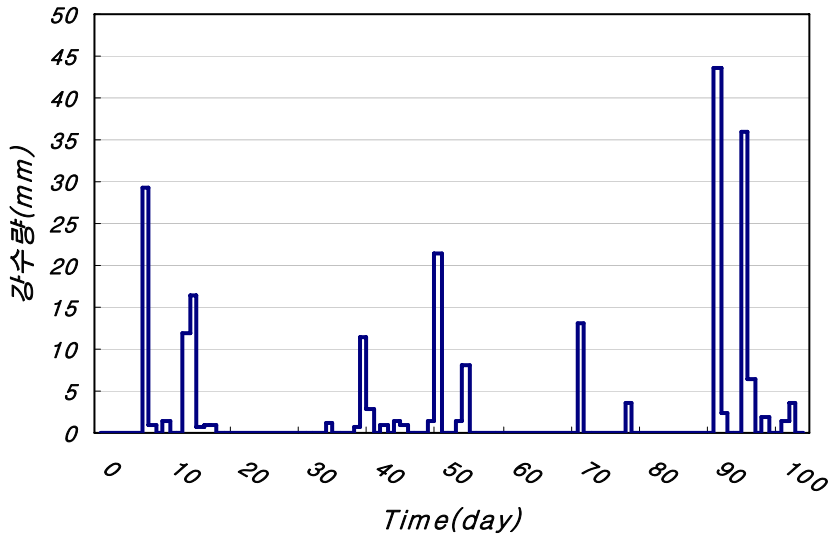
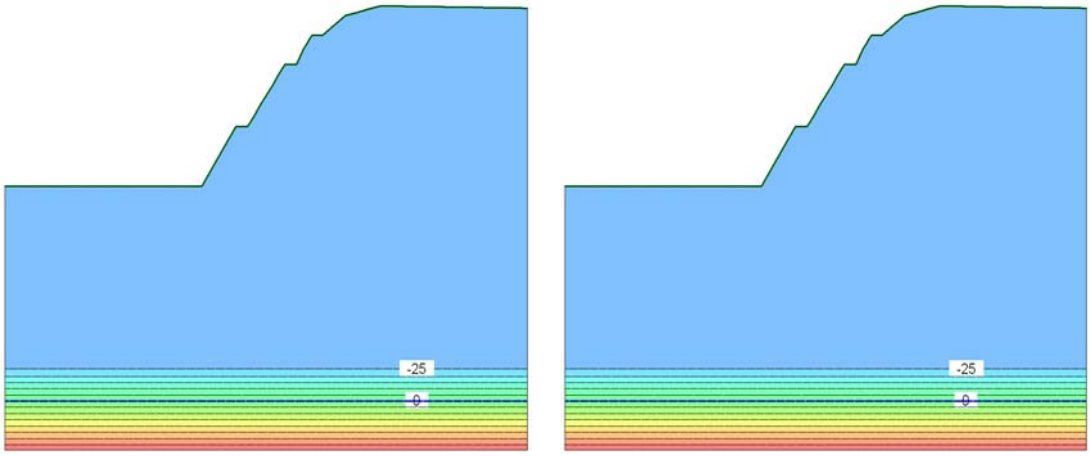


그림 2.4.8 대상사면에 적용한 강우량 곡선

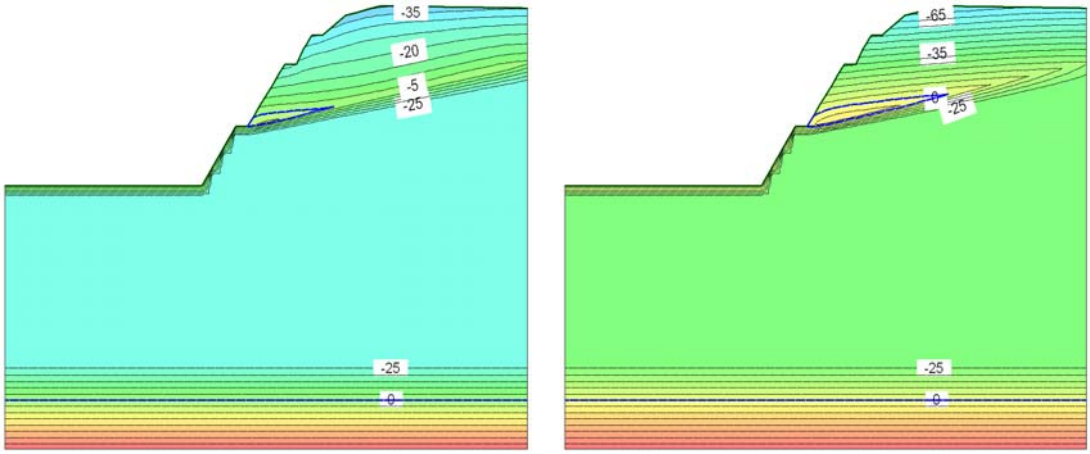
다. 침투 해석 및 결과

97일 동안 강우가 내린 대상지반에 대해 강우기간 동안과 강우 종료 후 7일 동안, 즉 104일간에 대해 부정류 해석을 실시하였다. 침투 해석의 결과는 시간에 따른 모관흡수력의 변화 및 전수두의 변화로 나타내었다. 아래 그림은 시간에 따른 사면 전체의 모관흡수력 변화를 나타내었다. 상부로부터 모관흡수력의 감소가 나타나기 시작하고 강우의 지속시간이 길어진다면, 사면의 상부 쪽은 음의 간극수압에서 0에 가까운 간극수압으로 변화할 것이라고 판단된다. 실제 해석결과 강우시간이 지속될수록 모관흡수력이 감소하는 경향을 나타내었고 층경계부를 따라 대수층이 형성되는 모습을 볼 수 있었다. 모관흡수력의 변화는 포화투수계수에 따라 다르게 나타났는데 포화투수계수가 1.0e-7 m/s 일 경우 1.0e-6 m/s 일 경우보다 모관흡수력이 감소하는 경향이 더 크게 나타났다.



k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

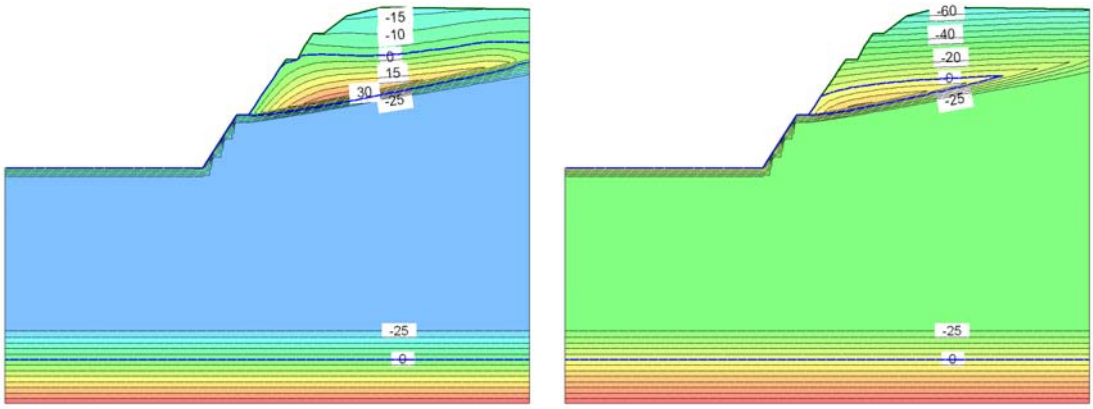
(a) 초기상태의 모관흡수력의 분포



k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

(b) 31일 경과후의 모관흡수력의 분포

그림 3.4.9 모관흡수력의 분포 (계속)

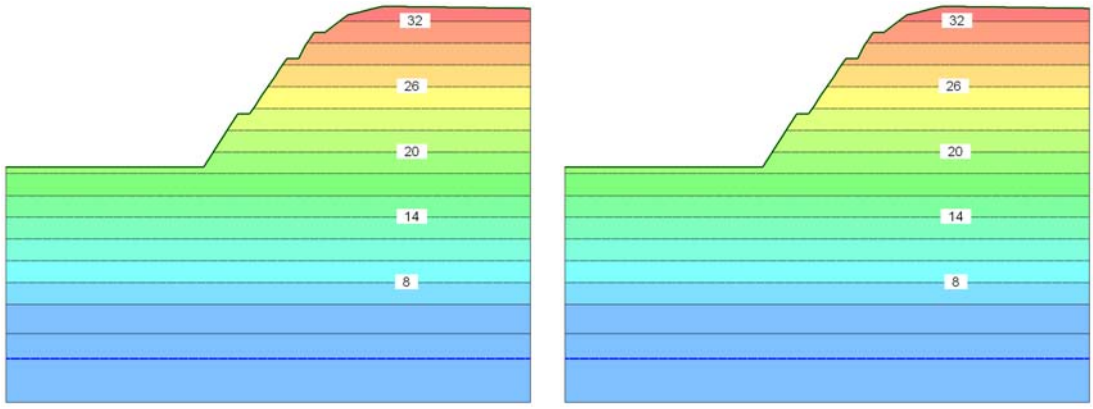


k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

(e) 104일 경과후의 모관흡수력의 분포

그림 3.4.9 모관흡수력의 분포

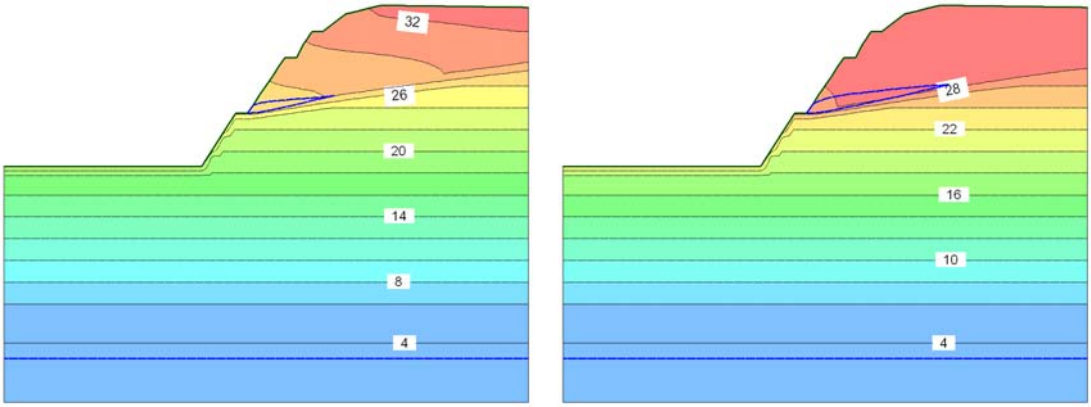
일반적으로 흙에서의 전수두는 속도수두를 무시한, 위치수두와 압력수두의 합으로 나타낸다. 해석결과 전수두의 변화는 강우가 지속될수록 증가하는 경향을 나타냈는데 이는 모관흡수력의 감소가 곧 간극수압의 증가로 나타남을 의미한다. 층경계부에 형성된 대수층에 의해 전수두가 변화하는 모습을 보였고 포화투수계수가 1.0e-7 m/s 경우 전수두 변화가 크게 나타났다.



k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

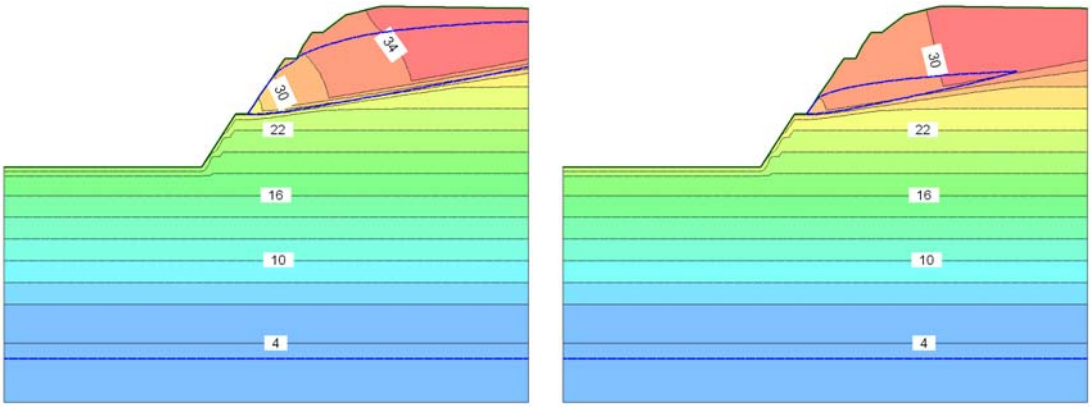
(a) 초기상태의 전수두 분포

그림 3.4.10 전수두의 분포 (계속)



k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

(b) 31일 경과후의 전수두 분포



k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

(e) 104일 경과후의 전수두 분포

그림 3.4.10 전수두의 분포

라. 불포화 사면의 안정성 해석

본 절에서는 앞서 SEEP/W로 해석한 침투결과를 바탕으로 하여 SLOPE/W를 이용하여 사면의 안정성 해석을 실시하였다. 강우가 내리는 동안과 강우 종료 후의 상태에 대해 사면의 안정성을 한계평형해석법을 적용하여 해석하였다. 그 결과를 안전율의 변화 형태로 비교해 보았다. 대상지반은 아래의 그림 3.4.11과 같이 상·하부 풍화토층과 풍화암의 3층으로 이루어져있다. 일반적인 경우에 사면의 안정성 해

석은 완전 포화상태에서 수행하나, 본 절에서는 지하수위의 상부는 불포화층이 존재하고 지하수위의 하부는 포화상태인 사면에 대해 안정성 해석을 수행하였다. 각 층에 입력된 지반의 물리적 성질은 표 3.4.3에 나타내었고, 모관흡수력을 측정할 수 있는 실험장비가 없음으로 인해 모관흡수력에 의해 나타나는 지반정수 ϕ^b는 모든 토층에서 동일하게 보고 15°로 가정하여 입력하였다.

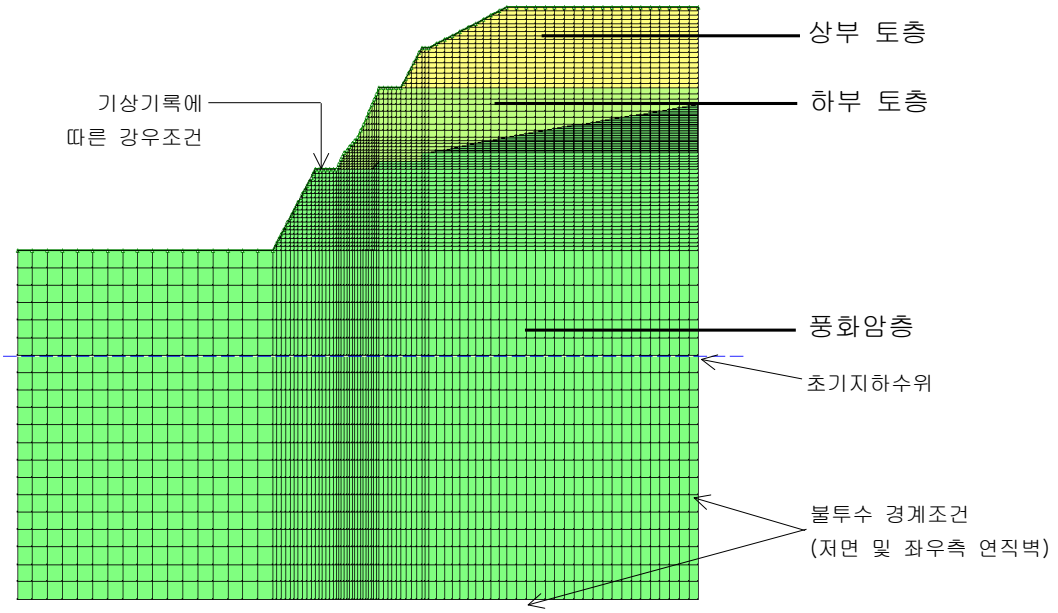


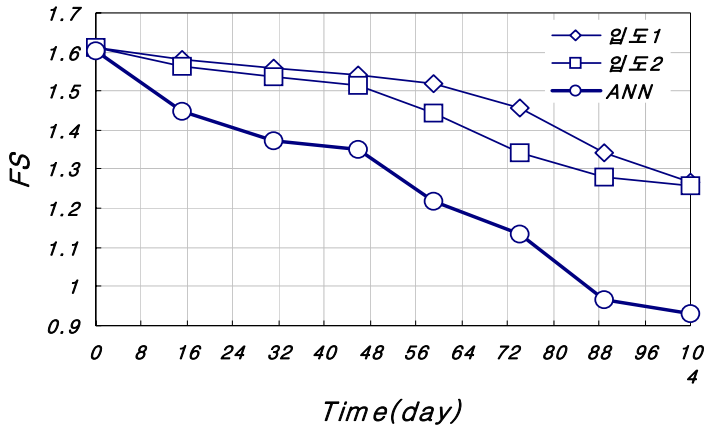
그림 3.4.11 대상지반 모델 및 토층 구분

표 3.4..3 지반에 입력된 물리적 성질

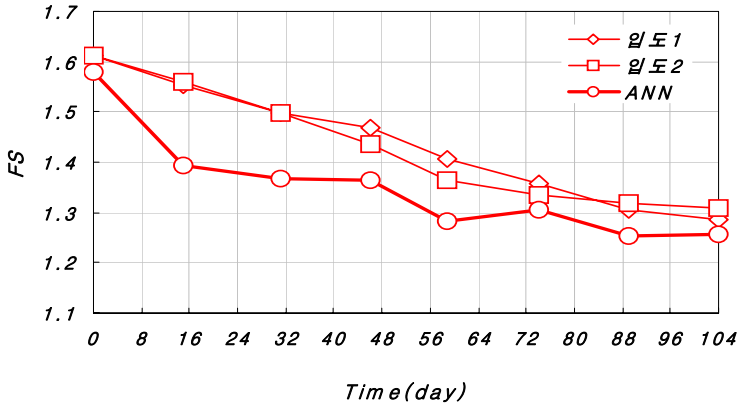
	γ_d (kN/m^3)	ϕ $(^\circ)$	c (kN/m^2)	ϕ^b $(^\circ)$
상부풍화토	17	31	10	15
하부풍화토	19	31	10	15
풍화암	26.5	35	43	15

사면의 안정성 해석은 강우가 내린 97일 동안과 강우가 종료된 후 7일 동안에 대해 실시하였다. 시간에 따른 모관흡수력의 감소로 인해 전수두가 증가하여 상·

하부 토사층 전반으로 원호활동 파괴가 일어났다. 입도분포곡선을 이용하여 함수특성곡선을 추정한 경우 안전율의 감소는 나타났지만 최종 안전율이 약 1.3으로 안정하게 평가되었다. 그러나 실제 대상 사면은 강우에 의해 붕괴가 일어났으므로 실제 거동과는 다른 결과가 나타났다. 그러나 입도분포곡선을 이용하여 인공신경망(ANN)을 통해 함수특성곡선을 얻는 경우 이론적인 추정방법에 비해 안전율 감소가 크게 일어났지만 포화투수계수가 1.0e-6 m/s 인 경우 이론적인 추정방법과 안전율 변화가 비슷하게 일어났고 포화투수계수가 1.0e-7 m/s 인 경우 이론적인 추정방법과는 달리 시간에 따른 안전율 변화가 지속적으로 나타났고 최종 안전율이 약 0.9 정도로 불안정한 결과가 나타났다.

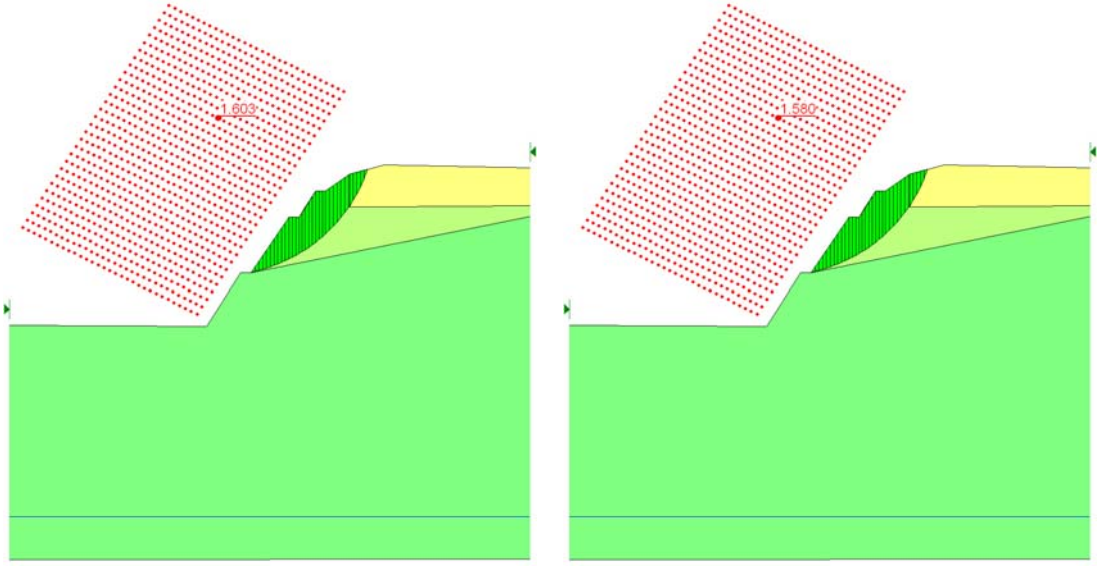


a) k=1.0e-7 m/s



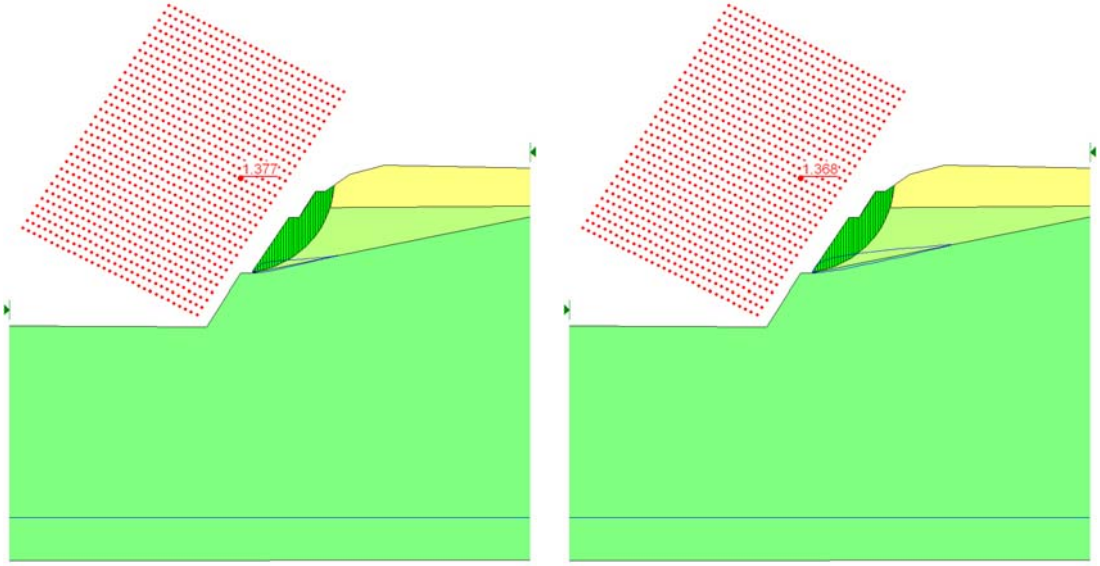
b) k=1.0e-6 m/s

그림 3.4.12 시간에 따른 안전율의 변화



k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

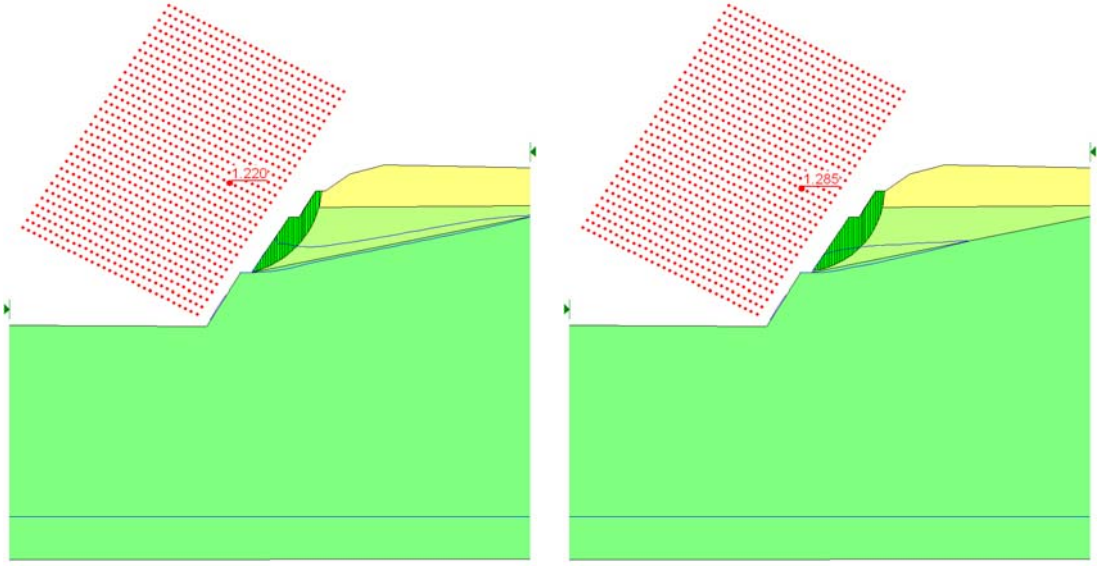
(a) 1일 경과후의 사면의 파괴형상



k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

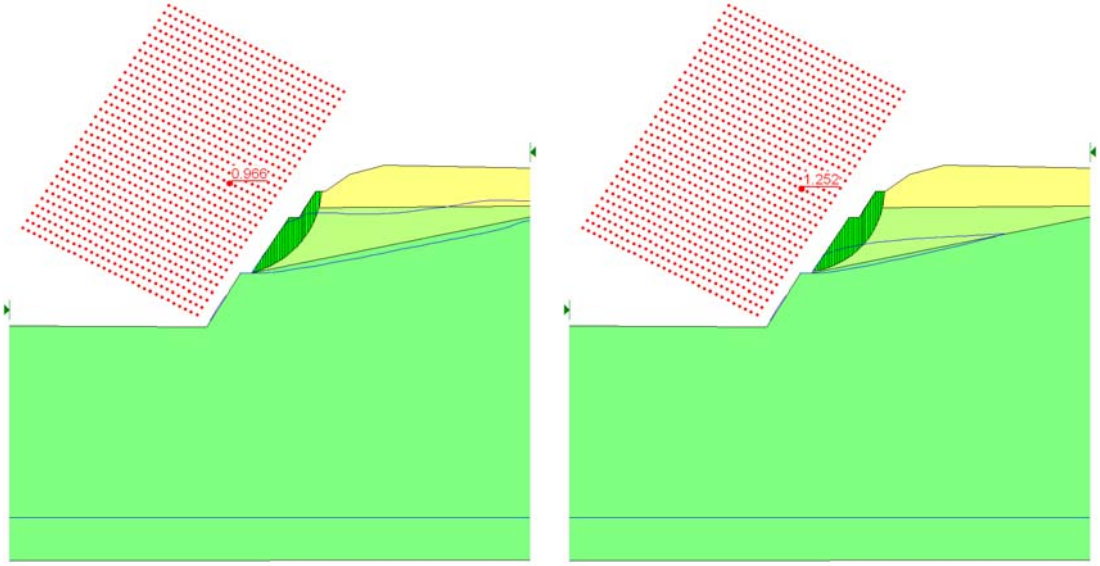
(b) 31일 경과후의 사면의 파괴형상

그림 3.4.13 104일 경과후의 사면의 파괴형상 (계속)



k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

(c) 59일 경과후의 사면의 파괴형상



k=1.0e-7 m/s　　k=1.0e-6 m/s

(d) 90일 경과후의 사면의 파괴형상

그림 3.4.13 104일 경과후의 사면의 파괴형상 (계속)

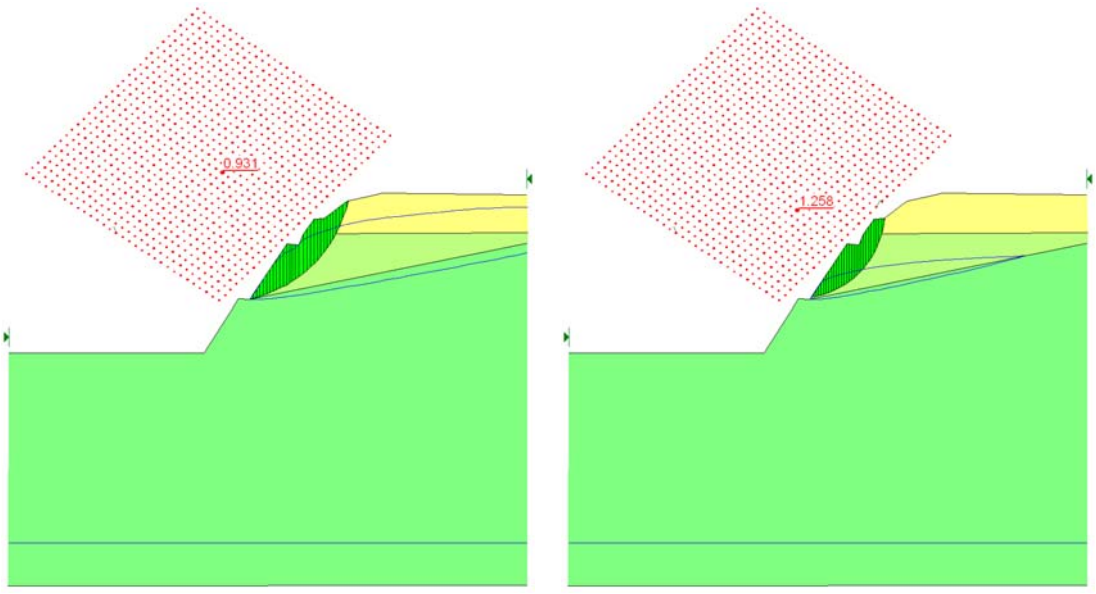


그림 3.4.13 104일 경과후의 사면의 파괴형상

이러한 사례연구를 통하여 사면의 붕괴를 해석적으로 재현하는 것이 가능할 것으로 판단되었다. 하지만 초기 지하수 조건과 불포화 토질정수에 대한 모호함을 포함하는 해이므로 물성의 획득과정은 개선할 필요가 있다.

2. 경상남도 진주지역

가. 사면 개요 및 불교란시료 채취

본 연구에서 사용된 시료는 경상남도에 위치한 절취사면의 풍화잔적토층을 대상으로 하였다. 대상 절취사면은 상부로부터 풍화잔적토, 퇴적암으로 이루어져 있으며, 하부 퇴적암층은 오랜 지질기간 동안 여러 번의 지각변동과 다양한 응력장을 거치면서 비교적 오랜 기간 지표에 노출된 퇴적암반으로서 풍화작용의 영향으로 완만한 노년기 지형을 형성하게 되었다. 대상사면은 1 : 0.7의 구배로 설계되었지만 공사도중 상부토사층이 암반층을 경계로 원호 및 평면 복합활동 양상으로 사면의 붕괴가 발생하였다. 파괴부의 길이는 40m 정도이며 파괴부의 높이는 약 5m 이상이다. 그리고 2006년 6월 상부토사층의 2차크랙이 발생하였다. 파괴부의 길이는 40m 정도이다. 그림 3.4.14와 3.4.15에 대상사면의 전경과 사면 상부에 발생한 균열

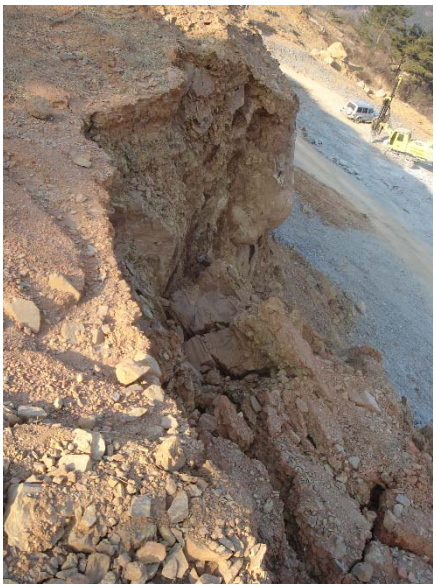
을 나타내었다. 기본적인 물성시험 결과를 표 3.4.4에 나타내었다.

표 3.4.4 대상 절취사면의 물리적 성질

비 중 (G_s)	2.62
통일분류법 (USCS)	SC
액성한계 (LL, %)	35.5
소성한계 (PL, %)	20.2



그림 3.4.15 대상사면











상부토사층 2차 붕괴(2006년 6월)

그림 3.4.16 사면 붕괴 현황

대상 절취사면의 풍화잔적토는 통일분류법(USCS)상으로 점토질 모래인 SC로 분류되었다. 입도분포곡선은 그림 3.4.16에서 제시한 바와 같다.

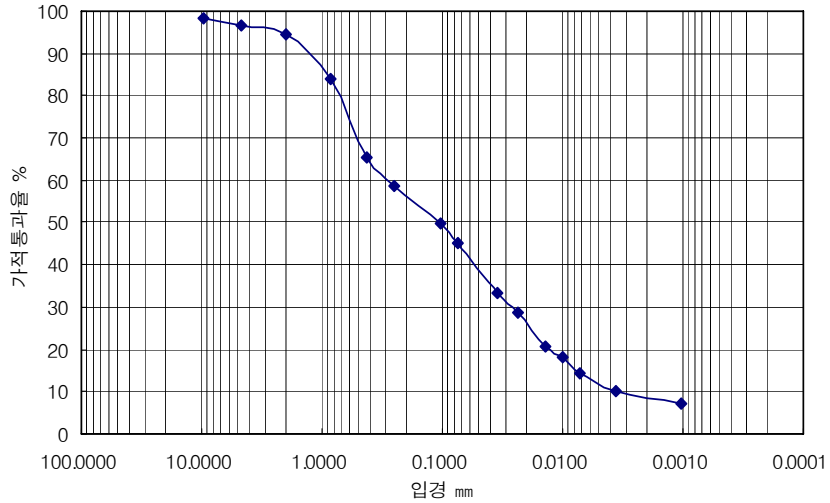


그림 3.4.16 입도분포곡선

본 연구에서는 현장에서 풍화잔적토의 불교란 시료를 채취하여 삼축압축시험을 실시하였다. 불교란 시료를 채취한 방법은 아래 그림과 같이 생긴 철판을 평평한 지반위에 놓고 철판에 뚫려 있는 구멍에 못을 박아 철판과 채취하고자 하는 지반을 고정시켜 그 주위를 파내어 하나의 블록 시료로 채취하는 것이다. 채취한 시료는 별도로 제작된 시료 박스를 이용하여 운반해 교란정도를 최소화하였다.



그림 3.4.17 불교란 시료 채취 모습과 블록시료

나. 지반정수

현장에서 채취한 시료를 이용하여 포화시료의 삼축압축시험을 통해 강도정수를 구하였다. 구해진 강도정수는 아래의 표와 같다. 대상 사면의 풍화잔적토층과 퇴적암층의 현장 단위 중량은 각각 $1.72t/m^3$, $2.3t/m^3$이다.

표 3.4.5 포화시료의 강도정수

	$c(kPa)$	$\phi(^\circ)$	$\phi^b(^\circ)$	$\gamma_t(kPa)$
토층	2.05	33	28	17.2
암층	35	30	28	23.0





그림 3.4.18 불포화 삼축시험과 압력판 추출시험

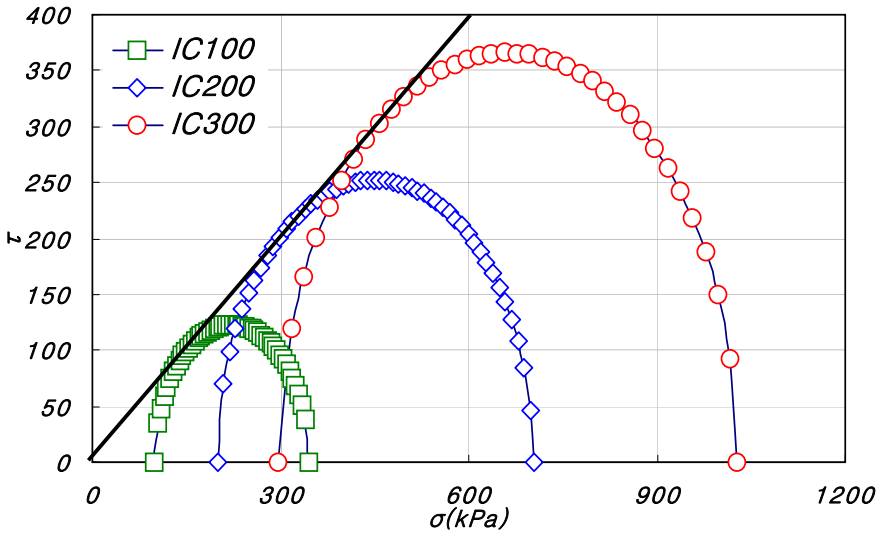


그림 3.4.19 포화토의 삼축압축시험

불포화 강도정수인 ϕ^b를 구하기 위해 불포화 삼축압축시험을 실시하였다. 기존의 포화삼축압축시험 장비의 하부에 세라믹 디스크가 부착된 캡을 이용하여 모관흡수력을 조절하였다. 시험결과는 아래와 같고 불포화 강도정수인 ϕ^b는 약 28°로 나타났다.

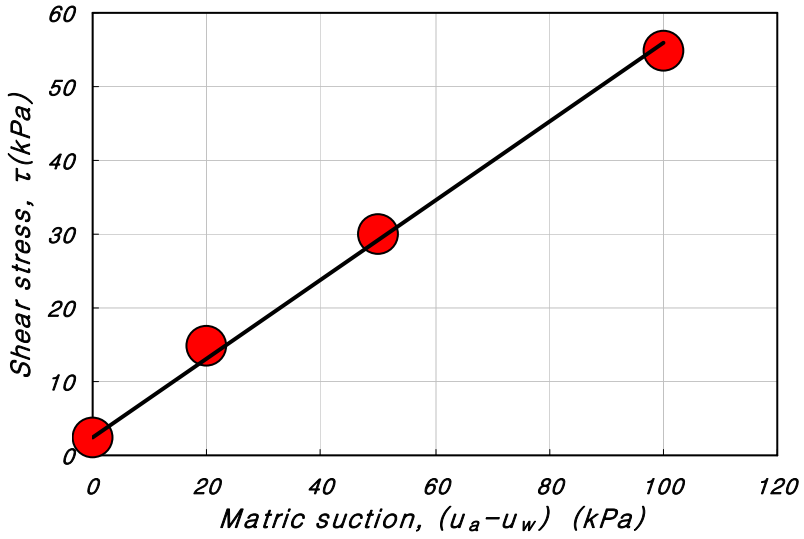
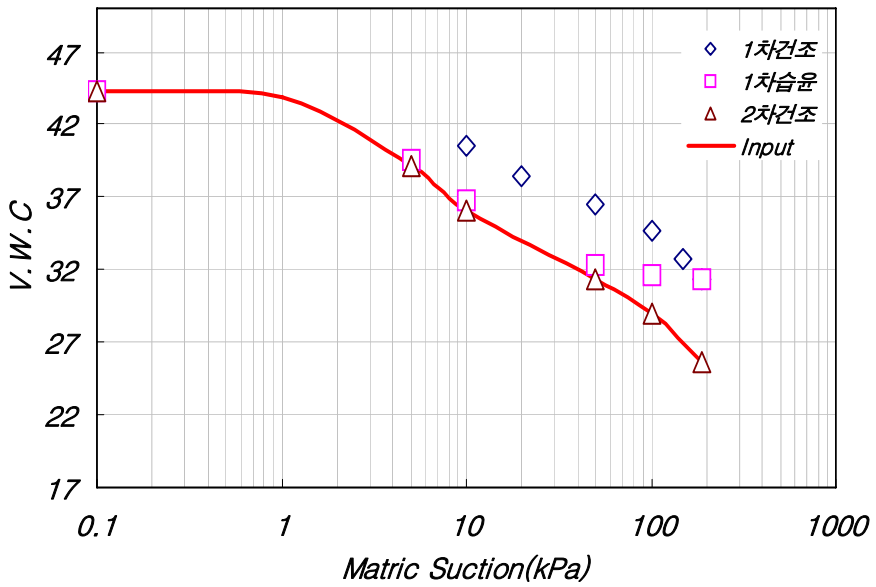


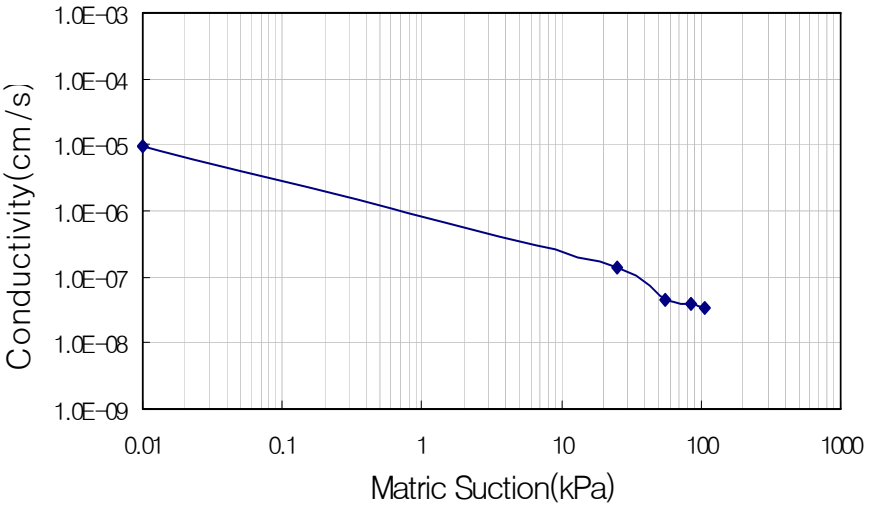
그림3.4.20 모관흡수력에 따른 전단강도의 변화

불포화 지반의 함수특성곡선을 얻기 위해 압력판 추출시험을 실시하였다. 그림

3.4.21은 함수특성 시험 결과에 대한 그래프이며 표 3.4.6은 포화 시료의 함수특성 치이다.



(a) 모관흡수력 변화에 따른 체적함수비의 변화



(b) 불포화 투수계수

그림 3.4.21 불포화 지반의 함수특성

표 3.4..6 대상 지반의 함수특성

	포화투수계수(m/s)	포화체적함수비
풍화잔적토층	9.83e-8	0.4423
퇴적암층	9.83e-9	0.4423

다. 침투해석 결과

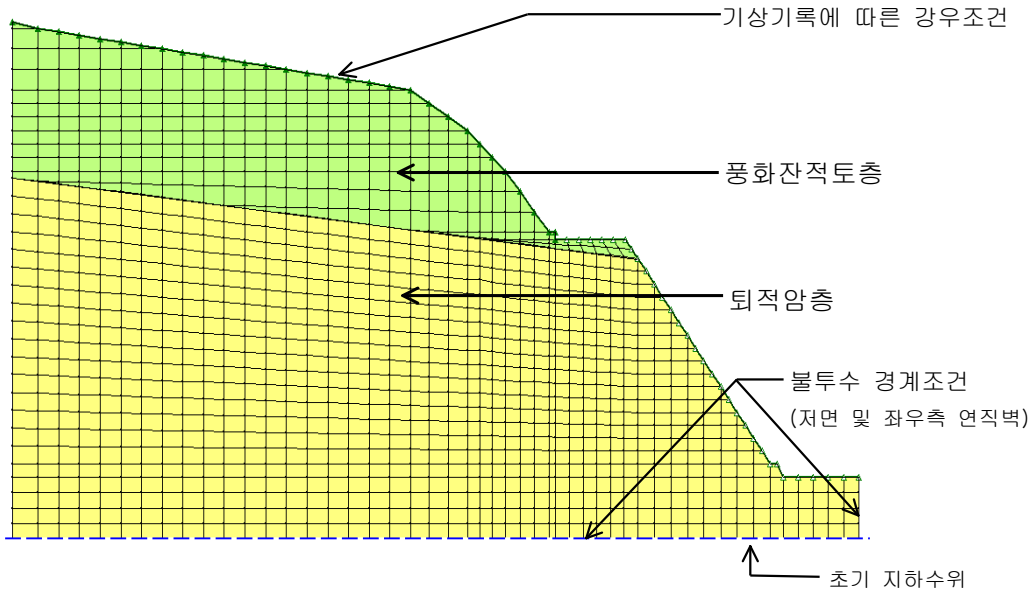


그림 3.4.22 침투해석을 위한 요소망

각 층의 지반 특성치는 시험 결과를 그대로 사용하였으며 실제 강우량을 이용하여 침투해석을 실시하였다. 침투해석에 사용된 지반 특성치는 시험을 통해 얻은 체적함수비 곡선과 불포화 투수계수 곡선을 사용했으며 포화투수계수는 9.83E-6 cm/s이다. 퇴적암층의 투수계수는 풍화잔적토층보다 10배 작은 값을 적용해 해석하였다. 경계조건은 5개월 동안 강우를 평균강우량 조건으로 해석하였고 그 결과를 이용해 사면 붕괴가 일어난 1달간의 해석을 실시하였다. 1달 동안의 강우량은 시간에 따른 강우량 변화를 주어 사면에 사용하여 적용하였다. 사면 저면과 좌우측 연직벽은 불투수 조건을 적용하였다. 침투해석 결과는 모관흡수력의 분포로 나타내었다. 아래의 그림은 해석에 사용된 강우량이다.

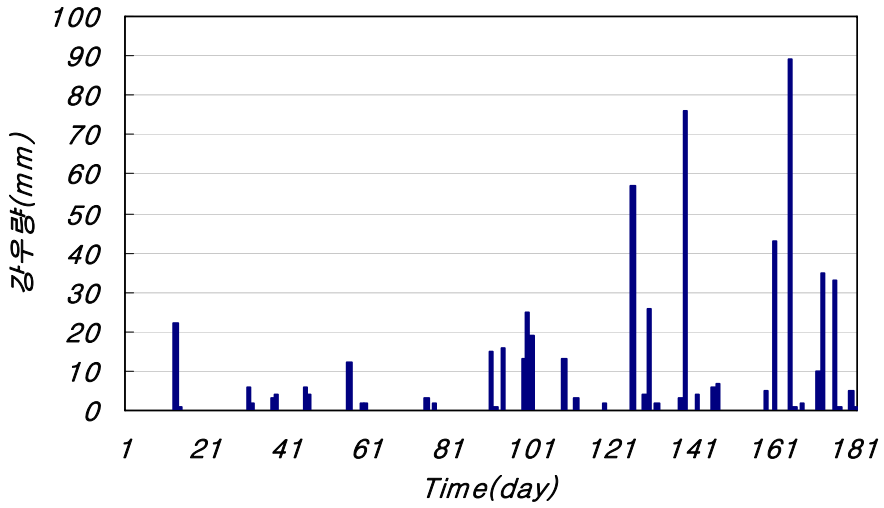
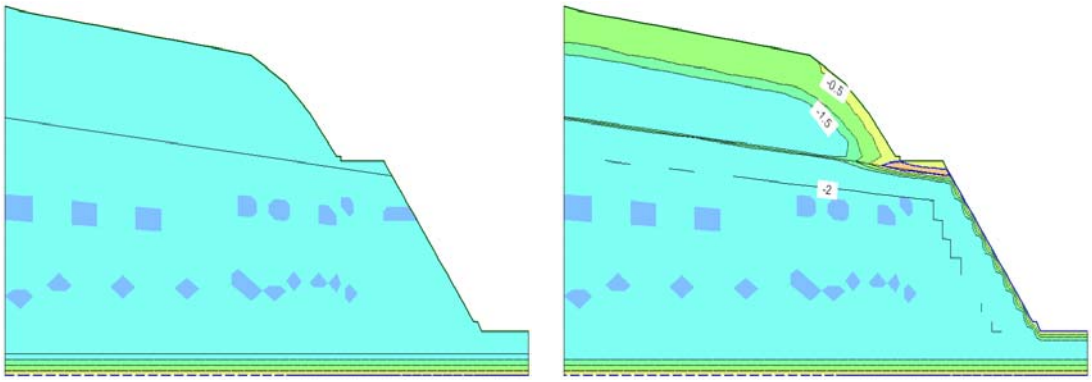


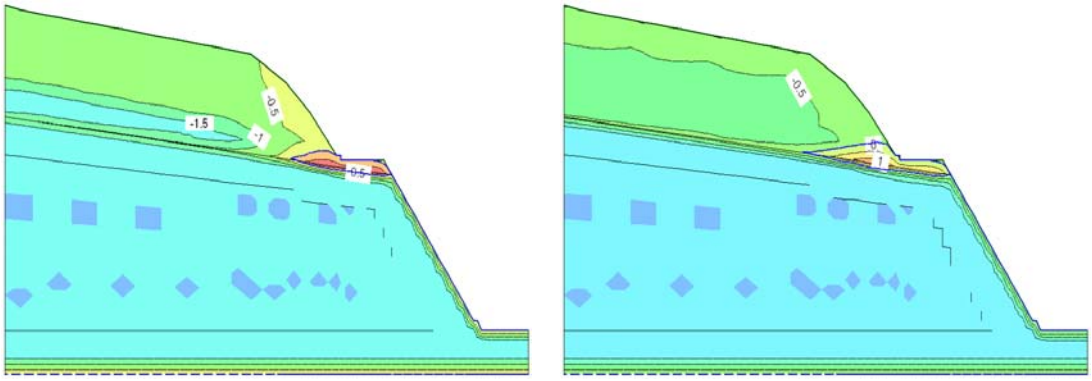
그림 3.4.23 대상지역의 강우량

강우 시작 후 59일 이후부터 층의 경계에서 대수층이 발생하였다. 지속적인 강우가 내리지 못하여 눈에 띄는 변화는 보이지 않지만 사면 상부의 모관흡수력은 감소하는 경향을 보였다.



초기상태 모관흡수력 분포 59일 후 모관흡수력 분포

그림 3.4.24 침투해석 결과 (계속)



120일 후 모관흡수력 분포　　182일 후 모관흡수력 분포

그림 3.4.24 침투해석 결과

사면의 간극수압 변화는 아래와 같다. 강우가 시작됨에 따라 층경계부에서 간극수압이 0으로 가는 경향을 보였으며 차츰 상부의 간극수압도 0에 가까워졌다. 즉 토사층과 암반층의 경계부에 대수층이 형성되고 이로 인하여 토사사면의 안정성이 저하될 수 있음을 추측 할 수 있었다. 그러나 강우가 거의 없는 해석 종료시점에서는 상부의 간극수압이 다시 음의 값으로 돌아가는 경향을 보였다.

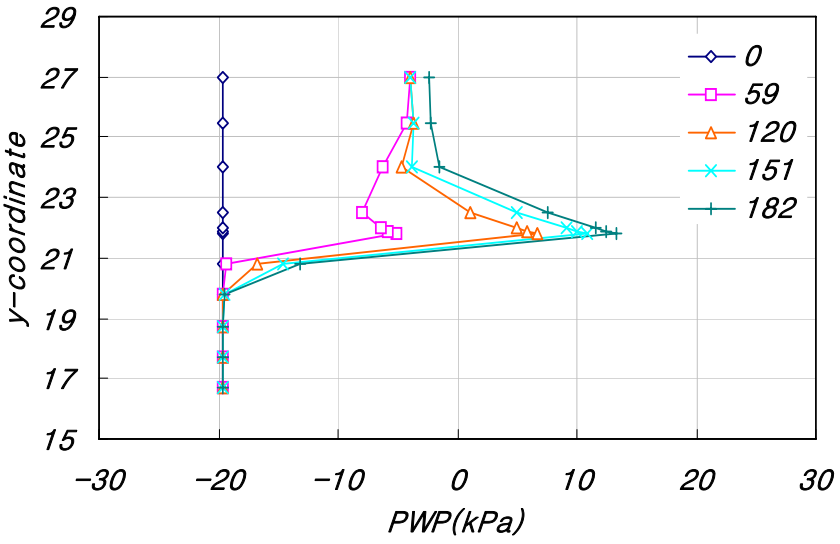
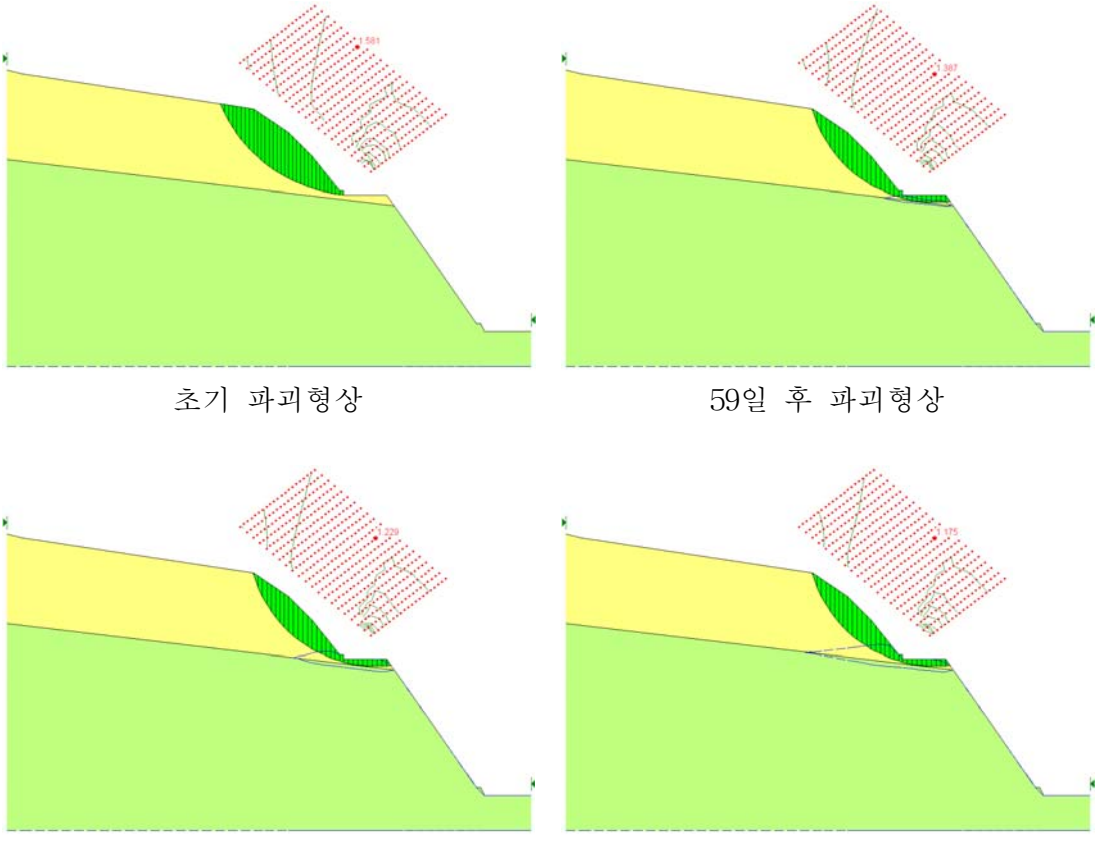


그림 3.4.25 간극수압 변화

라. 사면해석결과

본 절에서는 앞서 SEEP/W로 해석한 침투결과를 바탕으로 하여 SLOPE/W를 이용하여 사면의 안정성 해석을 실시하였다. 강우가 내리는 동안과 강우 종료 후의 상태에 대해 사면의 안정성을 한계평형해석법을 적용하여 해석하였다. 그 결과를 안전율의 변화 형태로 비교해 보았다. 대상지반은 위의 그림 3.4.22와 같이 상부 풍화잔적토층과 퇴적암의 2층으로 이루어져있다. 각 층에 입력된 지반의 물리적 성질은 앞서 실험한 결과인 표 3.4.5에 나타내었다.

사면해석 결과 실제 파괴면과 가장 유사한 활동면에 대한 최소안전율을 구하였다. 침투해석 결과 대수층이 생기는 시점에서부터 안전율이 급격히 감소하는 경향이 보였다. 150일 이후 강우량은 있었으나 안전율은 거의 변화하지 않았다.



초기 파괴형상 59일 후 파괴형상

120일 후 파괴형상 182일 후 파괴형상

그림 3.4.26 안전율 결과

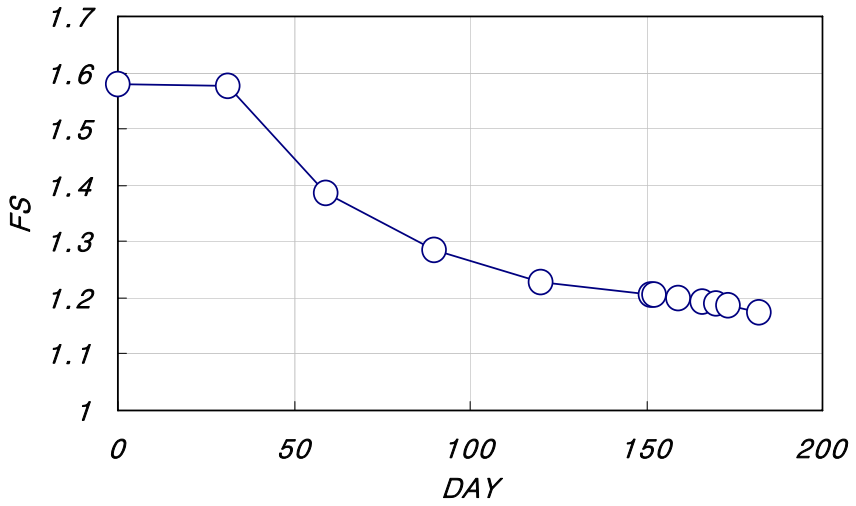
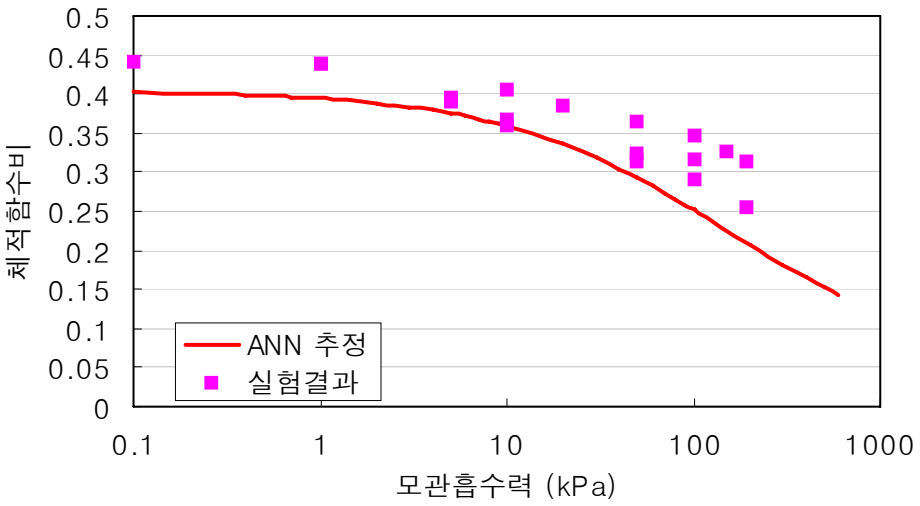


그림 3.4.27 안전율 변화

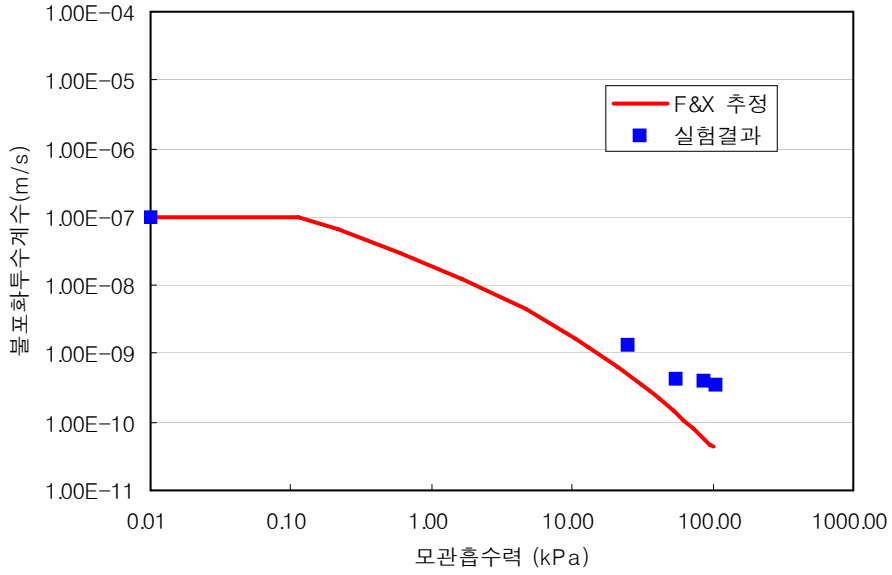
사면해석 결과는 앞서 실시한 침투해석 결과와 연관성을 찾을 수 있었다. 침투해석 결과 대수층이 형성되는 시점에서의 사면의 안전율이 감소하였고 이후 지속적인 강우에도 불구하고 해석 초기보다 상대적으로 강우량이 작아 사면의 모관 흡수력의 변화가 거의 없어 안전율이 0.1 이내의 변화만 나타났다.

실제 대상사면은 1차적으로 상부에 인장균열이 발생한 후 지속적인 강우에 의해 토사층에 원호활동 파괴가 일어났다. 이번 사례해석에서는 현장에서 직접 채취한 시료를 이용하여 함수특성 시험과 불포화 삼축시험을 통하여 불포화 강도정수를 얻었다. 그 결과를 침투해석에 적용하여 사면안정해석을 실시한 결과 실제 지반에서 일어난 거동과 유사한 결과를 얻을 수 있었다.

그림 3.4.28에서는 ANN 기법을 통한 불포화토 정수를 실험치와 비교한 것이다. 본 연구를 통하여 수행한 국내 불포화토의 데이터베이스를 적용하여 도출한 체적함수비 및 투수계수는 실제 실험으로부터 구한 결과와 매우 유사한 결과를 나타내고 있다. 이로부터 국내 불포화토의 데이터베이스를 적용하여 실제 지반에 적용하는 것이 가능하다고 판단된다.



(a) 체적 함수비



(b) 불포화투수계수

그림 3.4.28 불포화 토질정수의 비교

3. 정리

가. 불포화 토질정수를 ANN 기법으로 추정한 사례연구

실제로 붕괴된 절취사면의 풍화잔적토층을 대상으로 불포화토 사면의 사례연구를 수행하였다. 포화조건의 강도는 불교란시료를 채취하여 직접전단시험 및 삼축압축실험을 통하여 도출할 수 있었다. 불포화사면의 침투 해석을 수행하기 위해서 함수특성곡선과 투수계수를 인공신경망을 통하여 도출하였다.

대상 지반의 붕괴시 강우조건을 적용하여 부정류 해석을 실시하였다. 해석결과 강우시간이 지속될수록 모관흡수력이 감소하는 경향을 나타내었고 토사층과 암반층경계부를 따라 대수층이 형성되었다. 이러한 결과를 토대로 사면의 안정해석 해석 결과 시간에 따른 모관흡수력의 감소로 인해 전수두가 증가하여 상·하부 토사층 전반으로 원호활동 파괴가 일어났다. 입도분포곡선을 이용하여 인공신경망(ANN)을 통해 함수특성곡선을 얻는 경우 포화투수계수가 1.0e-7 m/s 인 경우 시간에 따른 안전율 변화가 지속적으로 나타났고 최종 안전율이 약 0.9 정도로 불안정한 결과가 나타났다.

이러한 사례연구를 통하여 사면의 붕괴를 해석적으로 재현하는 것이 가능할 것으로 판단되었다. 하지만 초기 지하수 조건과 불포화 토질정수에 대한 모호함을 포함하는 해이므로 물성의 획득과정은 개선할 필요가 있다.

나. 불포화 토질정수를 실험적으로 획득한 사례연구

두 번째 대상사면은 공사도중 상부토사층이 암반층을 경계로 원호 및 평면 복합활동 양상으로 사면의 붕괴가 발생하였다. 현장에서 풍화잔적토의 불교란 시료를 채취하여 삼축압축시험을 실시하였다. 이를 통하여 불포화토의 강도정수를 획득할 수 있었다. 채취한 불교란시료를 이용하여 압력판 추출시험을 실시하였고 함수특성곡선을 획득하였다. 또한 투수시험을 통하여 불포화 투수계수를 획득할 수 있었다.

각 층의 지반 특성치는 실험결과를 적용하였으며 실제 강우량을 이용하여 침투해석을 실시하였다. 강우가 진행되면서 토사층과 암반층의 경계부에 대수층이 형성되었다. 사면안정해석 결과에서는 침투해석시 대수층이 형성되는 시점에서 사면의 안전율이 감소하였다.

이번 사례해석에서는 현장에서 직접 채취한 시료를 이용하여 함수특성 시험과 불포화 삼축시험을 통하여 불포화 강도정수를 얻었다. 그 결과를 침투해석에 적용하여 사면안정해석을 실시한 결과 실제 지반에서 일어난 거동과 유사한 결과를 얻을 수 있었다. 특히 ANN 기법을 통한 불포화토 정수를 실험치와 비교한 결과 실제 실험으로부터 구한 결과와 매우 유사한 결과를 나타내고 있다. 이로부터 국내 불포화토의 데이터베이스를 적용하여 실제 지반에 적용하는 것이 가능하다고 판단된다.

제 5 절 불포화 다짐지반의 최적화 표준설계를 위한 지반정수 산정

다짐지반의 가장 대표적 예인 포장하부구조의 노상토(Subgrade Soils) 설계를 살펴보면, 1986년 미국 도로교통협회(AASHTO)가 종래의 CBR 값을 기준으로 수행한 경험적 포장 설계법을 개정하여 보다 역학적인 포장 구조 설계 및 해석을 수행할 수 있도록 회복탄성계수(MR)를 도입하였고, 이와 같은 탄성계수를 다짐지반의 설계 입력 지반정수로 이용하는 방법은 보편화 되어가고 있다. 또한 굴착시 흙막이 벽체 및 뒷채움재가 채원진 옹벽과 같은 지반 구조물의 거동 예측에도 기존의 SPT-N치 및 지반반력계수와 같은 경험적인 방법을 벗어나 탄성계수와 같은 변형특성을 활용하려는 추세에 있다.

위와 같은 다짐지반은 함수비, 온도, 동결, 융해 등 다양한 환경변화를 경험하게 된다. 이중에서 특히 함수비의 변화에 민감한 반응을 보이며 설계 및 유지관리에 필요한 지반정수인 탄성계수에 크게 영향을 주고 있으므로 연중 환경변화에 의해 발생하는 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화를 신뢰성 있게 예측하는 것은 매우 중요하다.

기존의 방법은 다짐함수비를 변화시켜가며 시험 시편을 각각 성형하여 탄성계수의 변화를 평가하였다. 이와 같은 방법은 다짐시마다 입자 배열 등의 조건이 바뀌게 되므로 동일한 다짐조건 이후 함수비만 변하는 현장 상황과는 큰 차이를 나타낼 수 있다(Vinale 등, 1999; Kim 등, 2003).

실제 현장 지반은 일정한 함수비와 밀도에서 다짐시공이 이루어진 후 시공 또는 시공 후 공용기간 중에 강우나 증발에 의해 함수비 변화가 발생하게 된다. 또한 노상토와 같은 지표 부근의 지반은 지하수위 위에 존재하여 불포화토의 특성을 나타내므로 모관흡수력(Matric Suction)의 차이에 따라 지반의 거동이 특성화 된다고 할 수 있다. 따라서 실내시험에서도 실제 현장 상황과 같이 하나의 다짐함수비로 시편을 성형한 후, 모관흡수력을 조절하여 함수비 변화에 따른 지반정수를 평가하는 다짐후 방법(post compaction method)이 보다 합리적인 평가 방법으로 인식되고 있다(Witczak 등, 2000).

최근 노상토의 다짐후 함수비 변화에 따른 회복탄성계수의 변화를 평가하는 연구 결과가 발표되고 있다. 다짐후 시편의 함수비가 증가하는 습윤(wetting)과정을

모사하기 위해 배압을 이용하여 시편 바닥으로부터 물을 강제로 주입하거나, 자연적으로 물을 흡수시키는 방법을 사용하였고, 시편의 함수비가 감소하는 건조(drying)과정을 모사하기 위해서는 상온 건조 또는 오븐 건조 방법을 사용하였다(Drumm 등, 1997; Ceratti 등, 2004; Khoury 등, 2004). 그러나 이들은 불포화토의 주요 특성인 모관흡수력과 함수비 사이의 관계를 제대로 고려해주지 못하고 있다.

따라서 본 연구과제의 1차년도(2004년 8월 20일 ~ 2005년 8월 19일)에는 다짐지반에 대해 모관흡수력을 조절하여 함수비 변화를 유발시키고 이에 따른 변형특성의 변화를 살펴보았다. 이를 위하여 기존의 공진주/비틂전단시험(Resonant Column & Torsional Shear Test)시스템을 모관흡수력 조절이 가능하도록 개선하고, 모관흡수력을 단계별로 변화시켜 각 모관흡수력에 따른 변형특성을 고찰하고자 하였다.

본 연구과제의 2차년도(2005년 8월 20일 ~ 2006년 8월 19일)에는 국내에서 다짐시공에 이용되고 있는 지반 재료를 분류하고 시료를 획득한 후 입도분포시험, 다짐시험, 액소성한계 시험 등의 기본 물성 시험을 수행하였다. 획득된 다짐재료 중 세 개의 시료에 대해 1차년도에 제작된 모관흡수력 조절이 가능한 공진주/비틂전단시험시스템을 이용하여 다양한 다짐조건(다짐함수비, 다짐밀도) 및 구속압 조건 하에서 단계별로 모관흡수력 변화(함수비 변화)에 따른 비선형 탄성계수를 산정하였다. 또한 기존의 함수비 영향 연구 방법인 다짐함수비 변화에 따른 탄성계수 변화와의 비교하여 본 연구의 타당성을 입증하였다. 그리고 추가 연구로서 압력판추출시험기와 벤더엘리먼트 시험을 결합하여 공진주/비틂전단시험시스템의 단점을 보완하고, 데이터베이스(D/B) 구축을 위한 많은 시험 물량에 대해 보다 효율적으로 시험을 수행할 수 있도록 하였다.

본 연구과제의 3차년도(당해, 2006년 8월 20일 ~ 2007년 8월 19일)에는 2차년도에 수집한 다짐재료에 대해 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화를 측정하여 국내 다짐재료에 대한 D/B를 구축하였고, 하나의 다짐 재료에 대해서는 세립분 함유량에 따른 영향요소 연구를 수행하였다. 그리고 함수비 변화에 따른 다짐재료의 탄성계수 구성모델을 제시하고 현장 시험을 통한 검증을 실시하여 계절적 함수비 변화에 따른 현장 지반의 탄성계수를 예측할 수 있도록 하였다.

1. 본 연구에서 제작된 모관흡수력 조절 시험 시스템

본 연구의 1차년도에는 기존의 Stokoe식 공진주/비틂전단시험시스템을 모관흡수력 조절 및 뷰렛시스템을 통한 시편 함수비 변화를 측정이 가능하도록 개선하였고, 2차년도에는 본 연구의 효율적인 수행을 위해, 압력판추출시험기와 벤더엘리먼트를 결합하여 신속하게 시험이 수행될 수 있는 새로운 시험 시스템을 제작하였다.

가. 모관흡수력 조절이 가능한 공진주/비틂전단시험시스템

기존의 공진주/비틂전단시험시스템을 모관흡수력(matric suction, $u_a - u_w$) 조절이 가능하도록 개선하기 위해, 첫째, 공기압(u_a)과 수압(u_w)을 독립적으로 조절할 수 있어야 한다. 둘째, 모관흡수력 변화에 의해 시편으로부터 나오거나 들어가는 물의 양을 측정할 수 있어야 하며, 이에 따른 시편의 횡변위와 부피변화를 측정할 수 있어야 한다(Vinale 등, 1999). 전자를 구현하기 위하여 새롭게 탑캡(top cap)과 시료거치대(bottom pedestal)를 제작하여 기존의 시험시스템에 추가하였으며, 후자를 구현하기 위하여 뷰렛시스템을 제작하여 시료 거치대에 연결하였다. 그러나 뷰렛시스템을 이용해서는 시편에서 나오는 물의 양만이 측정 가능하며 횡변위와 정확한 부피변화는 측정이 불가능하다. 따라서 본 연구에서는 모관흡수력 조절과정에서 발생하는 횡변위와 부피변화는 무시할 정도로 작다는 가정하에 시험을 수행하였다.

그림 2.5.1은 모관흡수력 조절이 가능하도록 제작된 시료 거치대와 탑캡을 나타낸다. 시료 거치대에는 세라믹판이 놓여질 수 있도록 홈을 만들었으며 이 홈위에는 물과 세라믹판의 접촉면적을 최대한 넓게 하기 위하여 Z자 모양으로 조그만 수로를 설치하였다. 본 시험시스템에 사용된 세라믹판은 500kPa의 높은 공기함입치를 가지고 있어 공기압 500kPa까지는 공기를 통과시키지 않으므로 축변환기법(axis translation technique)을 통해 시편의 모관흡수력의 조절이 가능하다. 세라믹판은 이 홈 위에 놓여졌으며, 세라믹판의 옆면은 에폭시 수지를 이용하여 시료거치대와 완전히 밀착되도록 함으로써 이들 사이의 틈으로 공기나 물이 빠져나가지 못하도록 하였다. 또한 시료가 올려지는 부분에서 세라믹판을 제외한 나머지 부분은 3개의 단을 내고 표면은 거칠게 처리하여, 시료 밑면이 확실히 고정단으로 작용하도록 하면서 시료단부에서 발생하는 오차가 최대한 줄어들도록 하였다. 시료 거치대에는

총 5개의 구멍을 만들었는데 이 중 가운데 2개의 구멍은 Z자 모양의 수로와 연결되어 세라믹판에서 나오는 물을 뷰렛으로 보내주는 역할을 하며, 나머지 3개의 구멍은 시료와 직접 연결되어 시료 거치후 가진 시스템을 설치하는 과정에서 시료가 자립하도록 시료에 진공압을 가해주는 역할을 한다.

탑캡에는 가운데에 구멍을 뚫어 시료 상부에 공기압을 줄 수 있도록 하였다. 공기압을 위한 구멍은 탑캡의 정가운데 설치하여 공기압관에 의하여 시료가 편심하중을 받지 않도록 하였다. 또한 공기압이 시료 상부에 골고루 퍼지도록 탑캡의 저면에는 porous stone을 장치하였으며, porous stone을 제외한 나머지 부분의 표면을 거칠게 처리하여 단부 오차가 줄어들도록 하였다.

모관흡수력 변화에 따라 시편으로로부터 세라믹판을 통해 빠져나오는 물의 양을 측정하기 위한 뷰렛시스템을 2.5.2에 나타내었다. 뷰렛시스템은 물의 양을 측정하기 위한 뷰렛과, 관속에 차 있는 공기를 제거하기 위한 air trap 및 시료와 같은 높이에 설치되어 시료에서 빠져나온 물이 시료와 같은 수두에서 머물수 있도록 해주는 ballast tube등으로 구성되어 있다. 뷰렛의 밸브(stop cock)를 막고 ballast tube의 기준점까지 물을 채운 뒤 실험을 시작하면 실험 과정중 모관흡수력 변화에 의해 시편으로부터 물이 빠져 나오게 되고, 이 물은 ballast tube안에서 머물게 된다. 이 상태에서 뷰렛의 밸브를 연 후 ballast tube끝에서 압력을 주어 ballast tube의 물을 뷰렛 안으로 밀어 올린다. ballast tube의 물이 처음 실험을 시작할 때의 기준점까지 오도록 뷰렛 안으로 밀어 올리고, 뷰렛의 눈금을 읽으면 시료로부터 빠져나온 물의 양을 정량적으로 측정할 수 있게 된다. 장기간 동안 실험을 할 경우 세라믹판을 통해 소량의 공기가 새어 나와 세라믹판의 저면에 축적 될 수도 있다. 이 공기들은 물의 양 측정에 영향을 주므로 제거해 주는 것이 바람직하다. 따라서 본 뷰렛시스템의 고무관을 로울러등으로 밀어주어 관 속의 물을 순환시켜서 세라믹판 저면의 공기방울들이 air trap에 모이도록 하였다. 이렇게 한 후 air trap의 물의 높이를 다시 실험을 시작할 때의 높이로 맞추면 새어 나온 공기의 영향 없이 정확하게 물의 양을 측정하여 줄 수 있게 된다.

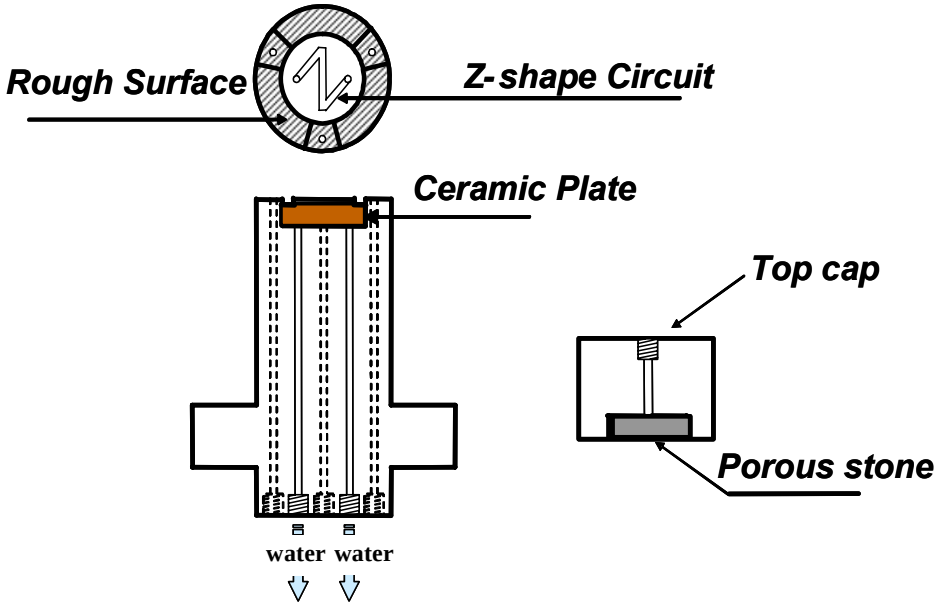


그림 3.5.1 개선된 시료거치대와 탑캡의 형상

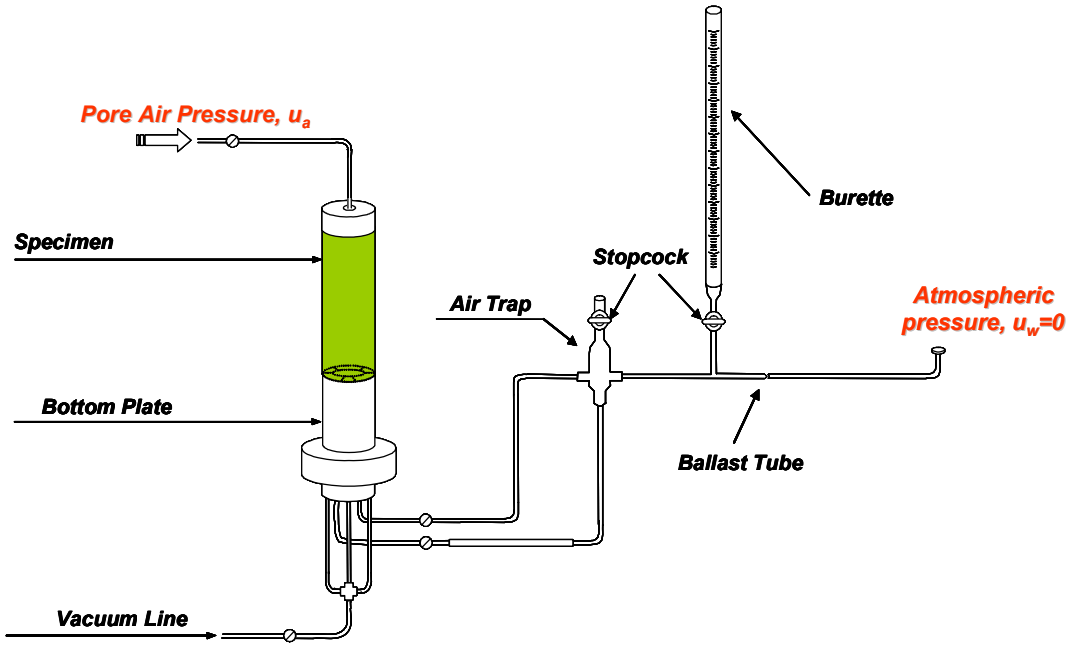


그림 3.5.2 모관흡수력 조절 및 함수비 변화 측정 시스템의 개요도

이와 같이 제작된 모관흡수력 조절 및 함수비 변화 측정 시스템을 공진주/비틂전단 장치와 결합하면 모관흡수력과 함수비를 변화시켜 가며 공진주/비틂전단시험을 수행할 수 있게 된다. 그림 3.5.3은 본 과제의 1차년도에 제작된 모관흡수력의 조절과 시편의 함수비 변화 측정이 가능한 공진주/비틂전단시험시스템을 나타낸다.

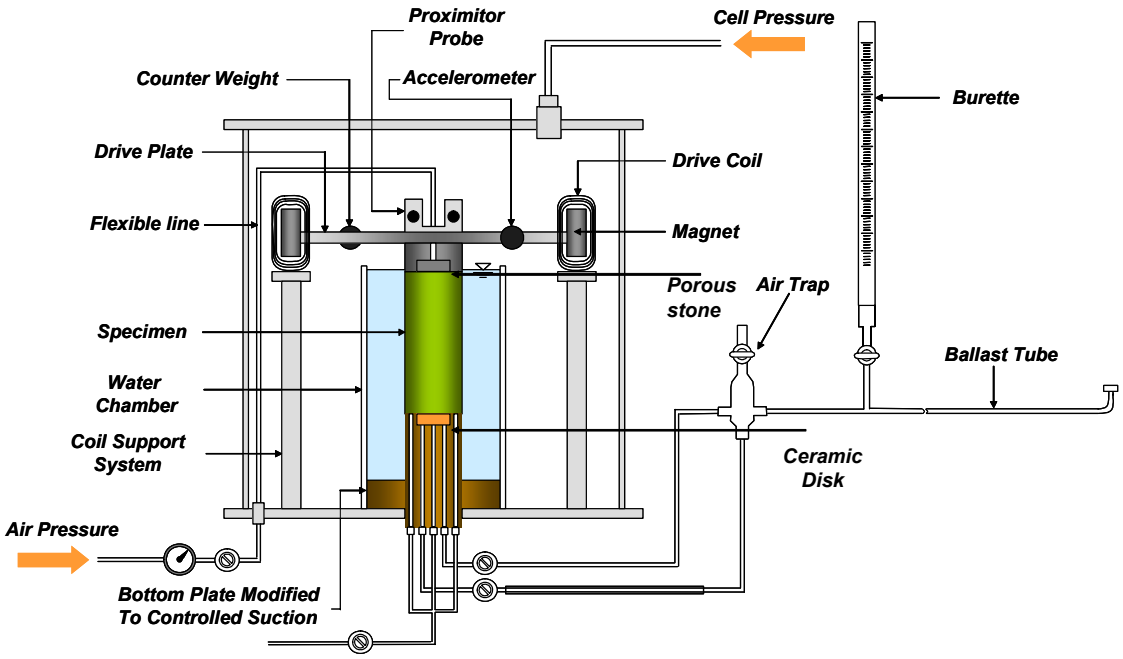


그림 3.5.3 시편의 모관흡수력 조절이 가능한 공진주/비틂전단시험시스템

나. 개선된 압력판추출시험기

공진주/비틂전단시험의 경우 시료의 높이가 100mm정도로 길기 때문에 각 모관흡수력 단계별로 안정화시켜 시험을 수행하는데 오랜 시간이 소요된다. 따라서 강우 등의 재현을 위한 습윤과정 시험은 거의 불가능하다. 하지만 실제 지반은 건조과정과 습윤과정을 반복적으로 경험하면서 탄성계수의 변화가 발생하게 된다. 이러한 특성을 비교적 빠른 시간에 재현하면서 간단하게 탄성계수 측정이 가능한 시험방법이 필요하다. 본 연구과제의 2차년도에서는 일반적으로 불포화토의 함수특성곡선(Soil Water Characteristic Curve, SWCC)을 평가하는데 사용하는 압력판추출시험기(Volumetric Pressure Plate Extractor)에 각 모관흡수력 단계별로 탄성계수를 평가할 수 있도록 벤더엘리먼트시험을 결합하여 공진주/비틂전단시험의 단점을 보완하고 빠른 시간에 시험을 수행할 수 있도록 하였다.

(1) 벤더엘리먼트(Bender Element, BE)시험

편의 탄성계수를 측정하기 위해 벤더엘리먼트(bender element)를 구속용 시편링에 설치하였다. 벤더엘리먼트는 기계적 에너지와 전기적 에너지의 상호변환이 가능한 압전센서로서, 삼축시험기, 압밀시험기 등 다양한 실내시험 장비에 부착되어 다

양한 시험 조건에서 비교적 간단하게 시편의 전단파 속도(Vs)를 측정하고 이를 바탕으로 미소 변형률 영역(γ<10-4%)에서의 최대 전단탄성계수(Gmax)를 평가하기 위해 사용된다. 벤더엘리먼트 시험을 통하여 평가된 전단파 속도는 식 (3.5.1)을 이용하여 최대 전단탄성계수로 변환할 수 있다.

$$G_{\max} = \rho V_s^2 \qquad (3.5.1)$$

여기서, ρ = 단위 중량

본 연구에서 사용된 벤더엘리먼트(PZT 5H, Piezocrystal bender elements, Morgan Matroc Inc., Bedford, Ohio, USA)는 가로 12.7mm, 세로 8mm, 두께 0.7mm를 가지고, 절연을 위해 폴리우레탄으로 이중코팅하였으며 이후 에폭시를 이용하여 구속용 시편링에 약 4mm 정도 돌출된 상태에서 캔틸레버 형식으로 고정하였다. 또한 시편 내 물에 의한 수신 신호에서의 누화(cross-talk)현상을 방지하기 위해 전도성물질(silver conductor)을 폴리우레탄 코팅위에 재코팅하고 이를 그라운드에 연결하였다(Santamarina 등, 2001).

이성진(2004)은 국내 화강풍화토의 함수특성곡선을 획득하기 위해, 내부 지름 50mm, 높이 15mm의 구속용 시편링을 사용하였다. 이는 벤더엘리먼트를 설치하기에 크기가 적당하지 않아 내부 지름 85mm, 높이 20mm로 증가시켰고, 또한 벤더엘리먼트의 가진시 링을 매질로 한 신호가수신 벤더엘리먼트에 전달되는 것을 차단하기 위해 연성(softness)이좋은 우레탄을 링 중간에 설치하여 흡진기(damper) 역할을 하도록 하였다.

벤더엘리먼트가 설치된 구속용 시편링의 개략적인 모습은 그림 3.5.4에 나타내었다.

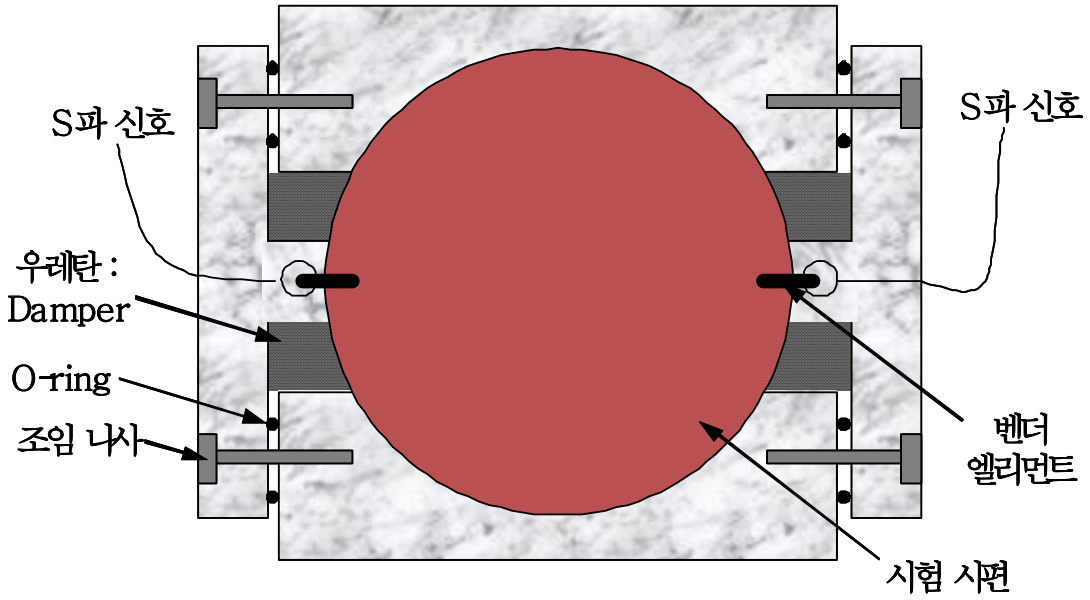


그림 3.5.4 벤더엘리먼트가 설치된 구속용 시편링의 개요도

(2) 압력판추출시험기 (Volumetric Pressure Plate Extractor, VPPE)의 개선

압력판 추출 시험기는 압력셀 내 시험 시편에 공기압을 이용한 다양한 모관흡수력을 가하고, 발생하는 함수비 변화를 측정함으로써, 시편의 함수특성곡선(Soil Water Characteristic Curve, SWCC)을 평가하기 위해 사용된다. 일반적으로 함수특성곡선을 구하기 위해 Tempe 압력셀, 데시케이터 등 여러 장비들이 개발되어 이용되고 있다. 시험 장비에 따라 각각의 적용범위와 장단점이 있지만, 강우로 인한 습윤과정 및 증발로 인한 건조과정을 반복하며 이에 따른 함수특성곡선과 탄성계수의 변화를 연구하기 위해서는 압력판 추출 시험기를 이용하는 것이 가장 적합하다.

압력판 추출 시험기는 압력셀과 세라믹 디스크, 시편으로부터 나오고 들어가는 물의 양을 측정할 수 있는 뷰렛시스템으로 구성된다. Soilmoisture Equipment Corporation에서 개발하여 널리 사용되고 있는 압력판 추출 시험기는 세라믹 디스크의 최대 공기 함입치(High Air Entry Value)가 200kPa로써, 다량의 세립분이 포함되어 있는 실트 및 점토 계열 시편에 대해서는 함수비 변화가 작아서, 탄성계수의 함수비 영향을 평가하는데 있어 어려움이 있을 것으로 판단하였다. 따라서 본 연구에서는 최대 공기 함입치가 500kPa인 세라믹 디스크를 사용하여 좀 더 낮은 함수비까지 시험을 수행할 수 있도록 시험 시스템을 개선하였다. 또한 벤더엘리먼

트시험을 위해 지름을 증가시킨 구속용 시편링에 맞춰 압력판 추출 시험기의 지름을 기존 시험기의 약 1.5배 가량 증가시켜 제작하였다. 그리고 시료의 기본 물성에 따라 정도의 차이는 있으나 건조와 습윤과정을 겪으면서 함수비 변화에 의해 시편의 부피 변화가 발생하게 되고, 이는 시편의 간극비 변화와 함께 단위중량을 변화시킨다. 벤더엘리먼트 시험으로부터 평가한 시편의 전단파 속도를 보다 정확하게 전단탄성계수로 변환하기 위해서는 시편의 부피 변화를 측정할 필요가 있다. 이성진(2004)은 비접촉식 트랜스듀서 프록시미터(Proximitor)를 이용하여 시험 중 시편으로 물이 들어오고 나감에 따라 유발되는 부피변화를 측정하였다. 사용된 프록시미터는 Bently Nevada사의 모델명 3300XL 8mm로 선형 측정 범위는 2mm 이다. 본 연구에서도 시편의 부피변화를 측정하기 위해 동일사의 프록시미터를 사용하였고, 증가한 시편의 크기를 고려하여 선형 측정범위 4mm인 모델명 3300XL 11mm를 압력판 추출 시험기에 부착하였다.

본 연구에서 제작한 벤더엘리먼트 시험이 가능하도록 개선된 압력판 추출 시험기의 개요도와 실제 모습을 그림 3.5.5와 3.5.6에 각각 나타내었다.

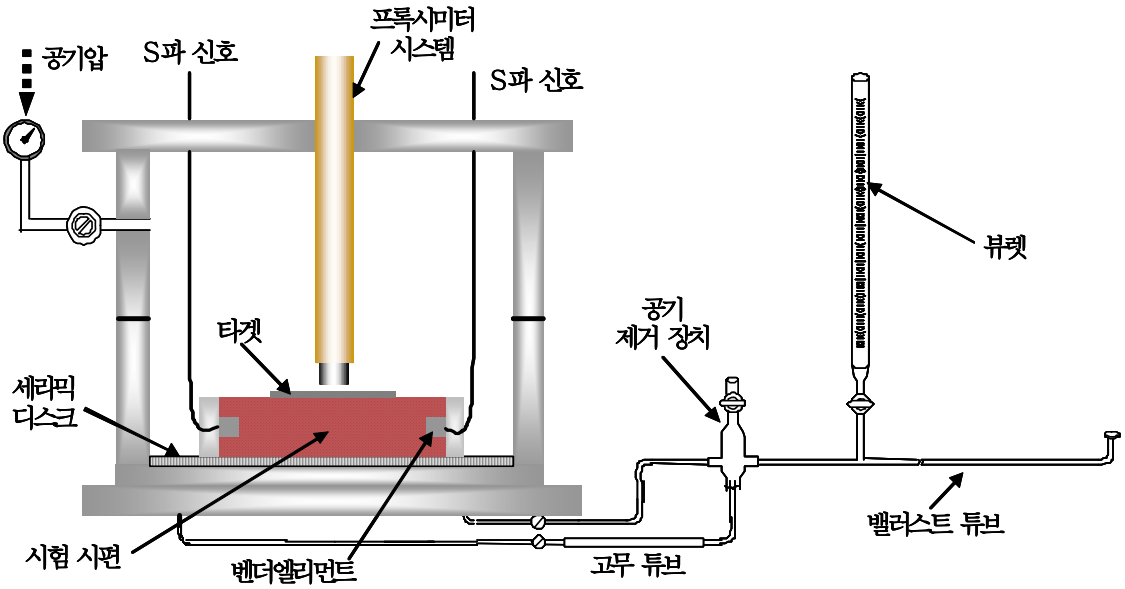
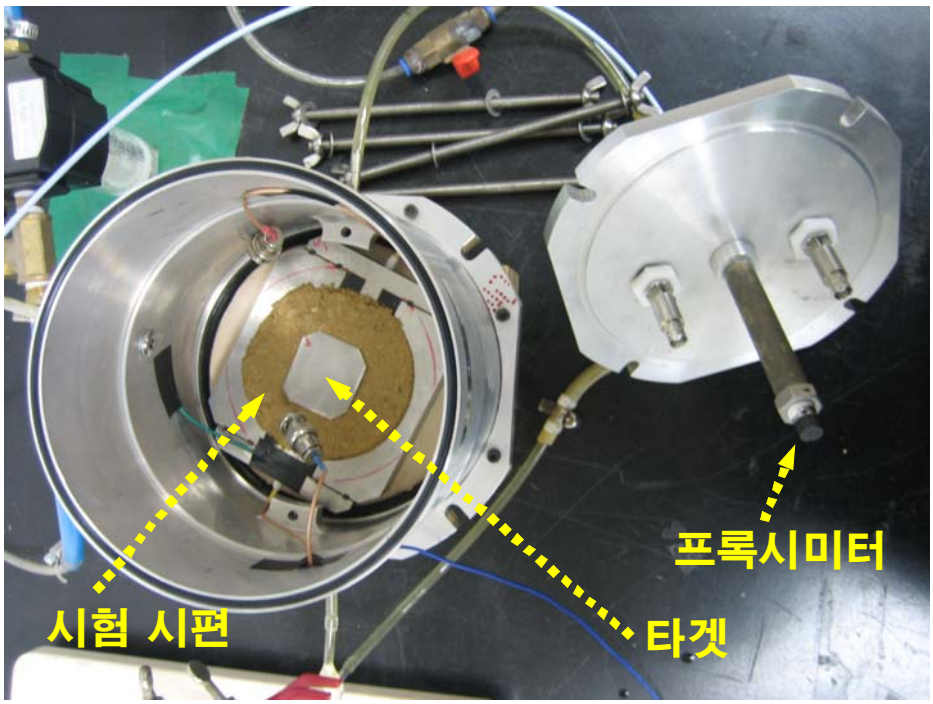


그림 3.5.5 개선된 압력판추출시험기의 개요도



(a) 시편이 설치된 시험 시스템의 모습



(b) 시험 준비가 완료된 후의 모습

그림 3.5.6 개선된 압력판추출시험기의 모습

2. 수집된 국내 다짐재료의 기본 물성 정보

본 연구에서는 전국에 걸쳐 분포된 고속도로 및 국도, 지방도로 현장에서 총 9개의 다짐재료를 획득하여 입도분포시험, 다짐시험, 에터버그한계(액성한계, 소성한계) 시험을 수행하고 표 3.5.1과 같이 각 다짐재료의 기본 물성을 획득하였다. 또한 그림 3.5.7과 3.5.8에는 각각 재료의 입도분포곡선과 다짐곡선을 나타내었다. 획득된 총 9개의 다짐재료중 3개는 소성지수가 NP인 모래질 재료로 국내 지반조건의 특성상 국내 고속도로 현장에서 사용되고 있는 다수의 노상토는 이와 같은 특성을 보인다. 나머지 6개의 다짐재료는 소성지수가 4.9%~20.7%의 범위에 존재하고 세립분이 다량 함유되어 있어 함수비 및 응력, 변형률 변화에 따른 변형특성이 NP 계열의 재료와 상이하게 나타날 것으로 보인다.

현재까지 수집된 다짐재료의 종류를 입도분포, 소성지수 등의 기본물성치에 대하여 구분하고, 분류된 다짐재료의 시험 D/B로부터 대표적인 함수비 영향모델을 결정하여 추후 설계시마다 전문적이고 오랜 시간이 소요되는 시험을 별도로 수행하지 않고, 경제성과 편의성을 고려하여 소성지수, 입도분포 등 기본물성치로부터 다짐재료의 함수비 영향정도를 평가하고자 한다. 이를 위해서 다양한 종류의 다짐재료를 계속해서 수집하고 D/B를 구축하여 모델식을 개선해 나갈 필요가 있다.

표 3.5.1 수집된 국내 다짐재료의 기본물성시험 결과

구분	입도분포시험				비중	에터버그한계		흙 분류		다짐시험	
	#4 (%)	#200 (%)	C_c	C_u	G_s	LL (%)	PI (%)	USCS	AASHTO	OMC (%)	$\gamma_{d,max}$ (t/m^3)
SG-1	83.7	1.3	1.2	6.9	2.67	-	NP	SW	A-1-a	10.5	2.03
SG-2	96.6	33.9	-	-	2.71	38.8	14.2	SC	A-2-6	14.8	1.84
SG-3	95.7	0.9	0.83	5.14	2.67	25.8	4.9	SP	A-1-b	10.6	2.04
SG-4	69.6	1.6	0.57	16.1	2.67	25.5	7.8	SP	A-2-4	11.2	2.01
SG-5	83.7	1.3	1.2	6.9	2.67	-	NP	SW	A-1-a	10.5	2.03
SG-6	77.3	2.9	0.91	12.4	2.67	27.4	6.1	SP	A-2-4	9.2	2.10
SG-7	94.1	4.1	0.98	10.45	2.68	36.4	9.6	SP	A-1-b	12.2	1.93
SG-8	99.8	59.5	-	-	2.73	50.7	20.7	MH	A-7-5	29.0	1.73
SG-9	94.0	2.5	1.09	7.9	2.65	-	NP	SW	A-1-b	9.7	2.01

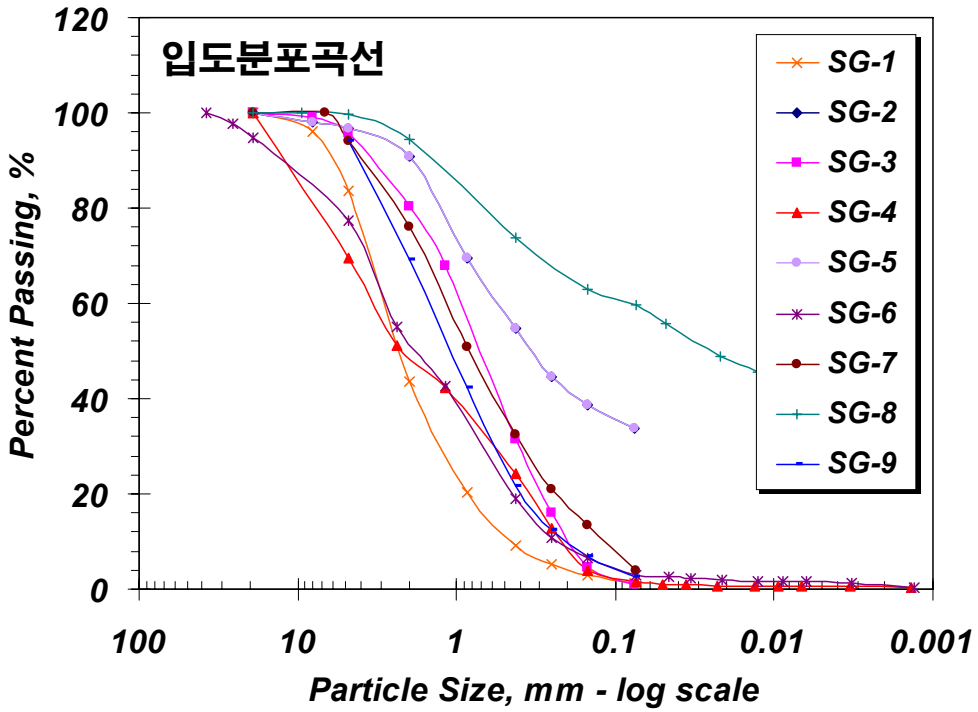


그림 3.5.7 수집된 다짐재료의 입도분포곡선

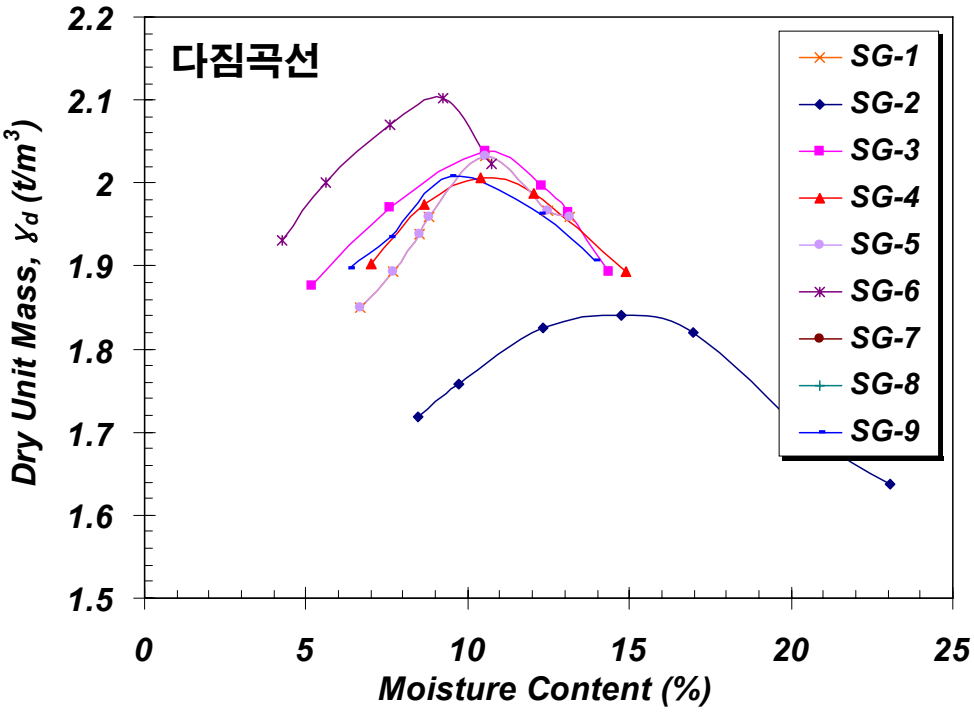


그림 3.5.8 수집된 다짐재료의 다짐곡선

3. 공진주/비틂전단시험시스템을 이용한 함수비 변화에 따른 다짐지반의 변형특성 평가

본 연구과제의 1차년도에 개발된 모관흡수력 조절이 가능한 공진주/비틂전단시험시스템을 이용하여 2종의 소성지수 NP인 SW계열의 다짐재료(SG-1, SG-9)와 이와는 변형특성이 상이할 것으로 예상되는 1종의 소성지수 14%인 SC계열의 다짐재료(SG-2)에 대해 함수비 및 구속응력 변화에 따른 탄성계수를 산정하였다. 시험에 사용된 다짐재료의 기본물성치는 표 5.1에 나타나 있다.

시편의 성형은 직경 50mm의 실린더 형태로 5층의 과소다짐법(under compaction)으로 재성형하여 시험을 수행하였다. 모관흡수력을 조절하는 공진주/비틂전단시험을 수행하기 위해, 시료의 성형과 거치가 완료되면 시료 거치대 밑의 관을 뷰렛시스템으로 연결시키고 시료거치대에 있는 세라믹 판을 포화시킨다. 이후 공기압 관을 탑캡에 연결하여 구속셀을 씌운 후 시료 거치대 밑으로 나온 관을 뷰렛 시스템에 연결한 후, 고무관을 롤러로 밀어 관속의 공기를 제거하고 뷰렛의 초

기 눈금을 읽는다. 공기압으로 구속압(σc)을 가한 후에 공기압 관을 통하여 모관흡수력으로 작용하게 될 공기압(ua)을 가하여 시스템의 설정을 완료한다.

또한 본 시험에서는 모관흡수력에 의한 함수비의 평형화(equilibrium)과정이 필요하다. 즉, 공기압 관으로 공기압을 가하여 실험하고자 하는 값으로 모관흡수력을 맞춘 후, 시편 내부에 모관흡수력이 균등하게 발현되어 함수비의 평형화를 이루게 하는 과정이다. 이때 셀의 구속압도 동시에 올려주어 시료가 받는 유효구속압(σc-ua)를 일정하게 유지시킨다. 또한, 이 과정중에 유출되는 물의 양을 뷰렛시스템으로 측정하여 시편의 함수비 변화를 측정한다. 평형화과정의 완료시점은 함수비의 변화량이 0.04%/day 이내가 되는 시간을 기준으로 하였다(Sivakumar, 1993). 본 시험에서 한 단계의 모관흡수력의 평형화과정이 완료되는 시간이 대략 3일정도 소요되었다.

평형화과정이 완료되면, 공진주/비틂전단시험을 수행한다. 먼저 비틂전단시험을 저변형률 단계부터 고변형률 단계로 변형률 크기를 증가시키며 실시한다. 이때 하중재하횟수는 11회로 하였고, 하중주파수는 0.5Hz로 하였다. 비틂전단시험이 완료되면 시편이 안정화되는 시간을 가진 후 공진주시험을 저변형률에서 고변형률로 변형률 크기를 증가시키며 실시한다. 공진주파수는 일정한 입력전압에서 하중주파수를 바꾸어가면서 시료의 반응을 측정한 주파수반응곡선으로부터 결정한다. 비틂전단시험과 공진주시험이 수행된 변형률 범위는 0.0001%~0.1%이다. 이상과 같은 과정을 통해 한 모관흡수력 단계로 조절된 시료에 대해 평형화과정과 공진주/비틂전단시험이 완료되면 다음 단계의 모관흡수력 단계로 시료를 조절하고 동일한 방법으로 공진주/비틂전단시험을 수행하였다.

한편, 모관흡수력 조절에 의해 시편의 함수비를 변화시켜가며 획득한 시험결과와 비교하기 위하여 시편의 다짐함수비를 변화시켜가며 공진주/비틂전단시험을 수행하였다. 모관흡수력으로 조절되는 공진주/비틂전단시험에 비해 평형화 과정만 생략되었을 뿐, 변형률에 따른 비틂전단시험과 공진주시험과정은 동일하다. 본 연구에서는 모관흡수력 조절시험과 합리적인 비교를 위해서 다짐함수비를 변화시킨 시험에서는 구속압을 가한 후 36시간 후에 실험을 수행하였다. 구속압을 가한 후 36시간 후에 시험을 하게 되면 평형화 시간이 2~3일 걸리는 모관흡수력 시험과 비교했을 때, 구속압 재하시간에 의한 영향은 없으리라 판단된다 (김종태, 2004).

다짐함수비 조절을 이용하여 함수비 변화에 따른 탄성계수를 살펴보기 위한 각

시료의 시험의 구성은 그림 5.9와 같다. 즉, 시료의 건조단위중량은 최대건조단위중량의 95%로 일정하게 두고, 함수비만 최적함수비를 기준으로 습윤측과 건조측에서 시료를 각각 성형하였다.

모관흡수력 조절로 함수비 변화에 따른 탄성계수를 살펴보기 위한 시험의 구성은 다음과 같다. 먼저 각 노상 시료를 최적함수비와 최대건조단위중량의 95%인 상태에서 성형하였다. 이후 그림 3.5.10과 같이 모관흡수력을 낮은 공기압에서 높은 공기압으로 단계별로 증가시켰는데, 시료가 받는 유효구속압(σc-ua)을 41kPa로 유지시켜주기 위하여 셀압을 모관흡수력 증가만큼 동시에 올려주었다. 이상과 같은 각 시료의 다짐함수비 조절과 모관흡수력 조절 변화에 따른 시험의 구성을 표 3.5.2에 나타내었다.

지반의 함수비가 증가하면 일반적으로 탄성계수는 감소한다. 불포화토에서 함수비의 변화는 모관흡수력의 변화와 큰 상관관계가 있다. 자연상태에서의 불포화토는 계절적 환경 변화에 의해 함수비 변화가 발생하고, 이에 따라 물-공기 사이의 평형을 이루려는 흡수력의 변화는 유효응력의 변화를 일으켜 탄성계수의 변화를 유발한다. 따라서 모관흡수력에 따른 변형특성을 파악하는 것은 매우 중요하다.

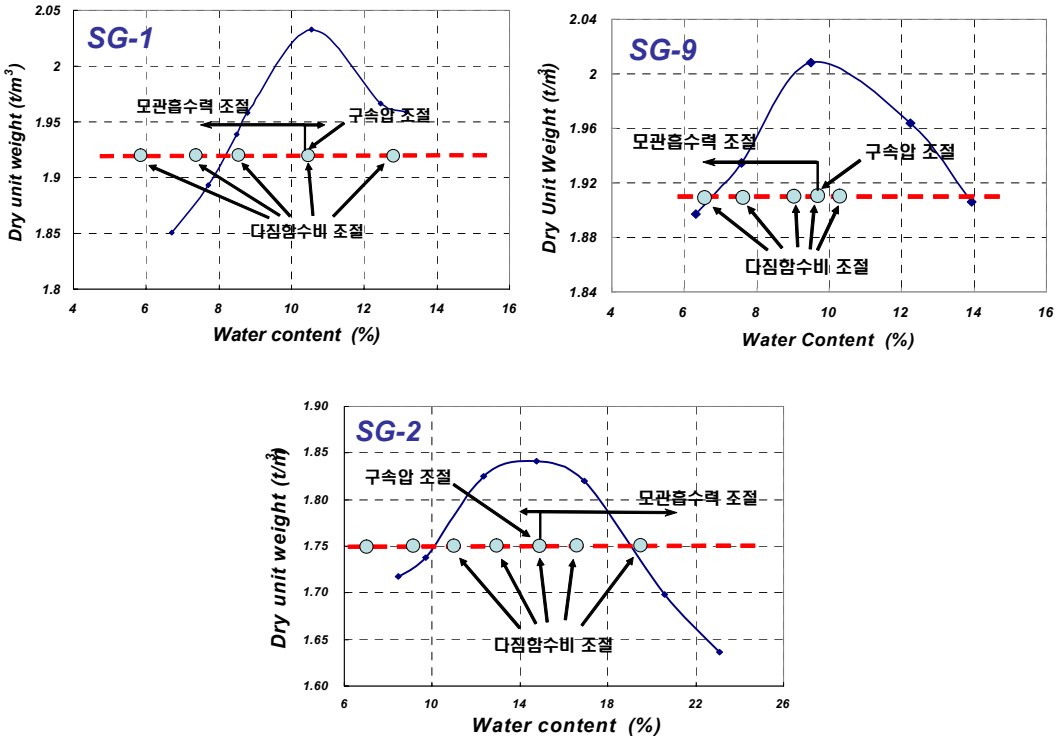


그림 3.5.9 각 다짐재료의 시험종류별 성형조건

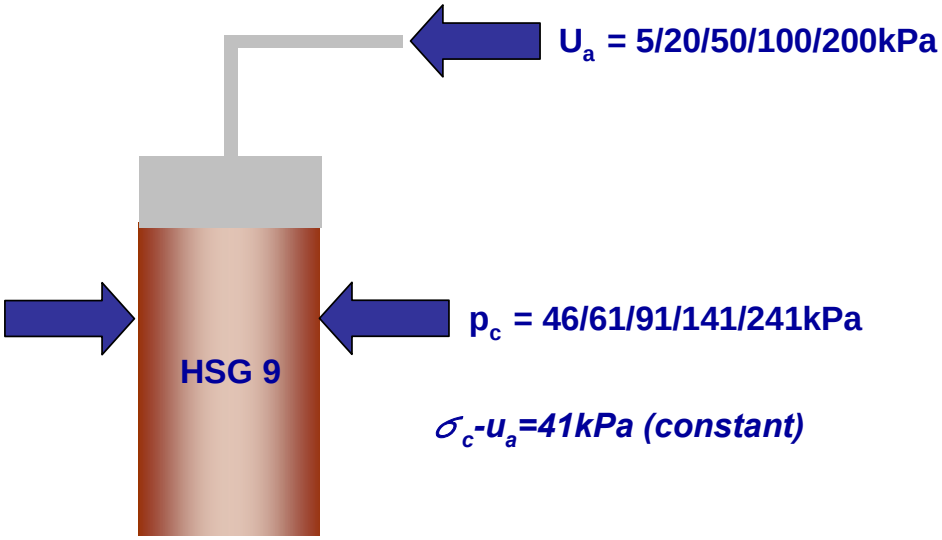


그림 3.5.10 모관흡수력 조절 시험시 시편에 가해지는 응력 조건

표 3.5.2 함수비 변화를 위한 각 시험의 구성

시편	시편 성형 조건		유효구속압 (kPa)	다짐함수비 (%)	모관흡수력 (kPa)
	$\gamma_{d,max}$ (t/m^3)	간극비			
SG-1	1.93	0.38	41	5.9/7.4/8.5/ 10.3/12.7	5/10/20/50/100/ 200/400
SG-9	1.91	0.39	41	6.63/7.67/8.9/ 9.8/12.1	5/20/50/100/200
SG-2	1.75	0.55	41	6.8/8.9/11.4/12.9 /14.8/17.3/19.5/	20/50/100/150/ 200/250/300/400

가. 모관흡수력 변화에 따른 다짐재료의 비선형 변형특성 평가

지반은 응력 및 변형률 크기에 따라 비선형거동을 나타낸다. 그림 3.5.11에 나타난 결과에서 역시 저변형률 영역에서 변형률에 따라 전단탄성계수가 일정하게 나타나는 선형거동을 하다가, 선형한계변형률을 지나면 변형률에 따라 전단탄성계수가 감소하는 비선형 거동을 나타낸다. 그림 3.5.11에 나타난 결과를 살펴보면 모관흡수력이 증가함에 따라 전단탄성계수는 전체 변형률 범위에서 크게 증가하고 있음을 알 수 있다. 이와 같은 이유는 모관흡수력이 증가함에 따라 흙 입자 사이의

유효응력이 증가하기 때문이다.

SG-2 시편의 경우 모관흡수력 증가 비율에 따른 탄성계수의 증가 비율은 나머지 두 시료에 비해 상대적으로 작게 나타났다. SG-2 시편은 소성을 지닌 흙으로 나머지 두 시편과 흙의 종류가 다르고, 시험이 수행된 모관흡수력 범위(20kPa~400kPa)에 해당하는 함수비가 최적함수비를 기준으로 습윤측에 해당한다. 본 연구에서 사용된 공진주/비틂전단시험시스템에 설치된 세라믹 판의 최대 공기 함입치가 500kPa이기 때문에 더 이상의 건조측으로 시험을 수행할 수 없었다. 반면에 대부분 최적함수비의 건조측에서 시험이 수행된 SG-1, SG-9의 경우 모관흡수력 증가 비율에 따른 탄성계수의 증가 비율이 SG-2에 비해 크게 나타남을 알 수 있다. 이와 같은 이유는 시편의 종류에 따른 특성이 주된 원인이지만, 최적함수비를 기준으로 습윤측과 건조측에서 함수비에 따른 탄성계수의 변화 비율이 다르게 나타나는 영향도 생각해 볼 수 있다. 즉, 동일시편이라 할지라도 습윤측에서의 탄성계수 변화 비율보다 건조측에서의 탄성계수 변화 비율이 더 커질 수 있다. 따라서, SG-2 시편의 경우도 건조측에서 시험이 수행되었더라면 탄성계수의 증가 비율은 보다 크게 나타날 수 있을 것으로 예상된다.

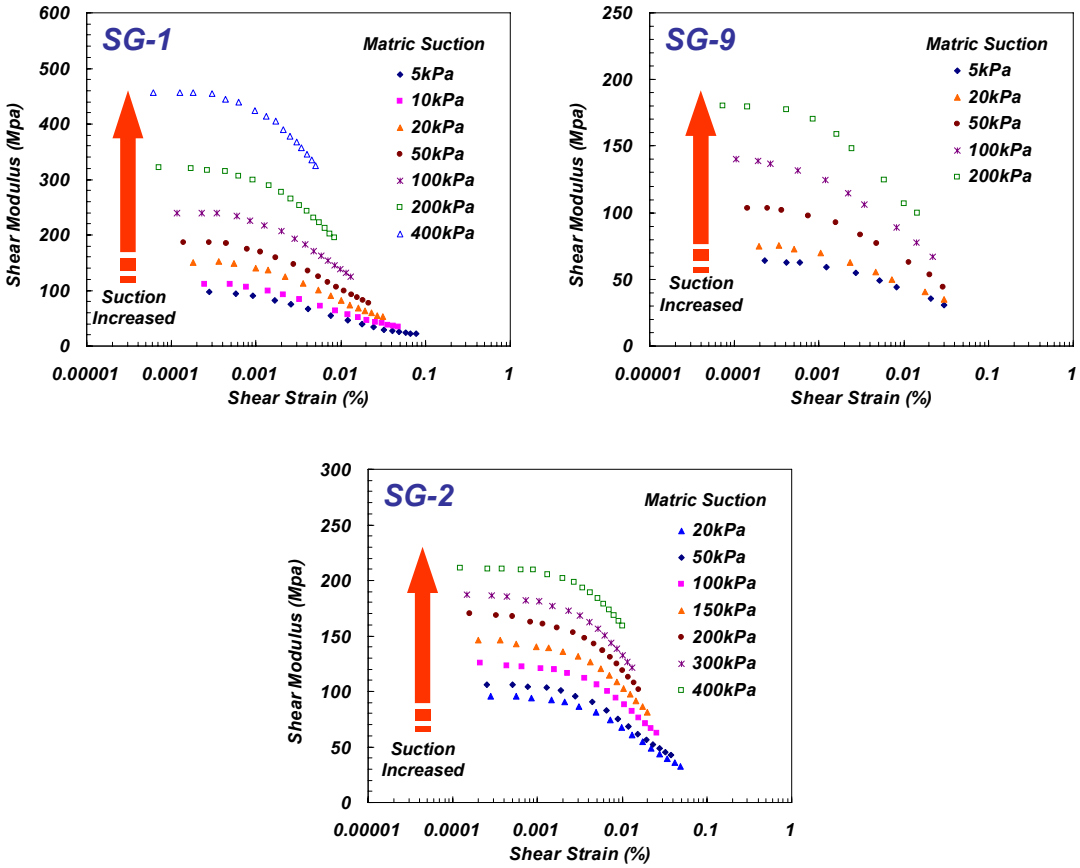


그림 3.5.11 모관흡수력에 따른 전체 변형률 영역의 전단탄성계수 변화

일반적으로 전체 변형률에 따른 탄성계수를 최대탄성계수로 정규화하여 나타내면 시료의 교란, 하중주파수 등에 무관하게 일정하게 나타나며, 시료의 종류에 따라서 일정한 범위에서 결정되는 것으로 알려져 있다(Seed 등, 1984). 그림 3.5.12에 비틂전단시험을 이용한 각 다짐재료의 모관흡수력에 따른 정규화 전단탄성계수 감소곡선을 나타내었다. 모든 시료의 경우에 정규화탄성계수 감소곡선은 모관흡수력에 따른 특정한 경향 없이 일정하게 나타나고 있는데, 이는 선행연구자들의 시험결과(Vinale 등, 1999)와 같은 현상을 나타낸다. 따라서 본 시험에 사용된 다짐재료의 정규화탄성계수 감소곡선은 실험 과정에서의 모관흡수력 변화의 영향을 거의 받지 않는다고 할 수 있다. 이는 현장시험으로부터 획득되는 현장함수비 변화에 따른 최대전단탄성계수(G_{max})에 의존하여 현장 비선형 탄성계수 산정이 가능함을 말해준다.

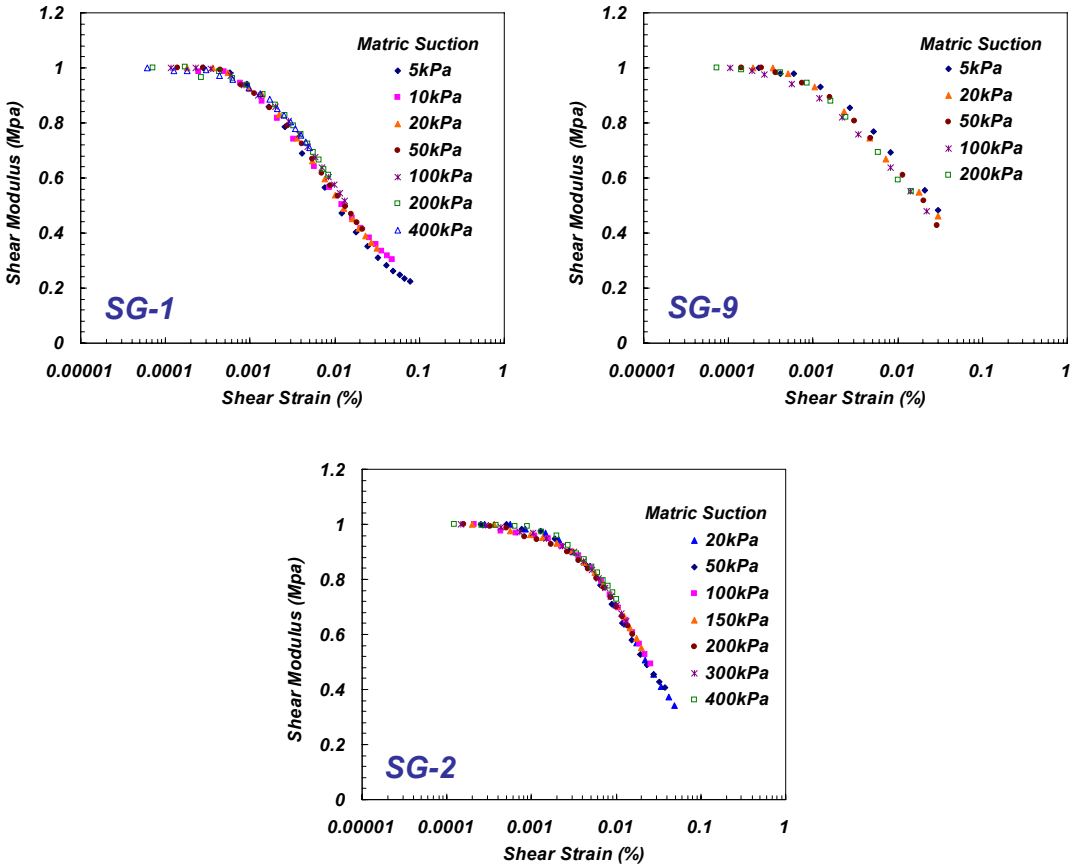


그림 3.5.12 모관흡수력에 따른 정규화 전단탄성계수 감소곡선

나. 모관흡수력 및 다짐함수비 변화에 따른 최대전단탄성계수(Gmax) 비교

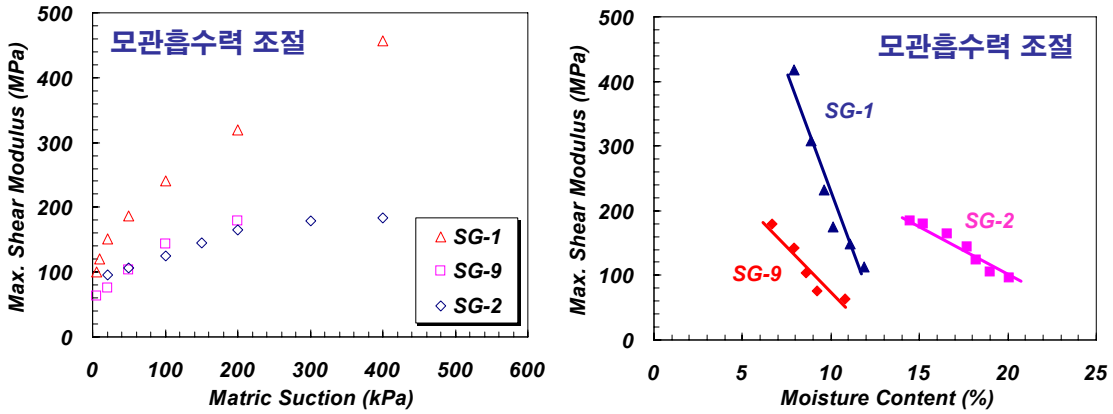
함수비와 모관흡수력의 변화에 따른 탄성계수의 변화 경향을 보다 자세히 살펴보기 위해 비틂전단시험의 최대전단탄성계수(G_{max})만을 이용하여 평가하였다.

각 시료의 모관흡수력 변화에 따른 최대전단탄성계수의 변화를 그림 3.5.13(a)에 나타내었다. 시료의 종류에 따라 모관흡수력의 증가에 따른 탄성계수의 증가 경향이 각각 다르게 나타남을 알 수 있다.

각 시료의 함수특성곡선(시편에 가해지는 모관흡수력에 따른 함수비)을 이용하여 그림 3.5.13(a)의 결과를 함수비 변화에 따른 최대전단탄성계수로 변환하여 그림 3.5.13(b)에 나타내었다. SG-2 시료는 공진주/비틂전단시험시 낮은 모관흡수력단계에서 물이 흡입되는 과정이 너무 오래 걸려 모관흡수력 20kPa 단계부터 시험을 수행하였다.

그림 3.5.13(a)와 비교하였을 때, 함수비를 변수로 나타내면 선형적인 변화 형태

를 나타냄을 알 수 있다. 각 시료의 최적함수비를 고려하면, 같은 모관흡수력 범위(5kPa~400kPa)에서 시험이 수행되었음에도, SG-1, SG-9와 같이 소성이 없는 모래질 흙들은 최적함수비의 건조측에서 대부분의 시험이 이루어진 반면, 소성이 존재하는 점토질 모래인 SG-2 시료의 경우에는 대부분 습윤측에서 시험이 이루어진 것을 알 수 있다. 또한, 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화 비율(그림 3.5.13(b)의 기울기)도 시료 특성마다 큰 차이를 나타내는 것을 뚜렷이 알 수 있다.



(a) 모관흡수력 변수 (b) 함수비 변수

그림 3.5.13 모관흡수력 조절 시험에서의 최대전단탄성계수 변화

한편 그림 3.5.14는 다짐함수비에 따른 최대전단탄성계수의 변화를 나타낸다. 시편의 다짐함수비를 조절한 경우에도 함수비가 감소함에 따라 탄성계수가 증가함을 알 수 있다. SG-2의 경우에는 나머지 두 시료에 비해 상당히 폭 넓은 함수비 범위(6.8%~22%)에서 다짐함수비를 조절하였는데, 함수비가 감소함에 따라 탄성계수가 증가하다가 일정 함수비(11.4%)를 넘어서면 오히려 탄성계수가 감소하는 현상이 발생하였다. 이는 Wu 등(1984)의 시험결과에 상응하는 것으로 Wu는 탄성계수가 최대가 되는 포화도 값을 최적포화도(optimum degree of saturation)라 정의하였다.

그러나 SG-2의 경우와 같이 최적포화도 이후에 탄성계수가 감소하는 현상을 불포화토에서 함수비에 따른 특성으로 보기에는 무리가 따른다. 이와 같은 현상은 불포화토에서 모관흡수력이 증가함에 따라 함수비가 감소하는 현상이 아닌 임의로 함수비를 낮추어 재성형한 시편으로부터 나온 결과로, 다짐시 입자배열 또는 토립자와 물 사이의 흙의 구조 등과 같은 영향요소가 변하면서 탄성계수에 영향을 미

칠 수 있기 때문이다. 광학현미경을 통한 관찰에 따르면, 건조된 두 흙입자들을 서로 가까이 하여 접촉부분에 물방울을 떨어뜨려 메니스커스를 생성시킨 후에 물을 증발시킬 때, 물이 완전히 증발될 때까지 메니스커스의 크기는 작아질지라도 파괴되거나 사라지지는 않는다. 반면에 표면이 젖은 두 흙 입자들을 가까이 가져와 붙도록 할 때 입자표면을 싸고 있는 물 층이 상당히 두껍지 않으면 메니스커스를 형성하지 못한다(조계춘 등, 2002). 따라서 SG-2에서 나타난 최적포화도는 재성형된 시료에서는 나타날 수 있지만, 모관흡수력이 증가하여 단계별로 함수비가 감소하는 자연상태의 흙에서는 적용이 어렵다.

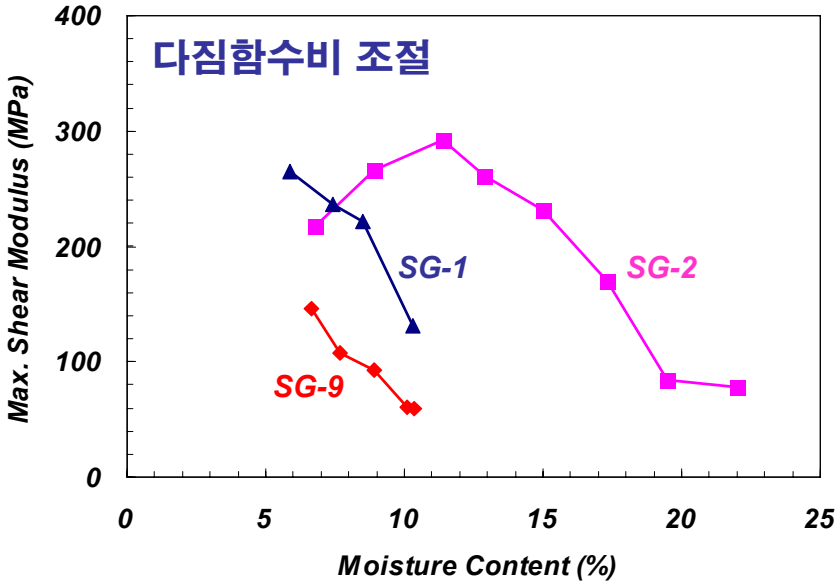


그림 3.5.14 다짐함수비 조절 시험에서의 최대전단탄성계수 변화

현장 상황을 모사한 모관흡수력에 의해 함수비가 조절되는 시험에서의 탄성계수 변화와 다짐함수비 조절 시험에서의 탄성계수 변화를 비교하여 그림 3.5.15에 나타내었다. 또한 탄성계수의 변화 경향을 보다 쉽게 파악하기 위하여 선형 회귀분석 결과를 함께 나타내었다.

각 시료의 결과를 살펴보면, 먼저 SG-1 시료와 SG-9 시료의 경우에는 두 시험방법에서 결과의 차이가 뚜렷이 나타났다. 두 시험방법 모두 함수비가 감소함에 따라서 탄성계수 크기가 증가하는 현상은 같지만, 동일 함수비에서 탄성계수 크기와 함수비에 따른 탄성계수의 변화 비율은 큰 차이를 나타내고 있다. 최적함수비 근처

에서는 두 시험의 결과가 비슷한 반면에, 함수비가 감소할수록 모관흡수력을 조절한 시험에서 구한 탄성계수가 다짐함수비를 조절한 시험에서의 탄성계수보다 큰 값을 나타낸다. 이는 앞서 언급한 다짐함수비의 변화에 따라 재성형하는 시료에서 흙입자와 물 사이의 형성되는 메니스커스의 차이와 같은 흙의 구조 및 배열의 영향이 건조측으로 갈수록 차이가 크게 나타나기 때문으로 판단된다. 따라서 SG-1, SG-9와 같이 소성이 없는 조립질 모래의 경우 실내에서 다짐함수비의 변화로 시료를 성형하여 건조측에서 함수비에 따른 현장 탄성계수를 예측하는 것은 큰 오류를 발생할 수 있다.

한편, SG-2 시료의 경우에는 두 시험방법에서 탄성계수의 크기 및 함수비에 따른 변화 경향이 최적함수비를 기준으로 습윤측에서는 크게 차이가 없는 것으로 나타났다. 그러나 다짐함수비를 조절한 시험의 경우 최적포화도의 영향으로 최적함수비를 기준으로 건조측에서 함수비에 따른 탄성계수의 변화 경향을 살펴보면 습윤측과 상이함을 알 수 있다. SG-2 시료의 모관흡수력 조절 시험과정에서 보다 큰 모관흡수력을 가할 수 있어서 건조측의 상당부분까지 시험 결과를 얻었으면 건조측에서는 다른 경향을 나타낼 것으로 판단된다.

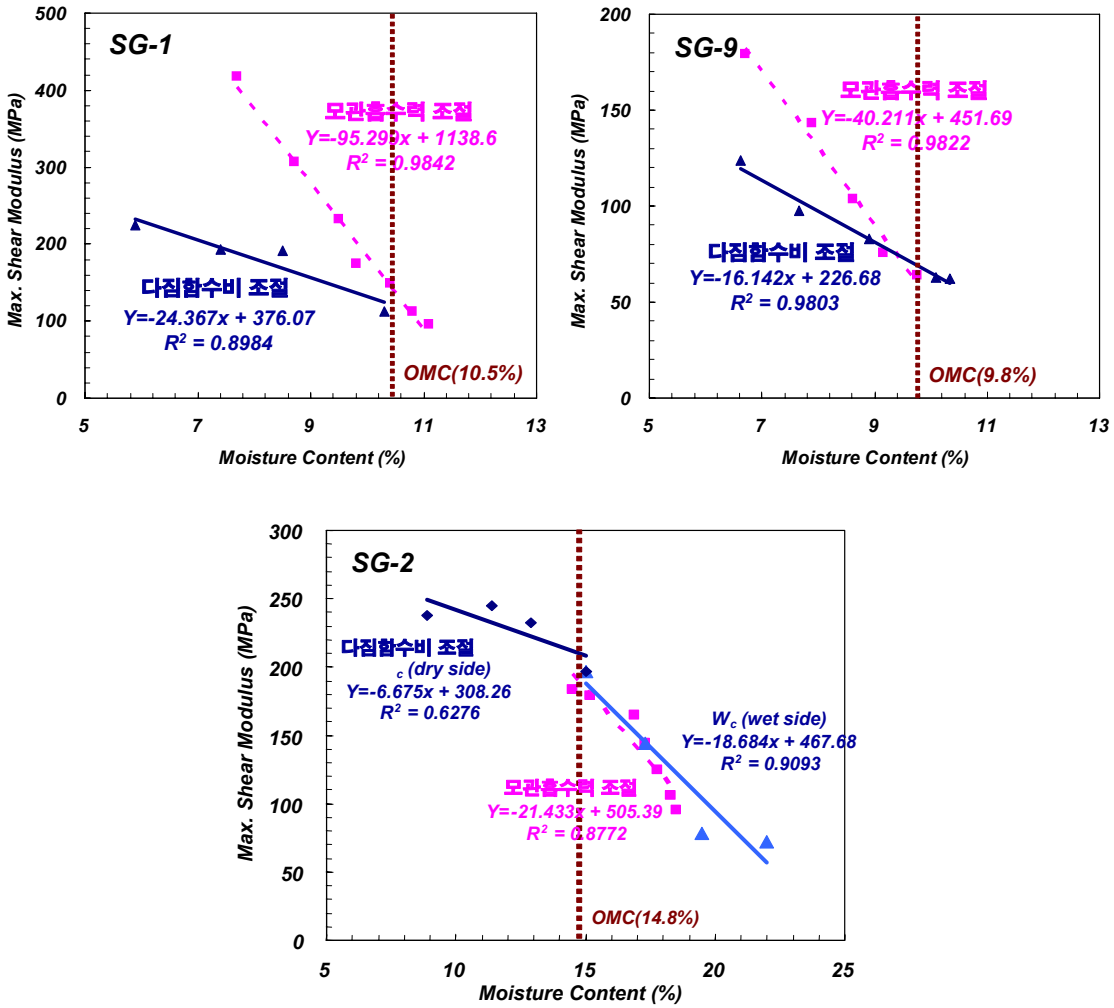


그림 3.5.15 모관흡수력 조절 및 다짐함수비 조절 시험의 결과 비교

4. 탄성계수에 대한 함수비 영향 모델

다짐지반의 가장 대표적인 예로서 노상토의 함수비 변화에 따른 탄성계수를 예측하는데 사용되는 함수비에 대한 영향 모델은 크게 두 가지 형태로 분류할 수 있다. 먼저 탄성계수 구성모델을 산정시에 응력조건(축차응력, 체적응력) 이외에 함수비도 변수로 삼아 전체적인 모델을 구성하는 방법이 하나이고, 최적함수비 상태에서 응력조건에 대한 구성모델을 먼저 산정한 후, 함수비 변화에 대한 탄성계수의 변화를 최적함수비 상태일 때의 탄성계수로 정규화하여 별도의 모델을 작성하여 고려해주는 방법이 또 하나의 방법이다. 2002 AASHTO 설계법에서는 후자의 방법을 채택하고 있는데, 본 연구에서도 이와 같은 방법을 사용하여 국내 다짐지반에 대한 함수비의 영향 모델을 산정하고자 한다.

본 연구에서는 공진주/비틂전단시험시스템을 모관흡수력 조절이 가능하도록 개선하여 현장 다짐지반의 불포화토 특성에 맞는 흡수력 변화에 따른 함수비 변화를 모사할 수 있었다. 앞 장에서 획득한 공진주/비틂전단시험 결과를 바탕으로 함수비 영향 모델을 검토하고, 다짐함수비 변화에 따른 시험을 통해서도 함수비 영향 모델을 검토하여 비교하였다.

가. 함수비 영향모델 검토

2002 AASHTO 설계법에서는 최적함수비일 때의 노상토의 응력조건에 따른 구성모델을 기본으로, 현장의 계절적 환경변화에 따라 발생하는 함수비, 동결, 융해 등에 의한 탄성계수의 증감을 비율로 곱하여 나타내고 있다. 즉, 공용상태의 포장구조체에서 노상토의 임의의 환경조건에서 탄성계수는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$M_R = M_{R,opt} \times F_{env} \qquad (3.5.2)$$

여기서, MR = 노상토의 회복탄성계수

MR,opt = 초기 다짐시(최적함수비, 최대건조밀도) 회복탄성계수

Fenv = 환경조건에 따른 영향계수

환경조건에 따른 영향계수는 동결이 발생한 흙은 동결에 의한 영향, 동결이 발생

하지 않은 흙은 함수비에 의한 영향 등을 독립적으로 산정하게 된다. 따라서 동결되지 않은 흙은 함수비에 의한 영향(f(ω), FU)만 받으며, 식 (3.5.3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_R = M_{R,opt} \times F_U \tag{3.5.3}$$

따라서, 함수비에 의한 영향 모델은 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화를 최적함수비일 때의 탄성계수로 정규화하여 나타낼 수 있다. 즉, 임의의 함수비에 대한 탄성계수의 변화모델은 최적함수비와의 차이(ω-ωopt)에 따른 최적함수비 상태의 탄성계수에 대한 변화 비율 형태(MR/MR,opt)의 모델이다.

본 연구에서는 이상과 같은 함수비 영향모델에 관해 지금까지 알려진 대표적인 3가지 형태의 회귀분석식을 검토하였으며, 각 모델들의 형태와 특징을 표 5.3에 나타내었다. 2002 AASHTO 설계법에서는 모델 3의 형태를 제안하고 있는데, 함수비가 낮은 건조측에서 과도한 회복탄성계수의 산정을 방지하기 위해 탄성계수의 최대 증가를 2.5배 이내에서 제한한 수정된 형태를 제시하고 있다(Witczak 등, 2000). 그러나 본 연구에서 모관흡수력 조절을 이용하여 함수비에 따른 탄성계수 변화를 살펴본 결과, 사질성분의 노상토(SG-1, SG-9) 시료의 경우 건조측에서 함수비는 최적함수비일 때 보다 3% 정도 감소하였지만, 탄성계수는 3배의 증가가 나타남을 확인하였기 때문에, 현 단계에서는 수정된 형태를 사용하지 않고 원래의 회귀분석식을 그대로 사용하여 영향모델을 평가하였다. 향후, 보다 시험 함수비 범위를 확장하여 탄성계수 증가의 최대값에 제한을 두는 수정된 모델 연구가 필요하다.

표 3.5.3 함수비 영향모델 검토에 사용된 회귀분석 모형

구분	모델 형태	모델의 특징
모델 1	$\frac{E}{E_{opt}} = k_1 + k_2(w - w_{opt})$	최적함수비와의 차이를 선형 변수로 한 모델
모델 2	$\frac{E}{E_{opt}} = k_1 + k_2(w - w_{opt}) + k_3(w - w_{opt})^2$	최적함수비와의 차이를 포물선 형태로 한 모델
모델 3	$\frac{E}{E_{opt}} = 10^{k_w(w - w_{opt})}$	최적함수비와의 차이를 지수 형태로 한 모델

본 연구에서는 함수비 영향모델을 평가하는데 있어서 비틂전단시험 결과를 이용하였다. 함수비를 고려한 노상토의 회복탄성계수 산정이 식 (3.5.3)과 같이 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화비율을 독립적으로 산정하여 최적함수비 상태일 때의 회복탄성계수에 적용하는 방법을 사용하기 때문에, 공진주/비틂전단시험으로 탄성계수에 대한 함수비 영향을 평가하여 적용하여도 무방하다.

또한, 함수비 변화는 정규화 탄성계수 감소곡선에 크게 영향을 주지 못하였고, 변형률 크기에 대해서는 거의 영향이 없는 것으로 나타났다. 따라서 함수비 변화에 따른 탄성계수의 증감 비율을 평가하는데 있어서 일률적으로 한 변형률에서의 탄성계수를 선정한다면, 어느 변형률 크기의 탄성계수를 사용하더라도 함수비 영향모델의 결정에는 크게 차이는 없을 것이다.

각 모관흡수력에 대한 함수비는 압력판추출시험을 이용하여 산정한 함수특성곡선을 사용하였다.

한편, 모관흡수력 조절시험과의 비교를 위해 다짐함수비 변화에 따른 함수비 영향 모델도 함께 평가하였다. 시험결과로부터 모델계수 산정을 위한 각 노상토 시료의 모관흡수력에 따른 비틂전단시험 결과를 표 5.4에, 다짐함수비 변화에 따른 비틂전단시험 결과를 표 3.5.5에 나타내었다.

표 3.5.4 함수비 영향모델 평가를 위한 모관흡수력 조절 비틂전단시험 결과

모관흡수력 (kPa)	SG-1	5	10	20	50	100	200	400
	SG-9	5	20	50	100	200		
	SG-2	20	50	100	150	200	300	400
함수비 (%)	SG-1	13.2	11.9	11.1	10.1	9.6	8.9	7.9
	SG-9	10.8	9.2	8.6	7.9	6.7		
	SG-2	20.1	19.0	18.2	17.7	16.6	15.2	14.5
G_{max} (MPa)	SG-1	95.9	112.7	151.2	186.4	240.6	319.2	457
	SG-9	66.5	78.8	107.9	149	186.8		
	SG-2	100.7	111.6	130.9	152.1	173.5	188.5	193.5

표 3.5.5 함수비 영향모델 평가를 위한 다짐함수비 조절 비틂전단시험 결과

함수비 (%)	SG-1	10.3	8.5	7.4	5.9	
	SG-9	10.4	10.1	8.9	7.7	6.6
	SG-2	19.5	17.3	15	12.9	11.4
G_{max} (MPa)	SG-1	64.6	65.4	86.4	101.5	128.9
	SG-9	117.7	199.0	201.0	234.5	
	SG-2	82.9	151.9	206.7	244.6	257.8

표 3.5.5와 표 3.5.6에 나타난 비틂전단시험 결과로부터 산정한 3종의 다짐재료의 각 함수비 영향모델 계수들을 회귀분석을 통해 산정하였다. 각 모델들의 결정계수를 살펴보면 대부분 0.9 이상으로 상당히 높은 상관성을 나타내고 있다. 이는 각 모델들을 결정한 함수비 범위내에서의 결과로서, 시험에 사용된 함수비 범위 이상으로 확장을 하게 되면 상관성이 다소 감소할 가능성이 있다. 그러나 실제 현장 노상토의 함수비가 실내시험에서 사용된 범위내에서 변화된다면, 함수비 영향모델을 이용하여 신뢰성 높은 현장 노상토의 탄성계수를 예측할 수 있을 것이다.

10곳의 LTPP 현장에서 기상데이터를 바탕으로 환경변화예측 프로그램(EICM)을 이용하여 함수 변화를 예측한 결과, 노상토의 경우에는 대부분 최적함수비에 해당하는 포화도의 30% 이내에서 변화가 나타났다(Witczak, 2000). 즉, 노상토, 흙 사면과 같은 자연상태에서의 불포화토의 모관흡수력의 범위는 일반적으로 그리 크지 않을 것으로 예상되기 때문에, 본 시험에서 적용한 모관흡수력의 범위 (5kPa~400kPa)내의 시험결과로부터 함수비에 따른 탄성계수의 변화를 평가하는데 큰 무리가 따르지 않는다. 실제 현장에서 함수비를 측정하였을때도, 모관흡수력 조절시험에서와 같이 SG-1, SG-9의 노상토는 최적함수비보다 건조측에 함수비가 존재하였고, SG-2 노상토의 경우 한 여름철에도 습윤측에 함수비가 존재하였다. 따라서, 본 연구에서 적용한 모관흡수력 범위 내에서 함수비에 따른 탄성계수를 평가하는 것은 크게 문제가 되지 않으리라 판단된다.

나. 함수비 영향모델 비교

3종의 노상토에 대하여 모관흡수력을 조절한 비틂전단시험 결과로부터 함수비에 따른 영향모델로 평가한 3가지 형태의 회귀분석 모델을 함수비에 따라 그림 3.5.16에 나타내었다.

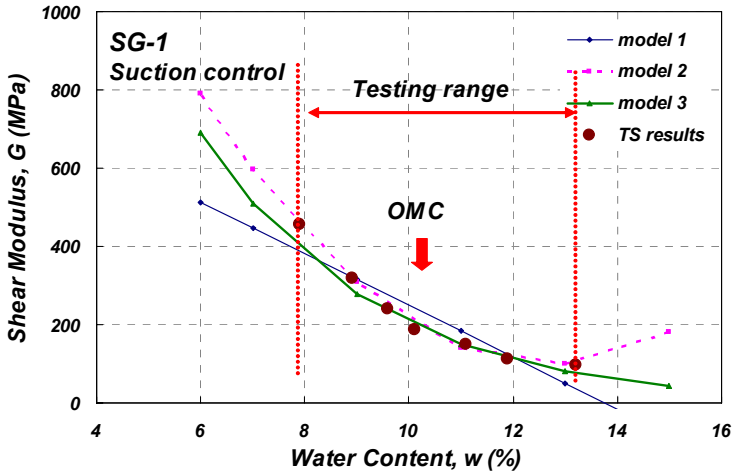
모든 노상토에 대하여 시험에 적용된 범위(모관흡수력=5kPa~400kPa)내에서는 모델종류, 모델변수에 상관없이 실제의 비틂전단시험결과에 상당히 부합되는 결과를 나타내었다. 따라서, 현장 노상토의 연중 함수비 변화(모관흡수력 변화)가 시험에 적용된 범위내에 존재한다면, 어떤 모델을 적용하더라도 신뢰성 있는 탄성계수 예측이 가능할 것이다. 그러나 모델 산정을 위한 시험에 적용된 함수비 범위 밖으로 확장하여 적용한다면, 모델 종류별로 차이가 크게 나기 때문에 각각의 모델의 특성

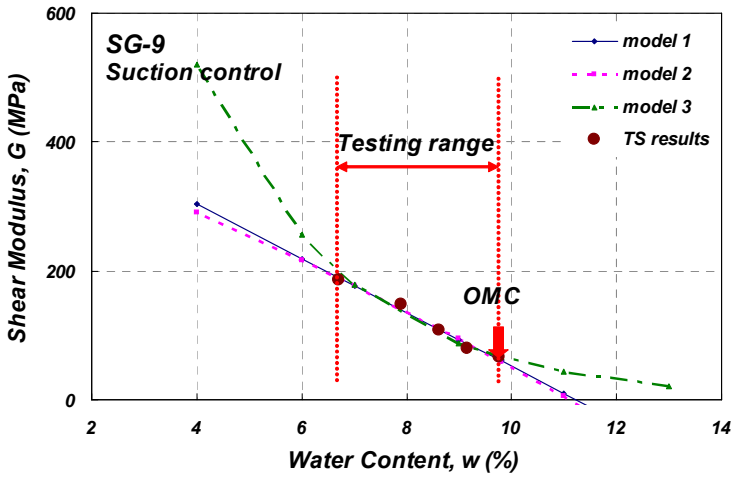
을 파악하는 것이 중요하다.

그림 3.5.16에 나타난 결과를 살펴보면 선형모델(model 1)의 경우, 모델 계수를 산정한 함수비의 시험범위 보다 큰 습윤측에서는 탄성계수가 음수로 나타나기 때문에 확장하여 적용하기에 문제가 따른다. 포물선 형태의 모델(model 2)의 경우에도 최적함수비의 습윤측에서 음수를 나타내거나(SG-9) 변곡이 발생하여 탄성계수가 다시 증가하는 모습(SG-1)을 보이고 있기 때문에 시험 함수비보다 습윤측으로의 확장에는 어려움이 발생한다. 반면에 2002 AASHTO 설계법에서 제안한 지수형태의 모델 3의 경우 건조측에서 다소 큰 값을 예측하기는 하지만 다른 모델에 비하여 확장성에 있어서는 합리적인 적용이 가능하다.

이상으로부터 모델 변수를 평가한 함수비 또는 모관흡수력의 시험범위내에서는 어떠한 모델을 사용해도 합리적인 적용이 가능하지만, 시험범위 이상으로 확장을 할 경우에 있어서는 주의가 필요함을 알 수 있다. 본 연구에서는 2002 AASHTO 설계법에서 제안한 모델 3과 같은 지수형태의 모델을 제안하고자 한다. 2002 AASHTO 설계법에서는 함수비가 낮은 건조측에서 과도한 회복탄성계수의 산정을 방지하기 위해 탄성계수의 최대 증가를 2.5배 이내에서 제한한 수정된 형태를 제시하고 있다(Witczak 등, 2000). 그러나 앞에서 언급하였듯이, 본 연구에서 모관흡수력 조절을 이용하여 시험을 수행한 결과, SG-1, SG-9 시료의 경우 건조측에서 함수비는 최적함수비일 때 보다 3% 정도 감소하였지만, 탄성계수는 3배의 증가가 나타남을 확인하였다. 따라서, 수정모델을 적용하여 제한값을 설정하기에는 매우 큰 모관흡수력 단계에서의 시험결과가 필요하므로, 현 단계에서는 수정된 형태를 사용하지 않고 원래의 회귀분석 식을 그대로 사용하여 영향모델을 평가하였다. 향후, 보다 중요한 것은 대략적으로라도 파악한 실제 현장 노상토의 연중 함수비 변화 범위내에서 시험을 통해 함수비 영향모델을 결정하는 것이다.

시험방법에 따른 함수비 영향모델의 비교를 위해 그림 5.17에 모관흡수력을 조절하여 함수비를 변화시킨 시험결과와 다짐함수비를 바꾸어 함수비를 변화시킨 시험결과로부터 산정한 모델을 나타내었다. SG-2 노상토의 경우 다짐함수비 조절 시험결과를 이용시 탄성계수가 최대값을 나타내는 최적포화도 이후의 결과값들은 모델변수 산정 과정에서 제외시켰다





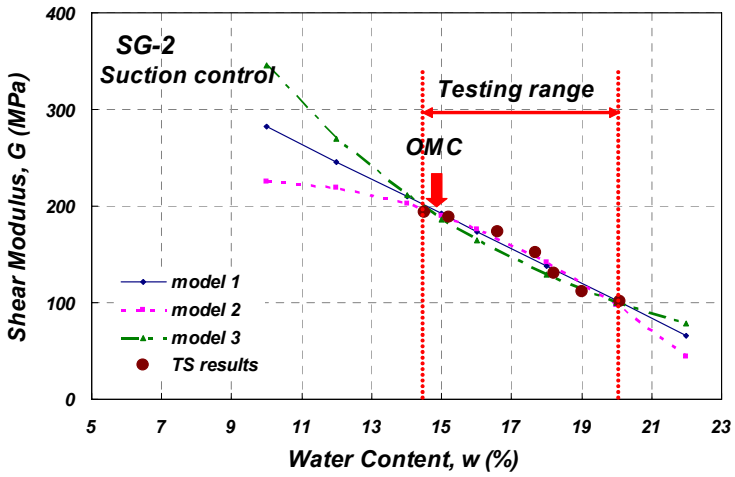


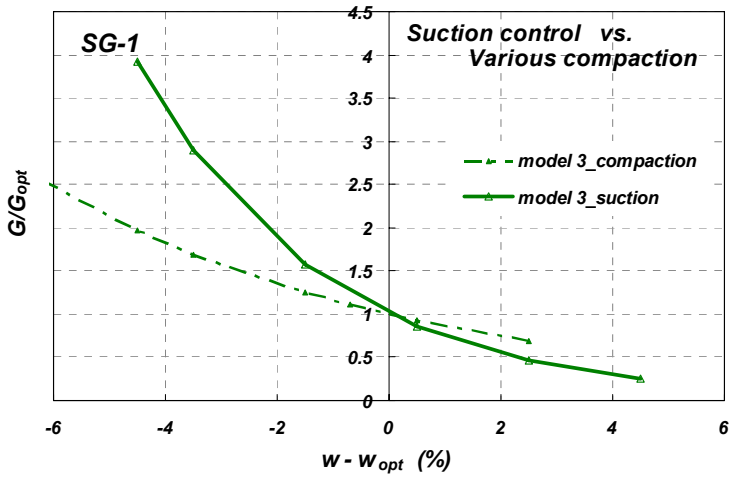
그림 3.5.16 함수비를 변수로 한 각 모델의 비교

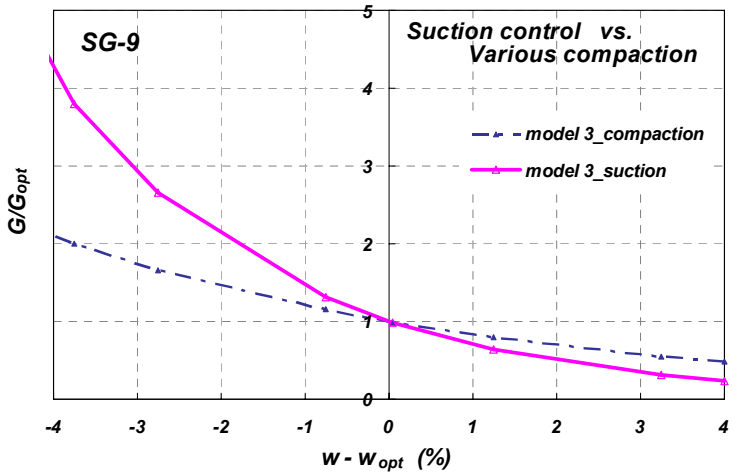
결과를 살펴보면, 소성이 없는 SG-1, SG-9 노상토의 경우 특히, 최적함수비의 건조측에서 모관흡수력 조절시험과 다짐함수비 조절시험사이에 차이가 크게 발생하였다. 점토질 성분이 포함된 SG-2 노상토의 경우에는 모관흡수력 조절시험과 다짐함수비 조절시험에 따른 차이가 거의 없음을 알 수 있다.

즉, 함수비 영향모델을 평가하는데 있어서도 기존의 다짐함수비 조절방법과 본 연구에서 수행한 모관흡수력 조절방법에 따라 특히 건조측에서 차이가 크게 발생함을 알 수 있었다. 반면에, 함수특성곡선은 압력판 추출시험으로부터 별도로 산정하여 적용하여도 크게 문제가 없으리라 판단된다.

본 연구에 사용된 각 노상토 시료의 함수비 영향 모델을 함수비를 변수로 한 모델과 모관흡수력을 새롭게 변수로 설정하여 산정한 모델을 표 3.5.6 에 나타내었다.

비틂전단시험을 수행한 3개의 시료에 대해서는 개별적으로 함수비 영향모델을 나타내었다. 물론 매우 중요한 도로의 설계에서는 실제 시공에 사용되는 다짐재료에 대해 함수특성곡선을 산정하고, 모관흡수력 시험을 이용하여 함수비 영향모델을 결정하는 것이 바람직하다. 그러나 일반적인 도로에 대해서는 경제성과 편의성을 고려하면 매 설계시마다 별도의 시험을 수행하지 않고 노상토의 종류를 입도분포, 소성지수 등의 기본 물성치에 대하여 구분하고, 분류된 노상토의 시험 데이터베이스로부터 대표적인 함수특성곡선과 함수비 영향모델을 결정하여 적용하는 것이 바람직하다.





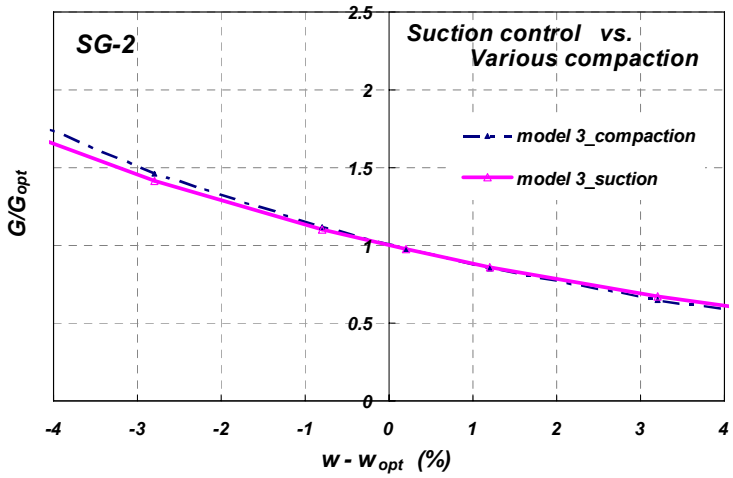


그림 3.5.17 시험방법에 따른 함수비 영향 모델 비교

5. 개선된 압력판추출시험기를 이용한 다짐후 다짐지반의 탄성계수 평가

개선된 압력판추출시험기는 앞에서 언급하였듯이 일반적으로 불포화토의 함수특성곡선을 획득하기 위해 널리 이용되는 압력판추추출시험기(Volumetric Pressure Plate Extractor, VPPE)와 각 모관흡수력 단계에서 지반의 탄성계수를 간편하게 측정할 수 있는 벤더엘리먼트 시험을 결합하여 기존에 사용하고 있는 공진주/비틂전단시험시스템의 단점을 보완하고 그 역할을 대신할 수 있도록 하였다.

본 시험 시스템에서 사용하는 시험 시편의 높이는 20mm로 공진주/비틂전단시험 또는 삼축압축시험에서 사용하는 시편의 높이인 100mm 또는 150mm보다 월등히 작다. 일반적으로 시편에 모관흡수력을 가한 후 함수비 평형화에 이르는 시간은 시편 높이의 제곱에 비례한다(Soilmoisture Equipment Corporation). 따라서 기존 시험 시스템과 비교하여 상당히 빠른 시간 안에 시험을 완료할 수 있어, 국내에 분포된 다양한 종류의 흙을 대상으로 실험을 수행하여 D/B를 구축하고, 이를 바탕으로 탄성계수에 대한 함수비 영향모델을 구성하기 위해서도 본 시험 시스템을 사용하는 것은 강점을 갖는다. 또한 시편으로부터 물이 나오는 건조과정뿐만 아니라, 물이 침투해 들어가는 습윤과정까지 쉽게 구현이 가능하므로 시험과정에 따른 탄성계수의 이력현상을 평가하는 것이 가능하다.

공진주/비틂전단시험, 삼축압축시험과 달리 압력판추출시험 시, 시험 시편에 가해지는 유효구속압(net stress)의 값은 0이다. 따라서 구속응력의 영향을 받지 않고, 오직 모관흡수력에 의한 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화 경향을 평가 할 수 있는 이점이 있다. 이는 AASHTO 2002 설계법과 같이 응력에 따른 영향과 함수비 변화에 따른 영향을 독립적으로 고려하는 모델식을 구성할 경우, 합리적인 시험 방법이 될 것이다.

또한 불포화토의 함수특성곡선, 전단강도, 탄성계수 등의 물성을 평가할 때, 각각의 모관흡수력 단계에서의 함수비 평형화 시점을 정확하게 결정하여야 한다. Sivakumar(1993)는 연구 결과에서 함수비 변화량이 0.04%/일 이내가 되는 시간을 평형화 시점으로 발표하였고, 많은 선행연구자들도 뷰렛 시스템으로 시편으로부터 나오고 들어가는 물의 양을 측정하여 평형화 시점을 결정하였다(이성진, 2004. Kim 등, 2003; Vinale 등, 1999). 본 시험 시스템에서는 뷰렛 시스템뿐 아니라, 프록시미

터를 이용하여 물의 유입과 방출로 인한 시편의 부피 변화율을 측정하고, 동시에 벤더엘리먼트 시험으로부터 시편의 전단파 속도 변화율을 함께 평가함으로써 평형화 시점을 정확하게 결정하게 된다.

가. 다양한 모관흡수력 및 함수비에 따른 최대 전단탄성계수(Gmax) 평가

지반의 전단파속도(V_s)를 결정하기 위한 S파의 전파거리는 벤더엘리먼트의 양단 끝 사이의 거리(tip-to-tip)를 적용하였고, 본 연구에서는 약 78mm의 전파거리가 산정되었다. 또한 전파시간은 그림 5.18에 나타낸 바와 같이 가진신호의 가진 시점과 수신신호의 전단파 도달 시점의 차이를 이용하는 Start-to-Start 방법을 적용하였다. S파의 최초 도달 시점은 수신신호에서 P파 및 근접장 효과에 따른 신호를 고려하여 주요한 S파의 도달을 확인한 후, S파 도달 이전에 이들의 영향을 받지 않는 부분의 평균 전압값(DC)과 첫 번째 S파의 측정 전압값이 일치하는 시점(그림 5.18, “Arrival”)으로 결정하였다(김동수 등, 2005).

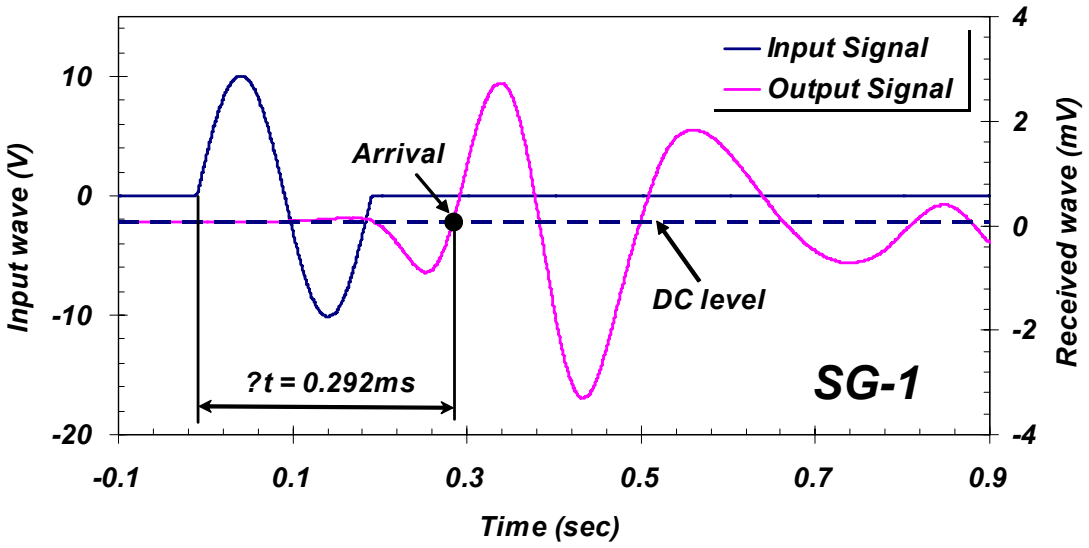
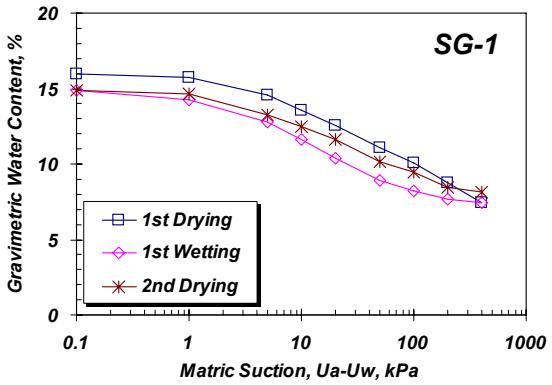


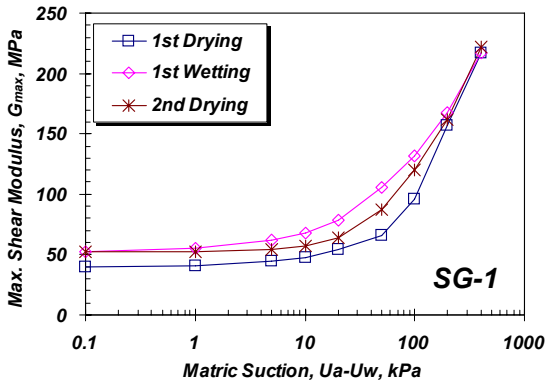
그림 3.5.18 시험방법에 따른 함수비 영향 모델 비교

새롭게 개발된 본 시험 시스템의 검증을 위해, 특성이 다른 3개의 다짐재료를 이용하여 시험을 수행하였다. 사용된 다짐재료는 SG-1, SG-2, SG-3으로 소성지수가 각각 NP, 14.2, 4.9를 나타내고 있다(표 3.5.1).

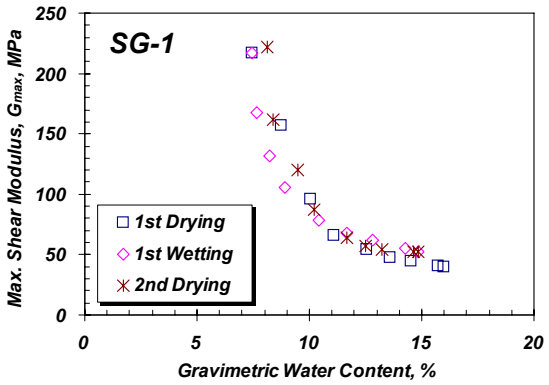
시험에 사용된 다짐재료의 함수특성곡선 및 모관흡수력, 함수비에 따른 탄성계수의 이력현상에 대한 시험 결과를 그림 3.5.19~3.5.21에 나타내었다.



(a) 함수특성곡선

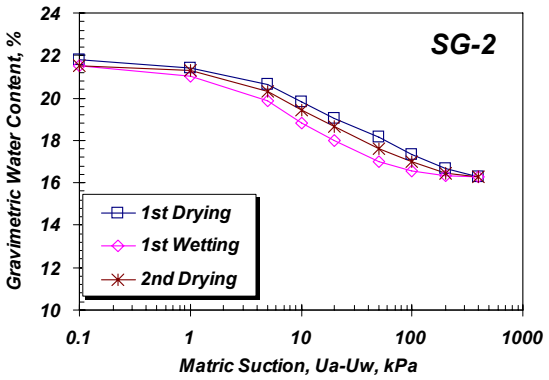


(b) 모관흡수력에 따른 탄성계수 변화

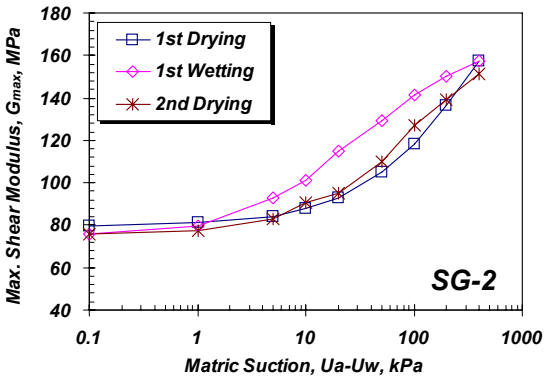


(c) 함수비에 따른 탄성계수 변화

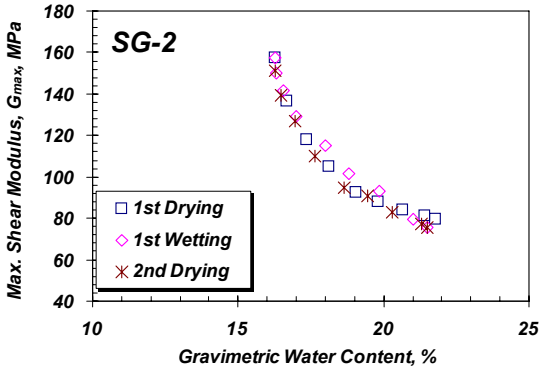
그림 3.5.19 건조 및 습윤과정에 따른 이력현상 평가 (SG-1)



(a) 함수특성곡선

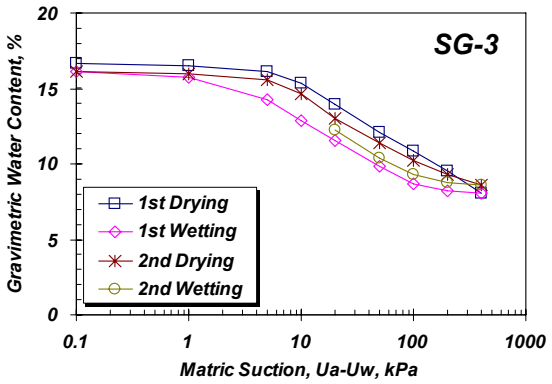


(b) 모관흡수력에 따른 탄성계수 변화

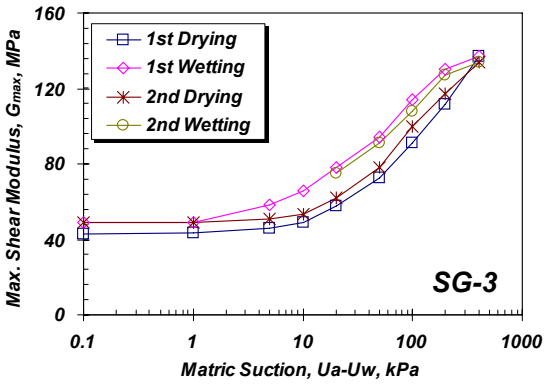


(c) 함수비에 따른 탄성계수 변화

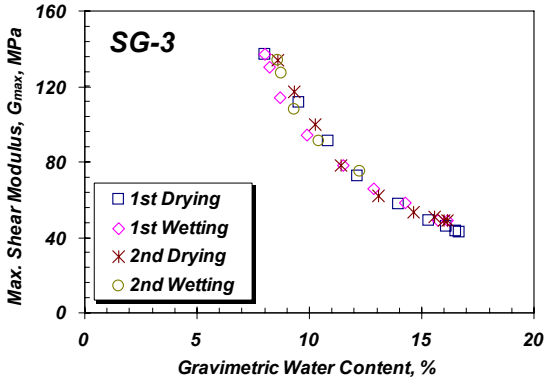
그림 3.5.20 건조 및 습윤과정에 따른 이력현상 평가 (SG-2)



(a) 함수특성곡선



(b) 모관흡수력에 따른 탄성계수 변화



(c) 함수비에 따른 탄성계수 변화

그림 3.5.21 건조 및 습윤과정에 따른 이력현상 평가 (SG-3)

그림 3.5.19(a)~3.5.21(a)에 나타낸 각 다짐재료의 함수특성곡선과 그림 3.5.19(b)~3.5.21(b)의 모관흡수력에 따른 탄성계수의 변화를 결합하여 그림 3.5.19(c)~3.5.21(c)의 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화를 평가하였다. 비틂전단시험 결과와 마찬가지로 모관흡수력이 0.1kPa에서 400kPa로 증가함에 따라 입자사이의 유효응력이 증가하여 탄성계수의 값이 증가하는 것을 확인할 수 있고(건조과정), 모관흡수력이 10kPa을 넘어서면서 탄성계수가 급격히 증가하는 것을 확인할 수 있다. 이는 지반의 공기함입치(Air Entry Value)와 관련이 있는 것으로 판단된다. 시편의 길이가 100mm 정도의 비틂전단시험에서는 모관흡수력에 따른 확연한 탄성계수 평가에 초점이 맞춰져 있었으므로 이와 같은 현상을 관찰할 수 없었다. 그리고 모관흡수력이 400kPa에서 0.1kPa로 감소함에 따라 탄성계수는 다시 감소하였다(습윤과정). 여기서 흥미로운 점은 위에서 언급한 함수특성곡선과 모관흡수력에 따라 평가

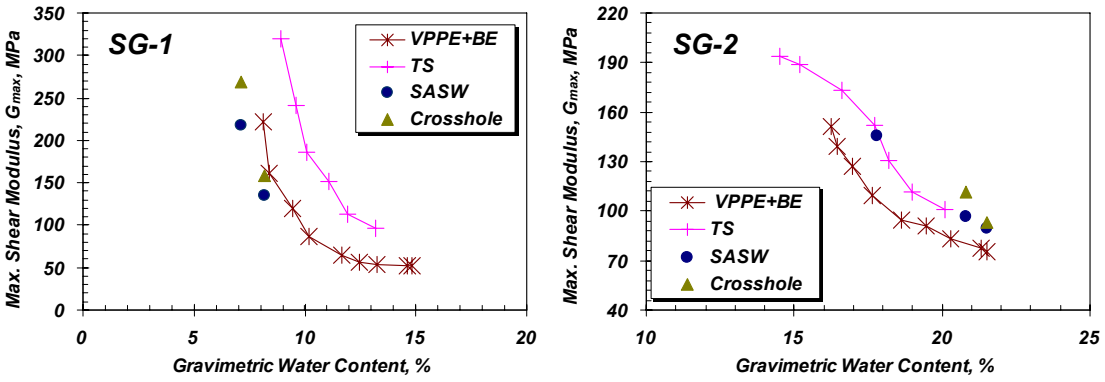
된 탄성계수가 건조과정과 습윤과정에서 이력현상을 나타내지만, 함수비 변화에 따른 탄성계수 값으로 변환하면서 건조 및 습윤과정에 관계없이 하나의 대표 곡선으로 나타낼 수 있다. 또한 건조과정과 습윤과정이 반복함에 따라 이력현상에 의한 탄성계수의 차이가 감소하고 하나의 곡선으로 수렴해 가는 것을 확인할 수 있다. 추후 다양한 시료에 대해 D/B를 구축할 때는 1차 건조과정에 대해서는 한 번에 공기압을 400kPa을 가하고 일정 시간 안정화 시킨후, 다시 공기압을 0.1kPa까지 감소시켜 습윤과정을 재현하고자 한다. 이와 같은 방법을 이용하여 이력현상의 영향을 제거한 후, 0.1, 1, 5, 10, 20, 50, 100, 200, 400kPa로 세세히 증가시키면서 두 번째 건조과정을 재현하여 대표 결과를 획득하는 것이 효율적일 것으로 판단된다.

나. 모관흡수력 조절 비틂전단시험 결과 및 현장시험 결과와의 비교

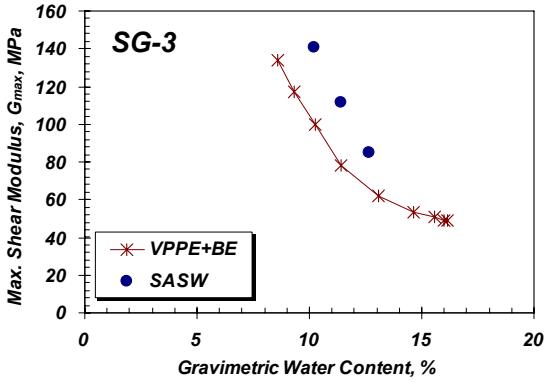
개선된 압력판추출시험기의 적용성을 평가하기 위해, 기존에 같은 다짐재료에 대해 수행한 비틂전단시험 결과와 다짐재료를 획득한 현장에서의 현장 탄성파시험 결과와 함께 그림 3.5.22에 나타내었다. 다른 시험 결과와의 비교를 목적으로 압력판추출시험 결과는 2차 건조과정을 통해 획득한 결과를 그림 3.5.22에 나타내었다. 현장시험은 표면파 시험인 SASW(Spectral Analysis of Surface Wave)과 현장 크로스홀 시험을 수행하였다.

시험결과에서 보듯이, 시험방법, 시험이 수행된 구속압, 다짐방법에 의한 입자구조의 차이 등 다양한 요인에 의해 탄성계수의 절대값은 차이가 존재한다. 그러나 각 다짐재료에 대해 함수비 변화에 따라 나타나는 탄성계수의 변화 경향은 시험기법 및 시험 조건에 관계없이 유사하다고 판단된다.

앞에서도 언급하였듯이, 본 연구에서 제안한 함수비 영향 모델은 절대값을 예측하는 모델이 아니라 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화를 최적함수비일 때의 탄성계수로 정규화하여 나타낸 모델이다. 즉, 임의의 함수비에 대한 탄성계수의 변화 모델은 기준함수비(최적함수비)와의 차이(ω-ωopt)에 따른 기준함수비 상태의 탄성계수에 대한 변화 비율 형태(MR/MR,opt)로 나타내게 된다. 따라서 본 연구과제에서 개발한 개선된 압력판추출시험기를 함수비 영향 모델을 구축하기 위한 시험 수행에 적용하여도 무방하다고 판단된다.



(a) SG-1 (b) SG-2



(c) SG-3

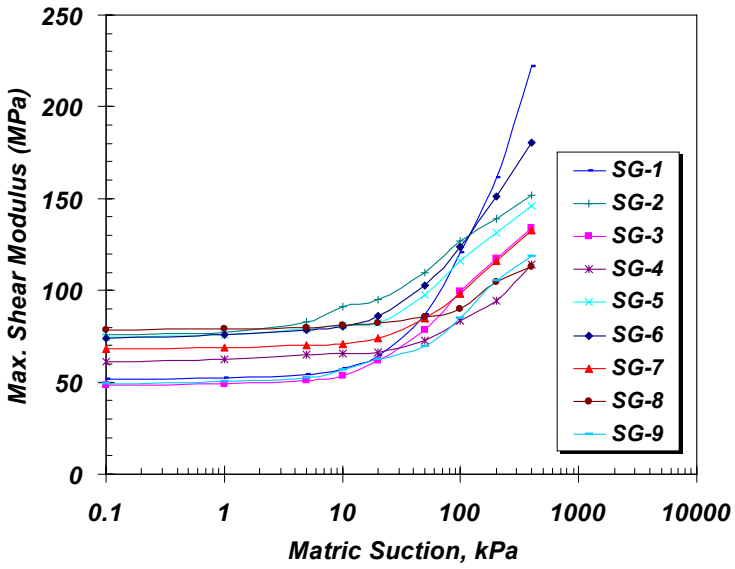
그림 3.5.22 모관흡수력 조절 비틂전단시험 및 현장 탄성파 시험 결과와의 비교

다. 수집된 다짐재료에 대한 모관흡수력 및 함수비에 따른 탄성계수 평가

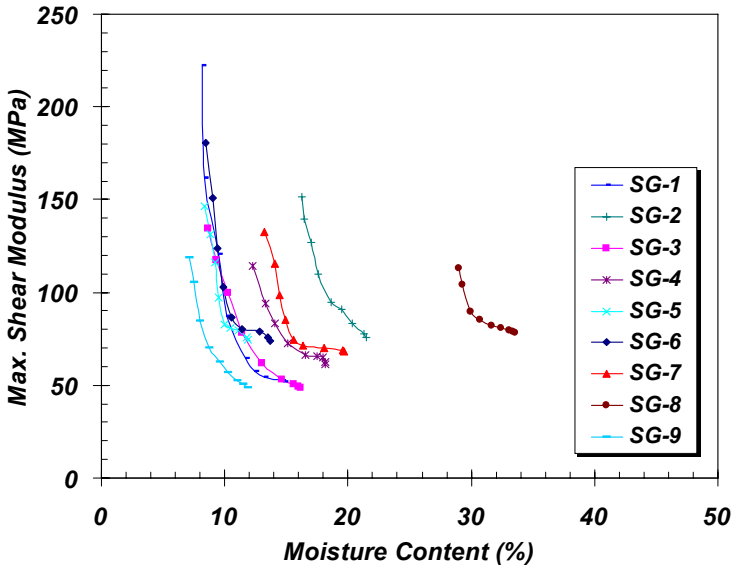
표 3.5.1에 나타낸 수집된 다짐재료(SG-1~SG-9)에 대해 개선된 압력판추출시험기를 이용하여 획득한 결과를 그림 3.5.23에 나타내었다. SG-1, SG-2, SG-3 시료를 제외하고 나머지 시료에 대해서는 앞에서 언급하였던 방법과 같이 1차 건조과정과 습윤과정은 세밀한 측정을 하지 않고, 2차 건조과정에 대해서만 모관흡수력을 9단계(0.1, 1, 5, 10, 20, 50, 100, 200, 400kPa)로 변화시켜 가며 전단탄성계수를 평가하여 그림 3.5.23에 도시하였다.

그림 3.5.23(a)는 모관흡수력에 따른 최대 전단탄성계수를 나타내고 있다. 다짐재료 및 다짐조건에 따라 다르지만 대부분 모관흡수력 10kPa 근처에서 급격한 탄성계수의 증가를 보이고 있다. 이는 함수특성곡선에서 공기함입치(Air Entry Value)의 개념과 연관이 있을 것으로 판단된다.

그림 3.5.23(b)는 함수비에 따른 최대전단탄성계수를 나타내고 있다. 함수비는 함수특성곡선을 이용하여 해당 모관흡수력으로부터 획득한 것이다. 모관흡수력에서의 결과와 마찬가지로 대부분의 시료에서 일정 함수비 이상에서는 최대전단탄성계수의 변화가 크지 않은데 반해, 그 이하에서는 급격히 증가하는 것을 확인할 수 있다. 그러나 다짐재료에 따라 세립분 함유량, PI 등 기본 특성의 차이에 의해, 주어진 모관흡수력 범위에서 시편이 갖는 함수비와 탄성계수 변화율은 차이가 존재한다. SG-1 소성지수가 NP이고, 세립분 함유량이 적은 SW 계열의 SG-1 시료는 주어진 모관흡수력 범위내에서 탄성계수가 크게 증가함을 확인할 수 있다. 그러나 소성지수가 20.7이고, 세립분 함유량이 많은 MH 계열의 SG-8 시료는 30% 근처의 높은 함수비를 가지고 있고, 탄성계수 변화율 또한 다른 재료들에 비해서 크지 않다. 이와 같이 기본물성치에 따라 달라지는 재료의 특성을 이용하여 국내에 분포되어 있는 다짐재료에 대해 D/B를 구축하고 기본물성치로부터 쉽게 탄성계수를 예측할 수 있도록 함수비 영향 모델식을 개발할 필요가 있다.



(a) 모관흡수력에 따른 최대전단탄성계수 평가



(a) 함수비에 따른 최대전단탄성계수 평가

그림 3.5.23 개선된 압력판추출시험기를 이용한 최대전단탄성계수 평가

라. 함수비 영향 모델 예측

앞에서 설명하였듯이, 국내 다짐지반에 적합한 함수비 영향모델을 결정하기 위하여 3가지 형태의 회귀분석식(선형, 포물선, 지수)을 검토한 결과, 시험이 수행된 함수비 범위내에서는 시험결과와 결정계수 0.9이상의 좋은 상관성을 보였지만, 함수비 범위 확장성을 고려하여 지수모델(모델 3)을 제안하였고, 모델 계수는 비틂전단

시험 결과를 이용하여 SG-1 시료의 경우, 0.1318, SG-2 시료의 경우, 0.0538, SG-9 시료의 경우, 0.1510으로 결정되었다. SG-1과 SG-9과 같이 NP의 조립질 세립토의 특성을 보이는 시료의 경우에는 함수비 변화에 따라 탄성계수의 변화량이 크고, SG-2와 같이 높은 PI를 가지고 있는 세립질 시료의 경우에는 함수비 변화에 따라 비교적 작은 폭의 탄성계수 변화량을 보였다. 즉, 일반적인 다짐지반의 경우, 소성지수, 입도분포 등 기본물성에 의해 특성이 구분되므로 경제성과 편의성을 고려하여 설계시마다 별도의 시험을 수행하지 않고 지반의 종류를 입도분포, 소성지수 등의 기본 물성치에 대하여 구분하여 분류된 다짐지반의 시험 데이터베이스로부터 대표적인 함수비 영향모델을 결정하여 적용하는 것이 바람직하다. 따라서 본 연구에서 구축한 국내 다짐지반의 시험 데이터를 바탕으로 다짐지반의 PI를 이용하여 모델계수를 예측하는 식을 제안하고자 한다.

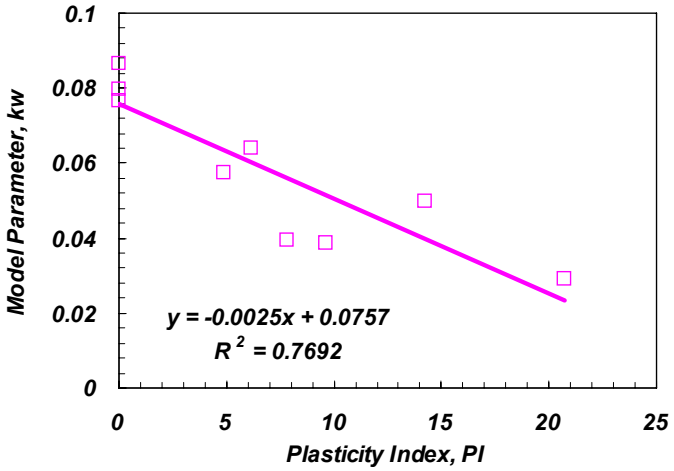


그림 3.5.24 소성지수에 따른 모델 계수

제안 모델식 ; 지수모델 $$\frac{E}{E_{opt}} = 10^{k_w(w - w_{opt})} \quad (3.5.4)$$

모델 계수 제안식 : $$k_w = -0.0025 * PI + 0.0757 \quad (3.5.5)$$

현재는 소성지수만을 이용해서 모델계수를 예측하지만 추후 많은 시험을 수행하여 세립분 함유량 및 평균 입자 크기(D50,mm) 등에 대한 변수를 추가해야 할 것으로 판단된다.

제 6 절 다짐지반의 현장 비선형 변형특성 평가

현재 대부분의 다짐 시공관리 시험방법들이 설계시의 탄성계수와는 전혀 무관한 경험적 재료 물성치로 평가하는 방법을 택하고 있다. 현재 가장 널리 사용되는 현장 다짐관리 시험법은 모래치환법에 의한 현장다짐밀도 평가와 일반 평판재하시험을 이용한 지지력계수 평가인데 이들은 모두 역학적 지반 물성치와는 상관성이 미약한 방법이다. 또한 기존의 비파괴시험방법으로 탄성계수를 평가한다고 하더라도 탄성계수를 평가한 각 시험방법들의 변형률 크기와 응력조건 등을 고려하지 못한다면 실내에서 결정한 설계변수와의 비교가 무의미하다. 따라서 체계적인 설계, 시공 및 유지관리의 합리성을 제고하기 위해서는 설계 및 해석에 사용하는 역학적 물성값인 변형특성과 직접적인 상관성이 있는 현장탄성계수의 평가가 중요하다. 현장 다짐지반의 비선형성 및 응력조건이 고려된 역학적 변형특성을 결정할 수 있다면 역학적인 시공관리가 가능할 뿐만 아니라, 실내와 현장의 근본적인 차이점 등을 파악하여 신뢰성 있는 설계변수를 결정하는 실내시험 연구에 크게 도움이 될 수 있다.

본 연구과제의 1차년도(2004년 8월 20일 ~ 2005년 8월 19일)에 이와 같은 요구조건을 충족시킬 수 있는 현장에서의 변형률에 따른 비선형 탄성계수를 측정하는 방법을 이미 제안하였다. 포장구조체와 지반동역학 분야에서 비파괴시험법으로 알려진 SASW(Spectral Analysis of Surface Wave) 시험결과를 실내에서 구한 정규화탄성계수 감소곡선($G/G_{\max}$-logγ)과 결합하여 전체 변형률에 따른 탄성계수를 산정하는 방법과 일반적인 현장 실무자들에게 매우 친숙한 평판재하시험을 이용하여 중간변형률 영역에서 비선형 탄성계수를 평가하는 방법을 새롭게 제안하였고 이들 시험방법을 현장 크로스홀 시험과의 비교를 통해 검증하였다.

2차년도(2005년 8월 20일 ~ 2006년 8월 19일)에는 1차년도에 개발된 현장 시험기법을 이용하여 다짐 후 변형률, 응력 조건에 따른 비선형 탄성계수 결정하고, 실내시험을 통해 획득한 다짐지반의 모관흡수력 및 다짐함수비 변화에 따른 비선형 변형특성 결과와 비교하여 어느 방법이 현장 조건과 잘 일치하는지 평가하였다.

3차년도(당해, 2006년 8월 20일 ~ 2007년 8월 19일)에는 제시된 비선형 탄성계수 평가기법을 바탕으로 국내 여러 다짐현장에서 다양한 조건에 대해 시험을 수행

하여 D/B를 구축하였다. 또한 구축된 D/B를 이용하여 실내 시험으로부터 제안된 함수비 영향 모델식의 검증을 수행하였고, 신뢰성 있는 다짐지반 최적화 설계변수를 결정하는데 이바지 하고자 하였다.

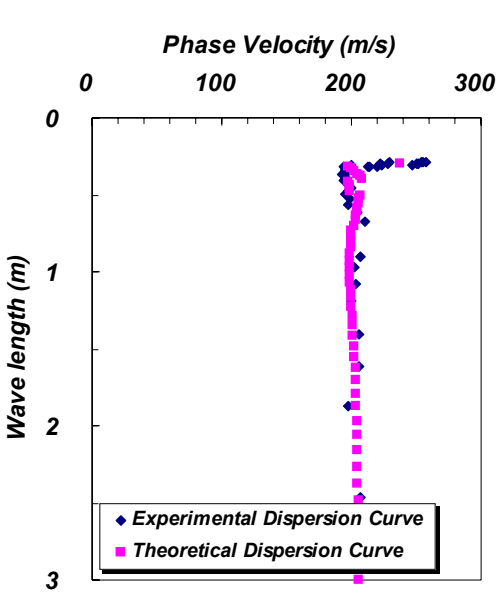
1. SASW 시험을 이용한 다짐지반의 현장 변형특성 평가

SASW 시험은 층상구조에서 분산된 표면파의 측정과 해석에 그 바탕을 두고 있다. SASW 시험으로부터 지반의 층별 전단파 속도와 최대전단탄성계수를 얻을 수 있는데, 이를 결정하는 방법은 다음과 같다. 먼저 SASW 시험으로부터 얻는 대표적 결과인 분산곡선을 획득한다. 분산곡선은 노상토 표면 위에 두 개의 감지기로부터 획득한 위상차로부터 위상속도를 결정하여 그에 해당하는 파장과 함께 도시한 곡선을 일컫는다. 분산곡선에서 파장은 두 감지기 사이의 거리와 관계가 있으며, 두 감지기 사이의 거리를 증가시키며 실험을 수행하여 전체 파장에 대한 복합분산곡선을 산정하고 이로부터 평균적인 실험분산곡선을 도출한다. 실험분산곡선이 결정되면 지반의 층별 전단파 속도를 가정하여 역산기법을 통해 이론분산곡선을 작성한다. 실험분산곡선과 이론분산곡선이 오차범위 내에서 일치할 때까지 역산을 수행한다. 최종적으로 이론분산곡선이 결정되면 이에 해당하는 전단파 속도 주상도가 지반 또는 노상층의 깊이에 따른 전단파 속도이다(Joh, 1996; 김동수 등, 1999). 현장에서 획득한 실험분산곡선과 이론분산곡선의 비교 및 깊이별 전단파속도 주상도 예를 그림 3.6.1에 나타내었다.

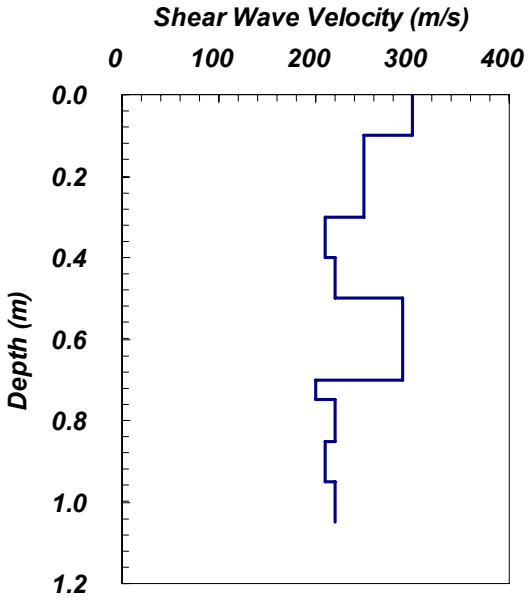
그러나 SASW 시험으로부터 결정되는 탄성계수는 선형구간인 저변형률 영역(0.001% 이하)의 값이기 때문에 실내시험에서 획득한 비선형 영역의 탄성계수와 비교하기에는 무리가 따른다. 따라서 변형률 크기에 따른 비선형성, 구속응력 등의 탄성계수에 대한 영향요소들을 고려하여 현장에서 SASW 시험결과로부터 현장 다짐지반의 탄성계수를 다음과 같은 방법을 이용하여 평가하고자 한다.

① 다짐지반의 흙의 분류 및 소성지수(PI)를 결정하여 정규화탄성계수 감소곡선을 결정한다.
② 현장에서 감지기별 간격을 벌려가며 (예: 0.3m, 0.6m, 1.2m, 2m) 시험을 수행하

고, 역산을 통해 깊이별 최대전단탄성계수를 결정한다. 이때 관심깊이까지 최대전단탄성계수의 평균값을 산정한다.



(a) SASW 시험시 실험분산곡선과 이론분산곡선 비교



(b) SASW 시험으로부터 획득한 전단파속도 주상도

그림 3.6.1 SASW 시험 결과의 일례

③ 최대전단탄성계수와 정규화전단탄성계수 감소곡선을 결합하여 변형률 크기에 따른 전단탄성계수를 결정한다.

$$G(\gamma) = (G_{\max})_{SASW} \times (G/G_{\max}) \tag{3.6.1}$$

④ 필요에 따라 전단탄성계수를 영계수로, 전단변형률을 축변형률로 환산해준다.

$$E = 2G(1+\mu), \quad \varepsilon_v = \frac{1}{\sqrt{3}}\gamma \tag{3.6.2}$$

⑤ 최대탄성계수를 산정한 깊이에서의 평균유효응력을 산정한다. 이때 관심깊이까지 최대탄성계수의 평균을 사용한 경우, 중간 깊이에 해당하는 깊이에서 평균유효

응력을 산정한다.

$$\sigma'_m = \frac{1}{3}(\sigma_v + 2K_0\sigma_v) \tag{3.6.3}$$

⑥ 구속압 보정계수, n을 결정한 후 평가하고자하는 기준 평균 유효응력 상태에서의 변형계수로 환산해준다.

$$E_{corrected} = E_{SASW}(\frac{\sigma'_{m,reference}}{\sigma'_{m,SASW}})^n \tag{3.6.4}$$

2. 반복평판재하시험을 이용한 다짐지반의 현장 변형특성 평가

아직까지는 현장 실무자들이 SASW 시험에 낯선 반면에 평판재하시험 (PLT; plate load test)은 하부구조의 지지력 평가를 위하여 현업에 매우 널리 사용되고 있고, 하중과 변위를 측정함으로써 역학적인 특성치 결정의 가능성이 높은 시험기법으로 인식되어 왔다. 그러나 기존의 평판재하시험으로부터 탄성계수를 결정하는 연구들은 등가의 탄성계수만을 평가하고 있어서 설계 및 공용상태의 실제 하부구조 재료의 변형특성을 반영하지 못하고 있다. 따라서 본 연구과제의 1차년도에 평판재하시험으로부터 공용하중상태에서 다짐토층이 경험하는 중간 변형률 영역에서의 변형계수 결정기법을 제안하였다.

가. 평판재하시험의 반복하중재하

도로 포장분야에 평판재하시험과 관련한 몇 개의 기준이 있다. 그러나 이와 같은 시험방법들은 현장 노상 및 보조기층의 일정 침하량에서의 지지력계수를 산정하여 기준값을 만족하는지 검토하는 방법으로 변형특성을 고려한 물성치를 산정하기에는 무리가 따른다.

평판재하시험으로부터 현장의 합리적인 변형계수를 평가하기 위해선 크게 두가지 문제가 해결되어야 한다. 첫째, 단부오차와 소성변형을 최소로 억제한 상태에서

탄성계수를 산정하기 위하여 초기 재하단계가 아닌 최소 2회 이상의 재하단계를 포함한 시험이어야 한다. 두번째로 선행되어야 할 문제는 포장의 공용하중에 알맞은 합리적인 하중의 재하이다. 일반적으로 중간변형률 영역의 변형계수를 산정하는 목적의 평판재하시험에서는 최대하중은 40kN(555kPa, 30cm 직경의 평판인 경우) 정도면 충분하다. 단, 변형률에 따른 비선형성을 보다 엄밀히 평가하기 위하여 재하를 대략 2kN 단위 정도로 증가시키는 것이 중요하다.

이상을 고려하여 본 연구에서는 최대하중 40kN까지 3회 이상의 반복하중시험을 수행하였다. 또한, 재재하와 역재하를 수행하는 동안에 보다 세밀한 하중단계별로 평판에 작용하는 하중강도와 변위를 측정하여 중간 변형률 영역에서의 현장 변형계수를 산정하였다.

나. 탄성계수와 변형률의 결정방법

평판재하시험을 수행하여 얻은 결과로부터 지반의 탄성계수 및 변형률을 산정하는 방법을 다음과 같이 제안하였다. 제안도니 방법은 그림 3.6.2에 나타난 평판재하시험의 영향범위(2B)이내에 동일한 지반조건이라는 가정하에 적용한 것이다. 따라서 노상토와 같은 동일 지반조건에서는 적용이 가능하지만, 영향반경 이내에 서로 다른 층이 존재할 경우에는 보다 엄밀히 깊이별로 층 구분을 가정하여 복잡한 방법의 사용이 요구될 것이다.

Vesic(1961)은 단일층의 지지력계수를 구하는 방법을 다음과 같이 제안하였다.

$$k = 0.65\sqrt[12]{\frac{E_S B^4}{E_f I_f}}\,\frac{E_S}{B(1-\mu^2)} \qquad (3.6.5)$$

여기서, Es = 지반의 탄성계수

B = 기초의 폭 (평판의 지름)

Ef = 기초의 탄성계수

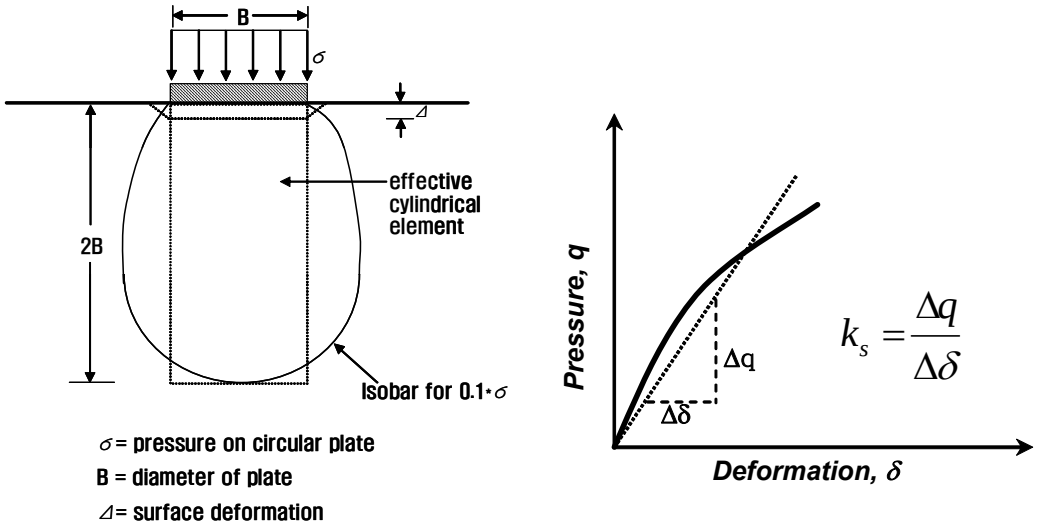
If = 기초의 단면 2차 모멘트

μ = 지반의 포아송 비

위 식은 근사적으로 다음과 같이 정리할 수 있고, 다음 식을 이용하여 지지력계수로부터 지반의 영계수를 산정할 수 있다.

$$k = \frac{E_S}{B(1-\mu^2)} \tag{3.6.6}$$

실제 평판재하시험에서 구하는 하중강도-변위의 관계는 엄밀히 따지면 그림 3.6.2(b)와 같은 비선형 특성을 보인다. 따라서 하중과 변위 사이의 할선계수로 결정되는 지지력계수는 하중의 크기에 따라 비선형 거동을 나타내며 식 (3.6.6)에서 결정된 영계수 역시 하중크기와 변위에 따른, 즉 변형률에 따른 비선형 거동을 보이는 변형계수로 특징을 나타낼 수 있다.



(a) 평판재하시험의 영향범위 (b) 하중강도-변위 관계

그림 3.6.2 평판재하시험의 개요

평판재하시험은 실내 삼축압축시험과 같은 요소시험이 아니기 때문에 재하판 밑의 응력상태, 변형률 상태를 설정할 필요가 있다. 엄밀한 해석을 위해서는 비선형 지반의 지표면 위에 놓인 강성기초의 역해석과 같은 과정이 필요하지만, 이는 매우 복잡하고 어려운 작업이다. 또한 현장시험에서 평판 아래의 지반내에서 깊이별 변위를 측정하기도 현실적으로 불가능한 일이다. 따라서 평판에 재하된 하중에 의해

지반에 발생한 변형률을 결정하기 위해서는 재하된 하중의 영향깊이를 가정하여 재하판에서 측정된 변위로부터 예측하여야 한다. 평판재하시험에서는 그림 3.6.2(a)에 나타난 바와 같이 대부분의 변형이 평판직경의 2배 이내에서 발생된다고 가정할 수 있다(Ping 등, 1997).

사질토 또는 조립토에서 하중이 재하된 원형판 중심 아래에서의 변형률을 예측하는 방법이 Schmertmann(1970, 1978)에 의해 변형률 영향계수(strain influence factor, Iz)를 이용하여 제안되었다. 이와 같은 깊이별 변형률 영향계수는 그림 3.6.3에 나타난 바와 같다. 유효영향 깊이는 평판 직경의 2배이고, 평판직경의 반지름에 해당하는 깊이에서 최대변형이 유발되는 bi-linear의 형태로 단순화 할 수 있다. 평판재하시험시 평판중심 아래 임의의 깊이에서의 수직변형률을 변형률 영향계수를 이용하여 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon_v = \frac{q}{E_S} I_z \qquad (3.6.7)$$

여기서, q = 평판에 적용된 단위하중 (응력)

Es = 지반의 탄성계수

Is = 변형률 영향계수

식 (3.6.6)과 식 (3.6.7)를 이용하면 평판재하시험시의 각 침하량에서의 깊이별 수직변형률을 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$\varepsilon_v = \frac{\delta}{B(1-\mu^2)} I_z \qquad (3.6.8)$$

따라서 평판재하시험으로부터 얻은 하중강도와 침하량 결과를 이용하여 식 (3.6.6)와 식 (3.6.8)로부터 간단하게 변형률에 따른 현장의 변형계수를 산정할 수 있다.

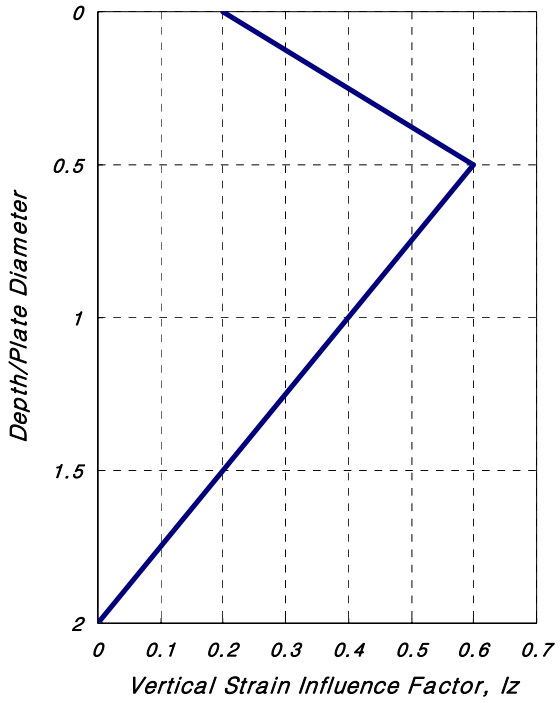


그림 3.6.3 수직변형률 영향계수 (Schmertmann 등, 1978)

평판재하시험에서 변형률을 산정시 또 하나 결정해야 할 문제가 있는데, 바로 평판재하시험의 영향 범위내에서 대표적인 수직변형률 영향계수를 결정하는 것이다. 본 연구에서는 평판재하시험 영향범위의 중간 깊이인 평판 직경에서의 변형률을 대표 변형률(Iz=0.4)로 결정하였고, 재하하중에 대한 응력을 대표 변형률이 결정된 위치(평판직경깊이)에서 고려하여 적용하였다.

평판재하시험으로부터 얻은 변형계수는 평판에 재하된 하중의 영향과 노상토의 자중 등 시험조건에 의한 특별한 응력상태에서 결정된 값이다. 따라서 현장탄성파 시험 또는 실내시험과 같이 응력상태가 다른 시험으로부터 구한 변형계수와는 비록 같은 지반으로부터 얻은 값이라도 큰 차이를 나타낸다. 이와 같은 두 시험간의 차이는 근본적으로 두 시험이 수행될 때의 지반내의 응력상태가 큰 차이를 나타내기 때문이다.

따라서 평판재하시험으로부터 얻은 변형계수를 타 시험결과와 비교하기 위해서는 SASW시험에서와 같이 각 시험 사이의 응력상태를 고려하여 보정해주어야 하며 이를 위해서는 평판재하시험시 노상토내의 응력상태를 결정해야 한다. 평판재하

시험이 수행될 때의 지반의 응력상태는 지반의 자중에 의한 응력 이외에도 평판에 작용하는 수직응력에 의한 지중응력의 증가가 발생한다. 특히, 평판재하시험시 수직응력에 의한 지중응력의 증가는 자중에 비해 상대적으로 크게 발생되기 때문에 이와 같은 응력상태를 고려하여야 한다. 일반적으로 응력상태는 평균유효응력(mean effective stess, σm′)으로 나타내어 비교할 수 있는데, 평판재하시험의 경우 추가적인 축차응력이 작용하므로 SASW시험에서와 같이 노상토의 자중만을 고려한 식 (3.6.3)으로 결정할 수 없다.

지표면에서 원형 등분포하중이 작용시에 지반내 응력의 증가분은 Boussinesq의 해를 이용하여 구할 수 있다. 이와 같은 지반내 응력의 분포를 그림 6.4에 나타내었고, 평판재하시험시 가해진 하중에 의한 지반의 응력 증가분을 이를 이용해서 구할 수 있다. 예를 들어, 평판에 임의의 q라는 하중이 재하되었을때, 임의의 깊이에서의 응력상태(평균유효응력)를 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$\sigma'_m = \frac{1}{3}(\sigma_v + \Delta\sigma_v + 2\sigma_h + \Delta\sigma_h) \qquad (3.6.9)$$

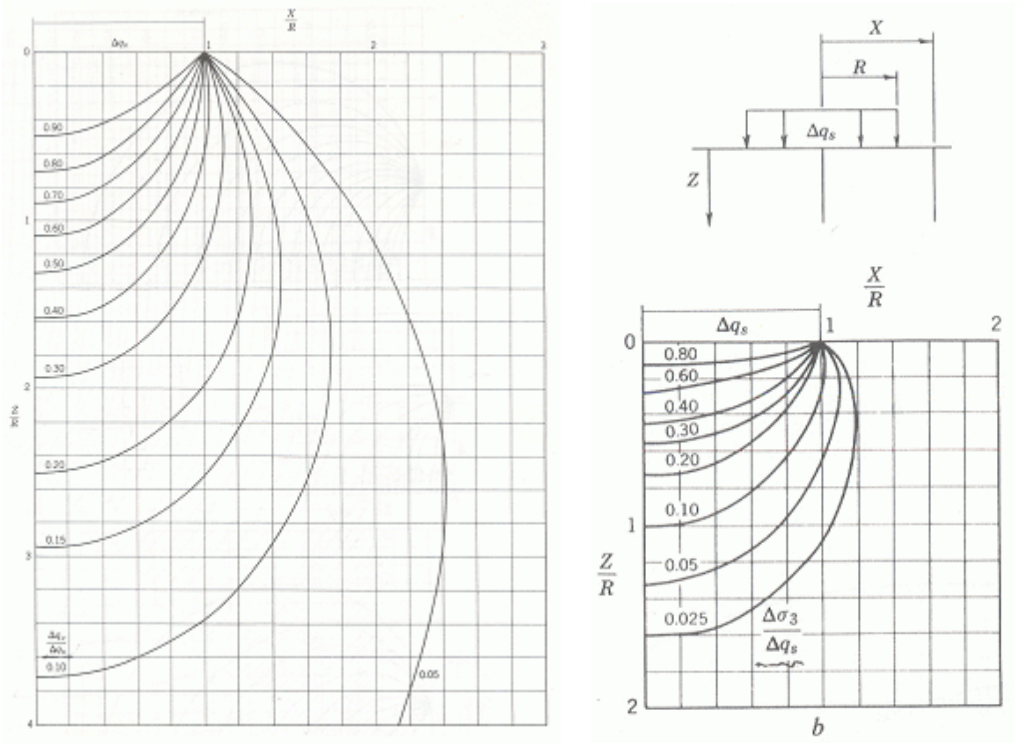
여기서, σv = 노상토의 상재하중에 의한 수직응력

σh = 노상토의 상재하중에 의한 수평응력

Δσv = 평판에 작용하는 하중 강도 q에 건의한 수직응력 증가분

Δσh = 평판에 작용하는 하중 강도 q에 의한 수평응력 증가분

만약 평판에 하중이 작용할 때 대표변형률을 평판의 직경 깊이(B)에서 결정했다면 그림 3.6.4로부터 평판중심아래에서의 수직응력 증가분은 평판에 작용하는 하중강도의 28%이고, 수평응력 증가분은 무시할 수 있다. 이와 같이 평판재하시험에서 각 하중단계별로 평균유효응력이 결정되면 SASW 시험에서와 같이 식 (3.6.4)를 이용하여 비교하고자 하는 평균유효응력 상태의 탄성계수 평가가 가능하다.



(a) 지중 수직응력 분포도 (b) 지중 수평응력 분포도

그림 3.6.4 원형단면에 작용하는 등분포하중에 의한 지중응력 분포도

다. 현장시험을 통한 시험방법 검증

대상현장(SG-1)에서 노상 다짐이 완료된 후 평판재하시험을 수행하여 중간변형률 영역에서 노상토의 현장 변형특성을 산정하였다. 이의 신뢰성을 검증하기 위하여 평판재하시험과 동시에 크로스홀 시험을 실시하고 교란 시료를 채취하여 공진주시험을 수행하였다. 공진주시험으로부터 정규화 탄성계수 곡선을 산정하여 현장에서 크로스홀 시험으로부터 구한 최대탄성계수 값을 결합하면, 현장에서의 전체 변형률에 따른 변형특성을 구할 수 있다. 이와 같은 방법은 현장의 변형특성을 정확하게 산정할 수 있으므로, 평판재하시험의 신뢰성을 검토하기에 타당한 방법이다.

본 연구에서는 직경 30cm의 강체 평판을 이용하여 반복재하시험을 수행하였다. 일반 평판재하시험보다 엄밀한 값을 산정하기 위하여 평판에 작용된 하중은 로드셀을 이용하여 측정하였고, 평판에 발생하는 침하량을 3개의 LVDT로부터 평균값을 구하여 산정하였다. 작용한 하중은 재재하 단계에서는1kN~2kN씩 단계적으로

증가시켰고, 역재하단계에서는 4kN~6kN씩 하중을 감소시키며 시험을 수행하였다. 각 단계별로 침하속도가 크게 감소한 후 다음 하중단계로 넘어갔으며 최대 하중은 대략 40kN이다. 그림 3.6.5에 본 연구에 적용된 평판재하시험장비를 나타내었고, 평판재하시험 으로부터 얻은 대표적인 하중강도-침하량 곡선을 그림 3.6.6에 나타내었다.

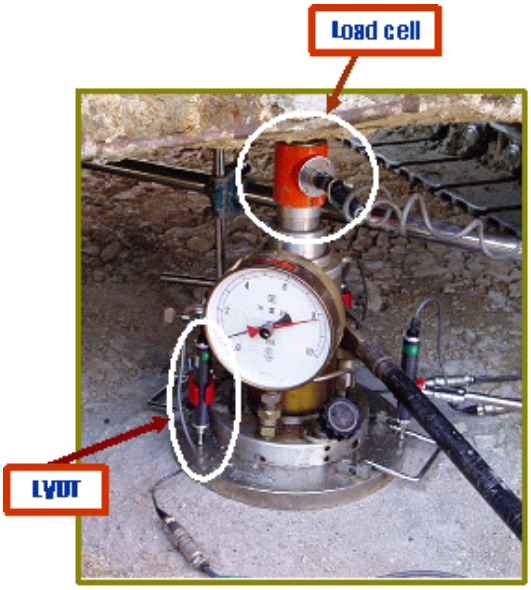


그림 3.6.5 엄밀 반복평판재하시험 장비

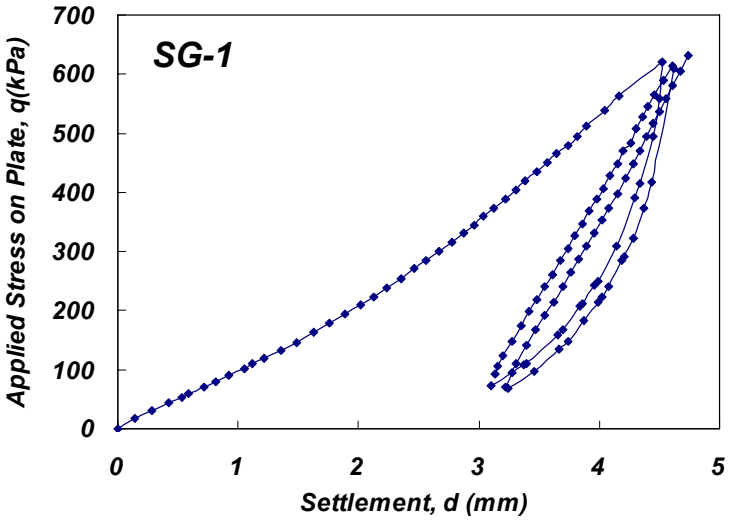
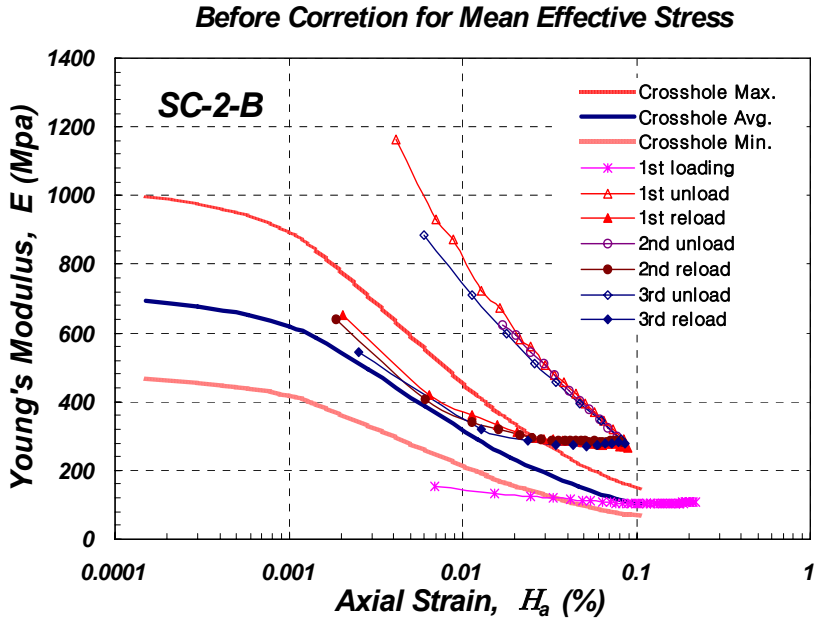
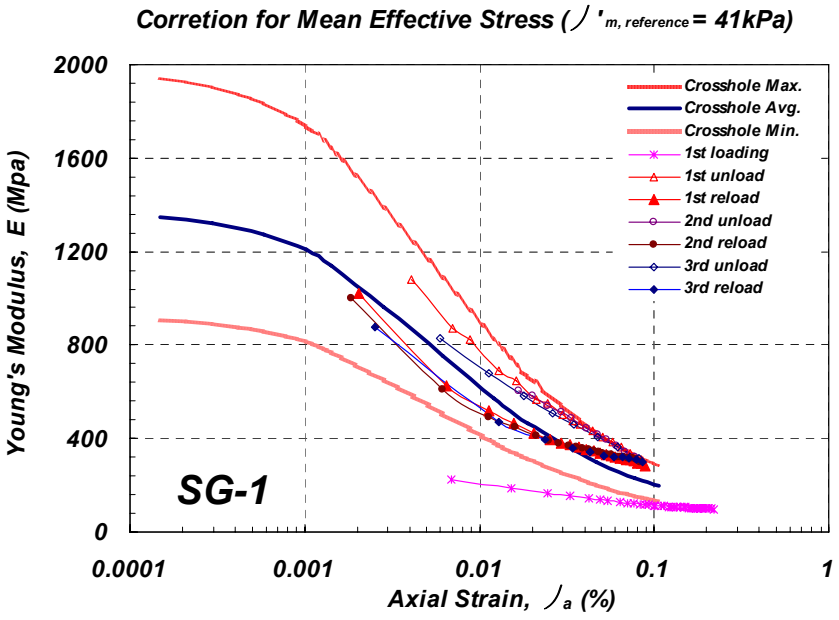


그림 3.6.6 하중강도-침하량 곡선 일례 (SG-1)

평판재하시험의 응력-침하량 결과로부터 각 하중단계에서 평판직경 깊이에서의 할선탄성계수와 축변형률을 산정하였다. 이와 같이 SG-1 현장에서 반복평판재하시험으로부터 얻은 변형률에 따른 변형계수를 크로스홀 시험결과와 비교하여 그림 3.6.7에 나타내었다. 크로스홀 시험으로부터 구한 변형특성은 평판재하시험의 영향범위(2B=0.6m)내에서 평균값과 최대값, 최소값의 범위를 두었다. 그림 3.6.7(a)에 나타난 결과를 살펴보면 평판재하시험의 경우 초기재하단계는 단부오차와 소성변형을 많이 포함하고 있기 때문에 재재하단계의 결과에 비해 상당히 작은 값을 나타내고 있음을 알 수 있다. 한편 재재하단계의 탄성계수와 역재하단계에서의 값을 비교해 보면 차이가 크게 나타나고, 두 경우 모두 크로스홀 시험에 비해 상당히 큰 값을 나타냄을 알 수 있다. 이와 같은 이유는 앞서 설명한 각 시험에서의 응력상태가 다르기 때문이다.



(a) 평균유효응력 보정 전



(b) 평균유효응력 보정 후 (41kPa)

그림 3.6.7 평판재하시험과 크로스홀 시험으로부터 얻은 현장 변형특성(SG-1)

평균유효응력의 산정은, 변형률 영향계수(Iz=0.4)를 결정한 평판의 직경에 해당하는 깊이에서의 평균유효응력을 식 (3.6.9)와 같이 고려하여 탄성계수를 산정하였다. 노상토의 자중에 의한 수평응력은 정지토압계수, K0를 0.5로 가정하여 산정하였다. SASW 시험에서와 같이 노상토의 자중에 의한 구속압이 크지 않기 때문에 정지토압계수 0.5~1.0 범위에서는 구속압 보정에 크게 영향이 없다.

이와 같이 평판재하시험으로부터 구한 탄성계수와 크로스홀 시험과 공진주시험으로부터 구한 변형계수를 각각 평균유효응력 41kPa일때의 탄성계수로 환산하여 그림 3.6.7(b)에 나타내었다. 결과에서 알 수 있듯이 두 시험의 응력상태를 같게 보정하면 평판재하시험으로부터 구한 재재하 단계에서의 탄성계수와 크로스홀 시험으로부터 구한 결과가 비교적 잘 일치 하는 것을 알 수 있다. 또한, 평균유효응력의 보정으로 인해, 평판재하시험 에서의 재재하단계 탄성계수와 역재하단계 값 사이의 차이도 보정전에 비해 현저하게 감소함을 알 수 있다.

라. 평판재하시험을 이용한 노상토의 변형계수 평가 절차

① 평판재하시험을 수행시 단부오차와 소성변형을 제거하기 위하여 설치된 평판에 3ton 이상의 하중을 가하여 충분히 침하를 유발시킨 후 하중을 제거한다. 이때, 하중을 완전히 제거하지 말고 0.2ton 근처까지 제거후, 충분한 시간을 두어 지반의 변위가 영구변형을 제외한 부분까지 회복되도록 기다린다.

② 0.2ton 단위로 하중을 세밀하게 가하고 수분(2~3분)동안 침하가 충분히 유발되면 그때의 하중과 변위를 기록한다. 이와 같은 작업을 최대하중 3~4ton까지 수행하며 각 단계에서 하중과 변위를 기록한다. 반복평판재하시험으로부터 획득한 대표적인 하중강도-침하량 곡선은 그림 3.6.6에 나타나 있다.

③ 각 단계에서의 하중과 변위로부터 다음식을 이용하여 각 단계별 영계수와 변형률을 산정한다. 이때, 변형률 영향계수는 평판직경에 해당하는 0.4를 추천한다.

$$E_S = \frac{q}{\delta} B(1-\mu^2) \tag{6.10}$$

$$\varepsilon_v = \frac{\delta}{B(1-\mu^2)} I_z \tag{6.11}$$

④ ③의 단계별 평판직경 깊이에서의 평균유효응력을 다음 식과 같이 산정한다. 이때, 평판에 가한 하중에 의한 수직응력증가분은 Boussinesq의 해를 적용하여 평판에 가해진 하중의 25%를 고려하여 산정하고 수평응력 증가분은 무시할 수 있다.

$$\sigma'_m = \frac{1}{3}(\sigma_v + 2K_0\sigma_v + 0.25q) \tag{6.12}$$

⑤ 구속압 보정계수, n을 결정한 후 평가하고자하는 기준 평균 유효응력 상태에서의 변형계수로 환산해준다.

$$E_{corrected} = E_{PLT}(\frac{\sigma'_{m,reference}}{\sigma'_{m,PLT}})^n \tag{6.13}$$

3. 실내시험과 현장시험으로부터 구한 변형특성 비교

먼저 소성지수가 NP인 SG-1(그림 3.6.8)의 결과에서 비틂전단시험 결과는 최적함수비가 아닌 현장의 함수비에 해당하는 탄성계수를 나타내고 있다. 다짐함수비로 현장 함수비에 맞춘 비틂전단시험의 결과보다 모관흡수력 조절로 현장 함수비에 맞춘 비틂전단시험 결과가 보다 현장의 시험결과들과 일치하는 것을 볼 수 있다. 물론 근본적으로 시료에서 오는 차이, 다짐방법과 다짐조건 등의 차이가 존재하기 때문에 이와 같은 단편적인 결과만으로 모관흡수력을 조절한 실내시험이 현장상황을 정확히 구현할 수 있는 시험방법이라고 단정 짓기에는 무리가 따른다. 함수비 이외의 영향요소들 때문에 현장의 탄성계수가 크게 산정되고, 이와 같은 원인 때문에 현장 탄성계수의 크기가 모관흡수력 조절시험에 보다 근접한 결과를 나타낼 수 있기 때문이다. 따라서, 모관흡수력 조절시험과 다짐함수비 조절시험 중 어느 시험방법이 현장에 보다 합리적인가는 함수비에 따른 탄성계수의 변화비율로 비교를 하면 판단이 가능하다.

함수비에 따른 탄성계수의 변화를 깊이별 함수비 차이에 따라 나타내면, 시료의

국부적인 차이 때문에 정확히 함수비만의 영향을 고려하기 힘들다. 따라서 노상층 전체에 대한 평균적인 탄성계수를 노상층의 대표 함수비 변화에 따라 산정하면 국부적인 재료의 차이는 어느정도 배제할 수 있다. 그림 3.6.8에 나타낸 SG-1 다짐지반의 경우에는 현장에서 함수비가 차이가 나는 시험 날짜를 달리하여 다짐층의 상부 0.6m 구간의 평균적인 탄성계수를 현장시험으로 산정하였다. 따라서 SG-1A와 SG-1B는 같은 위치서 함수비만 다른 경우이므로 두 현장시험 사이의 다짐방법과 다짐조건 등은 차이가 없으며 대부분 함수비의 변화에 의해 탄성계수가 변화를 나타낸다고 할 수 있다.

그림 3.6.8에 나타난 SG-1A와 SG-1B에서의 현장시험 결과와 실내시험 결과로부터 두 시험일자의 함수비에 따른 탄성계수 변화율을 산정하여 표 3.6.1에 나타내었다. 각 시험에서의 최대탄성계수와 중간변형률인 0.01%에 해당하는 탄성계수를 각각 산정하였다. 표 3.6.1에 나타나 있듯이 강우의 영향으로 1.1% 현장 함수비 증가에 따라 현장 크로스홀시험 및 SASW시험으로 산정한 탄성계수는 대략 38% 정도의 탄성계수의 감소가 나타났다. 실내시험에서는 1.1%의 함수비 감소에 따라 모관흡수력 조절시험은 31%의 탄성계수 감소가 나타난 반면에, 다짐함수비 조절시험은 탄성계수의 감소가 16.5%에 불과하다. 따라서, 함수비에 따른 탄성계수의 변화 비율을 살펴보았을 때, 다짐함수비를 조절한 시험보다는 모관흡수력을 조절한 시험이 현장 탄성계수변화를 보다 합리적으로 예측할 수 있음을 알 수 있다.

비록, 현장과 실내시험의 다짐조건, 다짐방법 차이 등 여러 영향요소 때문에 현장과 실내시험으로부터 구한 탄성계수의 절대값에는 차이가 있을 수 있지만, SG-1의 경우처럼 동일 현장에서 함수비 변화에 따른 시험을 연속적으로 수행하면 탄성계수의 변화율을 이용하여 현장과 실내시험의 합리적인 비교가 가능하다. 향후에는 보다 엄격한 시공관리와 장기적인 모형 현장시험 등을 통해 다짐조건, 다짐방법 등의 영향도 파악할 수 있는 현장, 실내 비교연구가 필요하다.

표 3.6.1 현장시험과 실내시험의 함수비 변화에 따른 탄성계수 변화율(SG-1)

시험법	E_{max} (MPa)			$E_{0.01\%}$ (MPa)		
	SG-1A (w=7.1%)	SG-1B (w=8.2%)	변화율 (%)	SG-1A (w=7.1%)	SG-1B (w=8.2%)	변화율 (%)
크로스홀	1109	661	40.4	502	307	38.8
SASW	900	560	37.8	420	259	38.3
TS-Suction	1045	721	31.0	475	326	31.4
TS-Compaction	620	517	16.6	279	233	16.5

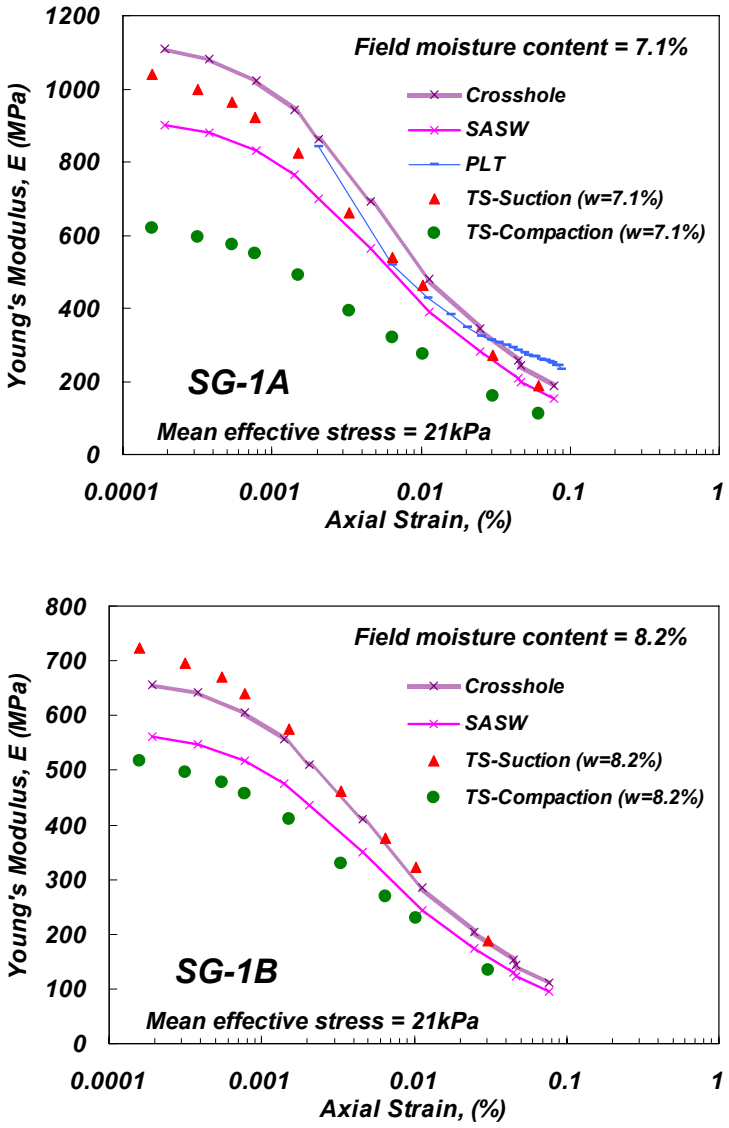


그림 3.6.8 실내시험과 현장시험으로부터 획득한 변형특성 비교 : SG-1

한편, 소성지수가 14%인 SG-2의 현장 및 실내시험 결과는 장마철에 강우에 의해 현장 함수비가 증가한 경우(SG-2A)와 이후 함수비가 감소한 경우(SG-2B)로 구분하여 그림 3.6.9에 나타냈다. SG-2의 경우 최적함수비는 14.8%인데, 현장에서의 함수비는 SG-2A는 22.4%였고 SG-2B는 19.4%로 함수비가 3% 감소는 하였지만 여전히 최적함수비보다는 상당히 습윤측의 값을 나타냈다.

각 시험 결과들을 비교해보면, 실제 현장 함수비에 맞춘 비틂전단시험 결과를 살펴보면 현장 탄성계수보다 약 35~40% 정도 작은 값을 나타내고 있다. SG-2B의 경우에는 현장시험과 실내 비틂전단시험 모두 SG-2A에 비해 함수비가 감소하여 탄성계수가 증가한 경향을 나타내고는 있지만, 실내시험 결과가 현장시험 결과에 비해 역시 무시할 수 없는 차이를 나타내며 탄성계수를 40% 정도 작게 평가하고 있다.

이와 같은 현장과 실내시험 결과 차이의 원인은 주로 다짐조건과 다짐방법에서의 차이로 볼 수 있다. 즉, 현장에서 다짐조건이 최적함수비가 아닐 수 있고, 노상토 시공 후 바로 실험을 수행한 것이 아니라 공사차량들의 통행에 의해 과다다짐이 발생할 수 있다. 또한 현장은 롤러에 의한 정적다짐이고 실내 공진주 시험은 동적다짐을 이용했기 때문에 다짐방법에 따른 차이도 영향요소로 작용할 수 있다. Ceratti 등(2004)은 소성이 있는 점토질 흙에 대하여 M_R 시험을 통해 정적다짐방법이 동적다짐방법을 이용한 경우보다 탄성계수를 크게는 2배까지 평가하고 있음을 알아보았다. 따라서, SG-2와 같이, 경우에 따라 실내시험을 통해 구한 결과들과 현장 값이 차이가 크게 발생 할 수 있기 때문에 현장에서의 변형특성 평가 및 확인은 중요하며 이를 바탕으로 다짐방법과 같은 새로운 영향요소에 관한 실내시험 연구가 필요하다.

한편, 모관흡수력을 이용하여 현장 함수비에 맞춘 비틂전단시험 결과와 다짐함수비를 이용한 결과는 큰 차이가 없는 것으로 나타났다. SG-2 노상토의 경우 최적함수비보다 습윤측에서는 모관흡수력을 조절한 시험과 다짐함수비를 바꾸어 가면서 수행한 결과가 큰 차이를 나타내지 않기 때문이다. SG-2B는 SG-2A에 비하여 함수비가 3% 정도 감소하였는데 이에 따라 현장시험으로부터 구한 탄성계수는 60% 정도 증가하였고, 실내 비틂전단시험의 경우는 50% 정도 증가한 것으로 나타났다. 비록 현장과 실내 시험 사이의 다른 영향 때문에 탄성계수의 절대값을 산정하는데

있어서 차이는 나타났지만, 함수비에 따른 변화 경향을 살펴보는 경우에는 실내시험 방법이 큰 문제가 없음을 확인할 수 있었다. 또한 SG-2와 같이 소성이 크게 존재하고 다량의 세립분이 함유된 재료에 대해서는 지속적인 연구의 필요성을 강조한다.

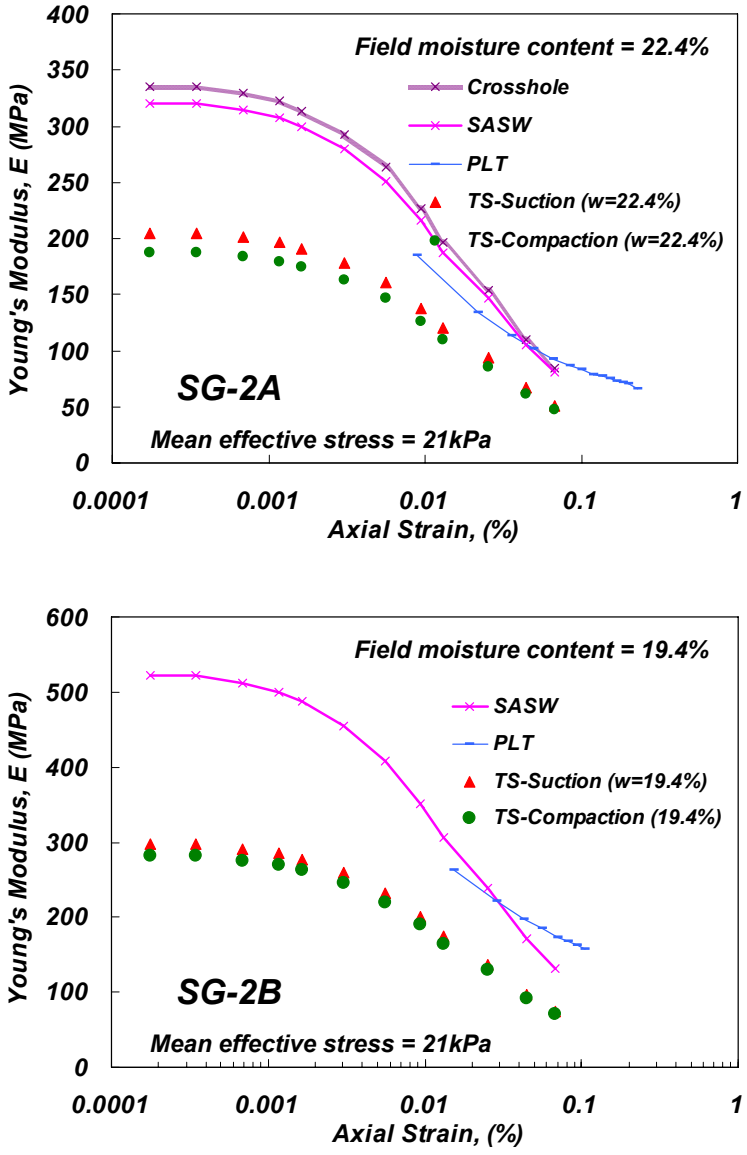


그림 3.6.9 실내시험과 현장시험으로부터 획득한 변형특성 비교 : SG-2

4. D/B 구축을 위한 현장 시험 수행 결과

계절적 환경변화에 의해 발생하는 현장 함수비 변화에 따른 다짐지반의 탄성계수 평가를 위한 현장시험은 고속도로 노상 현장 6곳과 지방도 도로 노상 현장 1곳, 총 7개의 현장에서 수행되었다. 하나의 현장에서 사용된 다짐재료의 종류에 따라 여러 지점에서 수행하기도 하였다. 이 중 앞 장에서 언급되지 않은 결과를 중심으로 기술하고자 한다.

가. Site 1 (SG-7)

본 현장에서는 초기 다짐지반을 구성한 직 후, 강제 살수를 수행하여 지반의 함수비가 증가한 후, 마지막으로 어느 정도 시일이 지나 함수비가 감소한 후, 함수비 변화에 따라 총 3회의 시험을 수행하였다. 시험을 수행하지 않는 기간 동안은 현장 기관의 지원으로 철저하게 현장 조건이 보존되었다. 시험 부지의 다짐, 다짐이 완료된 후의 모습, 크로스홀 시험을 위한 시추공, 지반의 흡수력 측정을 위한 센서 설치 모습, 수행된 시험 및 위치에 대한 정보를 그림 3.6.10과 표 3.6.2에 나타내었다.



(a) 다짐

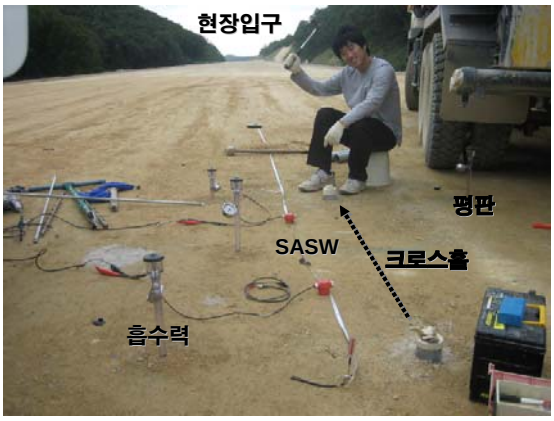
그림 3.6.10 Site 1 시험부지 조성 모습 (계속)



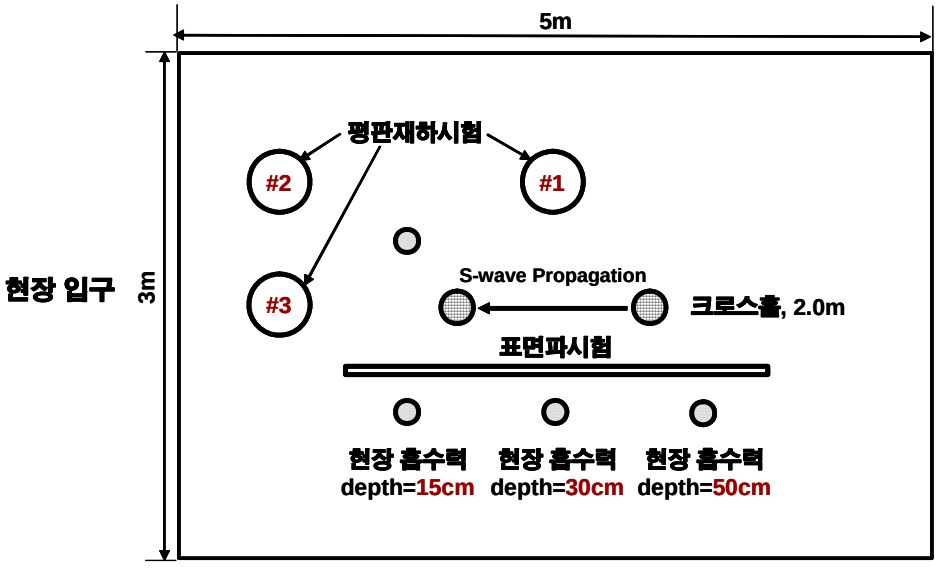
(b) 시험 부지 완성



(c) 시추공 및 센서 설치 완료



(d) 시험 수행 전경



(e) 수행 시험 및 위치에 대한 개요

그림 3.6.10 Site 1 시험부지 조성 모습

표 3.6.2 수행 시험 정보

시험	초기 조건	습윤 조건	건조 조건
흡수력 측정 (텐시오미터)	10. 30, 50cm	10. 30, 50cm	10. 30, 50cm
함수비 측정 (샘플링)	10. 30, 50cm	10. 30, 50cm	10cm
크로스홀	O	O	O
SASW	O	O	O
엄밀 반복 평판	#1	#2	#3

표 3.6.2에 나타나 있듯이 현장 탄성계수를 획득하기 위해 표면파 시험인 SASW, 시추공 시험인 크로스홀 시험을 수행하였고, 중간변형률 이상의 비선형 탄성계수를 획득하기 위해 본 연구에서 제안된 엄밀 반복 평판재하시험을 수행하였다. 크로스홀 시험의 경우, 10cm 간격으로 50cm 깊이까지 시험을 수행하였다. 각 시험 조건에서의 깊이별 크로스홀 및 SASW 시험 결과를 그림 3.6.11에 나타내었고, 각 시험 조건에서의 대표 함수비 및 모관흡수력 그리고 전단파속도로부터 변환된 탄성계수 값을 표 3.6.3에 나타내었다. 앞 절에서 설명한 실내 시험결과와 마찬가지로 함수비가 증가함에 따라, 모관흡수력이 감소함에 따라 현장 탄성계수는 증가함을 알 수 있다.

그리고 본 연구에서 제안한 SASW 시험 및 현장 크로스홀 시험, 반복 엄밀 평판재하시험을 이용하여 획득한 각 시험 조건별 현장의 비선형 탄성계수를 비교하여 그림 3.6.12에 나타내었다. 모든 시험 결과는 현장구속압으로 구속압 보정을 수행했으며, 그림에서 보듯이, 모든 시험 결과가 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 또한 엄밀 반복 평판재하시험의 2차 하중 재하 단계에서 획득한 시험 결과를 현장 크로스홀 시험과 비교한 결과를 그림 3.6.12의 마지막에 나타내었고, 역시 각 시험 조건에 대해 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 함수비 변화와 같은 현장조건에서의 변형계수 측정연구는 매우 중요하며, 본 연구에서 제안한 현장 비선형 탄성계수 평가기법들을 이용하여 현장 조건에 따른 탄성계수 측정이 가능함을 확인할 수 있었다. 향후 보다 다양한 지반 및 현장조건에서의 변형특성 연구와 실내시험 연구의 비교가 필요할 것으로 판단된다.

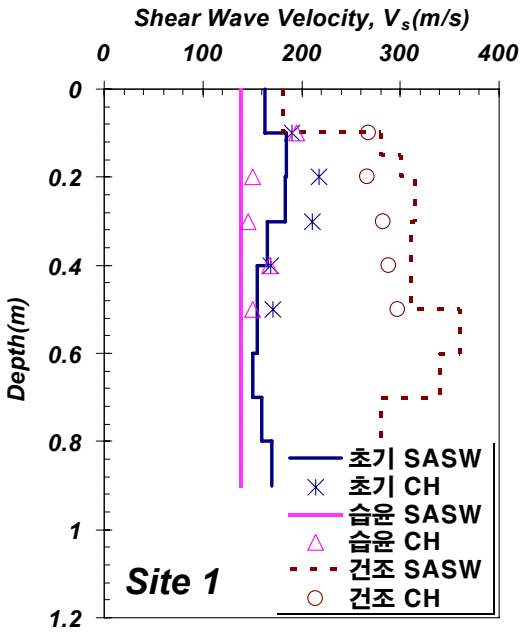


그림 3.6.11 전단파속도 주상도

표 3.6.3 수행 시험 정보

구분		초기 조건	습윤 조건	건조 조건
흡수력(kPa)		23.1	3.2	84.5
함수비(%)		16.0	20.7	12.9
G_{max} (MPa)	크로스홀	79	56	155
	SA SW	58	41	173

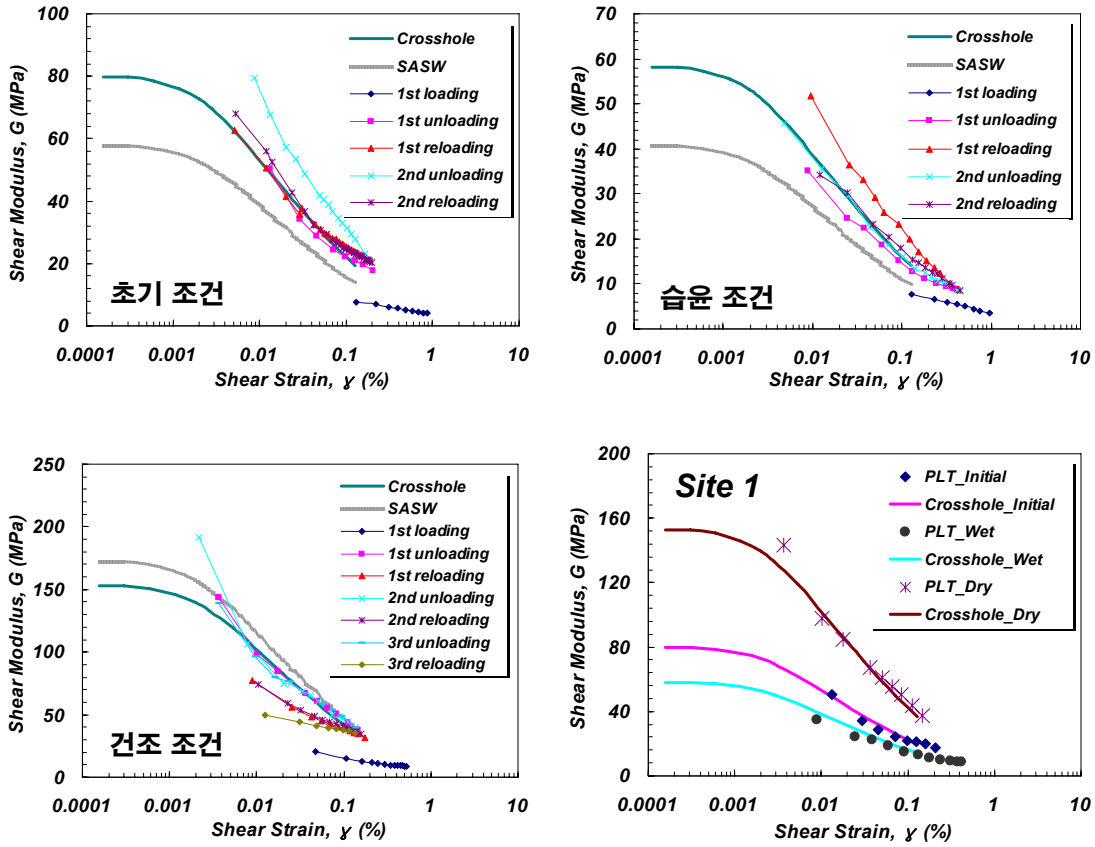


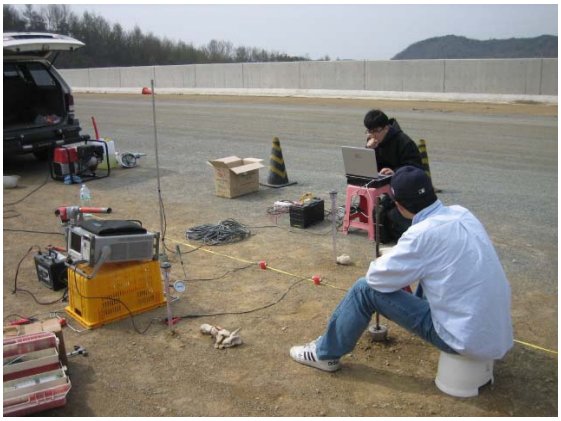
그림 3.6.12 각 시험조건 별 비선형 탄성계수 평가

나. Site 2

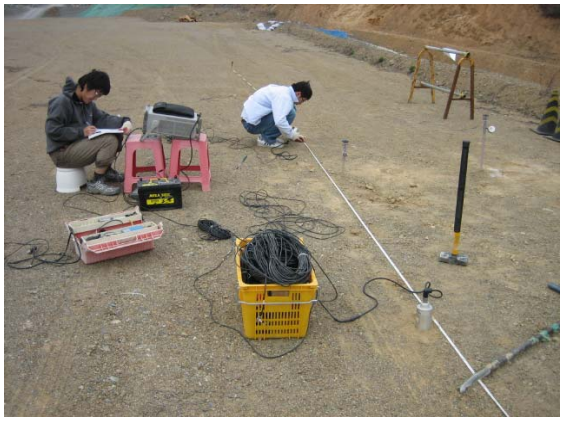
본 시험 현장은 지반을 구성한 후 어느 정도 시일이 지난 시점에서 시험을 수행하였다. 또한 다른 종류의 흙을 사용한 3개의 구간(Site 2-1, Site 2-2, Site 2-3)에 대해서 시험을 수행하였다. 각 구간별로 두 개의 함수비에 대해 시험을 수행하여 탄성계수를 비교하였다. 본 현장도 역시 시험을 수행하지 않는 기간 동안은 현장 기관의 지원으로 철저하게 현장 조건이 보존되었다. 각 시험 부지의 모습의 모습과 구간별 모관흡수력, 함수비 및 SASW, 크로스홀을 통해 획득한 탄성계수 값을 그림 3.6.13과 표 3.6.3에 각각 나타내었다. Site 1과 마찬가지로 함수비가 증가함에 따라 모관흡수력이 증가함에 따라 지반의 탄성계수는 감소함을 확인할 수 있다.



(a) 구간 1



(b) 구간 2



(c) 구간 3



(d) 시험 현장 보존

그림 3.6.13 Site 2 시험부지 모습

표 3.6.3 Site 2 시험 결과

구 분		Site 2-1		Site 2-2		Site 2-3	
		Day 1	Day 2	Day 1	Day 2	Day 1	Day 2
모관흡수력 (kPa)		64	51	67	45.5	75	55
함수비 (%)		9.5	9.8	8.0	8.8	7.8	9.2
G_{max} (MPa)	크로스홀	130	91	314	293	-	-
	SASW	110	106	251	238	384	186

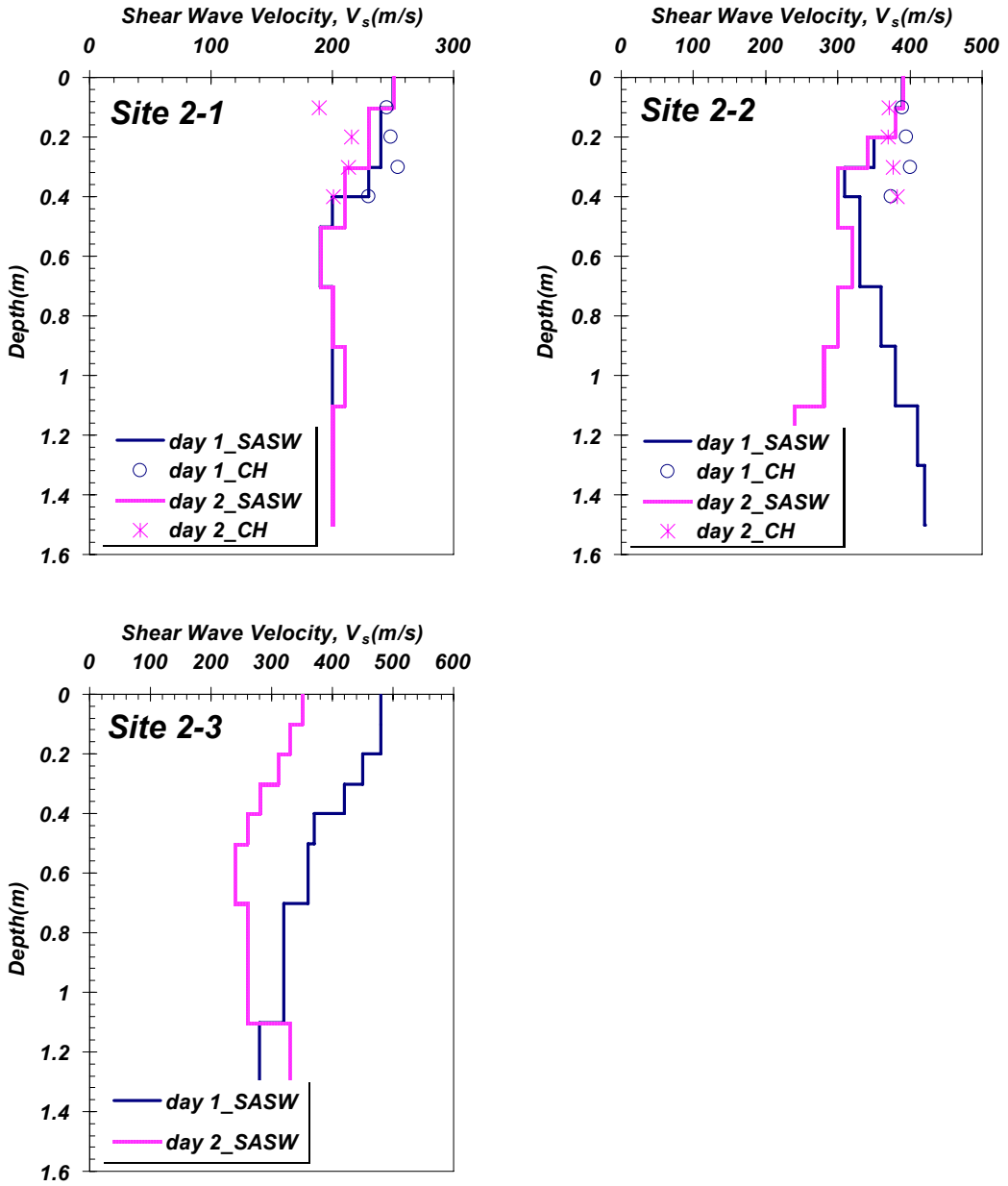


그림 3.6.14 Site 2 각 시험구간의 전단파속도 주상도

다. Site 3

본 시험 현장은 Site 2와 마찬가지로 지반을 구성한 후 어느 정도 시일이 지난 시점에서 시험을 수행하였다. 또한 다른 종류의 흙을 사용한 2개의 구간(Site 3-1, Site 3-2) 에 대해서 시험을 수행하였다. 각 시험 부지의 모습의 모습과 구간별 모관흡수력, 함수비 및 SASW, 크로스홀을 통해 획득한 탄성계수 값을 그림 3.6.15와 표 3.6.4에 각각 나타내었다. 또한 구간별 전단파속도 주상도를 그림 3.6.16에 나타내었다.



(a) 구간 1 (b) 구간 2

그림 3.6.15 Site 3 시험부지 모습

표 3.6.4 Site 3 시험 결과

구 분		Site 3-1	Site 3-2
모관흡수력 (kPa)		54	33.8
함수비 (%)		11.9	13.4
G_{max} (MPa)	크로스홀	224	-
	SASW	159	131

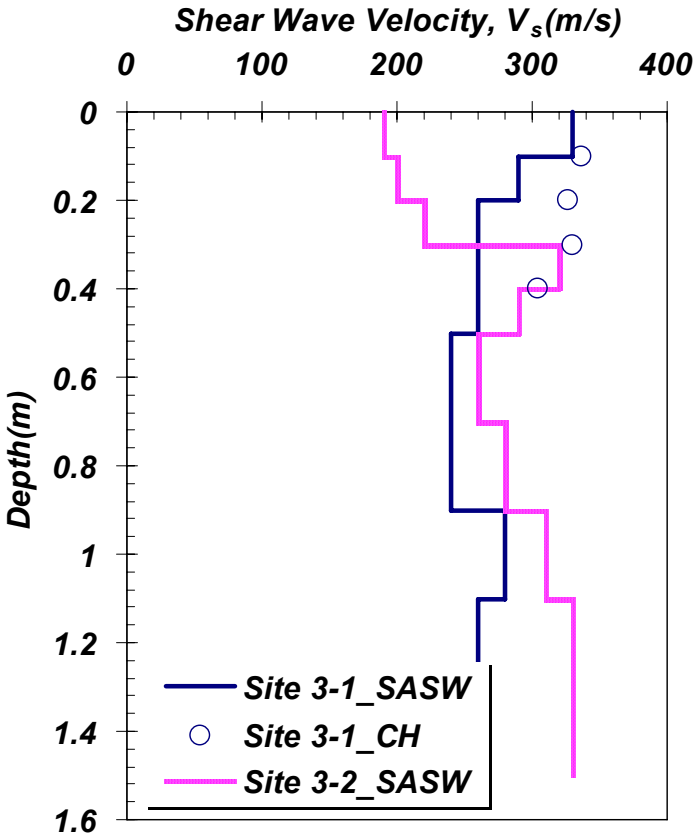


그림 3.6.16 Site 3 전단파속도 주상도

5. 평판재하시험의 해석

가. 구성모델

지반재료의 경화현상을 표현하기 위하여 제안된 경화규칙들은 크게 등방경화규칙과 비등방경화규칙으로 구분될 수 있다. 등방경화규칙은 항복면의 형태는 변화하지 않고 크기만이 확장(또는 축소)하며 소성거동시 유발되는 경화현상을 표현하는 반면, 비등방경화 규칙은 항복면의 형태, 상대적인 위치, 또는 (등방경화를 포함한) 이들의 조합적인 변화로 경화가 유발되어 소성유동(plastic flow)을 표현할 수 있다. GUX 모델은 이러한 비등방경화 구성모델의 일종이며 경계면(bounding surface)의 크기와 위치는 일정하다고 가정한다. 경계면과 항복면(그림 3.6.17)은 일반적인 응력장에 대하여 다음 식으로 나타난다.

$$F=(\overline{s_{ij}}-b_{ij})(\overline{s_{ij}}-b_{ij})-\overline{R}^{2}=0 \tag{6.14}$$

$$f=(s_{ij}-\beta_{ij})(s_{ij}-\beta_{ij})-\overline{r}^{2}=0 \tag{6.15}$$

이 때 축차응력텐서 $s_{ij}=\sigma_{ij}-\sigma_{kk}\delta_{ij}/3$이고 $b_{ij}=a_{ij}-a_{kk}\delta_{ij}/3,\beta_{ij}=\alpha_{ij}-\alpha_{kk}\delta_{ij}/3$로서 각각 경계면과 항복면 중심응력텐서 a_{ij}, α_{ij}의 축차항이다. 그리고 $\overline{r}$은 항복면의 반경이며 $\overline{R}$은 경계면의 반경이다. 또한 $\overline{\sigma}_{ij}$는 σ_{ij}를 ξ_{ij}로부터 경계면으로 사상한 응력(mapping stress)이다.

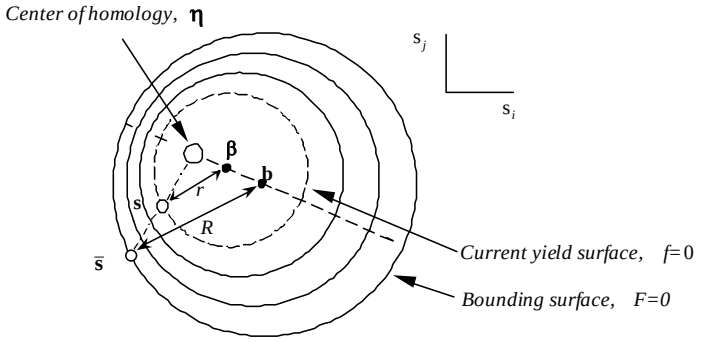


그림 3.6.17 경계면과 항복면

등방압축상태에서 삼축시험이나 비틂전단시험등을 수행하는 경우에는 Π면에서 응력원점으로부터 방사적인 응력경로(즉 $s_{ij}/\sqrt{s_{kl}\,s_{kl}}=\beta_{ij}/\sqrt{\beta_{kl}\,\beta_{kl}}$)를 나타낸다. 이 경우에 식 (3.6.14)과 (3.6.15)은 다음과 같이 단순화 할 수 있다.

$$F=(\overline{q}-b)^{2}-R^{2}=0 \tag{6.16}$$

$$f=(q-\beta)^{2}-r^{2}=0 \tag{6.17}$$

여기서, $q=\sqrt{1.5\,s_{ij}s_{ij}}$로 삼축시험조건에서는 $q=\sigma_1-\sigma_3$이다. 그리고 b, β 및 R, r은 각각 q축상에 나타나는 경계면과 항복면의 중심 및 크기를 나타낸다.

항복면의 크기가 소성축차변형률에 의하여 지배된다고 가정하여 경화함수를 다음과 같이 설정하였다.

$$\widehat{\varepsilon}_q^p = a\frac{(r/R)^b}{(1-r/R)^c} \tag{6.18a}$$

$$\widehat{\varepsilon}_q = \sqrt{2}/3\{(\varepsilon_{xx}-\varepsilon_{yy})^2+(\varepsilon_{yy}-\varepsilon_{zz})^2+(\varepsilon_{zz}-\varepsilon_{xx})^2+3/2(\gamma_{xy}^2+\gamma_{yz}^2+\gamma_{zx}^2)\}^{1/2} \tag{6.18b}$$

여기서, 소성 축차변형률 $\widehat{\varepsilon}_q^p = \int d\widehat{\varepsilon}_q^p$ 이고 적분범위는 하나의 역재하 과정 내에서 규정된다. 계수 a, b 및 c 는 경화함수에 사용되는 재료계수들이다.

나. 계수 산정

본 연구에서는 노상토 시료에 대하여 평판재하시험에 대한 해석을 수행하였다. 대상 지역에서 불교란시료를 채취하여 공진주시험 (RC), 비틂전단시험 (TS)을 실시하였다. 시험 결과는 그림 3.6.18와 같이 분석하였으며, 표 3.6.5에 모델계수를 정리하였다.

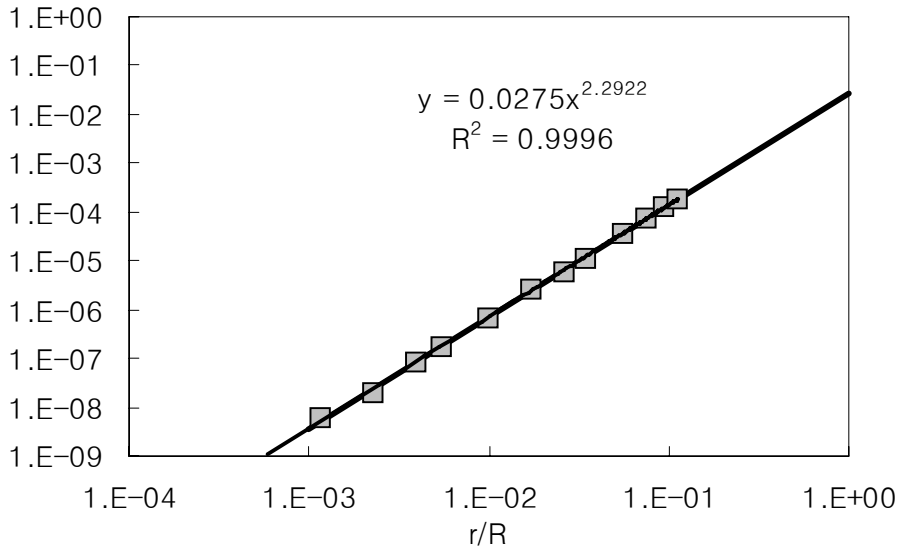


그림 3.6.18 계수 도출과정

표 3.6.5 노상토의 재료계수

G_{max} (GPa)^a	a	b	c	점착력 (kPa)	마찰각 (°)	σ_c (kPa)	q_{max} (kPa)^a	remark
183	0.1601	2.296	0.3	0	35.0	41	866	CH min.
270.7	0.071	2.2697	0.3					CH avg.
390	0.0275	2.2922	0.3					CH max.
460	0.0187	2.2908	0.3					max.

시험결과는 크로스 홀 시험 결과 나타난 최대전단계수에 대하여 구분하여 분석하였으며 최대 축차응력은 강도정수와 구속응력을 설정하여 계산하였다. 그림 3.6.19에는 정규화 변형계수(E/Emax)에 대한 실험치와 계산치가 비교되어 있다. 제안된 모델의 경우 시험결과를 정확하게 계산하였다. 이로부터 제안된 모델이 미소변형률 조건의 응력-변형률 관계를 모델할 수 있음을 알 수 있다.

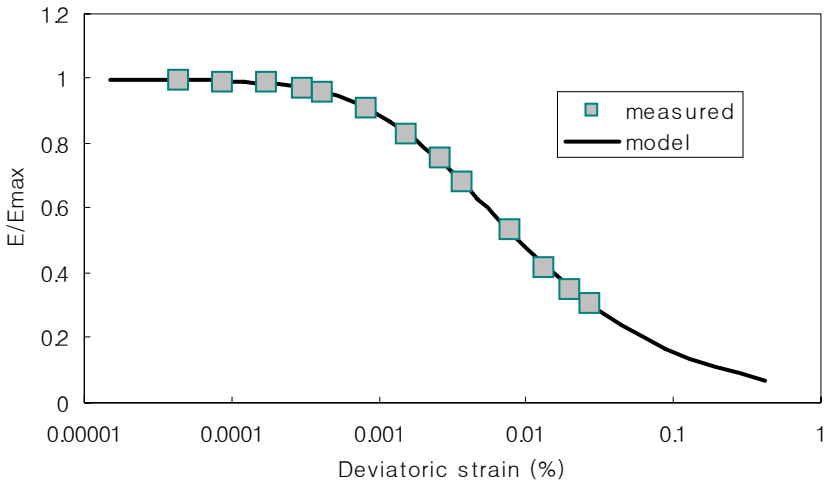


그림 3.6.19 할선계수비 E/E_{max}에 대한 비교

적용된 모델은 각 지층에 상응하는 최대 변형계수(Emax)와 전단강도를 적용하여 실제 응력-변형률 관계를 적합하게 모델할 수 있다. 표 6.5에 나타난

Mohr-Coulomb 파괴규준 계수(c'=0 kPa, ϕ'=35°)로부터 최대 축차응력은 다음과 같은 식을 이용하여 결정할 수 있다.

$$q_{\max} = \sigma_3 \tan^2(45^\circ + \Phi/2) + 2c\tan(45^\circ + \Phi/2) - \sigma_3 \qquad (3.6.19)$$

이러한 결과로 미루어 볼 때, 제안된 비등방경화 탄소성모델은 미소변형률 조건에서 나타나는 비선형적인 응력-변형률 관계를 모델할 수 있음을 알 수 있다.

다. 평판재하시험의 유한요소해석

지반재료의 비등방경화 구성모델을 ABAQUS 코드에 구현하기 위한 정식화 과정이 필요하다. 이를 위하여 (1) Hughes-Winget(1980) 알고리즘에 의하여 회전된 계에서 Jaumann 응력속도를 이용하여 대변형도 연속체 역학에 합당하도록 구성관계를 기술하였다. 그리고 (2) 해의 정확도를 확보하기 위하여 내재적 응력적분 기법을 정식화하고 (3) 비선형 지배식의 해2차적 수렴도를 확보하기 위하여 일관된 접선계수를 정식화하였다. 이러한 정식화 과정은 ABAQUS 코드에서 제공하는 사용자 구성관계 서브루틴 UMAT에 합당하도록 이루어졌다.

적용된 모델(GUX)은 전응력 개념에 의거한 구성관계로 연약지반의 비배수 거동과 풍화토의 일축적 거동을 모델하는 데 적합하다. 이 때 지층을 강도에 따라 세분하고 상응하는 계수를 추출하여 해석에 적용할 수 있다. 그리고 대상문제가 겪는 응력경로는 실험적으로 도출한 응력경로와 동일해야 한다. 따라서 대상문제를 배수 및 비배수 조건으로 구분하여 지반이 삼축시험시 배수 및 비배수 시험 경로를 따른다고 가정하여 해석하는 것이 가능하다.

그림 3.6.20는 해석 대상지반의 요소망을 나타내며, 축대칭 조건하의 4절점요소로 요소망을 설정하였다. 지반 요소는 초기응력이 없이 생성된다. 평판은 하중-시간함수를 적용하여 각 층의 하중을 세분하도록 하였다. 그리고 지반 요소는 GUX 모델을 각각 적용하였다.

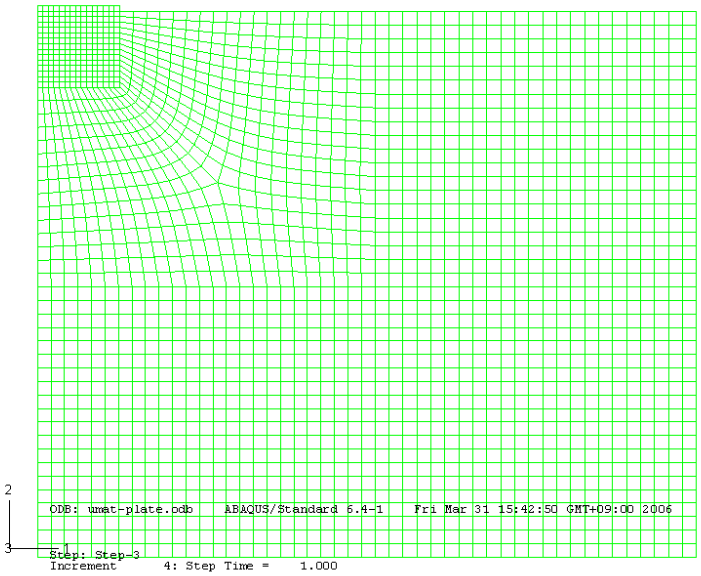
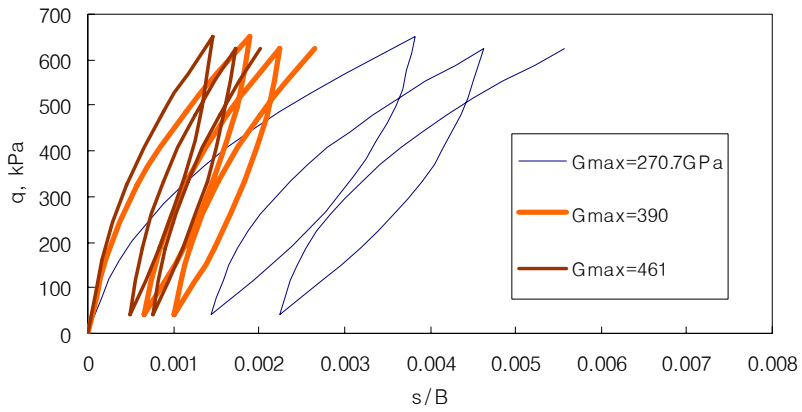


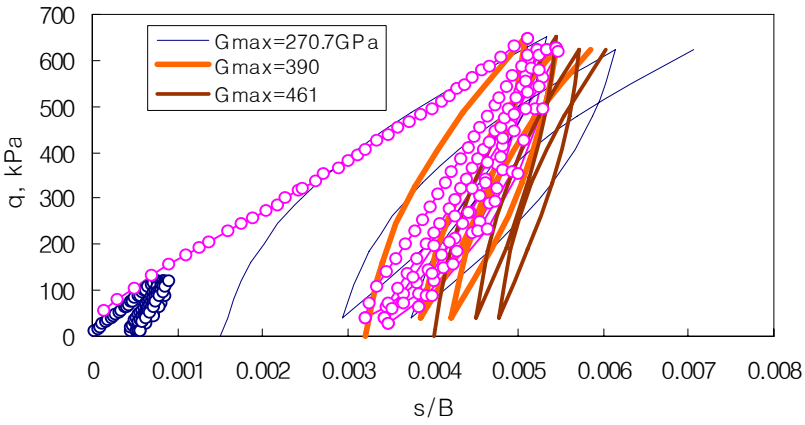
그림 3.6.20 대상지반의 요소망

그림 3.6.21(a)는 지름 30cm 평판의 하중에 따른 변위를 나타낸 것이다. 해석결과는 최대 전단계수가 271, 390, 461 GPa인 경우에 대하여 구분하여 나타난다. x 축은 침하량을 평판의 지름으로 규준화하여 나타냈다. GUX 모델의 경우에는 반복재하시 변위의 양상이 하중을 제거할수록 증가하는 비선형적 형태를 나타내 고 있다.

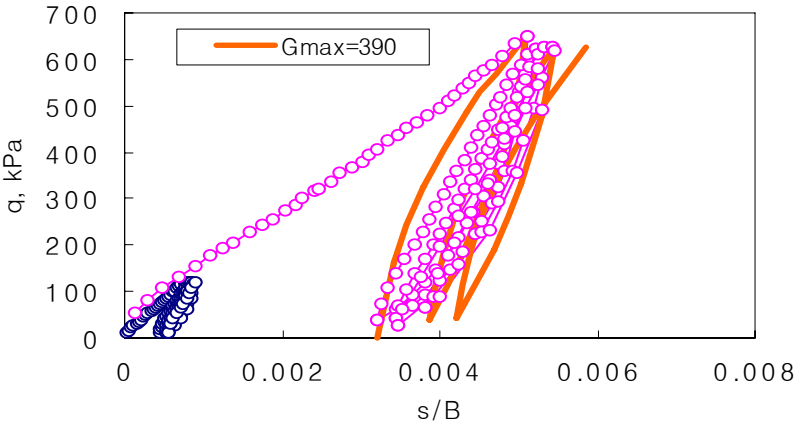
평판재하 시험시 평판 단부의 정착 오차로 인하여 초기 재하시 변위가 크게 나타나는 경향을 보이는 데, 이는 평판재하시험의 특성상 피할 수 없는 오차이다. 이를 보정하기 위하여 그림 3.6.21(b)와 같이 반복재하 시점으로 하중-변위관계들을 이동하여 일치시켰다. 반복재하시의 관계를 관찰하여 보면 평판 단부의 정착효과가 초기 재하 뿐만 아니라 반복재하시에 도 영향을 끼치는 것으로 보여진다. 결과적으로 그림 3.6.21(c)에서 보여지듯이 최대 전단계수가 390 GPa인 경우(크로스 홀 시험치중 최대값)에 실제 거동을 잘 계산하는 것으로 판단된다.



(a)



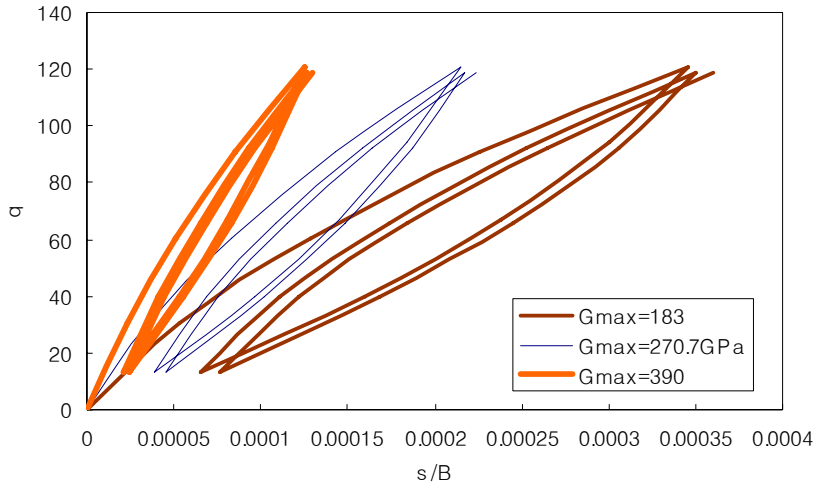
(b)



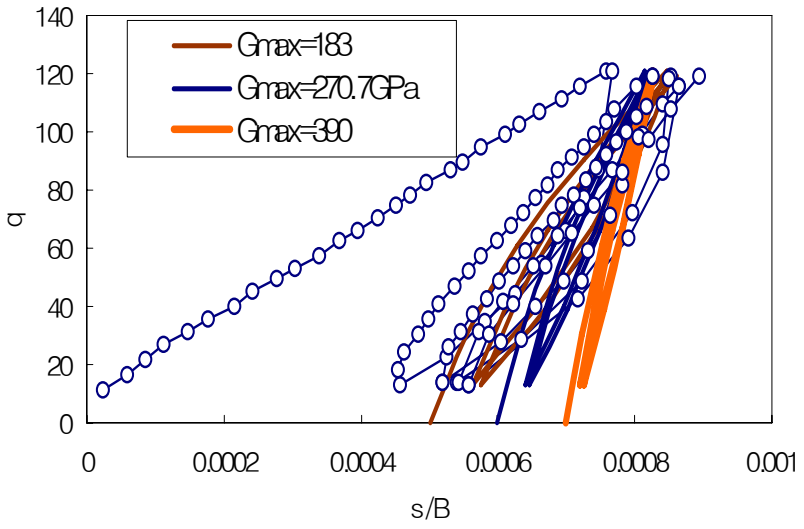
(c)

그림 3.6.21 30cm 평판의 하중-변위 관계

그림 3.6.22(a)에는 지름 76cm 평판의 하중에 따른 변위를 나타냈다. 해석결과는 최대 전단계수가 183, 271, 390 GPa인 경우에 대하여 구분하여 나타난다. 평판 단부의 정착 오차를 보정하기 위하여 그림 3.6.22(b)와 같이 반복재하 시점으로 하중-변위관계들을 이동하여 일치시켰다. 결과적으로 그림 3.6.22(c)에서 보여지듯이 최대 전단계수가 183 GPa인 경우(크로스 홀 시험치중 최소값)에 실제 거동을 잘 계산하는 것으로 판단된다.

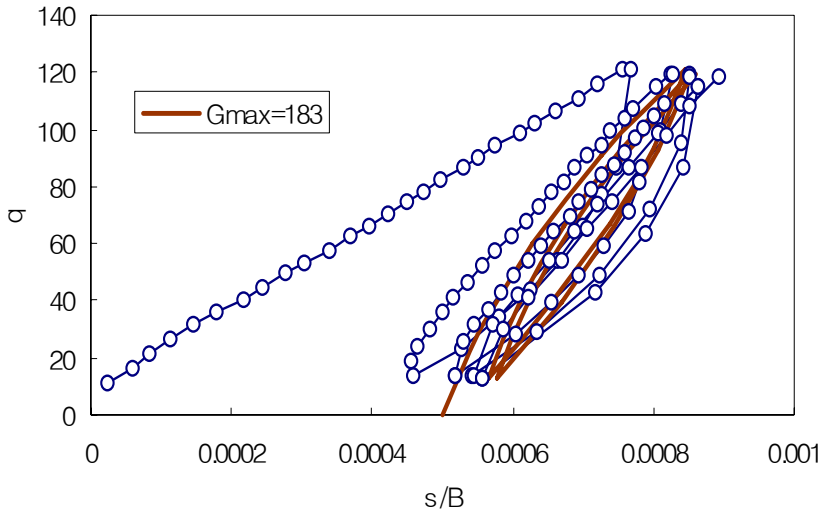


(a)



(b)

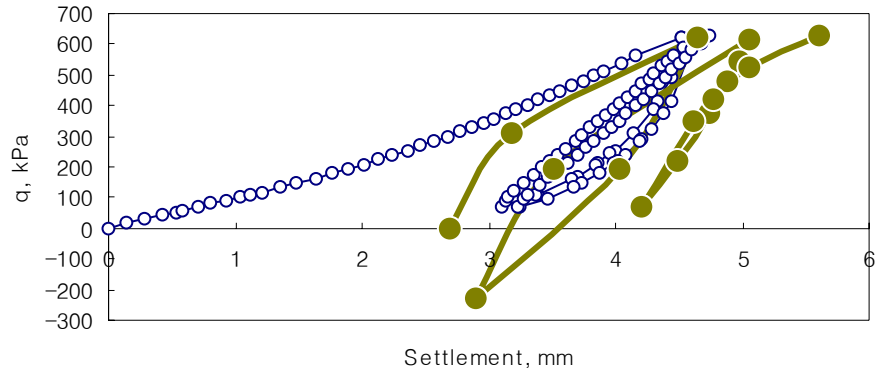
그림 3.6.22 76cm 평판의 하중-변위 관계 (계속)



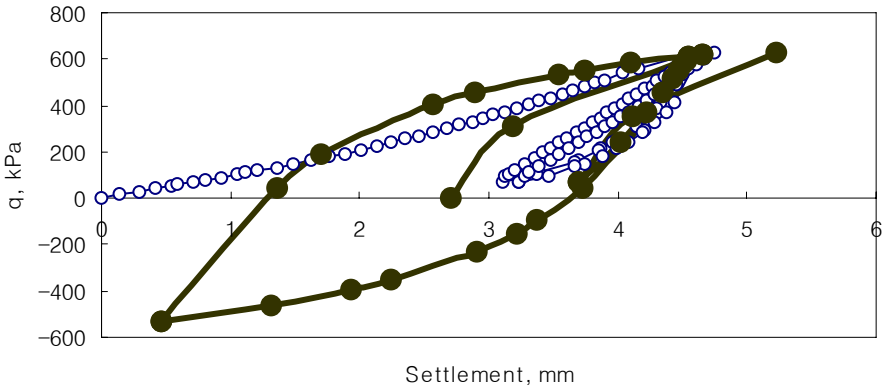
(c)

그림 3.6.22 76cm 평판의 하중-변위 관계

그림 3.6.23에는 하중-변위관계의 히스테리시스를 시뮬레이션하였다. 비등방경화 탄소성모델은 그림에서와 같이 하중의 제거 및 재하의 반복재하과정에서 히스테리시스를 모델할 수 있다.



(a)



(b)

그림 3.6.23 평판재하시험의 하중-변위 이력현상

라. 평판재하시험의 역해석

평판재하시험시 하중-변위 관계로부터 탄성론에 의거하여 각 단계별 영계수와 수직변형률을 산정할 수 있다. (김동수 등. 2005)

$$E_s = \frac{\triangle q}{\triangle \delta} B(1-\upsilon^2) \qquad (3.6.20)$$

$$\epsilon_v = \frac{\triangle \delta}{B(1-\upsilon^2)} I_z \tag{3.6.21}$$

이때, I_z는 변형률 영향계수이며 B는 평판의 지름이다. $\triangle q$, $\triangle \delta$는 평판재하시험 시 단위면적 당하중 및 수직변위의 변화량을 의미한다. 이러한 변화량은 역재하가 일어난 시점을 기준으로 계산할 수 있다.

비선형적인 거동을 하는 지층의 경우에는 평판하부의 지층에 분포하는 영계수와 수직변형률이 변화하므로 대표값을 선정하는 것이 바람직하다. 따라서 인자 α, β를 이용하여 각각 수직변형률과 탄성계수를 보정하였다.

$$E_s = \beta \frac{\triangle q}{\triangle \delta} B \tag{3.6.22}$$

$$\epsilon_v = \alpha \frac{\triangle \delta}{B} \tag{3.6.23}$$

그림 3.6.21(a)와 3.6.22(a)에 나타난 해석결과를 이용하여 윗 식들에 나타난 영계수와 변형률을 계산하였다. 이때 계수연구를 통하여 $\alpha = 0.25$, $\beta = 0.7$을 구하였다. 즉,

① 그림 3.6.21(a) 및 3.6.22(b)로부터 Δq , $\Delta \delta$를 구한다.

② 식 (3.6.10) 및 (3.6.11)로부터 E_s 와 ϵ_v를 구한다. ($\alpha = 0.25$, $\beta = 0.7$)

그림 3.6.24에서는 대상현장에 대한 평판재하시험 해석결과로부터 구한 할선 영계수를 보여주고 있다. 이러한 역해석 결과를 공진주시험을 통하여 구한 영계수 입력치와 비교하였다. 최대전단계수가 183, 271, 390, 461GPa인 경우에 대하여 역해석 결과는 실제 영계수를 전반적으로 유사하게 추정하고 있음을 알 수 있다.

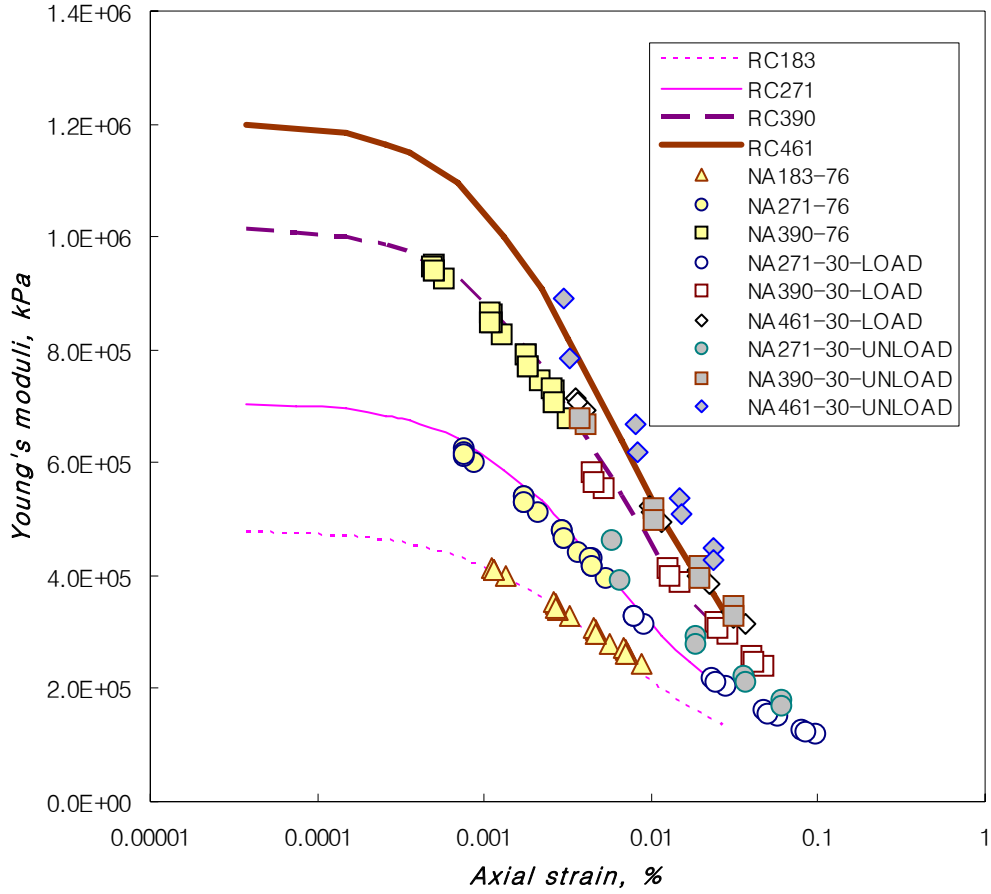


그림 3.6.24 평판재하시험 유한요소해석 결과의 역해석

그림 3.6.25에는 30cm평판에 대한 유한요소해석결과는 역해석하여 해석시 입력된 영계수와 비교하였다. 그림에서 보여지듯이 하중제거시 결과에 대한 역해석은 입력된 영계수로 매우 정확하게 계산할 수 있었다. 반면에 재하시 결과들은 입력된 변형계수는 다소 과대평가하는 경향이 있다. 그럼에도 불구하고, 입력된 변형계수와 역해석 결과가 전반적으로 일치하고 있다.

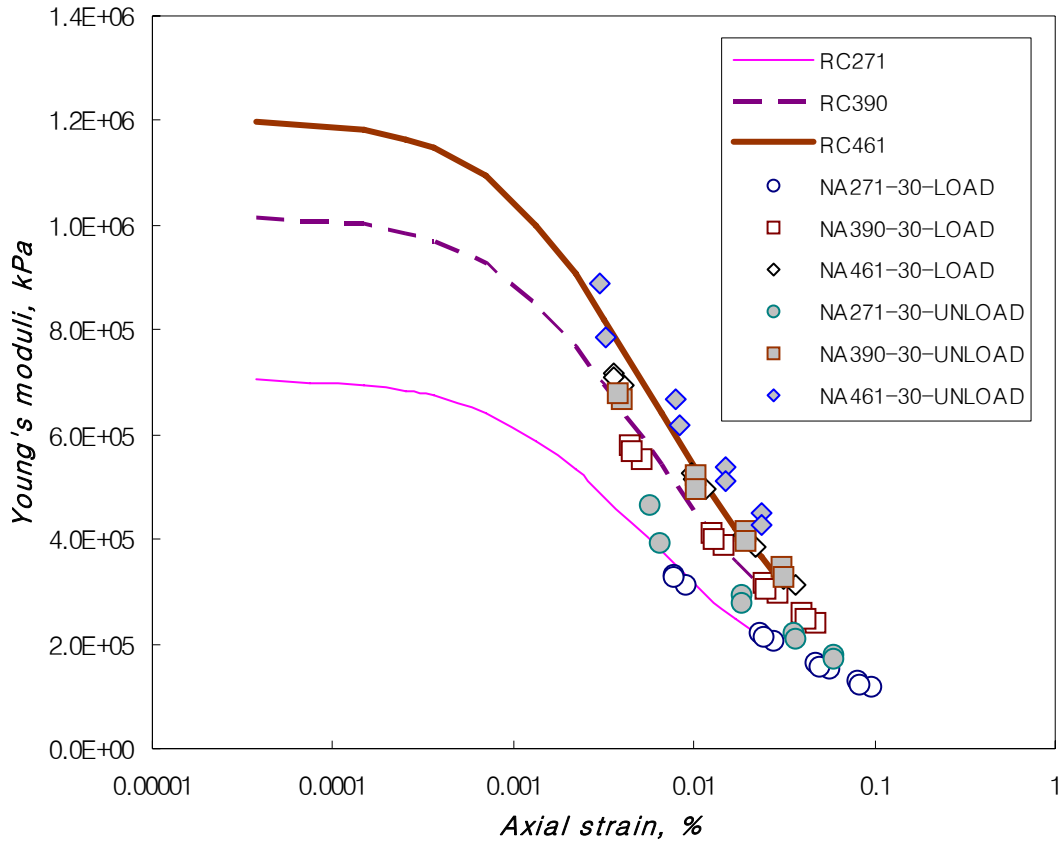


그림 3.6.25 30cm 평판에 대한 영계수

76cm 평판 해석에 대한 역해석 결과는 그림 3.6.26에서 보여지듯이 축변형률이 10^{-3}~10^{-2}% 수준에 놓여있다. 그리고 하중재하시 및 제거시 결과가 모두 입력된 변형계수와 정확하게 일치하고 있다. 30cm 평판재하시험시에는 그림 3.6.25에서 보여지듯이 변형률 수준이 10^{-2}% 이상 수준에서 나타나므로 오차가 다소 발생하고 있음을 알 수 있다. 그림 3.6.24~3.6.26의 결과로부터 반복재하 평판재하시험결과를 획득한 후 식(3.6.10)과 (3.6.11)에 의한 분석이 가능하다고 판단된다.

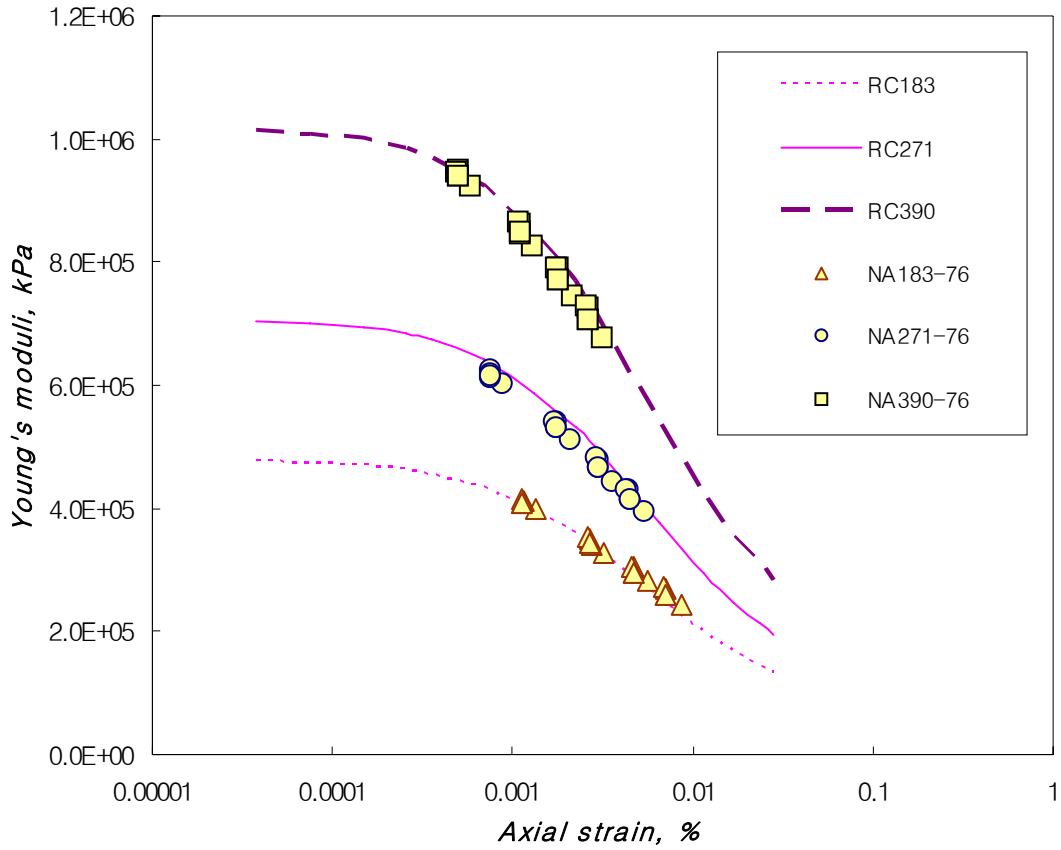


그림 3.6.26 76cm 평판에 대한 영계수

본 연구에서는 3곳의 현장을 시험 대상으로 하였는데, 각 현장을 Site A, B, C로 분류하였다. Site A와 Site B는 다수의 암버럭을 포함한 지반으로 사질 성분을 많이 나타내는 반면에, Site C는 약간의 점성을 포함한 흙으로 이루어졌다. 모든 현장의 노상층이 진동 롤러를 이용하여 30cm 두께씩 4층 다짐으로 이루어졌다. 표 3.6.2에 각 현장의 물성을 나타내고 있다.

크로스홀 시험은 평판재하시험이 수행된 인근지역 노상 지표면으로부터 0.1m 간격으로 수행하였으며,Site C에서는 함수비가 다른 날짜별로 동일 위치에서 시험을 수행하였다. 최대 전단계수 Gmax는 평판재하시험 결과와 비교하기 위하여 각 현장별로 평판재하시험 영향깊이인 평판직경의 2배에 해당하는 깊이, 0.6m까지의 평균 값 및 최대값, 최소값을 산정하였다. 각 현장에서의 시험 결과를 표 6.6에 나타내었다.

표 3.6.6 대상현장의 물성값

노상토의 특성		Site A	Site B	Site C		
				Site C-1	Site C-2	Site C-3
현장함수비(%)		10.3	7.1	22	22.4	19
현장단위중량(KN/m^3)		21.6	20.6	20.6	20.6	20.6
최적함수비(%)		10.3	10.5	14.8		
최대건조단위중량 (KN/m^3)		20.1	19.9	18.1		
소성지수(PI, %)		NP	NP	14		
흙분류	통일분류법	SW	SW	SC		
	AASHTO	A-1-b	A-1-a	A-2-6		
크로스홀시험 Gmax (GPa)	최소	54.9	182.8	100.8	79	121.9
	최대	82.8	390.1	137	106	180.3
	평균	70.3	270.7	109.5	90.7	147.4

한편, 구속압 41KPa에서의 각 공진주시험으로부터 구한 정규화전단탄성계수 감소곡선을 이용하였다.Site A와 Site B와 노상토는 통일분류법으로 SW이며 소성지수가 0인 비슷한 종류의 재료이기 때문에 정규화 전단탄성계수 감소곡선이 유사한 형태를 나타내었다. 반면에, Site C의 노상토는 SC이며 정규화 전단탄성계수도 상이하게 나타났다.

크로스홀 시험으로부터 구한 최대전단계수와 공진주시험으로부터 얻은 정규화전단탄성계수 감소곡선을 적용하여 비선형 전단탄성계수를 산정하였다. 이를 평판재하시험 결과와 비교하기 위하여 축변형률에 따른 변형계수로 변환하고, 각 시험현장의 시험결과에 최대값, 최소값, 평균값의 범위를 산정하여 비교대상으로 나타내었다.

그림 3.6.27에는 3개의 Site A, Site B와 Site C에서 획득한 반복재하시험시 하중결과를 보여주고 있다. 식 (3.6.22) 과 (3.6.23)로부터 분석하여 변형계수를 역해석하고자 한다.

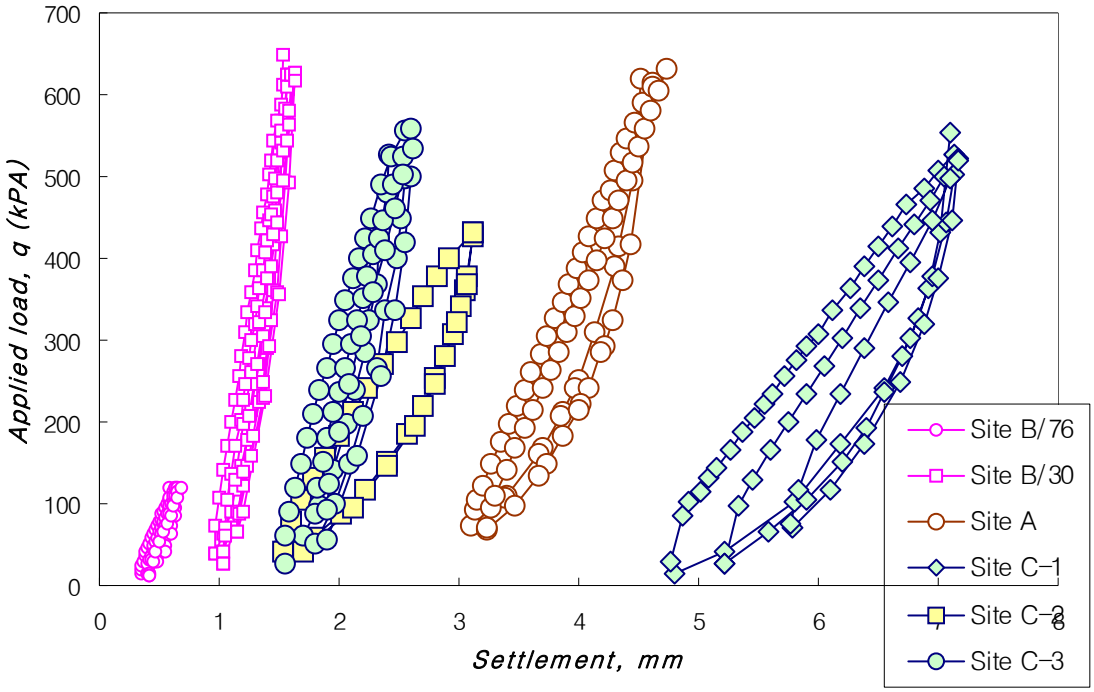


그림 3.6.27 반복재하 평판재하시험시 하중-침하관계

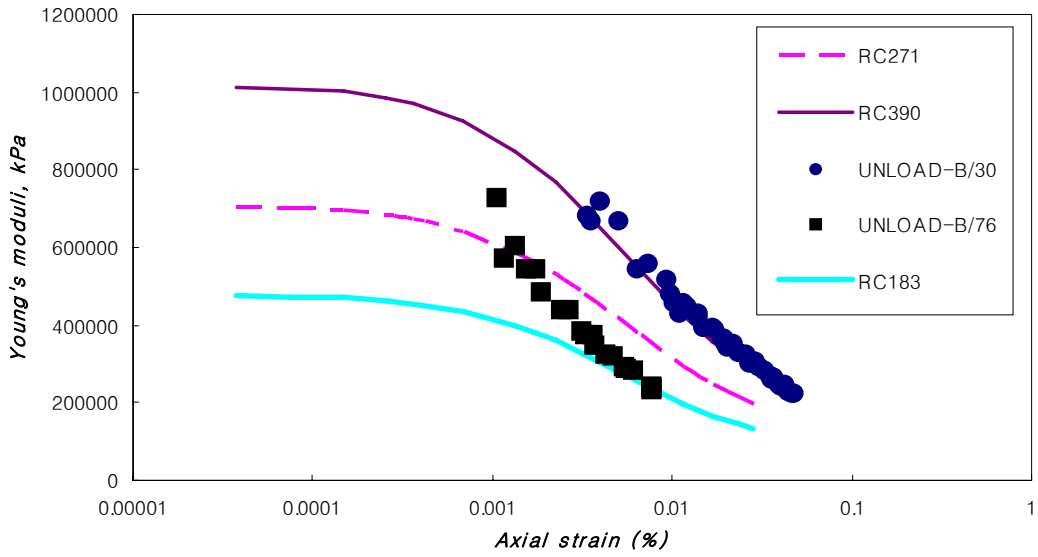


그림 3.6.28 Site B의 평판재하시험 결과분석

그림 3.6.28에는 역해석을 수행한 Site B의 변형계수를 나타내고 있다. 평판의 지름이 30cm인 경우에는 평판재하시험결과 구한 영계수는 최대전단계수가 390GPa인 곡선과 매우 일치하고 있다. 한편 평판지름 76cm인 경우에는 최대전단계수 183~271GPa 사이에 값들이 놓여있다. 두 경우 모두 평판재하시험 결과로부터 구한 변형계수가 현장의 변형계수를 합리적으로 획득하는 것으로 판단된다.

그림 3.6.29에는 Site A의 변형계수를 비교하고 있다. 평판재하시험 결과 구한 영계수는 현장의 변형계수를 심하게 과대평가하고 있다. 현장의 변형계수는 크로스홀 시험결과 최대전단계수 55~83GPa에 상응하는 변형계수 사이에 값들이 놓여있으며 이는 다른 현장에 비하여 매우 작은 값이다. 그러나 그림 3.6.27에 나타난 반복재하시 하중-변위 관계는 타 현장과 유사한 수준으로 나타나고 있다. 이로 인하여 Site A의 변형계수는 평판재하시험 결과를 통하여 도출하는 것이 불가능하였다.

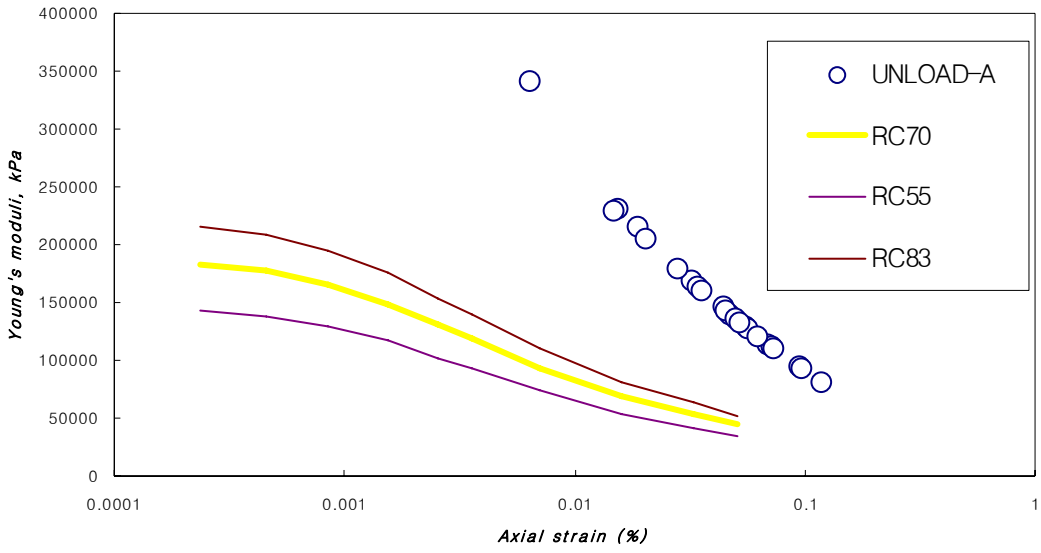


그림 3.6.29 Site A의 평판재하시험 결과 분석

그림 3.6.30에는 Site C-1의 변형계수를 나타내고 있다. 평판재하시험결과 구한 영계수는 최대전단계수 101~137GPa에 상응하는 변형계수 사이에 값들이 놓여있다. 평판재하시험 결과로부터 구한 변형계수가 현장의 변형계수를 합리적으로 획득하는 것으로 판단된다.

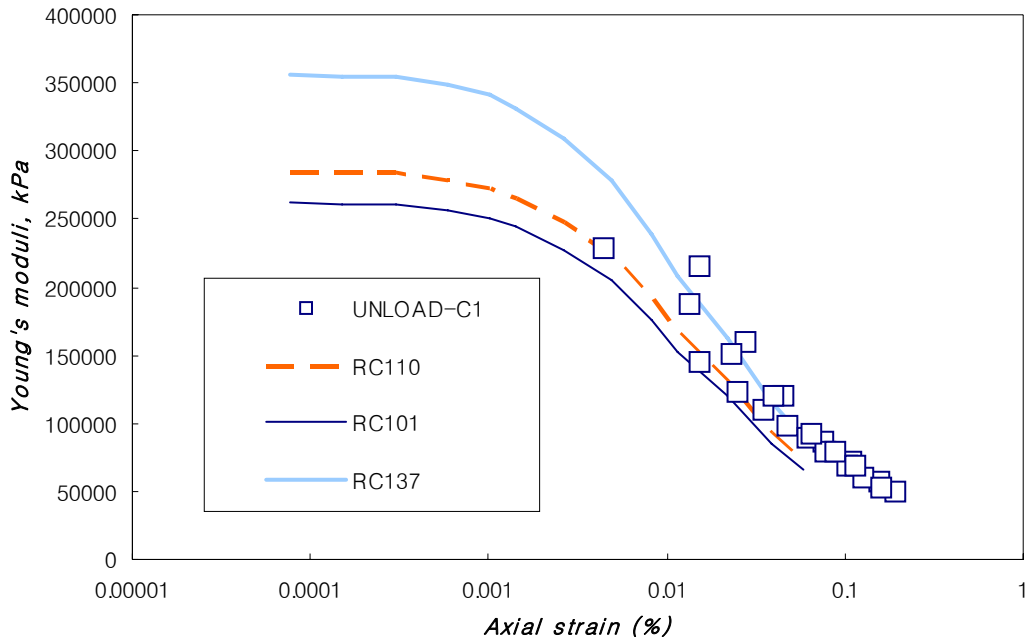


그림 3.6.30 Site C-1의 평판재하시험 결과 분석

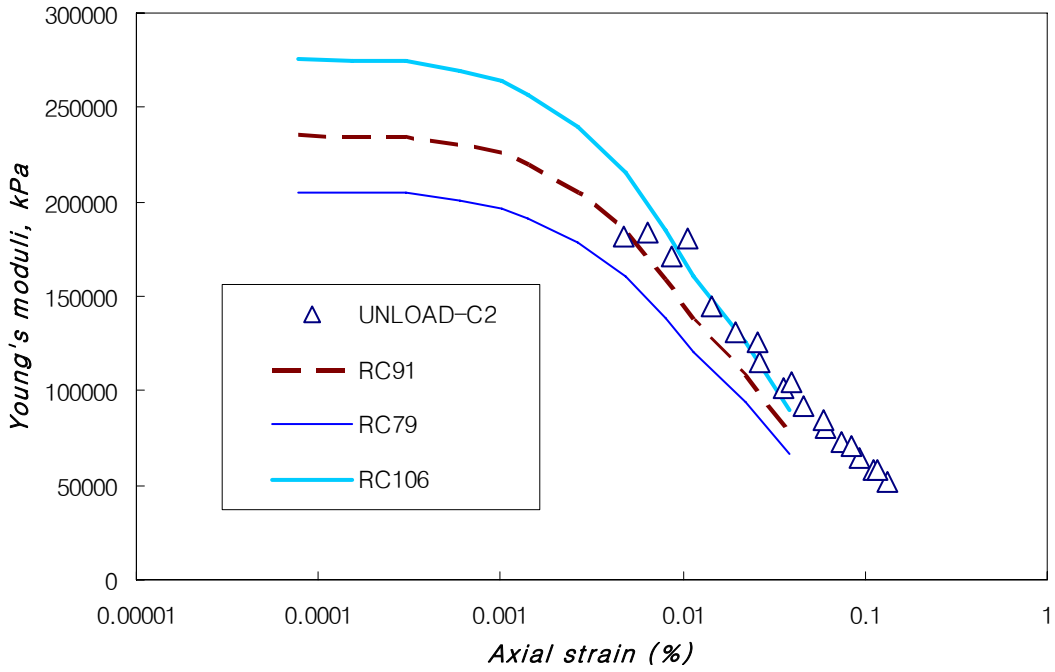


그림 3.6.31 Site C-2의 평판재하시험 결과 분석

그림 3.6.31에는 Site C-2의 변형계수를 나타내고 있다. 평판재하시험결과 구한 영계수는 전반적으로 최대전단계수 79~106GPa에 상응하는 변형계수 사이에 값들이 놓여있거나 106GPa에 상응하는 변형계수에 근접하고 있다. Site C-2의 평판재하시험 결과로부터 구한 변형계수가 현장의 변형계수를 합리적으로 획득하는 것으로 판단된다.

그림 3.6.32에는 Site C-3의 변형계수를 나타내고 있다. 평판재하시험결과 구한 영계수는 전반적으로 최대전단계수 122~180GPa에 상응하는 변형계수 사이에 값들이 놓여있거나 180GPa에 상응하는 변형계수에 근접하고 있다. Site C-3의 평판재하시험 결과로부터 구한 변형계수가 현장의 변형계수를 합리적으로 획득하는 것으로 판단된다.

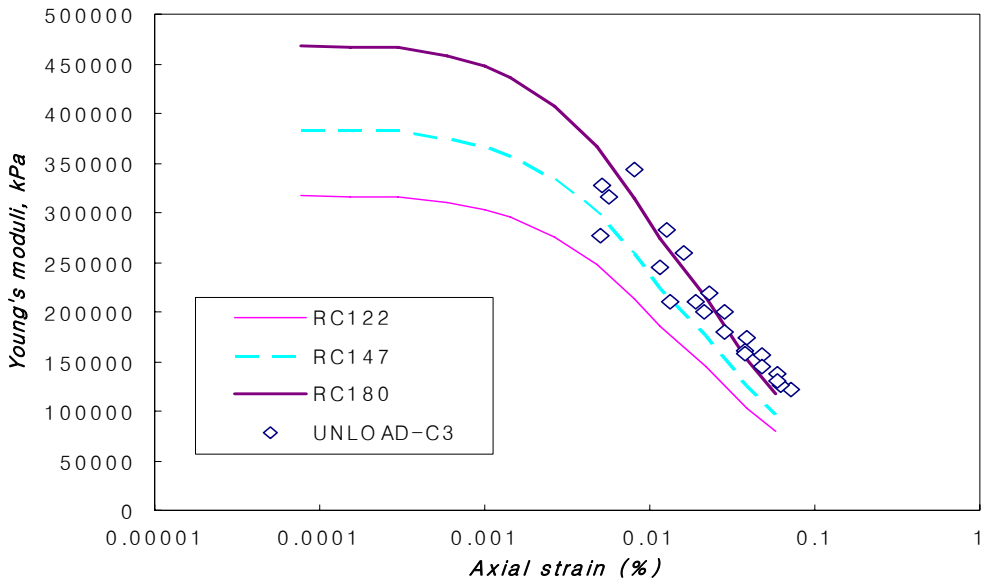


그림 3.6.32 Site C-3의 평판재하시험 결과 분석

이러한 결과로 미루어 볼 때 반복재하 평판시험을 수행한 후 현장의 변형계수를 획득하는 것이 가능하다고 판단된다. 특히 그림 3.6.30~3.6.32에서 보여지듯이 현장 조건에 따른 변형계수의 변화를 평판재하시험 결과로부터 추적하는 것이 가능하며 여타 변형계수 시험이 수행하기 곤란한 여건에서 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

마. 정리

GUX 모델은 비등방경화 구성모델이며 (1) Hughes-Winget(1980) 알고리즘에 의하여 회전된 Jaumann 응력속도를 이용하여 기술하여 (2) 내재적 응력적분 기법을 정식화하고 (3) 일관된 접선계수를 정식화하였다. ABAQUS 코드에서 서브루틴 UMAT에 프로그래밍한 후 평판재하시험을 유한요소해석할 수 있었다.
평판재하시험의 해석결과를 이용하여 영계수와 변형률을 역계산하는 기법을 개발하였다. 그리고 입력된 변형계수와 역해석된 변형계수를 비교한 결과 역계산 기법이 적절한 것으로 판단되었다. 그리고 평판재하시험결과를 역계산시 필요한 식 (6.22) 및 (6.23)에서 $\alpha = 0.25$, $\beta = 0.7$임을 구하였다.

대상현장에 대한 평판재하시험 해석결과로부터 구한 할선 영계수를 공진주시험을 통하여 구한 영계수 입력치와 비교하였다. 역해석 결과는 실제 영계수를 전반적으로 유사하게 추정하고 있음을 알 수 있다. 이러한 결과로 미루어 볼 때 반복재하평판시험을 수행한 후 현장의 변형계수를 획득하는 것이 가능하다고 판단된다. 특히 현장 조건에 따른 변형계수의 변화를 평판재하시험 결과로부터 추적하는 것이 가능하며 여타 변형계수 시험이 수행하기 곤란한 여건에서 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

제 7 절 최적화된 설계를 위한 가이드라인

1. 불포화 사면의 설계 가이드라인

가. 대상사면의 중요도에 따른 사면 설계

본 연구에서는 강우침투로 인한 사면 내부의 간극수압의 변화를 예측하여 사면의 안정성 평가에 반영하여 사면설계를 검토함으로써 강우재해에 대해 최적화된 사면 설계 기법을 개발하였다. 그리고 사면설계의 활용성을 높이기 위해 강우침투 특성을 반영한 불포화 사면 설계에 대한 가이드라인을 제시하고자 한다.

▷ 레벨 1 (중요도 상)

① 본 레벨에 해당하는 대상은 침투문제가 심각하게 발생하는 사면구조물이다. 즉 중요 하천제방이나 대규모 절/성토 사면, 위험구간, 침투에 예민한 지반 등을 포함한다.

② 침투 해석과 사면 안정성 해석에 요구되는 불포화 지반설계 정수들(함수특성곡선, 불포화 투수곡선, 불포화 전단강도)을 직접 실내실험을 수행하여 획득한다. 또한 현장 투수시험을 수행하여 위치별 포화투수값을 결정한다.

③ 최소 100년 빈도 이상의 지역적 강우특성을 반영하여 침투특성을 분석한다. 강우조건 반영 시 24시간, 48시간, 72시간 지속시간 등 다양한 강우특성을 고려하여 강우강도와 지속시간에 따른 영향성을 동시에 점검한다.

④ 사면 안정 해석 시 한계평형법 등을 통한 원호파괴(깊은파괴)에 대한 안전율을 우선적으로 검토한다. 동시에 무한사면의 표층파괴(얕은파괴)에 대한 안전율 검토식을 이용하여 지표로부터 최소 2~3 m 깊이까지 안전율을 산정하여 검토한다.

⑤ 만약 어느 하나라도 안전율 기준을 넘기지 못하면 경사각을 재조정하거나 보강기법 적용, 침투를 저하시키는 기법 등을 적용하여 재검토한다.

▷ 레벨 2 (중요도 중)

① 본 레벨에 해당하는 대상은 피해규모가 비교적 작은 사면구조물이다. 가장 보편

적인 방법으로 활용될 수 있으며 도로나 철도 공사 시 발생하는 대부분의 경사면에 대한 설계 검토 시 적용할 수 있다.

② 침투 해석과 사면 안정성 해석에 요구되는 불포화 지반설계 정수들을 간접적인 방법을 이용하여 획득한다. 즉 기본적인 지반물성값으로부터 본 연구에 제시된 추정기법을 활용하여 지반설계정수들을 결정한다. 또한 현장 투수시험을 수행하여 위치별 포화투수값을 결정한다.

③ 최소 100년 빈도 이상의 지역적 강우특성을 반영하여 침투특성을 분석한다. 강우조건 반영 시 24시간, 48시간, 72시간 지속시간 등 다양한 강우특성을 고려하여 강우강도와 지속시간에 따른 영향성을 동시에 점검한다.

④ 사면 안정 해석 시 한계평형법 등을 통한 원호파괴(깊은파괴)에 대한 안전율을 우선적으로 검토한다. 동시에 무한사면의 표층파괴(얕은파괴)에 대한 안전율 검토식을 이용하여 지표로부터 최소 2~3 m 깊이까지 안전율을 산정하여 검토한다.

⑤ 만약 어느 하나라도 안전율 기준을 넘기지 못하면 경사각을 재조정하거나 보강기법 적용, 침투를 저하시키는 기법 등을 적용하여 재검토한다. 이러한 방법을 적용하기 어려운 경우 레벨 1 으로 상향하여 재검토한다.

▷ 레벨 3 (중요도 하)

① 본 레벨에 해당하는 대상은 침투에 둔감하거나 피해규모가 미비한 사면구조물이다. 그리고 가장 기본적인 예비설계 검토 단계에서 적용될 수 있다.

② 침투 해석과 사면 안정성 해석에 요구되는 불포화 지반설계 정수들을 D/B 시스템을 이용하여 추정한다. 즉 유사한 지반특성의 자료를 찾아 우선적으로 활용한다. 그리고 기본자료조차 확보하기 어려운 경우 D/B 시스템에서 제안된 상한, 하한 분포특성을 이용한다.

③ 대표적인 지역강우특성을 적용하여 침투특성을 분석한다.

④ 사면 안정 해석 시 한계평형법 등을 통한 원호파괴(깊은파괴)에 대한 안전율을 검토한다.

⑤ 만약 안전율 기준을 넘기지 못하면 레벨 2 로 상향하여 재검토한다.

이러한 사면 설계 가이드라인을 도표로 제시하면 다음과 같다.



그림 3.7.1 사면구조물 중요도에 따른 사면 설계 가이드라인

나. 사면 설계 가이드라인 적용 시 주의사항

본 연구에서는 침투특성을 반영하여 사면 내부 간극수압의 변화를 사면 안정성 평가에 이용하고 있다. 따라서 침투 해석 결과가 중요하게 인식된다. 이러한 침투 해석 결과는 지층구조와 지반설계정수가 얼마나 정확하게 대표성을 나타내는지에 따라 영향을 받게 된다. 실제 댐체나 도로 하부나 택지 주변에 조성되는 성토사면의 경우 지층이 확실하고 지반특성이 균질하여 비교적 정확한 지반물성을 획득할 수 있다. 반면 절토사면의 경우 절리층이나 균열, 지층구조 등 침투에 영향을 주는 불확실한 외적변수가 많아서 지반을 대표할 수 있는 지반물성의 획득이 어려운 것이 현실이다. 따라서 대상사면에 대한 기본적인 예비조사 없이 본 연구 결과에서 얻어진 사면 설계 기법을 모든 사면에 일괄적으로 적용하기는 어렵다. 그러므로 대상사면에 대한 예비조사를 통해 성토된 사면이나 비교적 표토층이 깊거나 외적변수가 거의 없는 것으로 판단되는 절토사면에는 본 설계 가이드라인을 적극 활용하여 사면 설계 단계에서 적용하도록 한다. 또한 절리나 균열 등이 존재하여 정확한 침투특성을 판단하기 어렵다 하더라도 더 세밀한 지반조사 및 실험을 병행하여 대표값을 산정할 수 있다면 본 설계 외 추가적인 엄밀 사면 안정성 평가 방법으로 활용될 수 있다.

하지만 암반사면이나 지반특성을 예상할 수 없는 경사면에 대한 설계 검토 단계에서 본 연구 결과를 활용하기에는 아직 이른 것으로 판단된다. 암반사면이나 다양한 지반특성을 포함한 사면의 경우 본 연구결과를 바탕으로 추후 추가적인 연구수행을 통해 침투특성에 대한 해석과 사면 안정성 해석이 확장된다면 이에 적합한 확장된 사면설계 가이드라인이 제안될 수 있을 것이다.

다. 강우침투를 고려한 사면 설계기법

① SEEP/W (Geo-SLOPE사)과 같은 침투 해석용 프로그램을 이용하여 침투해석이 선행되어야 하는데, 이 때 transient 해석을 수행한다.

② 침투 해석을 하기 위해 요구되는 기본 지반설계 정수는 함수특성곡선과 포화투수계수를 포함한 투수곡선이다. 이러한 지반설계 정수는 본 연구에서 수행한 실험결과 D/B 또는 추정기법을 통해 획득할 수 있다.

③ 함수특성곡선의 경우 Fredlund & Xing 함수특성곡선 이론식에서 각 변수값들을 입력하여 각 모관흡수력에 따른 함수비 관계를 입력한다. 프로그램에 따라 모델변수값들을 직접 입력할 수도 있고 직접 모관흡수력과 이에 해당하는 함수비를 입력하기도 한다. 보편적으로 이용할 수 있도록 국내 풍화토 D/B에서 상한값에 해당하는 함수특성곡선을 식 3.7.1과 같이 제공한다.

$$\theta = \frac{\theta_s}{\left[\ln(e + (76.319 * \psi)^{1.148}\right]^{0.968}} \qquad (3.7.1)$$

θ= 체적함수비

$\theta_s = e/(1+e)$= 포화체적함수비, e=간극비

ψ= 모관흡수력

④ 투수곡선의 경우 모관흡수력과 이에 해당하는 투수계수의 관계를 보여준다. Fredlund 등이 제안한 모델식의 경우 국내 지반의 실험 결과와 잘 일치함을 보여주므로 이를 활용할 수 있다. 이러한 투수곡선 또한 해석 프로그램에서 직접 입력할 수 있다. 이 때 지반의 포화투수계수는 크게 영향을 주는 중요한 값이므로 주의를 요한다. 위 상한 함수특성곡선으로부터 추정된 불포화 투수곡선의 형태는 다음과 같다.

$$k_{unsat} = \frac{k_s}{[\ln(e + (0.09 * \psi)^{0.6}]^{6.777}} \quad (3.7.2)$$

k_{unsat}= ψ에 해당하는 불포화 투수계수

k_s= (현장)포화투수계수

⑤ Transient 해석의 경우 지반의 초기조건이 요구된다. 이러한 지반의 초기 모관흡수력 분포는 지하수위 위치를 이용하거나 본 해석과 별개로 수행된 약한 선행강우에 따른 steady 해석 결과를 초기값으로 입력한다. 이 때 사면 내부에 생성되는 모관흡수력 값은 지하수위보다 위쪽에서 크게 나타난다. 가량 지하수위가 지표로부터 3 m 깊이에 위치할 경우 지표에서는 29.4 kPa 모관흡수력이 되도록 일정하게 증가하는 것으로 나타나면 이 사면 내부는 평형상태로 물의 흐름이 발생하지 않는다. 그러나 지하수위가 아주 깊은 곳에 위치하는 경우에는 지표의 모관흡수력이 그만큼 증가하게 되어 결과적으로 과다한 초기조건으로 지정될 수 있다. 이러한 큰 모관흡수력의 초기조건은 투수성을 저하시켜 침투깊이를 과소예측할 수 있다. 따라서 본격적인 강우가 발생하기 이전에 약한 선행강우로 인해 사면 내부의 모관흡수력이 감소한 상태로 가정하여 최대값이 20~30 kPa 정도가 되도록 지정해야 한다. 이 값은 현장계측 결과 나타난 것이다.

⑥ 경계조건은 강우량(강우강도, 강우지속시간)을 지정하는 것과 경계층(불투수층)을 지정하는 것으로 구분된다. 강우량의 경우 flux 개념(q)으로 입력된다. 즉 단위시간당 발생하는 강우량을 지정하는데, 확률론적 강우빈도와 연관시킨다. Flux 조건이 지정되는 절점들은 사면 상부에 강우가 직접 닿아 침투되는 위치이다. 이 때 flux의 값이 지반의 투수값보다 크게 되면 최대 투수계수값만큼만 지정되도록 설정한다. 그리고 경계층의 경우 경사면 상부나 해석 대상에서 벗어난 지점으로부터 추가적인 지하수 유입이 없다고 판단되는 경우 불투수층으로 지정한다. 하지만 사면 상부로부터 새롭게 유입되는 지하수가 발생하는 지점의 경우 새로운 경계조건을 지정하여 수두(H)나 유량(Q) 개념으로 설정하여야 한다.

⑦ Transient 해석을 통해 특정시간별 사면 내부의 간극수압의 변화를 계산한다. 그리고 지하수위의 발생 또는 상승 여부 등을 주의깊게 살펴보며 유의하도록 한다.

⑧ 사면 안정 해석 시 지반의 모관흡수력 분포값들을 입력받아 불포화 전단강도의 변화를 고려하여야 한다. 즉 한계평형법을 통한 사면의 안전율 산정 방법이라하도라도 지반의 전단강도 산정 시 불포화 전단강도로 지정하여야 침투와 연계된 해석이 가능하다. 그리고 시간 경과에 따른 사면 안전율의 변화를 확인하면서 기준 안전율값보다 작아지는 지점이 발생하는지 주의깊게 살펴보아야 한다.

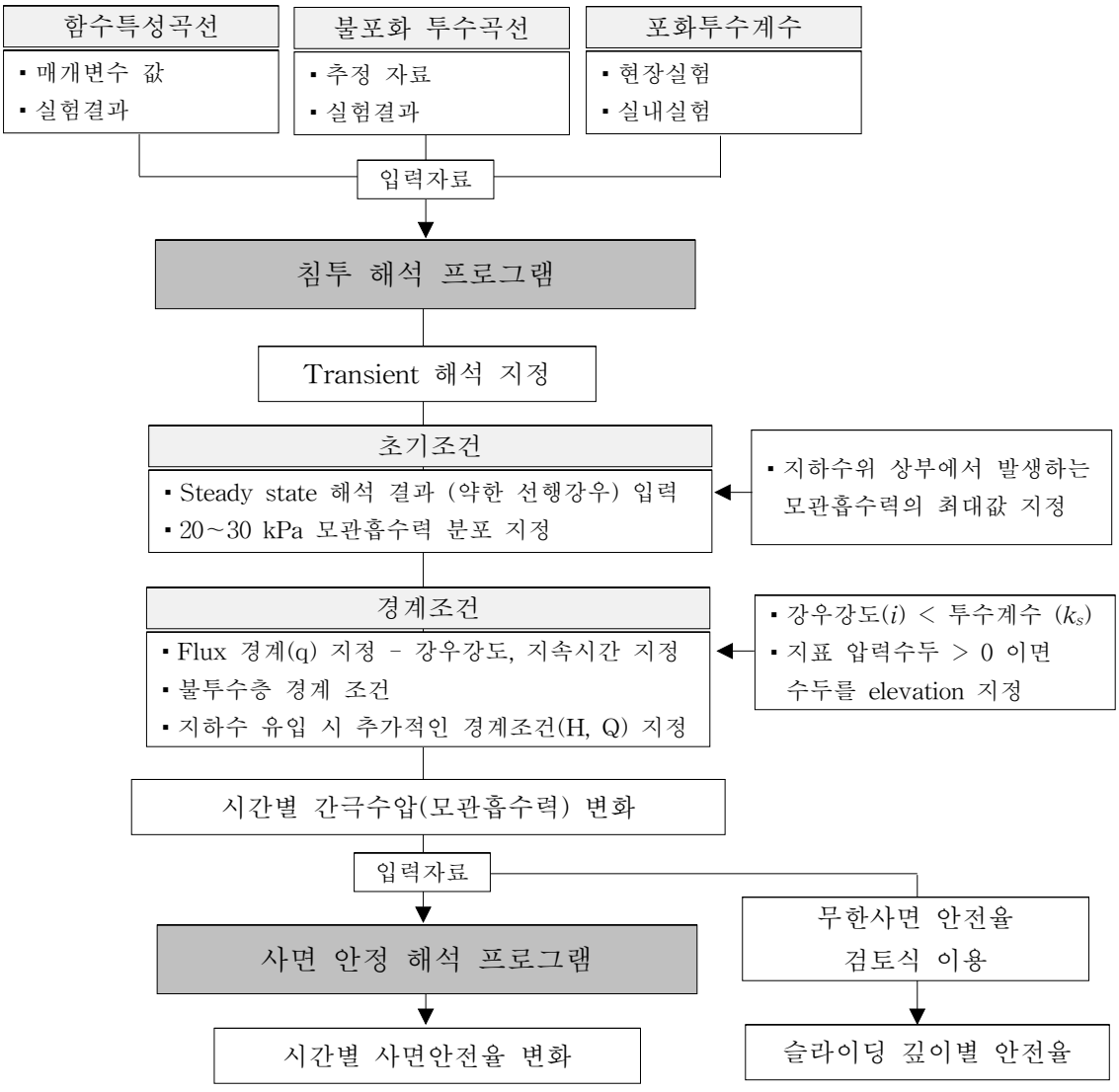


그림 3.7.2 사면 설계 해석 흐름도

2. 불포화 다짐지반 설계 가이드라인

불포화 다짐지반의 설계는 고속도로, 국도, 지방도 노상, 공항 활주로 노상, 댐 등에 활용될 수 있다. 본 연구에서는 대상구조물의 중요도에 따라 2단계로 분류하여 설계 가이드라인을 제시하였다.

▷ 레벨 1

* 적용 대상 구조물 : 고속도로 노상, 공항 활주로 노상

① 현장 초기 조건 가정 : $\gamma_d = \gamma_{d,max}$의 95%, $w = w_{opt}$

- 현장 조성을 위한 초기 함수비는 최적함수비로, 건조단위중량은 최대 건조단위중량의 95%에 해당하는 값으로 가정한다.

② $\gamma_{d,max}$, w_{opt} 결정을 위한 다짐시험 수행

- KS F2312를 참고하여 대상지반의 다짐시험을 수행하여, 다짐곡선으로부터 $\gamma_{d,max}$, w_{opt}을 결정한다.

③ 소성지수 획득을 위한 액소성 한계 시험 수행

- KS F2303, KS F2304를 참고하여 대상지반의 액소성 한계 시험을 수행한다. 획득한 소성지수는 함수비 영향 함수의 모델 계수를 추정하는데 이용된다.

④ 현장 초기 조건에서의 탄성계수(E_{opt}) 획득을 위한 실내시험 수행

- 도로 및 공항 활주로 노상의 가장 중요한 설계 입력변수는 회복탄성계수(Resilient Modulus, M_R)이다. Level 1에서는 회복탄성계수를 실내시험을 통하여 직접 획득하도록 규정한다. AASHTO T307를 참고하여 M_R시험 또는 권기철(1999)에 의해 제안된 정적삼축시험을 통한 대체 MR시험을 수행하도록 권장한다.

⑤ 소성지수(PI)를 통해 함수비 영향함수, $F(w-w_{opt})=E/E_{opt}$ 평가

- 대상 지반에 대해 직접 실험을 수행하는 것은 시험 장비 및 기술적 습득이 쉽지 않으므로 본 연구에서 제안한 식 (3.5.4), 식 (3.5.5)의 함수비 영향 모델식을 이용하여 연중 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화를 예측한다.

$$\frac{E}{E_{opt}} = 10^{(-0.0025*\Pi+0.075)*(w-w_{opt})} \qquad (3.7.3)$$

▷ 레벨 2

* 적용 대상 구조물 : 국도 및 지방도 노상

① 현장 초기 조건 가정 : $\gamma_d = \gamma_{d,max}$의 95%, $w = w_{opt}$

- 현장 조성을 위한 초기 함수비는 최적함수비로, 건조단위중량은 최대 건조단위중량의 95%에 해당하는 값으로 가정한다.

② $\gamma_{d,max}$, w_{opt} 결정을 위한 다짐시험 수행

- KS F2312를 참고하여 대상지반의 다짐시험을 수행하여, 다짐곡선으로부터 $\gamma_{d,max}$, w_{opt}을 결정한다.

③ 소성지수 획득을 위한 액소성 한계 시험 수행

- KS F2303, KS F2304를 참고하여 대상지반의 액소성 한계 시험을 수행한다. 획득한 소성지수는 함수비 영향 함수의 모델 계수를 추정하는데 이용된다.

④ 실내 CBR 시험 수행

- KS F2320을 참고하여 대상지반의 CBR 값을 평가한다. 획득한 CBR은 현장 초기 탄성계수를 예측하는데 이용된다.

⑤ 현장 초기 조건에서의 탄성계수(E_{opt}) 예측

- 위에서 획득한 CBR값으로부터 현장 초기 조건의 탄성계수를 예측한다. AASHTO 2002 Design Guide에서 제안한 식을 이용한다.

$$M_R = 2555*(CBR)^{0.64} \tag{3.7.4}$$

⑥ 소성지수(PI)를 통해 함수비 영향함수, $F(w-w_{opt})=E/E_{opt}$ 평가

- Level 1과 마찬가지로 본 연구에서 제안한 식 (3.7.3)을 이용하여 연중 함수비 변화에 따른 탄성계수의 변화를 예측한다.

$$\frac{E}{E_{opt}} = 10^{(-0.0025*\Pi+0.075)*(w-w_{opt})} \tag{3.7.5}$$

제 4 장 연구개발목표 달성도 및 관련분야에의 기여도

제 1 절 연도별 연구목표

본 연구는 총 3단계(3차년도)에 나뉘어 진행된다. 1단계에서는 국내 불포화 사면 및 다짐 지반재료에 대한 지반정수를 산정하는 기법 및 D/B 구축을 위한 토대를 마련하고자 하였다. 이를 바탕으로 2단계에서는 침투를 고려한 최적화 표준 사면안정해석 기법에 구축된 지반정수 D/B 시스템 적용 및 모형사면실험을 통한 침투특성 연구와 불포화 다짐지반에서 함수비 변화에 따른 탄성계수 평가기법을 개발한다. 최종적으로 최적화 표준 사면설계법을 제안하여 검증하고 이에 대한 가이드라인을 제시하며, 비선형 탄성계수 산정을 통한 현장 다짐도 평가기법 및 평가기준 제시할 것이다.

1. 1차년도 연구내용

1차년도에서는 국내 불포화 사면 및 다짐 지반재료에 대한 지반정수를 산정하는 기법 및 D/B 구축을 위하여 다음과 같은 연구내용을 수행하였다.

- ▪ 불포화 지반정수 추정기법에 대한 문헌 연구
  - -불포화토의 기본 개념과 관련된 지반정수 추정기법에 관한 연구
  - -문헌연구를 통해 자료 활용을 위한 기존 연구 결과의 축적
- ▪ 강우에 따른 현장지반의 모관흡수력 분포 변화 연구
  - -실제 현장지반의 강우침투에 따른 불포화 특성변화 관찰
  - -강우특성과 계절적 특성에 따른 지반의 모관흡수력의 주기적 변화 연구
  - -일차원 침투 모형 실험 실시
- ▪ 불포화 지반 실험기법 연구
  - -함수특성곡선, 불포화 전단강도 및 투수계수에 관한 이론과 실험기법 연구
- ▪ 지반정수 추정에 필요한 핵심인자 추출
  - -불포화 지반정수에 영향을 미치는 것으로 판단되는 핵심인자 선정

-기존의 불포화 지반정수 추정기법에 관한 연구와 새로운 기법 개발

▪ 불포화 지반정수 D/B 구축 개시

-국내 사면 및 다짐 지반에 대한 실험결과의 D/B 구축 개시

-기존의 연구 결과의 D/B 구축

▪ 함수비 조절을 위한 공진주/비틂전단시험 시스템 구축

-기존에 구축된 전자동 공진주/비틂전단시험 시스템에 모관흡수력의 조절에 따라 함수비 변화가 가능하도록 장비를 보완하여 함수비, 구속압, 변형률의 변화에 따른 탄성계수를 측정할 수 있는 실내시험 시스템 구축

▪ 현장 비선형 탄성계수 측정기법 구축

-다짐층에 일반적으로 적용되는 평판재하시험 장비 및 시험방법을 개선하여 비선형탄성계수를 산정할 수 있는 엄밀한 평판재하시험 시스템 구축

-다짐층에 효과적으로 적용할 수 있는 표면파시험 시스템 구축

2. 2차년도 연구내용

2차년도에서는 침투를 고려한 최적화 표준 사면안정해석 기법에 구축된 지반정수 D/B 시스템 적용 및 모형사면실험 구축과 다짐지반에서 함수비 변화에 따른 탄성계수 평가기법을 개발하기 위하여 다음과 같은 연구내용을 수행한다.

▪ 불포화 지반정수 모델 선정 및 추정기법의 검증

-불포화 지반정수에 대한 지속적인 자료축적과 추정기법의 검증

-침투 및 사면안정성 결과에 대한 불포화 지반정수의 민감도 분석

▪ 침투 모델 선정 및 개선

-사면 내 침투현상과 함수비 분포를 표현할 수 있는 침투모델의 선정과 보완

-강우침투 특성을 바탕으로 불포화 영역의 변화 특성 파악

▪ 사면안성해석 시 지하수위 영향 분석

-기존 사면 설계 시 적용된 지하수위 선정방법과 비교하여 실제 강우 시 지하수위 위치 및 지하수위 변화에 따른 영향성 분석

▪ 모형실험 계획 및 목표 정립

-구축된 불포화 지반정수 D/B 시스템 적용성 검토 및 보완을 위한 모형실험의

구체적인 계획 및 목표 정립

-모형실험 장비 제작

-모형실험의 예비실험을 통한 기초적인 실험수행 능력 함양

-모형실험을 통한 기초적인 연구 수행

▪ 국내 다짐재료의 분류 및 시료 채취

-국내 다짐에 사용되고 있는 지반 재료의 종류를 파악하고 시료 획득

-획득된 시료의 입도분포시험, 다짐시험, 액소성시험 등 기본 물성치 파악

▪ 함수비 및 응력, 변형률 변화에 따른 비선형탄성계수 산정

-획득된 다짐 재료의 다양한 다짐조건(다짐함수비, 다짐밀도) 및 구속압조건 하에서 개선된 공진주/비틂전단시험을 이용하여 단계별 모관흡수력 변화(함수비 변화)에 따른 비선형탄성계수 산정

-기존의 함수비 영향 연구인 다짐함수비만의 변화에 따른 비선형탄성계수와 모관흡수력 변화에 따른 비선형탄성계수 비교

-수행된 시험결과의 D/B 구축

▪ 다짐현장 확보 및 현장시험 수행

-도로, 댐 또는 기타 다짐현장 조사 및 시험 계획

-선정된 다짐현장에서의 다짐 후 엄밀한 평판재하시험 및 표면파시험을 통한 현장 탄성계수를 결정하고, 실내시험 결과와 연계하여 변형률, 응력 조건에 따른 비선형탄성계수 결정

-평판재하시험에 의한 지반반력계수와 탄성계수와의 상관성 결정

-현장에서 살수 등 임의로 함수비 변화를 주고 이로 인한 탄성계수의 변화를 측정하여 실내시험 결과와 비교 검토

3. 3차년도 연구내용

3차년도에서는 최적화 표준 사면설계법을 제안하여 검증하고 이에 대한 가이드라인을 제시하며, 비선형 탄성계수 산정을 통한 현장 다짐도 평가기법 및 평가기준 제시하기 위하여 다음과 같은 연구내용을 수행한다.

▪ 현재 사면설계법 분석

-지하수위 상부의 모관흡수력을 고려하지 않고 지하수위 상승만을 고려하는

현재 사면설계법의 문제점 분석

-기존 시방서의 설계기준에 대한 문제점 파악 및 타당성 검토

▪ 불포화 사면설계법과의 비교분석

-초기 모관흡수력의 분포 영향을 고려한 사면안정해석

-최적화 표준 사면 설계법에 따른 해석결과의 비교 분석

-효율적이며 실용적인 설계기준 검토

▪ 모형실험 및 수치해석에 의한 검증

-계획된 모형실험의 실시 및 수치해석 결과의 비교 분석

-불포화 침투거동 모델 및 관련 지반정수의 타당성 검토

▪ 최적화 표준 사면 설계법에 대한 가이드라인 제시

-수행된 연구결과를 바탕으로 최적화된 사면설계 가이드라인 제시

-강우 시 사면붕괴 방지를 위한 합리적인 개선 방안 기준 제시

▪ 함수비 및 응력조건에 따른 다짐재료의 구성모델 결정법 제시

-포장해석 또는 댐 안정해석 등에 요구되는 다짐층의 탄성계수 구성모델 결정

-구성모델 결정시 기존의 응력변수 이외의 함수비의 계절적 변화에 따라 바뀌는 탄성계수를 추정할 수 있는 구성모델 결정기법 제시

▪ 탄성계수 개념의 현장 다짐도 평가법 및 평가기준 제시

-실내시험에서 구축한 정규화 탄성계수감소곡선 D/B와 현장에서 다짐 후 표면파기법으로부터 구하는 최대탄성계수를 이용하여 비선형탄성계수 산정

-설계시 요구되는 탄성계수와 현장에서 산정한 탄성계수를 비교하는 다짐도평가 및 기준안 제시

▪ 제시된 기법들의 현장 적용성 검토

-제시된 불포화 다짐토 평가기법의 전체 시스템을 평가할 수 있는 대상현장 을 섭외하여 현장 적용성 검토

제 2절 연구개발목표의 달성도

표 4.1 연구개발 달성도

구 분 / 개발내용	연 구 개 발 기 간												진도(%)
	1차년도 (2004)				2차년도 (2005)				3차년도 (2006)				
불포화 지반설계정수 실험기법 구축													100
불포화 지반설계 정수 추정기법 개발													100
지반 침투특성 분석													95
불포화 지반정수 D/B 구축													100
최적화 사면설계기법 개발													100
최적화 표준사면에 대한 가이드라인 제시													100
다짐지반의 현장 비선형 탄성계수 평가 기법 개발 및 활용													100
최적화 다짐지반 설계를 위한 가이드라인 제시													90
총 진도율													95

· 당초계획

———————— 실 적

표 4.2 연구개발 달성 내용

목 표	달 성 도 (%)	내 용
▪ 불포화 지반 설계 정수 실험 기법 구축	100	- 함수특성곡선 실험 기법 - 불포화 투수계수 실험 기법 - 불포화 전단강도 실험 기법 - 모관흡수력 조절이 가능한 공진주/비틂전단시험 기법 - 벤더엘리먼트 시험과 결합하여 개선된 압력판 추출 시험 기법 - K0 압밀실험 실험 기법 - 불포화 지반설계 정수 실험 자료 획득
▪ 불포화 지반 설계 정수 추정 기법 개발	100	- 불포화 사면 지반 설계 시 요구되는 지반설계 정수 추정기법 제안 - 불포화 다짐지반 설계 시 요구되는 연중 계절적 함수비 변화에 따른 탄성계수 평가 기법 개발
▪ 지반 침투 특성 분석	95	- 일차원 침투 모델 이론식 산정 및 모형 실험 - 침투효과에 따른 침투깊이 및 불포화 영역 산정 - 침투깊이에 따른 모관흡수력 분포 변화 - 불포화 지반 특성의 현장 계측
▪ 불포화 지반 설계 정수 D/B 구축	100	- 국내 불포화 지반에 대한 지반설계 정수 산정 및 자료 축적 - 연중 계절적 환경변화에 의한 함수비 변화에 따른 다짐지반의 탄성계수 D/B 구축 - D/B 시스템 구축
▪ 최적화 사면 설계 기법 개발	100	- 강우에 따른 침투 해석 - 침투된 강우를 고려한 사면 안정성 평가
▪ 다짐지반의 현장 비선형 탄성계수 평가 기법 개발 및 활용	100	- SASW와 현장 크로스홀 시험을 이용한 현장 비선형 탄성계수 평가 - 평판재하시험 장비 및 시험방법을 개선하여 중간 변형률 이상의 비선형 탄성계수 평가를 위한 엄밀 반복평판재하시험 개발 - 현장 다짐지반의 비선형 탄성계수 D/B 구축
▪ 최적화 다짐지반 설계 기법 개발	90	- 지반 구조물의 중요도 및 경제성을 고려한 설계 기법 개발

제 3 절 관련분야의 기술발전에의 기여도

불포화 지반조건 특성을 고려한 설계는 날로 정밀화되고 복잡한 사회기반시설이 요구되는 현 시점에서 현장상황을 보다 현실적으로 고려하는 선진화된 설계를 가능하게 한다. 이는 본 연구에서 대상으로 삼는 사면 및 다짐 지반 외에도 지하수오염, 대심도 굴착, 지하구조물 시공 시 지하수위 저하로 인한 영향 등을 고려할 때에도 적용되어야 하는 기술이다. 또한 탄성계수 다짐관리기법의 개발은 향후 보다 더 다양한 현장적용 및 기존의 기법과의 비교를 통해 새로운 추세를 형성하여 최근 대두되고 있는 역학적 포장설계의 전환을 원활히 할 수 있고, 아울러 함수비의 계절적 변화에 따른 다짐층의 탄성계수 구성모델의 검토 연구가 장기적으로 보완되면 포장구조 해석자에게 신뢰성 있는 하부구조의 물성치를 제공할 수 있으리라 판단된다.

제 5 장 연구개발결과의 활용계획

제 1 절 추가연구의 필요성

본 연구에서는 많은 시간이 소요되고 비용이 많이 소모되어 실험을 수행하기 어려운 불포화 지반정수를 비교적 쉽게 얻을 수 있는 지반물성으로부터 추정하는 기법을 개발하였다. 또한 이러한 추정기법에 대한 검증을 위하여 국내 여러 풍화토에 대한 함수특성곡선, 투수, 전단강도 실험 등을 수행하여 국내 풍화토 특성에 대한 D/B를 구축하여 왔다. 이러한 연구성과들은 최근 사면설계 검토에 적용되고 있는 강우 시 발생하는 사면침투거동 및 사면 안정성 해석에 있어 중요하게 인식된다. 현재 사면설계 검토 과정에서 강우 시 사면의 불안정성을 점검하기 위해서는 몇 주간의 실험을 통해 얻어진 불포화 지반정수들을 입력하여 해석을 수행하여야 하지만 본 연구성과를 활용할 경우 사면 설계과정에서 얻어지는 기본적인 지반물성으로부터 좋은 일치성을 보여주는 불포화지반정수들을 비교적 쉽고 짧은 시간 내에 구할 수 있어 설계의 예비검토과정에 적용할 수 있다. 추후 시공회사, 설계회사 등과 세미나와 공동연구, 논문발표 등을 통하여 본 연구성과들을 적극적으로 알리고 활용방안 등을 추천하고 조언함으로써 본 연구성과들이 실무적인 설계방안에 있어 기초적인 고려사항(가이드라인)이 될 수 있다. 또한 국내 화강풍화토에 대한 추가적인 D/B 구축을 통하여 추정기법에 대한 검증을 더욱 폭넓게 수행하는 것이 요구된다. 본 연구결과는 결국 설계과정에서 설계비용의 절감을 가져올 것으로 판단되어 저비용 고난이도 해석이 토목 시공 및 지반구조물 해석에 반영될 것이다.

현재 적용되고 있는 다소 비현실적인 시방규준 등은 날로 기술이 발달됨에 따라 반드시 보다 현실적으로 수정 보완될 필요가 있다. 특히 불포화 지반에 대한 연구는 국내외적으로 여러 분야에서 관심의 대상이 되고 있다. 국내에서도 대부분의 지반구조물이 불포화 조건을 가지고 있으며 특히 강우로 인한 사면파괴는 시급히 개선되어야 할 당면과제이다. 뿐만 아니라 도로 설계에 대한 연구 또한 국제적 추세를 따라가는 방향으로 진행되고 있으며 이와 상응하는 시공관리기법이 반드시 요구될 전망이다.

본 연구과제가 성공적으로 수행된다면 불포화 지반정수의 산정이 매우 효율적으

로 이루어질 수 있다. 또한 그 결과를 바탕으로 최적화된 사면설계를 위한 가이드라인을 제시함으로써 현재 사면설계에 대한 문제점을 보완하는 것이 가능하다. 아울러 불포화 지반정수를 포함하는 사면설계에 관한 핵심기술들을 설계관련 회사나 시공업체에 제공할 수 있다. 이로 인해 복잡하고 어려운 불포화 지반정수 산정의 문제점을 해결함으로써 사면설계에 쉽고 간편하게 활용할 수 있게 된다. 뿐만 아니라 국내 지반에 관한 불포화 특성 및 일반적인 지반정수들이 정해지고 자료화되면 추가적인 실험 없이 사면해석을 위한 설계변수들을 추정할 수 있기 때문에 실험비용을 줄일 수 있다.

그리고 탄성계수 다짐관리기법은 현재 포장분야에서 절실히 요구되는 연구이다. 본 연구에서 추진하는 현장에서의 탄성계수 측정기법은 기존의 평판재하시험 결과를 활용할 수 있고, 현장에서 쉽게 적용가능한 간편한 탄성파시험을 이용하기 때문에 최종적으로 얻어지는 다짐관리기법은 기존의 문제점을 해결하는데 큰 도움이 되리라 판단된다. 또한, 불포화 특성 및 불포화상태에서의 탄성계수 D/B는 도로, 댐 등과 같은 다짐층에서의 현장 탄성계수 산정에 초석으로 활용됨으로써 탄성계수 다짐관리기법 개발과 더불어 향후 계절적 변화에 따른 거동 분석 및 안정성 해석에 직접적으로 사용될 수 있다.

제 2 절 타연구에의 응용

본 연구에서 축척된 국내 화강풍화토에 대한 불포화 지반정수 D/B는 여러 연구에서 기초자료로 활용될 것으로 예상된다. 본 연구에서 대상으로 정한 사면과 다짐지반뿐만 아니라 오염물의 이동문제 등의 환경분야와 댐 구조물 내부의 침투흐름 등 수공분야에도 많은 적용될 수 있다. 즉 본 연구결과를 응용하면 댐과 같은 인공구조물의 설계, 시공 및 운영, 쓰레기 매립지의 차수시스템 개발, 연직굴착과정에서의 안정성 문제, 옹벽에서의 토압 문제, 얕은 기초의 지지력 산정, 팽창성 지반의 변형 예측, 붕괴성 지반에 관한 연구 등의 타연구 분야에 적용이 가능하다.

좀 더 자세한 활용가능한 연구를 살펴보면, 다음과 같다.

▪ 댐같은 인공구조물의 설계, 시공 및 운영

- 댐의 시공과정
- 시공 후 저수조를 채우는 과정
- 정상상태 침투 후 강우 등 환경적 변화가 발생한 경우

▪ 쓰레기 매립지의 차수 시스템

- 불포화 상태에서의 지하수로의 오염물 이동 문제

▪ 연직굴착의 안정성

- 굴착 후 일정시간 경과 후 굴착 뒷면의 붕괴
- 침투에 따른 부의 간극수압의 소산

▪ 옹벽에서의 수평토압

- 건조된 재료가 backfill 재료로 사용된 경우
- 습윤 시 높은 수평토압 유발로 인한 붕괴 가능성 증가

▪ 얕은 기초의 지지력

- 시간에 따라 부의 간극수압이 유지되는 것으로 가정하여 해석

▪ 팽창성 지반의 지반 변형

- 환경변화나 인위 작업에 따른 경구조물의 뒷틀림 (균열 및 파손)

본 연구 기술을 통해 불포화 다짐지반의 대표적 예인 포장하부 노상토 설계 지침 중 계절적 환경변화에 의한 함수비 변화에 따른 탄성계수 평가에 활용할 수 있다. 현재 AASHTO 2002에는 실제 현장상황을 제대로 반영하지 못하는 방법에 의해 도출된 함수비 영향모델을 사용 중이다. 그러나 현재 개발중인 한국형 포장설계법에서 본 기술을 활용한다면 더욱 진보적인 설계법이 될 것이다.

현재 대부분의 다짐 시공관리 시험방법들이 경험적 재료물성치로 평가하는 방법을 택하고 있다. 본 연구 과제를 통해 획득한 현장 비선형 탄성계수 평가 기법을 활용한다면 실제 지반이 받는 구속응력, 변형률 등을 고려하여 탄성계수를 획득할

수 있고, 설계시 결정된 입력 탄성계수와 비교하여 현재의 다짐정도를 평가하는데 활용할 수 있다.

이와 같이 본 연구수행을 통하여 얻어지는 불포화토에 대한 기본적인 개념 및 이론들, 그리고 실험장비와 결과들은 추후 지반구조물과 관련된 대부분의 연구에 활용될 수 있다.

제 3 절 활용방안

강우로 인한 사면 내 침투거동을 보다 효과적으로 고려할 수 있기 때문에 국내의 우기 시 강우에 따른 사면파괴의 원인 분석과 보다 현실적인 안정성 검토를 수행할 수 있어 현재 빈번히 유발되는 사면붕괴와 이로 인한 피해를 최소화하기 위한 사면붕괴 예측시스템에 적극 활용될 수 있다. 뿐만 아니라 기존의 사면 유지/보수관리시스템에도 보수시기와 주요측정 위치 등을 선정하기 위하여 소요되는 지반특성 조사비용을 줄이기 위한 방안으로 이용될 수 있다.

이러한 기술력과 사면설계법이 설계회사나 시공회사에 이전되고 그 활용성이 커지면, 현재 사면설계법의 단점을 해소할 수 있는 최적화 표준 사면설계법이 정립될 수 있다. 또한 경험이 축적되고 보편적으로 적용가능하면 현재의 불합리한 시방서 규정을 보완하기 위한 연구결과로도 활용될 수 있다.

그리고 현장에서의 탄성계수 측정기법은 기존의 평판재하시험 결과를 활용할 수 있고, 현장에서 쉽게 적용가능한 간편한 탄성파시험을 이용하기 때문에 기존의 경험적 다짐관리에서 한차원 진보된 설계 수준의 역학적 다짐관리기법으로 자리 잡을 수 있으리라 판단된다. 또한, 불포화 지반특성 및 불포화 상태에서의 탄성계수 D/B 자료는 도로, 댐 등과 같은 다짐층에서의 현장 탄성계수 산정 시 초석으로 이용 가능한 자료들이며 탄성계수 다짐관리기법 개발과 더불어 향후 계절적 변화에 따른 거동 분석 및 안정성 해석에 직접적으로 사용될 수 있다.

본 연구에서 얻어지는 세부 연구결과의 활용성을 정리하면 다음과 같다.

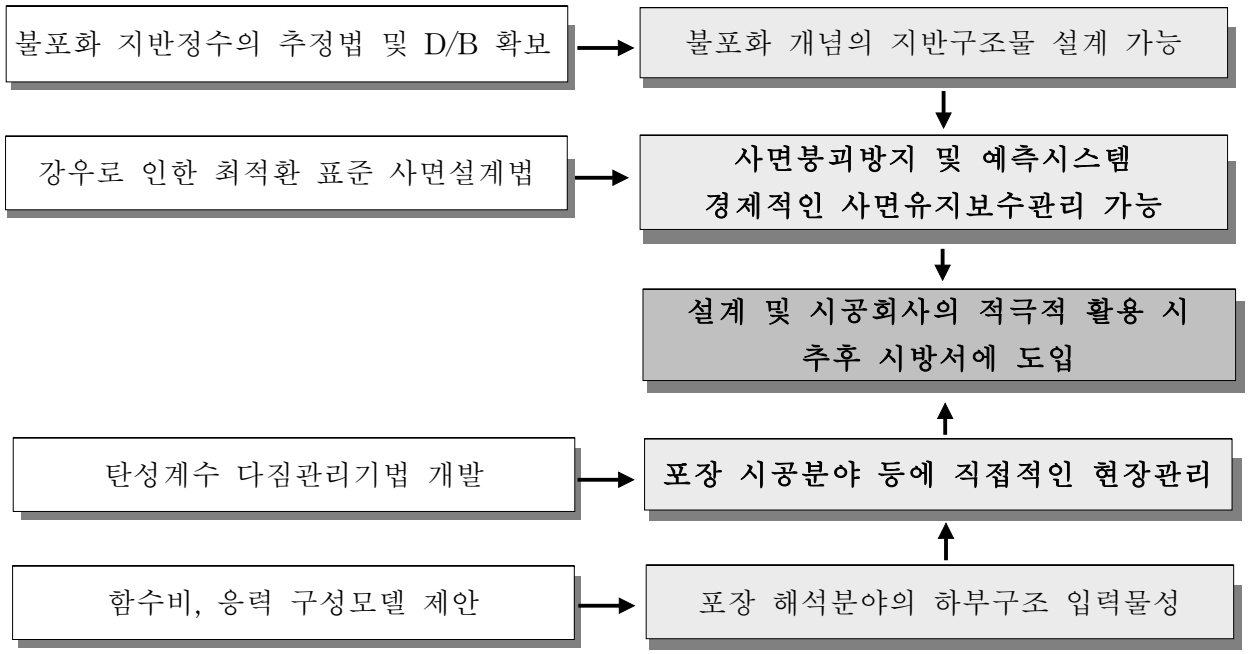


그림 5.1 연구개발결과의 활용성

제 6 장 연구개발과정에서 수집한 해외과학기술정보

불포화 지반 거동특성에 대한 연구를 오래전부터 진행하여 실용화 기술단계에 이르고 있다. 다양한 지반관련 문제(오염 물질 이동 및 지반의 동결/융해 현상 등)에 대한 불포화 특성을 반영한 연구가 활발히 진행 중에 있다. 그 중 사면과 관련된 연구 및 적용 성과들을 살펴보면 다음과 같다.

- 캐나다의 경우 폭넓고 심도 있는 불포화 지반 특성에 관한 연구가 수행 되어 왔음 (Fredlund, Saskatchewan 대학)
- 중국의 주요 인프라 사업 중 하나인 South to North Water Transfer Canal 사업에서 지반구조물 안정성 평가 시 불포화 지반특성 연구결과를 적용하였음 (Ng, 홍콩과기대)
- 불포화 지반정수의 현장 측정 및 계측을 통해 자국 실정에 맞는 설계변수 도출 및 계측 시스템을 개발하고 있음
- 미국의 경우 지질조사소 (USGS)를 중심으로 산사태 재해 프로그램을 개발하여 미국 내 산사태를 관리하고 있음
- 홍콩의 경우 정부 기관 (Geotechnical Engineering Office)에 의해 주도적으로 사면 안정성 평가 및 유지관리를 위한 체계적인 연구 성과 시스템이 가동 중에 있음
- 러시아의 경우 연방 기관 (Scientific Center "HYDGEO")이 8개 지역과 76권역으로 나뉜 러시아 전역의 사면 계측 자료를 수집, 처리 및 분석하는 사면 방재 시스템을 구축
- 브라질의 경우 정부 투자 기관 (GEO-RIO headquarters)이 주관한 SIGRA 프로젝트를 통해 사면 계측자료를 바탕으로 Rio de Janeiro 시(市)의 사면 경보 시스템을 구축하여 활용하고 있음

제 7 장 참고문헌

- 김동수, “공진주/비틂전단(RC/TS)시험기를 이용한 건조 사질토의 변형특성”, *한국지반공학회지*, 제11권, 제1호, pp.101-112, 1995
- 김상규, 류지협, 송진규, “불포화토의 함수특성 측정”, 한국지반공학회 논문집, 제12권, 제6호, pp.139-151, 1996
- 김윤기, 투수시험결과 해석에 의한 불포화 풍화토의 투수성에 관한 연구, 석사학위논문, KAIST, 2003
- 이성진, 화강풍화토의 불포화 전단강도 및 함수특성곡선 산정에 관한 연구, 박사학위논문, KAIST, 2004
- 이승래, 이성진, 변위용, 장범수, ″화강풍화토 지반의 불포화 특성을 고려한 최적화기법에 의한 사면안정해석 방법″, *한국지반공학회지*, Vol. 17, No. 6, P. 123 - 134, 2001
- 이성진, 이승래, 장범수, ″인공신경망 모델을 이용한 불포화토 겉보기점착력 추정에 관한 연구″, *대한토목학회논문집*, Vol. 22, No. 3-C, P. 331 - 344, 2002
- 이성진, 이승래, 장범수, ″화강풍화토의 불포화 전단강도 특성에 관한 연구″, *대한토목학회논문집*, Vol. 22, No. 1-C, P. 81 - 88, 2002
- 이성진, 이승래, 장범수, 박혁진, “사면안정해석을 위한 불포화지반의 전단강도 추정방법”, *한국지반공학회 사면안정학술발표회* [사면안정 조사 및 대책], pp.103-110, 2002
- 이성진, 김윤기, 이혜지, 이승래, “국내 풍화토의 함수특성곡선 및 불포화 투수계수 추정에 관한 연구”, *한국지반공학회 봄학술발표회*, 3.25-26, pp. 334-341, 2004
- Alonso, E., Gens, A & Lloret, A. "Effect of rain infiltration on the stability of slopes", *Proceedings of the First Int. Conf. on Unsaturated Soils*, Paris, pp.241-249, 1995
- Arya, L. M. and Paris, J. F., "A physico-empirical model to predict the soil moisture characteristic from particle size distribution and bulk density data", Soil Science American Journal, Vol.45, pp.1023-1030, 1981
- Cho, S.E. & Lee, S.R., "Instability of Unsaturated Residual Soil Slopes due to Infiltration", *Asia-Pacific Conference on Computational Mechanics*, Serial. 4th, Singapore, P. 827 - 834, 1999
- Cho, S.E. & Lee, S.R., "Instability of Unsaturated Soil Slopes Due to Infiltration", *Computers and Geotechnics*, Vol. 28, No. 3, P. 185 - 208, 2001
- Cho, S.E. & Lee, S.R., "Evaluation of Surficial Stability for Homogeneous Slopes Considering Rainfall Characteristics", *Journal of Geotechnical and*

GeoenvironmentalEngineering - Am Society of Civil Engineering, Vol. 128, No. 9, P. 756 - 763, 2002

- Drumm, E. C., Reeves, J. S., and Madgett, M. R. "Subgrade Resilient Modulus Correction for Saturation Effect", *Jounal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering of ASCE*, Vol. 123, No. 7, pp. 663-671, 1997
- Fisher, R. A. "On the capillary force in an ideal soil", *Journal Agr. Science*, Vol 16, pp.69-82, 1926
- Fredlund, D.G., Xing, A. and Huang, S., "Predicting the permeability function for unsaturated soils using the soil-water characteristic curve", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.31, pp.533-546, 1994
- Fredlund, D.G & Rahardjo, H., Soil Mechanics for Unsaturated Soils, John Wiley & Sons Inc., 1993
- Fredlund, D.G., Morgenstern, N.R. & Gan. J., "Nonlinearity of strength envelope for unsaturated soils", Proceedings of the 6th Int. Conf. Expansive Soils(New Delhi), December, Vol.1, pp. 49-54, 1987
- Fredlund, D.G., Morgenstern, N.R. & Widger, A. "Shear strength of unsaturated soils", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 15, pp.313-321, 1978
- Fredlund, M. D., Wilson, G. W. and Fredlund, D. G., "Prediction of the soil water characteristic curve from the grain size distribution curve", Proceedings of the 3rd Symposium on Unsaturated Soil, Rio de Janeiro, Brazil, April 20-22, pp.13-23, 1997
- Jin, M. S., Lee, K. Wayne, and Kovacs, W. D. "Seasonal Variation of Resilient Modulus of Subgrade Soils", Journal of Transportation Engineering, Vol. 120, No.4, ASCE, pp.603-616, 1995
- Kim, D. S., "Deformational Characteristics of Soils at Smal to Intermediate Strains from Cyclic Tests", Ph. D. Dissertation, The University of Texas at Austin, 1991
- Kunze, R.J., Uehara, G. and Graham, K. "Factors important in the calculation of hydraulic conductivity", Soil Sci. Soc. Amer. Proc., Vol.32, pp. 760-765, 1968
- Kweon G. C. and Kim D. S., "Deformational Characteristics of Subgrade Soils in Korea", *KSCE Journal of Civil Engineering*, vol. 4, no. 2, pp. 83-90, 2000
- Hardin, B. O., and Drenevich, V.O. "Shear Modulus and Damping in Soils : measurements and parameter effects", Journal of Geotechnical Engineering, Vol 98, No. 6, ASCE, pp.603-624, 1972
- Juang, S.Y., Barbour, S.L. and Fredludn, D.G., "Development and verification of a coefficient of permeability function of a deformable, unsaturated soil", Canadian Geotechnical Journal, Vol. 35, pp. 411-425, 1998
- Lam, L. & Fredlund, D.G. "Transient Seepage Model for Saturated-unsaturated Soil Systems: a Geotechnical Engineering Approach", *Canadian Geotechnical Journal*,

Vol. 24, pp. 565-580, 1987

- Lee, N. J., Stokoe II, K.H., McNerney, M. T., and McCullough, B. F. "In Situ Evaluation of Layer Stiffnesses of Airport Pavements by Crosshole Seismic Tests", Transportation Research Record No. 1639, 1998 Annual Meeting, Washington. D.C., pp.62-72, 1998
- Lee, S.J., Lee, S.R. & Kim, Y.S., "An Approach to Estimate Unsaturated Shear Strength Unsing Artificial Neural Network and Hyperbolic Formulation", *Computers and Geotechnics*, Vol. 30, No. 6, P. 489 - 503, 2003
- Lee, S.R., Cho, S.E., Jeong, S.Y., "A System to Analyze Rain-Induced Instability of Weathered Residual Soil Slopes", *International Workshop on Geotechnology for Natural Hazards*, Serial. 1st, Korea/Japan, P. 59 - 83, 1999
- Mualem, Y., "A new model for prediction the hydraulic conductivity of unsaturated porous media", Water Resources Research, Vol.12, pp.513-522, 1976
- Nazarian, S. and K. H. Stokoe, Ⅱ, "Use of Surface Waves in Pavement Evaluation," Transportation Research Record, Vol. 1070, pp. 132-144, 1984
- Nazarian, S. and K. H. Stokoe, Ⅱ, "In Situ Determination of Elastic Moduli of Pavement Systems by Spectral-Analysis-of-Surface-Waves Method (Practical Aspects)," FHWA, Report No. FHWA/TX-86/136+368-1F, 1985
- Nazarian, S. and K. H. Stokoe, Ⅱ, "In Situ Determination of Elastic Moduli of Pavement Systems by Spectral-Analysis-of-Surface-Waves Method (Theoretical Aspects)," FHWA, Report No. FHWA/TX-87/46+437-2, 1986
- Ng, K.L. a. & Shi, Q. "A numerical investigation of the stability of unsaturated soil slopes subjected to transient seepage", *Computer and Geotechnics*, Vol. 22, pp. 1-28, 1998
- Ngar-kok J. L., Stokoe Ⅱ K. H., Micheal T. M., and Frank B. M., "In Situ Evaluation of Layer Stiffness of Airport Pavements by Crosshole Seismic Tests", Transportation Research Record No.1639, 1998 Annual Meeting, Washington. D.C., pp. 62-72, 1998
- Ping W. V. and Ling G., "Field Verification of Laboratory Resilient Modulus Measurements on Subgrade Soils", Transportation Research Record No. 1557, 1997 Annual Meeting, Washington. DC, pp. 53-61, 1997
- Ping W. V. and Ling G., and Harold G., "Evaluation of Pavement Layer Moduli Using Field Plate Bearing Load Test", Transportation Research Record No. 1501, 1995 Annual Meeting, Washington. D.C., pp. 39-49, 1995
- Qian, X. "Dynamic Behavior of Unsaturated Cohesionless soil", Ph.D Dissertation, The University of Michigan, 1990
- Pradel, D. and Raad, G. "Effect of permeability on surficial stability of

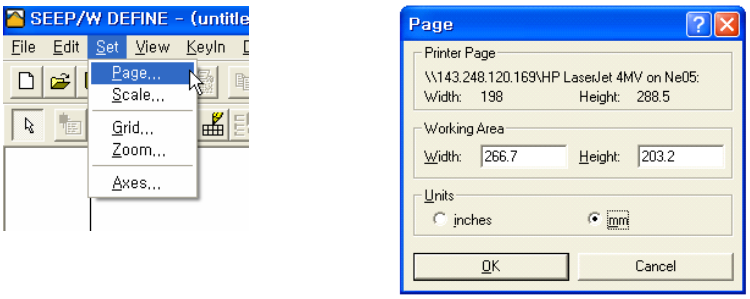
homogeneous slopes", *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, Vol.119, pp.315-332, 1993

- Richart, F. E. J. R. Hall Jr, and R. D. Woods, Vibration of Soils and Foundations, Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice Hall., 1970
- SoilVision. 1996. version 3.0 2nd Edition, SoilVision System Ltd., Saskatoon, Saskatchewan, Canad
- Vanapalli, S.K., Fredlund, D.G., Pufahl, D.E. & Clifton, A. W. "Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.33, pp.379-392, 1996
- van Genuchten, M., "A closed-form equation of predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils", *Soil Science Society American Journal*, Vol.44, pp.892-898, 1980
- Vinale F., dOnofrio A., Mancuso C., Santucci de Magistris, F., and Tatsuoka F. "The Prefailure Behaviour of Soils as Construction Materials", *2nd International Symposium on Pre-failure Deformation Characteristics of Geomaterials*, Torino, 26-29 September 1999, 1999
- Wu, S., Gray, D. H., and Richart, F. E. "Capillary Effects on Dynamic Modulus of Sand and Silts", *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 110, No. 9, ASCE, pp.1188-1203, 1984
- 2002 Design Guid - Design of New and Rehabilitated Pavement Structures - Draft Final Report, NCHRP

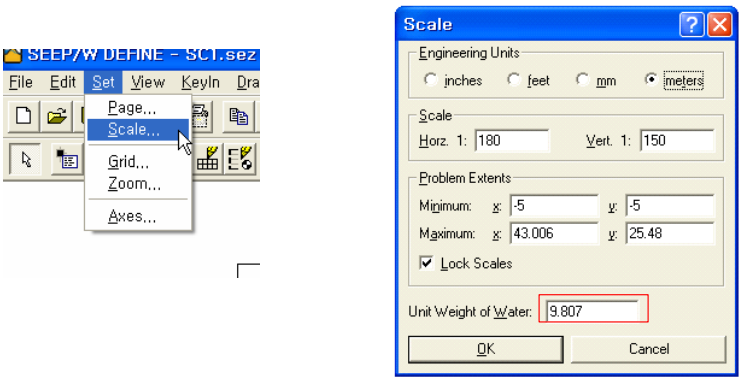
부 록

I. SEEP/W (Ver.5, Geo-SLOPE사)를 이용한 침투 해석 방법

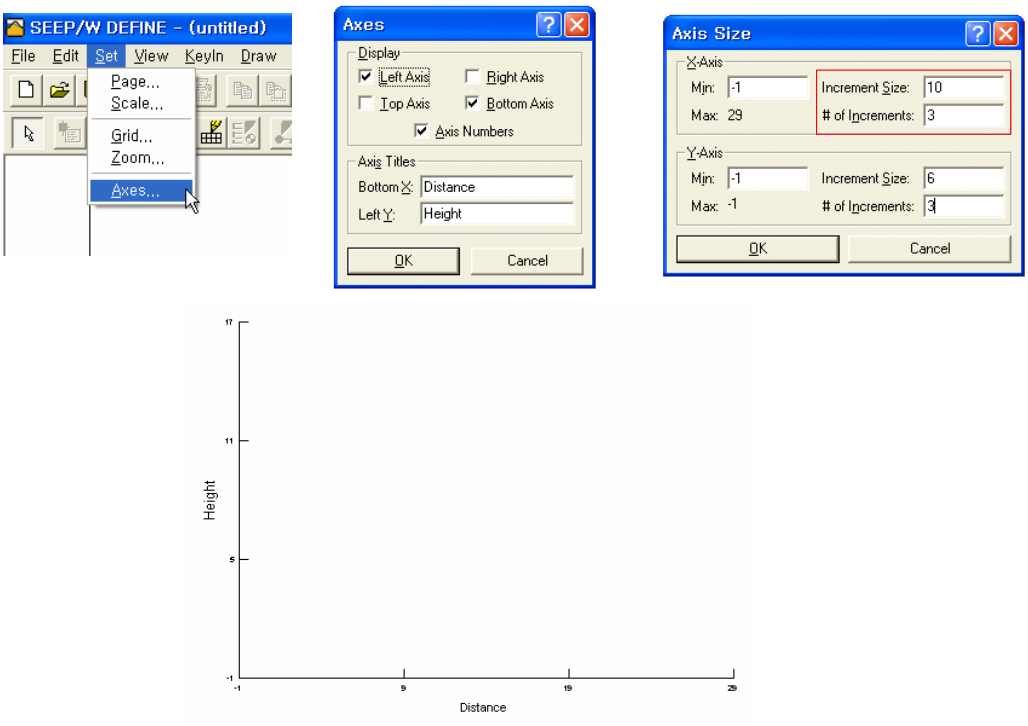
(1) 기본 default 지정



<페이지 범위 지정>

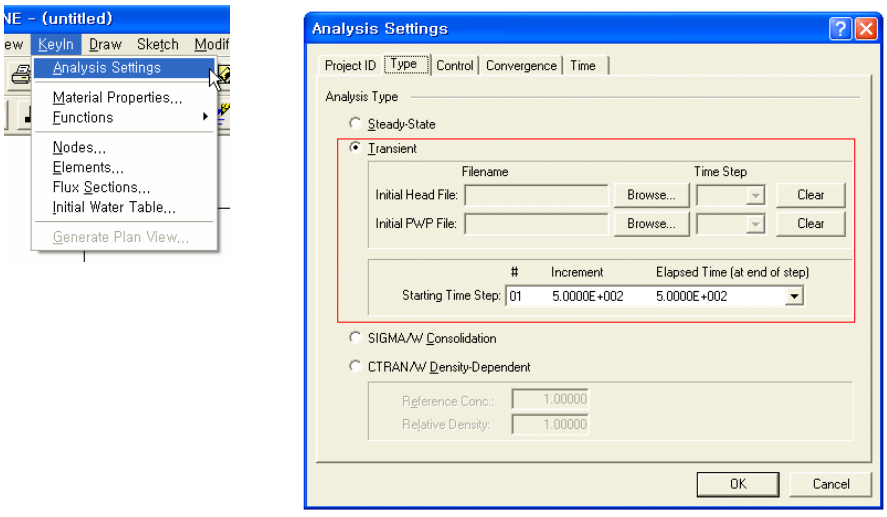


<스케일 지정>

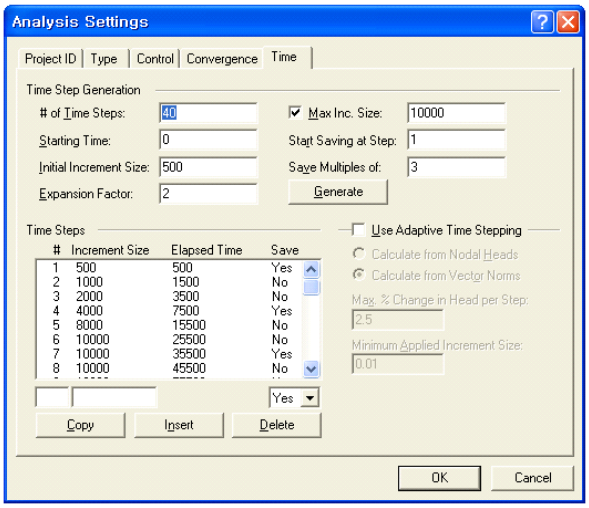


<축 범위 지정>

(2) 해석 지정



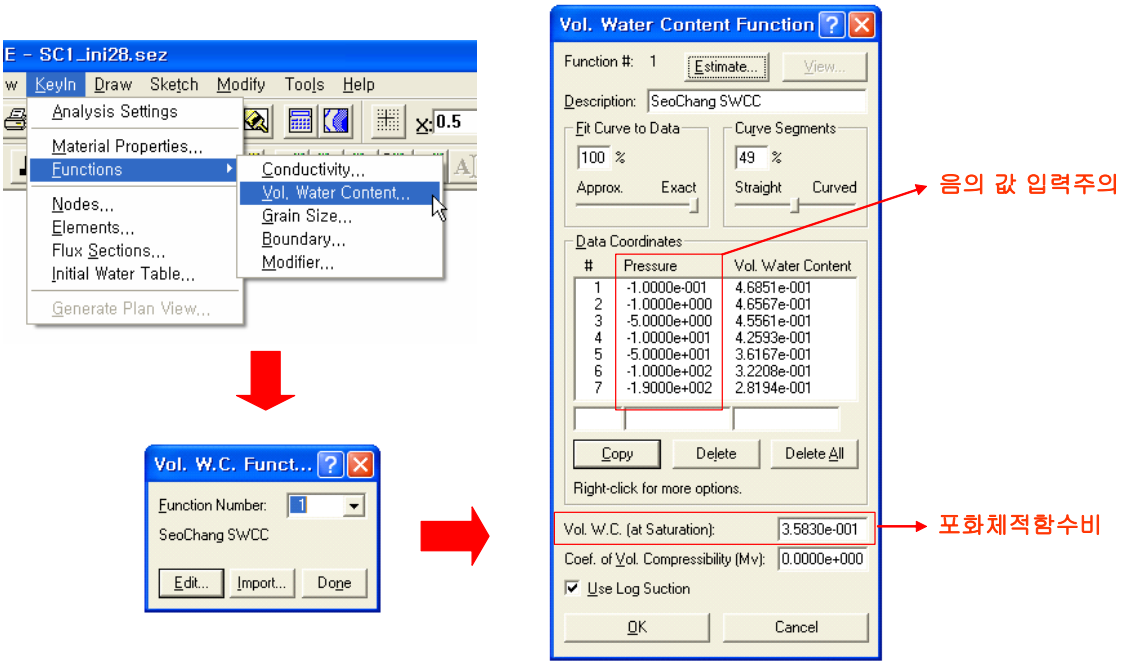
<Transient 해석 지정>



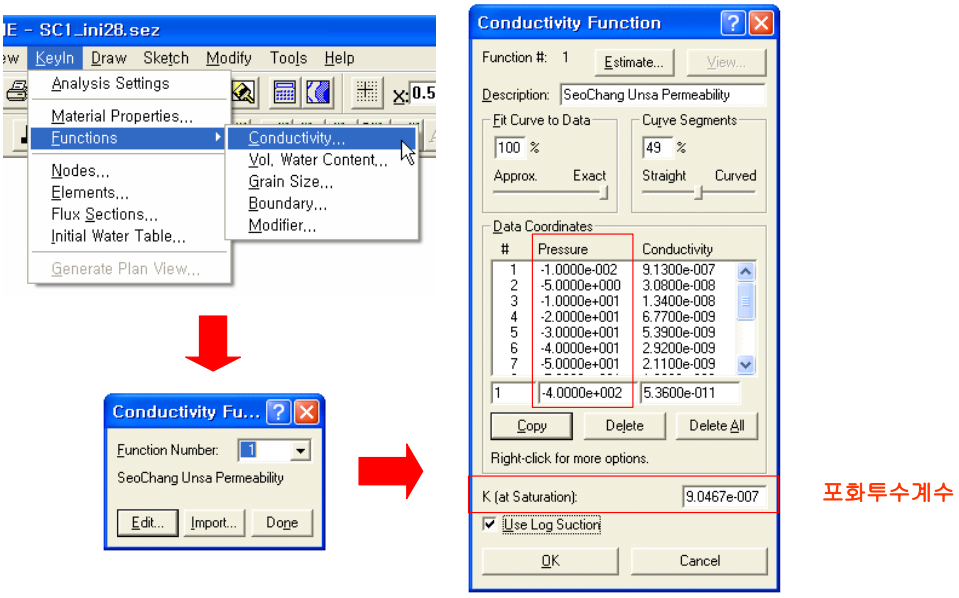
of Time Steps : 해석단계 개수
Starting Time : 처음시작 시간
Initial Increment Size : 초기증가시간
Expansion Factor : 시간증가분 곱
Max Inc. Size : 최대 시간 증가분
Start Saving at Step : 처음저장단계
Save Multiples of : 저장 간격

<해석 시간 지정>

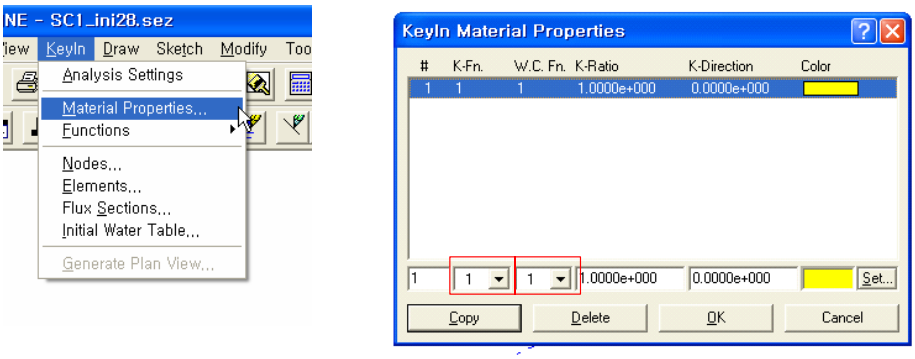
(3) 불포화 지반설계 정수 입력



<함수특성곡선 자료 입력>

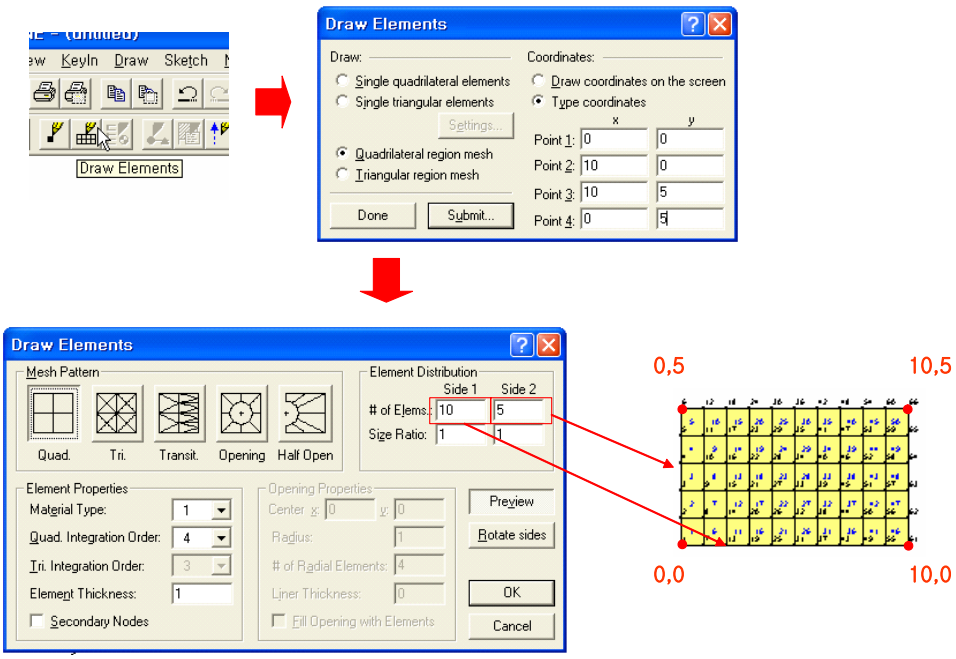


<불포화 투수곡선 자료 입력>



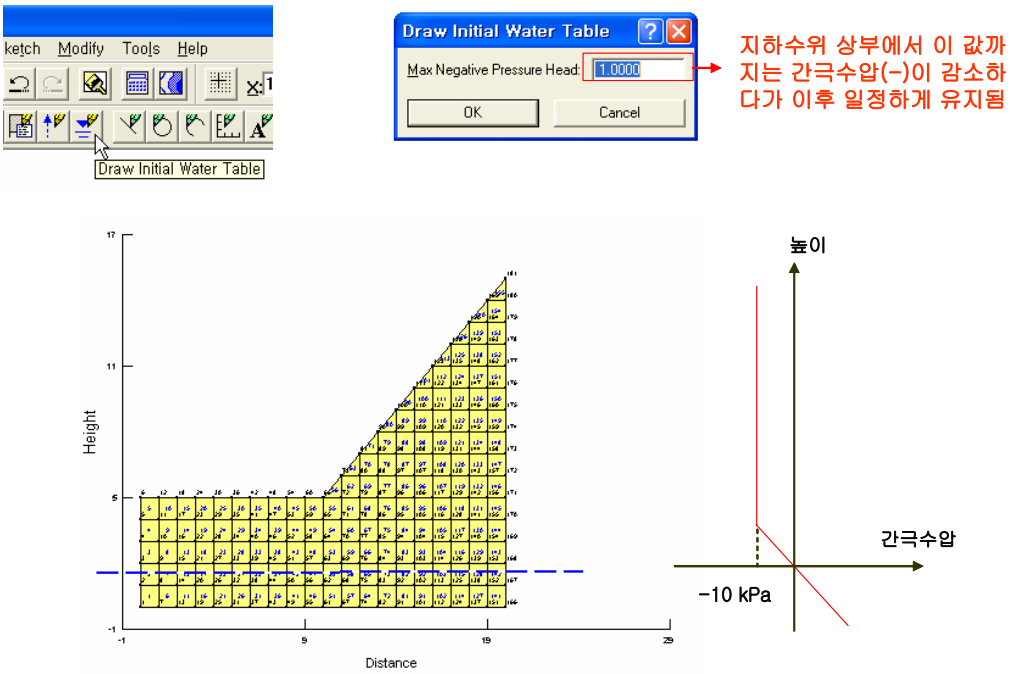
<지반 물성 지정>

(4) 요소 생성

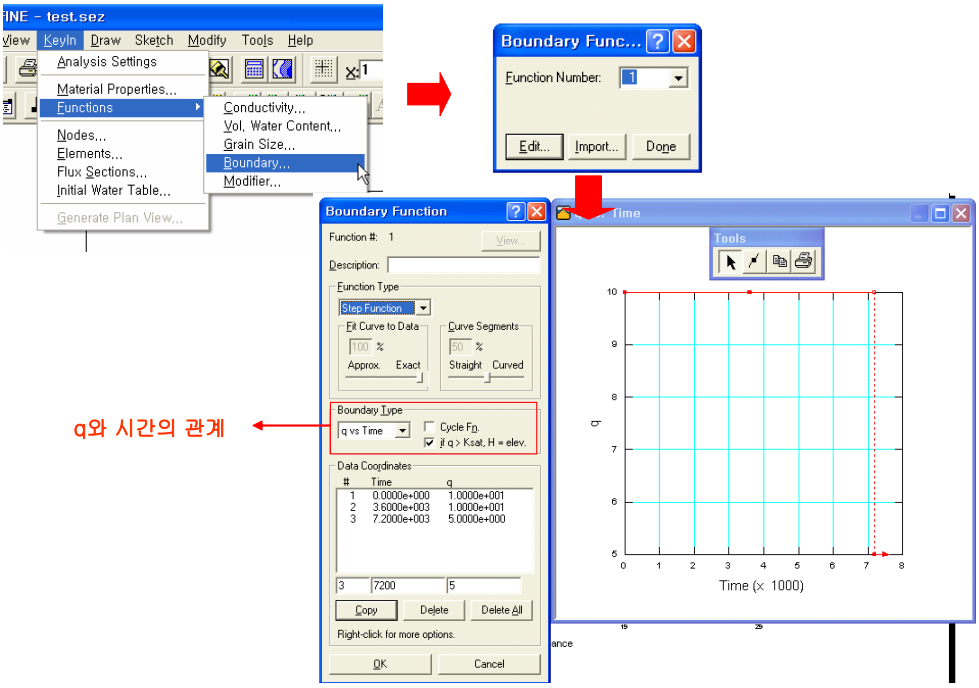


<해석용 요소 생성>

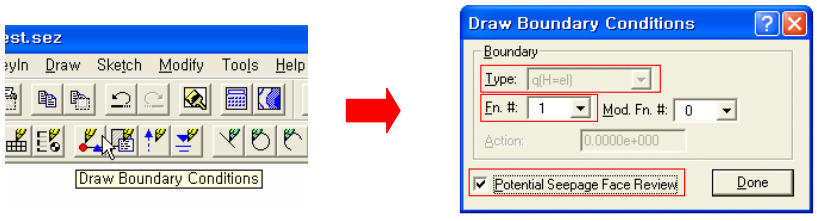
(5) 조건(conditon) 입력

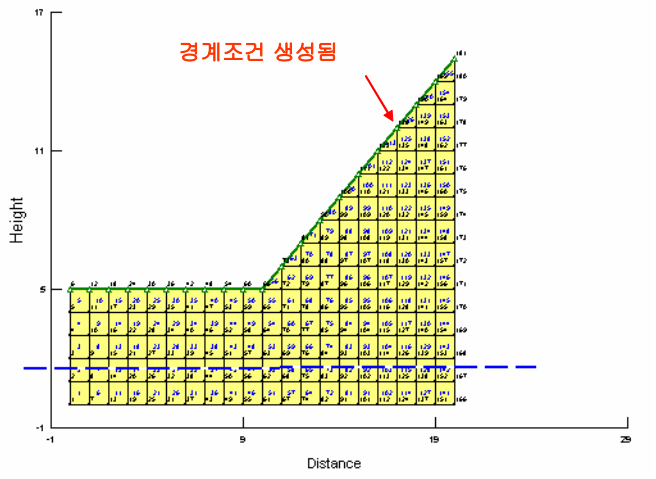


<초기조건-지하수위 생성>



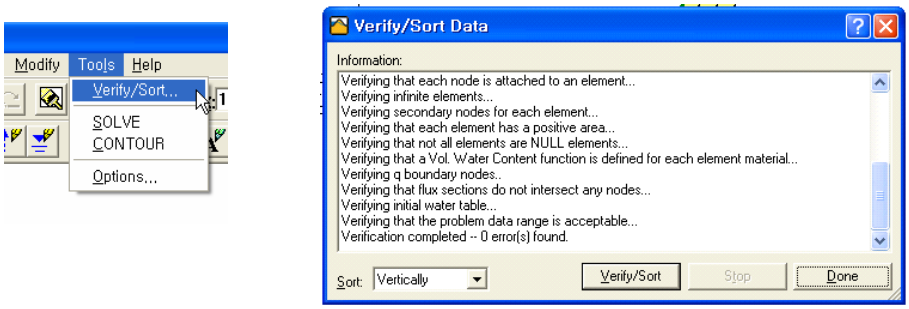
<강우강도-지속시간 경계조건 입력>



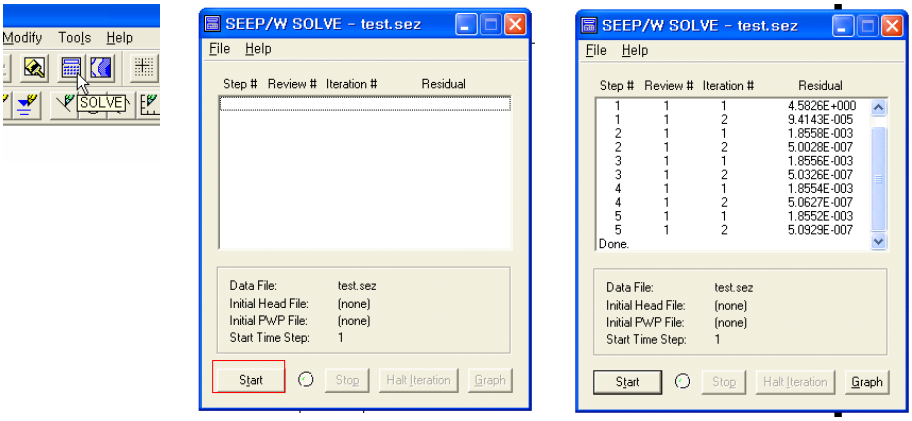


<강우조건 지정>

(6) 해석 수행

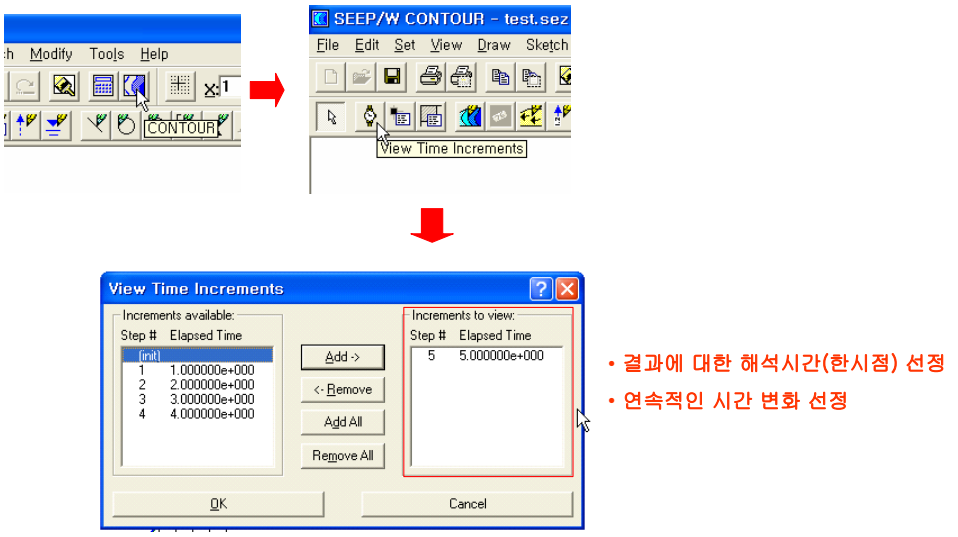


<요소 검증>



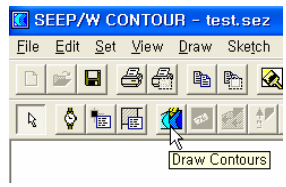
<해석 수행>

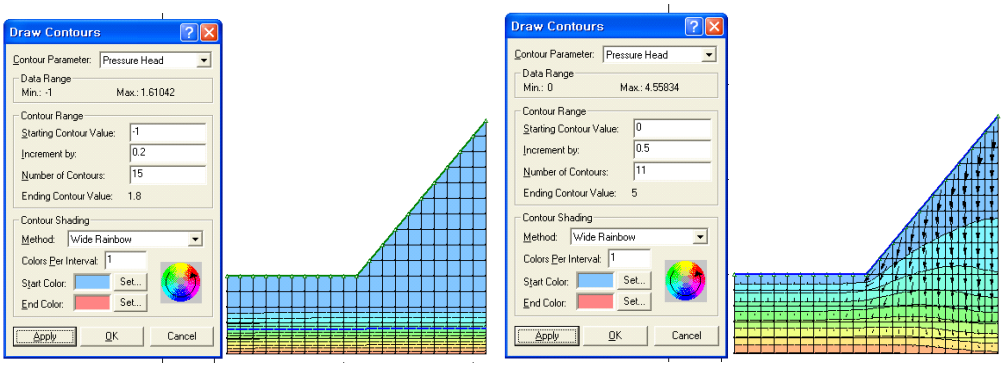
(7) 해석 결과 분석



• 결과에 대한 해석시간(한시점) 선정
• 연속적인 시간 변화 선정

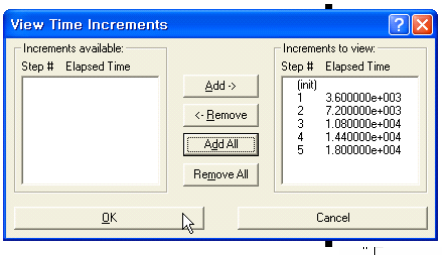
<분석 대상 시간 지정>





초기단계 최종단계

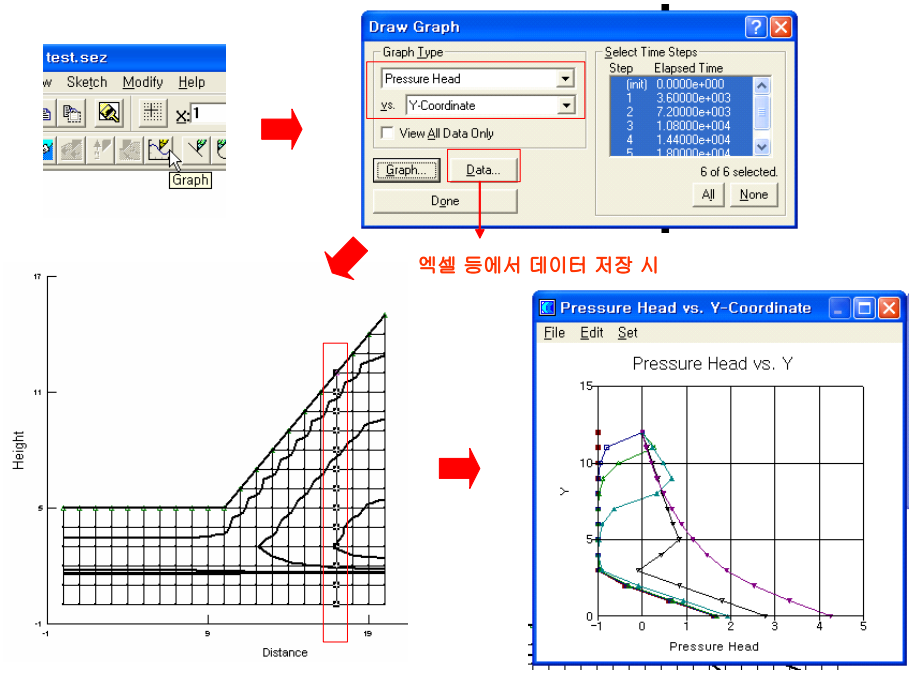
<해석 대상 contour>



시간에 따른 침투변화를 하나의 그래프에서 살펴보기 위해 전체시간 선정



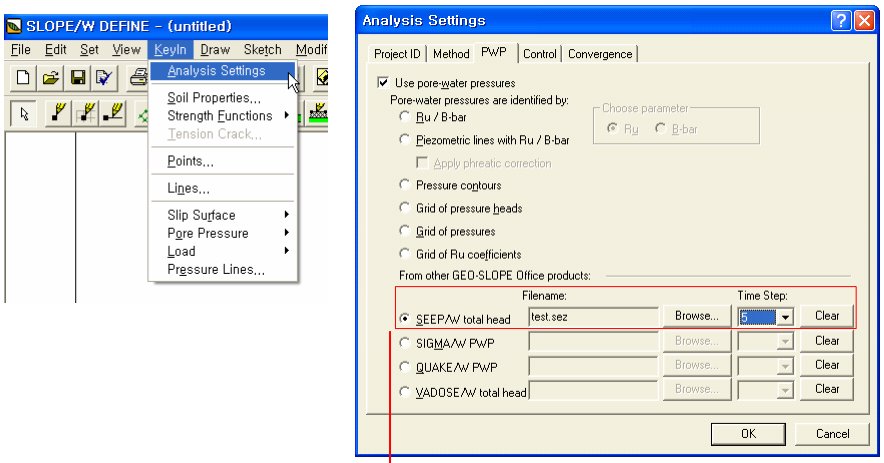
<전체기간 침투 경향 비교>



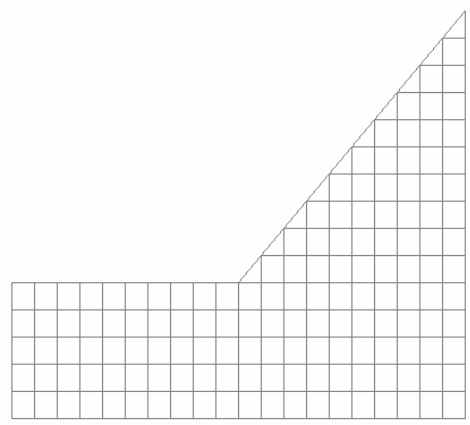
<깊이별 간극수압 변화 분석>

II. SLOPE/W (Ver.5, Geo-SLOPE사)를 이용한 사면안정 해석 방법

(1) 간극수압 입력



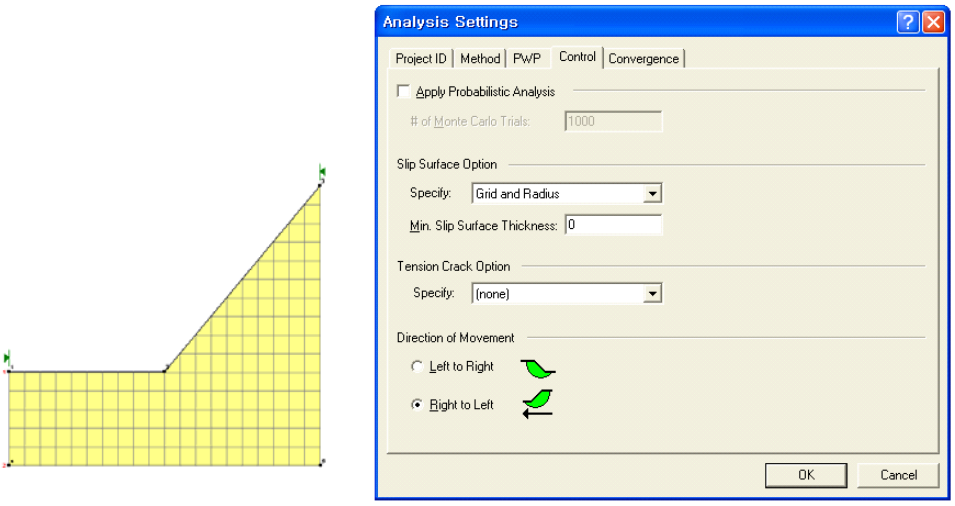
<SEEP/W로부터 간극수압 분포 입력>



압력수두가 입력되면서 동시에 요소망의 모양도 나타남 ->
지반의 형상을 나타낼 때 편리함

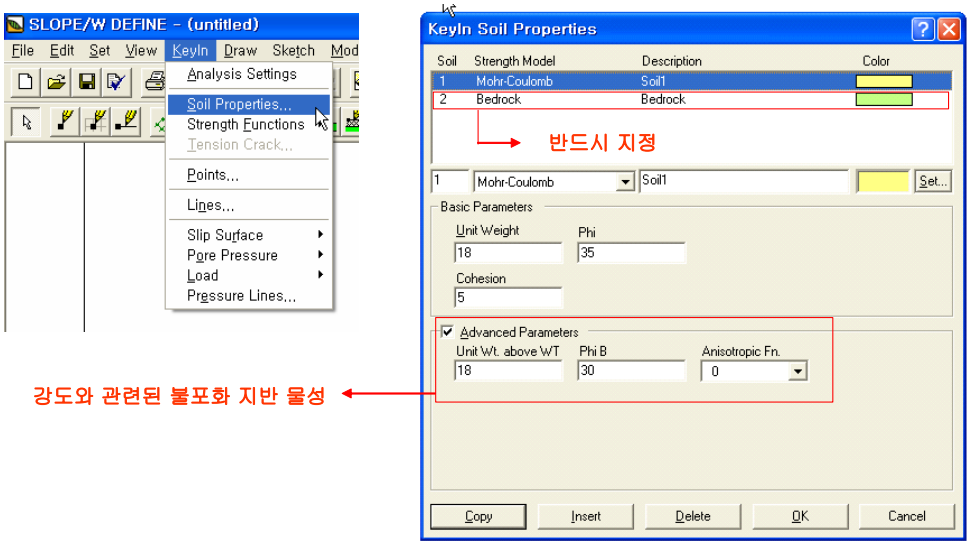
<요소망 생성>

(2) 사면 옵션 지정

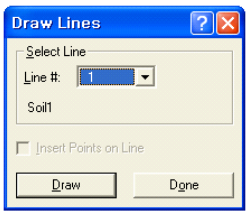


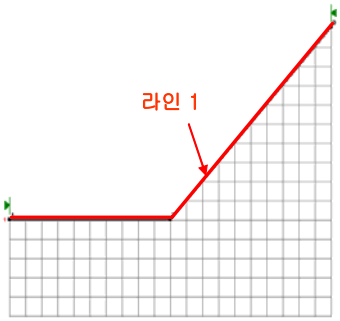
<사면 옵션 지정>

(3) 지반 물성 입력

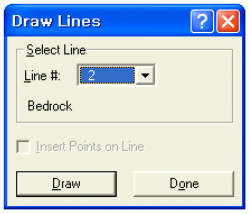


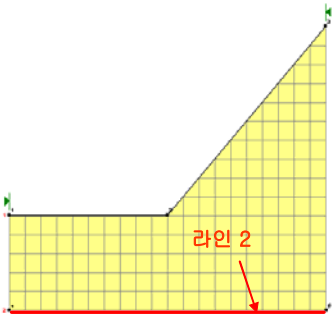
<지반 강도 물성 자료 입력>





라인1 밑에 있는 지반은 Soil1 지반물성을 가지게 됨

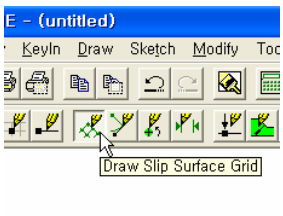


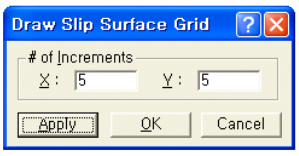


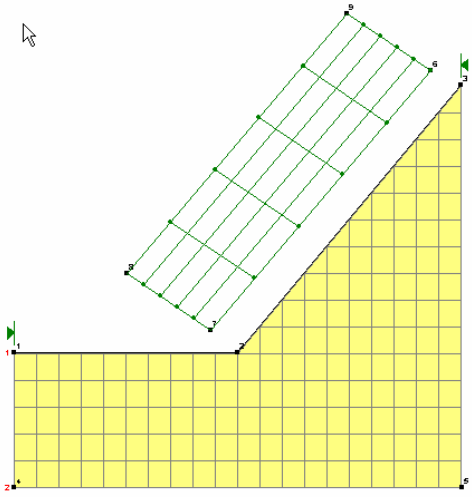
라인2 밑에 있는 지반은 Bedrock 지반물성을 가지게 됨

<지반물성 지정 방법>

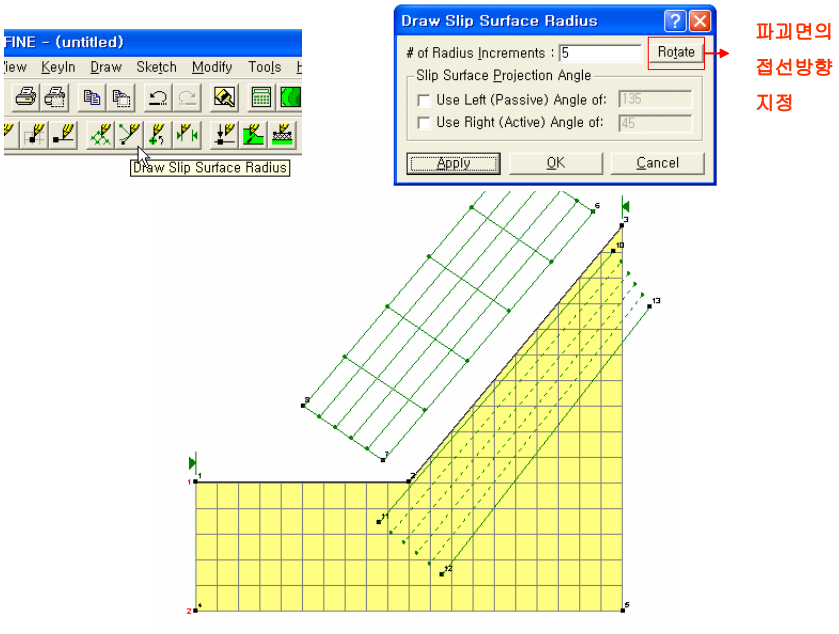
(4) 안전율 산정 단면 지정





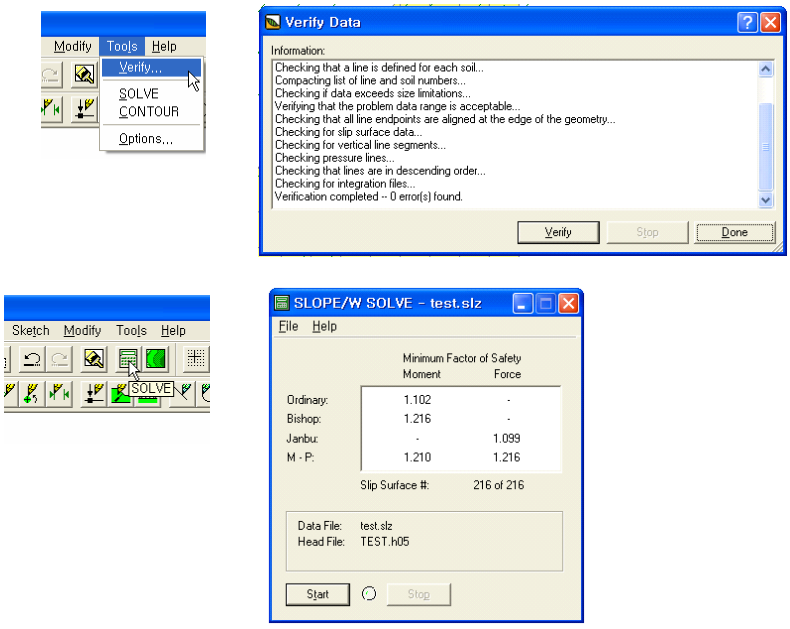


<원호파괴 중심점 지정>



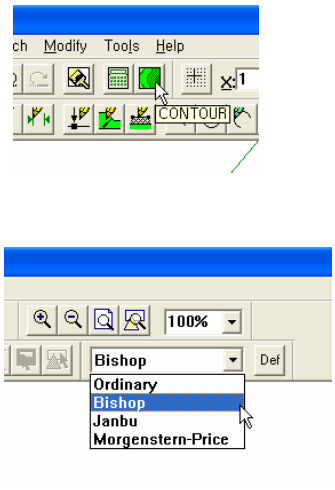
<원호파괴 접점 지정>

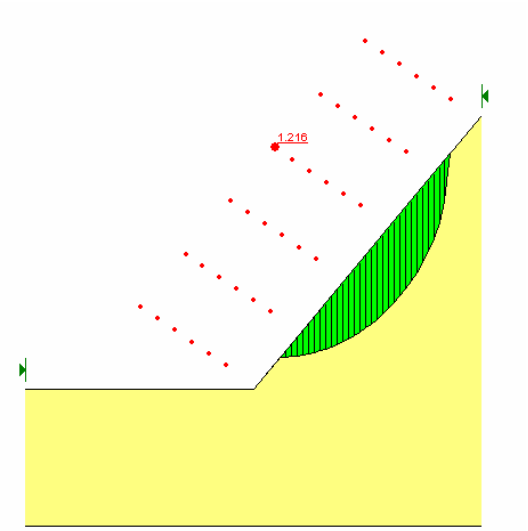
(5) 해석 수행



<요소 검증 및 안전율 계산 수행>

(6) 해석 결과 분석





<최소안전율 임계단면>

주 의 사 항

1. 본 보고서는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행 한 건설기술 연구개발사업의 최종 연구보고서입니다.
2. 본 보고서의 내용을 발표할 때에는 반드시 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행 한 건설기술연구개발사업임을 밝혀야 합니다.
3. 국가보안 차원에서 필요하다고 인정되는 내용은 대외적으로 발표 및 공개하여서는 아니 됩니다.

본 보고서와 관련하여 문의를 원하시는 분은 아래의 문의처로 연락을 주시기 바랍니다.

■ **문의처 : 한국건설교통기술평가원** TEL 031)381-6311

문의처 : 한국과학기술원 (KAIST) TEL 042)869-3657

R&D/04 건설핵심 A01-08

불포화 사면 및 다짐지반 최적화 표준설계를 위한
지반정수 산정 기술 연구보고서

■ **발행일 / 2007. 8. 19.**

■ **발행처 / 한국과학기술원 (KAIST)**
대전광역시 유성구 구성동 373-1
TEL : 042-869-2001

■ **인쇄처 / 춘 양 사**