GOVP1200810466

Construction & Transportation R&D Report

건설핵심기술연구개발사업 제3차년도 최종보고서

R&D / 04핵심기술A01-06

T0023301

불연속 암반 터널의 최적설계를 위한 불연속면의 강도와 3차원 불연속변형해석 기법의 개발

2007. 11. 12.

주관연구기관 / 서울대학교

건 설 교 통 부
한국건설교통기술평가원

제 출 문

건설교통부장관(한국건설교통기술평가원장) 귀하

본 보고서를 "불연속 암반 터널의 최적 설계를 위한 불연속면의 강도와 3차원 불연속변형해석 기법 개발"의 최종보고서로 제출합니다.

2007. 11. 12.

주관연구기관 : 서울대학교

총장 이 장 무

■ 총 괄 연 구 책 임 자	/ 교 수	이 정 인	업 무 총 괄
■ 주관연구기관 참여연구원	/ 교 수	박 연 준	실 험 총 괄
	/ 교 수	이 연 규	해 석 총 괄
	/ 교 수	송 재 준	실험 결과 해석
	/ 연 구 원	손 봉 기	실험수행 및 해석
	/ 연 구 원	최 재 영	실험수행 및 해석
	/ 연 구 원	안 상 현	거칠기 정량화
	/ 연 구 원	안 태 영	프로그램 개발
	/ 연구보조원	박 종 성	거칠기 정량화
	/ 연구보조원	한 정 훈	실 험 수 행
	/ 연구보조원	김 만 광	실 험 수 행
	/ 연구보조원	이 광 훈	실 험 수 행
	/ 연구보조원	한 동 식	실 험 수 행
	/ 연구보조원	김 진 아	시 험 수 행
	/ 연구보조원	김 수 진	수 치 해 석
	/ 연구보조원	성 연 창	수 치 해 석
■ 협동연구기관 참여연구원	/ 대 표 이 사	김 학 수	업 무 총 괄
	/ 연 구 원	최 용 근	해 석 수 행
	/ 연 구 조 원	문 영 삼	프로그램 개발
	/ 연 구 조 원	염 기 문	프로그램 개발

요 약 문

I. 제목

불연속 암반 터널의 최적 설계를 위한 불연속면의 강도와 3차원 불연속변형해석 기법 개발

II. 연구 개발의 목적 및 필요성

암반은 지질학적 생성과정에서 단층, 절리, 균열 등의 역학적인 불연속면을 포함하고 있다. 이러한 불연속면의 역학적 거동은 불연속 암반에 시공되는 터널이나 암반 구조물의 설계를 위해 정량적으로 규명되어야한다. 지하공동 주변 암반블록의 전단거동 해석을 위해 절리면 전단시험은 일정수직강성 (Constant Normal Stiffness, CNS) 조건에서 수행되어야 하나, 전단시험 장비 구현의 어려움으로 지금까지 일정수직강성 조건의 연구는 극히 제한되어 있어, 일정수직강성 조건하의 절리면 전단거동에 대한 연구가 필요하다.

또한 불연속 암반내 터널의 최적 설계를 위해서 터널 주변의 블록 거동을 정확히 예측할 수 있는 수치해석기법이 필요하다. 불연속 변형해석 (DDA)은 암반역학 분양에 적용할 수 있는 수치 해석법 중 가장 최근에 발달하고 있는 해석법으로서 에너지 최소화원리를 이용하여 전체 행렬을 구성하는 유한요소법과 개별블록의 대변위를 모사할 수 있는 개별요소법의 장법을 모두 가지고 있는 해석법이다. 현재 유한요소법이나 유한차분법 중심으로 해석을 수행하는 설계사나 시공사의 여건상 불연속면의 거동을 해석하기 위해서는 작은 양의 변위와 회전만을 허용하는 절리요소를 도입하거나, 암반 불연속면의역학적 성질을 평균화 시킨 연속체 개념모델을 적용하는 방법을 제외하고는 적당한 해석법이 존재하지 않는 형편이다. 이번 연구가 완료되어 불연속변형해석법을 이용한 수치해석 프로그램이 개발된다면 불연속면이 존재하는 암반의 거동을 직접적으로 모사할 수 있게 되어 실제적으로 발생하는 불연속면의 거동을 정확히 표현하고 예측하여 설계에 적용할 수 있다.

한편, 불연속면은 해석면 내외부 방향으로 방향성이 존재하므로 불연속면을 고려한 해석에 3차원 해석을 적용하는 것이 바람직하다. 그러나 기하학적 형상이 해석에 주요요소가 됨에도 불구하고 불연속면의 거동해석에 3차원 해석기법의 개발이 미진한 이유는 컴퓨터 메모리의 한계가 발생하고, 해석시간이 매우 길어서 효율성이 떨어지는 물리적 한계와 더불어 불연속면의 접촉과 블록판별에 관한 연구과 확실히 정립되어 있지 않아 해석을 수행하는 시간과 더불어 입력자료를 구성하는 데에 큰 어려움이 있기 때문이다.

따라서 터널 설계시의 터널주변 암반의 거동을 정확히 모사하는 수치해석 프로그램을 개발하고, 현장 환경에 적합한 대변위 수치해석을 수행할 수 있는 해석법의 개발이 필요하다.

III. 연구개발의 내용 및 범위

1) 서보 제어 유압식 직접전단 시험기를 이용하여 일정수직강성 경계 조건에서 암석절리와 시멘트 복제시료에 대하여 전단시험을 수행하였다. 전단시험 중 미소파괴음 측정을 통하여 시험 경계 조건과 시료 모양에 따른 미소파괴음 특성을 분석하고, 음원 추적을 통하여 거칠기 손상과 거칠기 파라미터의 관계를 규명하였다.

2) 일정수직강성 조건에서 초기 조건과 거칠기에 따라 절리 거동의 구성모델을 제안하였다.

3) 2개의 개별접촉으로 분해하여 해석하던 선-선 접촉을 하나의 해석으로 묶은 접촉쌍의 개념을 이용한 새로운 선-선 접촉의 상태를 정의하고 이에 따른 새로운 전단거동 결정 방법과 개폐수렴반복해석에서의 수렴조건을 제시하였다.

4) 개발된 선-선 접촉 해석 기법을 바탕으로, Barton-Bandis 절리 모델을 이용하여 단일 절리면 수치 해석을 수행하였다.

5) 2차원 불연속변형해석 기법에 록볼트와 숏크리트에 의한 지보효과를 구현하였으며, 동적해석을 가능하게 하여 해석 영역에 발생하는 대변위를 더욱 효율적으로

해석할수 있도록 하였다.

6) 3차원 블록구성 알고리듬을 적용하여 3차원 절리망 형성 및 블록 판별 알고리듬을 적용한 불연속 해석기법을 개발. 3차원 절리망 형성 및 블록판별을 이용하여 입력자료를 형성하고, 이를 이용하는 3차원 불연속병형해석 프로그램 개발하였다. 절리군의 통계자료를 활용하여 불연속면을 생성할 수 있는 알고리듬 개발하였다.

7) 2차원 불연속 변형해석의 연구결과를 바탕으로 3차원 불연속 변형해석 프로그램 개발하였다. 이를 위해 블록간의 접촉을 수학적으로 단순화하여 표현하고, 효율적인 3차원 해석이 가능하도록 하는 알고리듬을 개발하였고, 또한 3차원 해석결과를 가시적으로 보여줄 수 있는 3차원 가시화 프로그램 개발하였다.

8) 3차원 불연속 변형해석 프로그램에 지보요소를 적용하였다.

9) 3차원 불연속 변형해석 프로그램의 수학적 타당성을 검증하고, 현장 적용 가능성 확인하였다.

IV. 연구개발 결과

1) 3차원 레이저 거칠기 측정 장치를 이용하여 거칠기 수치 데이터를 측정하였으며, 정량적 거칠기 파라미터 계산 프로그램을 개발하였다. 또한 대표성을 갖는 거칠기 파라미터 간의 상관관계를 제시하였다.

2) 일정수직강성(CNS) 조건에서의 직접 전단시험 방법을 개발하였으며, 총 300회 이상의 일정수직강성(CNS) 조건과 일정수직하중(CNL) 시험을 통하여 하중 조건에 따른 불연속면의 변형과 파괴 거동이 서로 다른 특성이 나타남을 알 수 있었다. 따라서 현장 경계 조건을 정확히 모사하는 실내 전단시험 방법이 필요하며, 이를 이용하여 불연속면 내의 암반 구조물 설계에 반영해야 한다.

3) 미소파괴음 음원 추적 결과를 이용하여 거칠기 손상을 분석하였고, 초기 조건에 따라 일정수직강성의 대표적인 거동을 Type I, Type II, Type III로 정의하고, 대표적인 모델을 제시하였다. 또한 경계 조건과 초기 조건에 따라 불연속면의 대표적인 설계 입력 변수인 마찰각과 점착력을 비교 분석하였다.

4) 3차원 불연속변형해석(DDA) 프로그램 개발에 앞서 2차원 불연속변형해석(DDA) 프로그램을 개발하여 그 타당성을 검증하였다. 프로그램 개발 과정에서 해석 신뢰도와 20% 이상의 계산속도 향상시키는 새로운 선-선 접촉해석 기법을 개발하였다.

5) Barton-Bandis 절리 모델을 2차원 불연속변형해석프로그램 내에 이식하여 보다 현실적인 블록 거동을 예측할 수 있는 프로그램을 개발하였다.

6) 개발된 2차원 불연속 변형해석 프로그램에 록볼트와 숏크리트에 의한 지보 효과를 구현하였다.

7) 블록 구성 알고리즘을 C++ 프로그래밍 언어로 구현하여 윈도우 환경에서 구동 가능한 "BLOCK" 프로그램을 제작하였다. 해석 대상 도메인의 입력을 간편하게 하였으며, 절리군의 통계자료를 활용하여 불연속면을 생성할 수 있게 하였다. 또한 오목 다각형과 오목 다면체를 시각적으로 표현하는 그래픽 코드를 개발하여, 도메인, 불연속면, 개별블록, 블록시스템에 대한 파일 입출력을 수행할 수 있게 하였다.

8) 3차원 불연속변형해석에 최적화된 접촉판별법을 알고리듬을 연구, 개발하였다. 이를 위해 3차원 블록들 사이에 나타나는 블록의 접촉을 거리와 위치관계를 통해 유형별로 분류하였고, 이를 이용하여 접촉문제에 관해 정의하고 접촉 찾는 알고리듬을 제시하였다.

9) 3차원 불연속 변형해석 프로그램을 C++ 및 C#을 이용하여 구현였다. 3차원 불연속 변형해석 프로그램의 엔진코드인 SNDD 3D 코드는 C#을 이용하여 구현하였으며, 프로그램의 주요 내용은 본 보고서를 통해 그 알고리듬을 소개하였다. SNDD

3D를 이용한 해석결과를 가시화하는 프로그램인 SNDD_Viewer는 C++ 프로그램을 통해 구현하였으며, 3차원 해석 프로그램의 결과를 가시적으로 구현하도록 하였다.

10) 개발된 3차원 불연속 변형해석 프로그램에 록볼트에 의한 지보 효과를 구현하였다.

11) 3차원 불연속변형해석 해석결과 단일블록의 거동과 블록간의 접촉거동이 이론적으로 예측한 해석결과와 일치하는 결과를 보였다.

V. 연구개발결과의 활용 계획

- 실제 터널 주변의 불연속면 거동에 맞는 일정수직강성(CNS) 조건의 실험 방법 제시할 것이다.

- 본 연구의 실험결과가 말뚝이나 엥커의 거동 연구에 기초 자료로 활용할 수 있을 것으로 기대된다.

- 실험 결과에 기초한 일정수직강성 조건의 불연속면 거동과 구성 모델을 2차원 및 3차원 불연속변형(DDA) 해석 구성모델로 활용가능하다.

- 2차원 불연속변형해석을 이용한 상용프로그램 개발을 개발할 것이다.

- 본 3차원 불연속변형해석법에 대한 연구가 완료되면 현재 시공사와 설계사에서 사용하고 있는 외국 사용프로그램을 대체할 수 잇게 되고, 기술의 자립화로 인해 외국 기술도입비로 지출되는 외하를 절감할 수 있을 것으로 기대된다.

- 지질자료 및 개발된 3차원 불연속변형해석 프로그램으로 해석을 수행하여, 낙반이 발생하는 위험방향을 탐지할 수 있으며, 낙반될 것으로 예상되는 블록의 규모도 예측할 수 있다. 이로 인해 낙반의 위험을 최소화하는 설계를 수행하여 시공하게 된다면 인명사고나 재산피해를 감소시킬 수 있다.

- 3차원 불연속 변형해석에서 지보요소로 록볼트를 적용한 해석이 가능하게 되면, 불연속 암반의 거동해석을 통하여 최적의 지보량을 산출하여 제시할 수 있다. 이와

같은 최적의 지보량 산정은 현재 낙반에 대한 정확한 예측이 어려운 관계로 과다한 보강을 실시하고 있는 현장의 시공비용을 감소시키는 효과를 기대할 수 있다.

목 차

제 1장 서 론 ····· 1

1.1 연구 배경 및 목적 ····· 1

1.2 연구 개발 내용 ····· 3

1.3 연구추진 체계 ····· 7

1.4 연차별 연구성과 ····· 8

1.4.1 1차년도 연구성과 ····· 8

1.4.2 2차년도 연구성과 ····· 9

1.4.3 3차년도 연구성과 ····· 9

제 2장 국내·외 기술개발 현황 ····· 11

제 3 장. 1차년도 연구 수행 내용 ····· 13

3.1 암반 절리 거칠기의 정량화 ····· 13

3.1.1 거칠기 파라미터 ····· 14

3.1.2 3차원 레이저 거칠기 측정 장치 ····· 20

3.1.3 거칠기 정량화21 ····· 22

3.1.4 절리표면 형상의 수학적 모델링 기법 30 ····· 30

3.2 서보제어 직접전단 시험 장치37 ····· 37

3.2.1 시료의 특성 및 시험편 제작37 ····· 37

3.2.2 실험 장치45 ····· 44

3.2.3 CNS, CNL 조건의 실험 방법 및 계획53 ····· 52

3.2.4 직접 전단 시험기의 검증60 ····· 59

3.3 실험 결과 및 분석68 ····· 67

3.3.1 일정 수직하중(CNL) 조건의 실험결과68 ····· 67

3.3.2 일정수직강성(CNS) 조건의 실험결과 ····· 77
3.3.3 미소파괴음을 이용한 절리면 전단거동 고찰 ····· 89
3.4 불연속면 거동 및 구성모델(안) ····· 106
3.4.1 일정수직강성(CNS) 조건의 절리면 거동 및 구성모델(안) ····· 106
3.4.2 경계조건과 초기조건에 따른 설계 정수(마찰각) 비교 ····· 120
3.5 2차원 불연속변형해석(DDA)의 선-선 접촉해석 기법 개발 ····· 128
3.5.1 접촉의 형태와 선-선 접촉의 문제점 ····· 128
3.5.2 절리면 해석을 위한 선-선 접촉 해석기법 개발 ····· 134
3.5.3 Barton-Bandis 모델 적용과 알고리듬 검증 ····· 149

제 4 장. 2차년도 연구 수행 내용 ····· 170
4.1 불연속면 전단거동 수치해석 ····· 170
4.1.1 UDEC BB 모델 ····· 174
4.1.2 해석적 방법(JRC-JCS 모델) ····· 184
4.1.3 지반 탄성정수 산정(안) ····· 192
4.2 불연속면 연결망 모델의 구성 및 현장 적용 ····· 196
4.3 2차원 불연속 변형해석의 지보재 적용 ····· 223
4.3.1 록볼트에 의한 보강효과 구현 ····· 223
4.3.2 숏크리트에 의한 보강효과 구현 ····· 238
4.3.3 동적해석 구현 ····· 243

제 5장 3차년도 연구 수행내용(1) : 3차원 암반블록의 구성 ····· 248
5.1 불연속면과 3차원 암반 블록, 다면체 ····· 250
5.1.1 3차원 공간상의 불연속면 ····· 250
5.1.2 3차원 암반블록(다면체) ····· 252
5.2 3차원 블록의 구성요소 ····· 252
5.3 3차원 암반 블록의 자료구조 ····· 255

5.4 3차원 블록 구성 알고리듬 ····· 256
5.4.1 입·출력 ····· 256
5.4.2 순서도 ····· 257
5.4.3 새로운 절점과 지향모서리의 생성 ····· 259
5.4.4 회로 탐색 ····· 262
5.4.5 지향면 탐색 ····· 266
5.4.6 지향 다면체 탐색 ····· 266
5.5 3차원 블록 판별 알고리듬의 구현 ····· 270
5.5.1 3차원 블록 판별 프로그램 "BLOCK" ····· 270
5.5.2 "BLOCK" 프로그램의 구조와 클래스 ····· 281
5.5.3 "BLOCK" 프로그램의 검증 및 적용 ····· 282

제 6장. 3차년도 연구 수행내용 (2) : 3차원 불연속 변형해석 프로그램 개발 ···· 318
6.1 3차원 불연속 변형해석 기본이론 ····· 318
6.1.1 변위변수와 변위함수 ····· 318
6.1.2 평형방정식 ····· 320
6.2 3차원 블록접촉 정의 ····· 323
6.2.1 블록 입력자료와 접촉 가능 블록 찾기 ····· 323
6.2.2 거리에 의한 접촉 찾기 ····· 332
6.2.3 위치 관계에 의한 접촉 찾기 ····· 338
6.2.4 접촉의 단순화 ····· 340
6.3 블록의 접촉에 의한 부행렬 ····· 340
6.3.1 수직접촉 부행렬 ····· 343
6.3.2 전단접촉 부행렬 ····· 346
6.3.3 마찰력 부행렬 ····· 348
6.4 록볼트 지보재 적용 ····· 348
6.5 프로그램의 검증 ····· 352
6.5.1 단일 블록의 응력, 변형률 ····· 352
6.5.2 블록의 접촉 정의 및 접촉처리 ····· 354
6.5.3 쐐기의 미끄러짐에 대한 해석 ····· 357

제 7장. 연구개발목표 달성도 및 관련분야에의 기여도 ····· 359
7.1 연구개발목표 달성도 ····· 359
7.2 기여도 ····· 363
7.2.1 기술적 성과 및 파급효과 ····· 363
7.2.2 시장성 및 경제적 기대성과 ····· 364

제 8장. 연구개발결과의 활용계획 ····· 365

제 9장. 참고문헌 ····· 367

Contents

Chapter 1. Introduction ····· 1

1.1 Objective and Necessities of Study ····· 1

1.2 Contents and Scope ····· 3

1.3 Study Procedure ····· 7

1.4 Products of the Study ····· 8

1.4.1 1st Year ····· 8

1.4.2 2nd Year ····· 9

1.4.3 Last Year ····· 9

Chapter 2. The Status of Technical Developement ····· 11

Chapter 4. Study Result of First Year ····· 13

3.1 Roughness Paramertes of Joint Surface ····· 13

3.1.1 Roughness Parameters ····· 20

3.1.2 3D Laser Roghness Measurement ····· 20

3.1.3 Roughness Quantification ····· 22

3.1.4 Modeling of a Joint Surface Profile ····· 30

3.2 Servo-Controlled Direct Shear Test Machine ····· 37

3.2.1 Specimen Properties and Preparation ····· 37

3.2.2 Test Setup ····· 44

3.2.3 CNL, CNS Test Procedure and Plan ····· 52

3.2.4 Verification of Shear Test Machine ····· 59

3.3 Test Results ····· 67

3.3.1 CNL Test Results ····· 67

3.3.2 CNS Test Results ····· 77

3.3.3 Acoustic Emission during Shear Process ····· 89

3.4 Constitutive Model of Rock Joints ····· 106

3.4.1 Shear Behavior and Contitutive Model under CNS test ····· 106
3.4.2 Comparison of the Friction Angle from CNS and CNL test ····· 120
3.5 Development of new Edge-to-Edge Contact algorithm for 2D DDA ····· 128
3.5.1 Contact Types and Edge-to-Edge Contact Problem ····· 128
3.5.2 Development of Edge-to-Edge Contact Algorithm for the Joints ····· 134
3.5.3 Application of Barton-Bandis Model and its Verification ····· 149

Chapter 4. Study Result of Second Year ····· 170
4.1 Numerical Analysis of Shear Behavior of joints ····· 170
4.1.1 UDEC BB Model ····· 174
4.1.2 Analytic Methods(JRC-JCS Model) ····· 184
4.1.3 Elastic Modulii of Rock Mass ····· 192
4.2 Constitutive Model of Rock Joints and its Application ····· 196
4.3 Application of Rock Supports Algorithm ····· 223
4.3.1 Rockbolt Algorithm ····· 223
4.3.2 Shotcrete Algorithm ····· 238
4.3.3 Dynamic Analysis ····· 243
Chapter 5. Study Result of Last Year (1) : Constitution of 3D Block ····· 248
5.1 Discontinuities, 3D Block and Polyhedrons ····· 250
5.1.1 3D Discontinuities ····· 250
5.1.2 3D Blocks as Polyhedrons ····· 252
5.2 Components of 3D Block ····· 252
5.3 Data Structure of 3D Block ····· 255
5.4 The Constitution Algorithm of 3D Block ····· 256
5.4.1 Input · Output ····· 256
5.4.2 Flowchart ····· 257
5.4.3 Intersection Point and Directed Edge ····· 259
5.4.4 Directed Loop Detection ····· 262

5.4.5 Directed Face Detection ····· 266
5.4.6 Directed Polyhedrons Detection ····· 266
5.5 3D Block Identification Algorithm ····· 270
5.5.1 The “BLOCK" Program ····· 270
5.5.2 Data Structure and Classes of "BLOCK" ····· 281
5.5.3 Verification and Application of “BLOCK" ····· 282
Chapter 6. Study Result of Last Year (2) : 3D DDA Program ····· 318
6.1 Background Theory of 3D DDA ····· 318
6.1.1 Displacement Variables and Displacement Function ····· 318
6.1.2 Equilibrium Equation ····· 320
6.2 Definition of 3D Block Contacts ····· 323
6.2.1 Input Data and Possible Contacts ····· 323
6.2.2 Contact Finding by Distance ····· 332
6.2.3 Contact Finding by Relative Position ····· 336
6.2.4 Simplification of Contacts ····· 338
6.3 Sub_matrices of 3D Contact ····· 340
6.3.1 Sub_matrices of Normal Contact ····· 340
6.3.2 Sub_matrices of Shear Contact ····· 343
6.3.3 Sub_matrices of Frictional Force ····· 346
6.4 Rockbolt algorithm ····· 348
6.5 Verification of 3D DDA program ····· 352
6.5.1 Single block Verification ····· 352
6.5.2 Verification of Block Contacts ····· 354
6.5.3 Wedge Sliding Test ····· 357
Chapter 7. Accomplishments and Contribution of Study ····· 359
7.1 Accomplishments ····· 359
7.2 Contributions ····· 363
7.2.1 Technical Accomplishment and its contribution ····· 363
7.2.2 Economical contribution ····· 364
Chapter 8. Applocation Plan of Study ····· 365
Chapter 9. References ····· 367

제 1 장. 서 론

1.1 연구배경 및 목적

암반은 지질학적 생성과정에서 단층, 절리, 균열 등의 역학적인 불연속면을 포함하고 있다. 특히 우리나라 암반은 대부분이 지질학적으로 고생대, 중생대의 오래된 지층에 속하여 암석재료 자체는 견고하고 치밀하나 거듭된 조산운동과 습곡작용으로 단층, 절리 등의 불연속면이 심하게 발달되어 있다. 현지 암반의 역학적 변형거동과 안정성은 이러한 불연속면의 분포 특성과 역학적 특성에 크게 좌우된다. 따라서 터널이나 암반 구조물의 해석 및 설계 선진화를 위하여 암반 불연속면의 역학적 성질을 정량적으로 규명하고, 이를 암반구조물 설계에 합리적으로 반영할 수 있는 시험방법과 해석 방법에 관한 연구가 필요하다.

산지가 70%이상인 국내의 지질조건과 도시 전철의 심부화로 인해 대부분의 터널은 암반 자체의 지지력을 활용하는 NATM 개념에 의해 시공되고 있어 암반의 지지력을 최대한 활용하기 위해서는 터널 주변의 블록 거동을 정확히 예측할 수 있는 수치해석기법이 요구된다. 최근 컴퓨터 메모리와 계산 속도의 급격한 발달로 인해 수치해석을 이용한 해석법이 매우 발전하게 되었다. 이중 불연속 암반의 거동모사에 적용할 수 있는 해석법으로 유한요소법, 경계요소법, 개별요소법, 불연속변형해석 등이 있다. 각 해석법에서 불연속 암반의 거동모사에 관한 적용성을 살펴보면, 유한요소법은 해를 구하는 과정이 효율적이어서 복잡한 물리적 거동 모사에 장점을 지니지만 불연속 암반의 모사를 위해 절리요소를 도입하여 해석을 수행한 결과 수치적 불안정성이 발생(Pande et al.,1990)하고 매우 적은 양의 변위와 회전을 허용하기 때문에 대변위가 발생하는 불연속 암반의 거동모사에는 적합성이 떨어진다. 또한 경계요소법은 수학적으로 매우 복잡한 수식화 과정을 거치기 때문에 이해가 어려우며, 불연속면을 모사하기 위해 경계요소영역을 연결시키거나 유한요소의 절리요소를 사용하여 해석하지만 불연속면의 수가 많은 해석에 적용하기 어렵다. 마지막으로 개별요소법은 위의 두 해석법과는 달리 블록의 대변위와 회전을 허용하고 여러 개의 불연속면을 고려할 수 있는 등의 불연속 암반의 거동을 모사하기 위해 개발된 방법이다. 그러나, 힘을 미지수로 하여 불평형력을 최소화시키는 방법으로 해를 구하는 과정에서 에너지 감소를 위해 감쇠계수를 사용해야만 하는 데, 감쇠계

수의 선택에 주관적 판단이 필요하므로 실제 현장적용에 어려움이 있다. 반면에 본 연구에서 사용하게 될 불연속변형해석법은 블록의 대변위와 회전을 허용하는 점은 개별요소법과 같으나 변위를 미지수로 하여 전체 포텐셜에너지 최소화의 과정을 통해 해를 구하는 방법이므로 에너지 감소인자가 마찰력이어서 자연스럽게 평형을 만족시키게 되기 때문에 불연속 암반의 거동을 평가하는 데 유리하다.

반면 각 블록의 내부응력이 일차원 함수로 표시되며, 블록간에 발생하는 접촉의 다양한 형태를 해석하기 위해 많은 해석시간이 소요되는 단점이 있다.

따라서 불연속 변형해석법을 암반분류법을 이용한 경험적 설계방법이나 현재 상용화된 다른 수치해석법과 병행하여 암반구조물 설계 및 시공에 활용한다면 상호간의 부족반 부분을 보완하며 매우 완성도 높은 설계 및 시공이 가능할 것으로 보인다.

불연속변형해석법은 1988년 Shi에 의해 개발되어 현재까지 연구가 진행되고 있는 해석법으로 아직 그 개발과 발전에 많은 가능성이 있다. 특히 종래의 2차원 해석에서 벗어나 Shi(2001)가 3차원 불연속변형해석에 대한 기초적 이론을 제시한 이후로 기하학적 형상이 해석의 주요요소가 되는 불연속 암반의 해석에 이 이론을 적용하려는 연구가 관심의 초점이 되고 있다. 국내에서는 장현익(2001) 등이 3차원 불연속변형해석에 대한 연구가 시작되어 해외의 기술수준과 어깨를 나란히 하고 있어 더욱 심화연구를 할 경우 국제적으로 선도적인 위치를 얻을 수 있을 것으로 판단된다.

그러나, 현재까지 국내 연구에서는 불연속면의 접촉에 대한 연구가 미진한 형편이므로 그 적용이 두 세 개의 불연속면을 고려하는 쐐기파괴해석과 불연속면 크기를 무한으로 가정한 단순한 모형의 사면붕괴해석에 국한되고 있는 실정이다. 더욱이 불연속 변현해석을 이용한 해석을 실제 사면이나 터널현장 등에 적용하기에는 아직은 기술적으로 문제가 있으며, 상용화된 프로그램이 개발된 사례도 없다. 본 연구에서는 불연속면을 고려한 지하구조물의 거동해석 및 설계기술의 선진화를 위해 불연속변형해석기법에 통계적 불연속면 발생기법을 적용하는 문제를 연구하고, 불연속면 모델의 정확성을 높여 록볼트와 같은 지보요소를 고려할 수 있는 **3차원 불연속변형 해석 프로그램을 개발**하고자 한다. 또한 개발된 해석 프로그램을 불연속 암반 터널에 적용하여 낙반 및 변위 분석을 실시, 현장과의 비교를 통해 프로그램의 실용성을 높이는 방안에 대해 연구하고자 한다.

1.2 연구개발 내용

총 3개년의 연구 개발과정으로 1차년도는 3차원 불연속변형해석(DDA) 프로그램 개발을 위한 기초 연구로서, 현장 조건에 맞는 불연속면 전단시험을 통하여 불연속면 변형 및 파괴에 대한 거동을 조사하고, 2차원 불연속변형해석의 완성도를 높이기 위한 접촉해석 기법 개발에 있다. 터널 주변 불연속면의 실제 거동을 정확히 모사하는 일정수직강성(CNS)조건에서의 직접 전단 시험 방법을 개발하여 불연속면의 변형 및 파괴 특성을 조사하고, 2차원 불연속변형해석에 적용하기 위한 Barton-Bandis 절리 모델 개발을 하였다. 2차년도에는 2차원 불연속변형해석에 록볼트 와 숏크리트에 의한 보강효과를 고려하는 알고리듬을 개발하였고, 이를 1차년도에 완성한 2차원 해석 프로그램에 적용하였다. 또한 3차원 불연속변형해석을 위한 암반블록의 구성과 접촉문제를 해결하는 알고리듬을 연구하여 3차연 불연속변형해석 개발을 위한 기반연구를 수행하였다. 그리고 3차원 통계적 불연속 연결망 모델을 개발하여 실제 불연속망을 해석에 적용하고자 하였다.

1차 및 2차년도의 연구를 바탕으로 3차년도에는 불연속면에 의해 발생하는 3차원 블록을 판별(Identification)하고, 이들의 접촉관계를 보다 효율적으로 모사할 수 있는 알고리듬을 개발하였다. 기본 해석방법은 1차년도 및 2차년도에 얻은 2차원 불연속변형해석 알고리듬을 이용하여 3차원으로 확장한 것이며, 록볼트에 의한 지보효과를 고려할 수 있는 프로그램을 개발하였다. 따라서 측압계수의 변화 등을 고려한 해석을 비교 분석하여 실제 지하구조물 설계 및 시공에 활용할 수 있는 3차원 불연속변형해석(DDA)기법을 이용한 프로그램 개발을 궁극적인 목표로 하고 있다.

본 3차년도의 연구 개발내용을 요약하면 아래 표1.1 - 표1.3과 같다.

표 1.1 연구단계별 연구목표와 주요 연구내용 및 범위(1차년도)

연구 목표	주요 내용 및 범위
- 프랙탈 및 통계적 기법을 이용한 절리표면 형상의 수학적 모델링 기법 개발	- 정량적 거칠기 파라미터간의 상관관계분석 - 불연속면을 대표하는 거칠기 정량화 기법 제시
- 일정수직강성(CNS) 조건에서의 직접 전단시험 방법 개발	- 톱니 시료에 대한 CNS 조건에서의 직접 전단 실험 연구 - 인장절리 및 자연절리 시료에 대한 CNS 조건에서의 직접 전단 실험 연구
- 일정수직강성(CNS) 조건과 일정수직하중(CNL) 조건에 따른 불연속면 거동 비교	- CNS 조건과, CNL 조건에 따른 미소파괴음 특성 분석 - 미소파괴음 음원 추적을 이용한 거칠기 손상 분석 - 점이동 회귀 분석 및 일정 간격 수직응력에 대한 회귀 분석을 통한 마찰각 비교
- 불연속면 구성 모델 개발	- 초기조건에 따른 불연속면 거동 분석 - 대표적인 CNS 조건에서의 불연속면 거동 및 구성 모델 제시
- 2차원 불연속변형해석의 접촉해석 기법 개발	- 선-선 접촉에 대한 새로운 모델 정의 및 세부 알고리듬 개발 - 기존의 점하중 마찰력 대신 선하중 마찰을 이용하는 방법 개발
- Barton-Banids 모델을 이용한 DDA 알고리듬 작성 및 적용	- Mobilized JRC 개념을 적용한 거칠기 감쇠효과 구현 - 불연속면의 크기 효과 구현

표 1.2 연구단계별 연구목표와 주요 연구내용 및 범위(2차년도)

연구 목표	주요 내용 및 범위
○ 2차원 불연속면 연결망 구성	○ 현장 자료 수집 ○ 통계적 절리 네트워크 형성
○ 2차원 불연속변형해석(DDA) 지보재 보강효과 구현	○ 록볼트에 의한 지보효과 구현
○ 대표요소크기 결정 및 지반 탄성정수 산정	○ 해석 크기를 증가 시키면서 지반 정수 변화 해석 ○ 일정한 지반 정수 값을 보이는 최소 대표요소크기 결정 ○ 불연속 암반의 탄성계수와 포아송비 산정
○ 3차원 불연속면 연결망 모델의 구성	○ 불연속면 조사법의 비교 ○ 불연속면의 방향분포 결정 ○ 불연속면의 크기분포 결정 ○ 현장자료 조사 및 현장 적용
○ 3차원 불연속면의 접촉문제해결	○ 3차원 블록에서 점-점, 점-모서리, 점-면, 모서리-모서리로 나타나는 접촉문제를 해석할 수 있는 프로그램의 개발

표 1.3 연구단계별 연구목표와 주요 연구내용 및 범위(3차년도)

연구 목표	주요 내용 및 범위
3차원 불연속변형해석에 의한 지하구조물 주변 불연속 암반의 역학적 거동해석	○ 단순한 불연속면 모델에 대해서 적용성 검토 ○ 3차원 블록구성 알고리듬을 적용하여 3차원 절리망 형성 및 블록 판별. ○ 상용프로그램인 3DEC에 의한 해석과 비교하여 적용성을 검증
	○ 불연속면의 크기, 방향의 분산도에 대한 계수를 변화시켜 붕괴양상 및 변위분석
	○ 지보요소로 락볼트 적용
	○ 측압계수 변화에 따른 지하구조물의 거동변화를 비교
	○ 전단면 굴착해석 및 굴착순서를 고려한 해석을 수행하여 3차원 막장 효과의 영향을 분석 ○ 개발된 기법들을 반영하여 3차원 불연속변형해석법을 조사된 현장에 적용

1.3 연구추진 체계

본 연구는 총 3개의 대학과 1개의 협동연구기관 그리고 참여기업이 함께 연구를 착수하여 상호 유기적으로 연구내용을 교류하고 상호보완적인 연구를 수행하였다. 본 연구 추진 체계는 다음 그림 1.2와 같다.

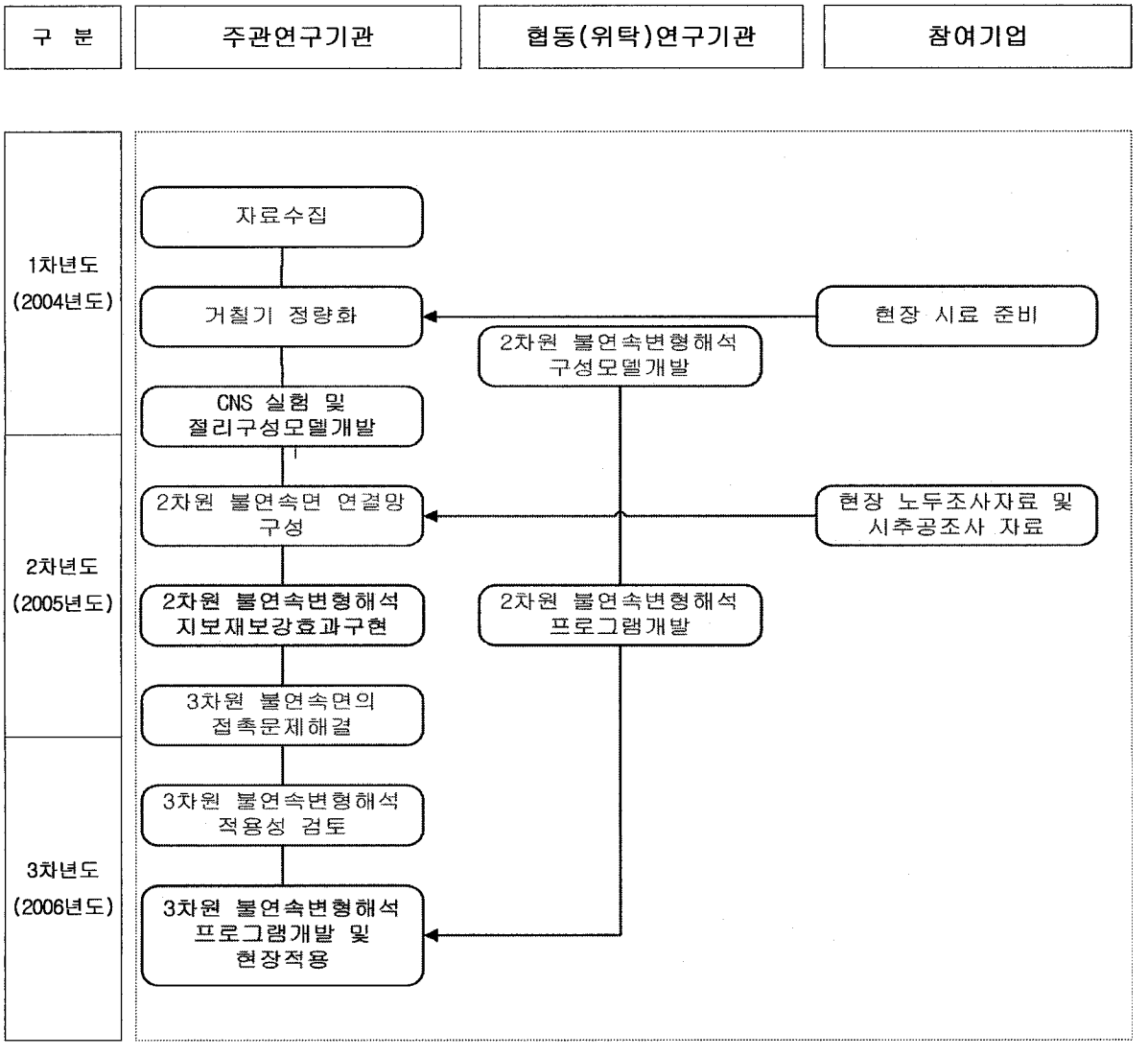


그림 1.1 연구추진 체계

1.4 연차별 연구성과

총 3개년 동안 개발 예정인 3차원 불연속변형해석(DDA)기법을 이용한 프로그램 개발을 효과적으로 달성하기 위한 해당년도 연구개발 결과를 요약하면 다음과 같다.

1.4.1 1차년도 연구성과

1) 3차원 레이저 거칠기 측정 장치를 이용하여 거칠기 수치 데이터를 측정하였으며, 정량적 거칠기 파라미터 계산 프로그램을 개발하였다. 또한 대표성을 갖는 거칠기 파라미터 간의 상관관계를 제시하였다.

2) 일정수직강성(CNS) 조건에서의 직접 전단시험 방법을 개발하였으며, 총 300회 이상의 일정수직강성(CNS) 조건과 일정수직하중(CNL) 시험을 통하여 하중 조건에 따른 불연속면의 변형과 파괴 거동이 서로 다른 특성이 나타남을 알 수 있었다. 따라서 현장 경계 조건을 정확히 모사하는 실내 전단시험 방법이 필요하며, 이를 이용하여 불연속면 내의 암반 구조물 설계에 반영해야 한다.

3) 미소파괴음 음원 추적 결과를 이용하여 거칠기 손상을 분석하였고, 초기 조건에 따라 일정수직강성의 대표적인 거동을 Type I, Type II, Type III로 정의하고, 대표적인 모델을 제시하였다. 또한 경계 조건과 초기 조건에 따라 불연속면의 대표적인 설계 입력 변수인 마찰각과 점착력을 비교 분석하였다.

4) 3차원 불연속변형해석(DDA) 프로그램 개발에 앞서 2차원 불연속변형해석(DDA) 프로그램을 개발하여 그 타당성을 검증하였다. 프로그램 개발 과정에서 해석 신뢰도와 20% 이상의 계산속도 향상시키는 새로운 선-선 접촉해석 기법을 개발하였다.

5) Barton-Bandis 절리 모델을 2차원 불연속변형해석프로그램 내에 이식하여 보다 현실적인 블록 거동을 예측할 수 있는 프로그램을 개발하였다.

1.4.2 2차년도 연구성과

1) 일정수직 강성(CNS) 조건에서 절리면 전단거동을 모사할 수 있는 수치해석 방법을 개발하여 실험실 시험과 비교 분석하였다. 해석 결과 현재 절리면 모델로 널리 쓰이고 있는 Barton-Bandis 모델의 JRC_m은 일정수직강성 조건에서는 과대 평가됨을 알 수 있었다. 따라서 일정수직강성 조건에서 사용할 수 있는 수정된 JRC_m과 손상계수를 제시하였다.

2) 불연속 암반의 역학적 물성값이 일정해지는 대표요소 크기를 산정하여, 불연속 암반의 탄성정수를 수치 해석적으로 계산할 수 있는 방법을 제안하였다.

3) 3차원 불연속면 연결망 모델의 기본 인자인 불연속면의 방향 분포 추정과 불연속면의 크기 분포 추정 기법을 제시하여 불연속면 연결망 모델을 구성하여 현장에 적용하였다.

4) 2차원 불연속 변형해석의 내용을 보강하는 연구에서는 크게 2가지 성과를 얻었다. 첫 번째로는 지보재에 의한 보강효과를 구현하였다. 지보재는 록볼트와 숏크리트의 2가지를 구현할 수 있도록 하였다. 따라서 추후 3차년도의 3차원 불연속 변형해석의 연구에 기초자료로 활용할 수 있게 되었다. 두 번째로 동적해석을 구현하여 해석의 신뢰성과 효율성을 높일 수 있게 되었다.

1.4.1 3차년도 연구성과

1) 블록 구성 알고리즘을 C++ 프로그래밍 언어로 구현하여 윈도우 환경에서 구동가능한 "BLOCK" 프로그램을 제작하였다. 해석 대상 도메인의 입력을 간편하게 하였으며, 절리군의 통계자료를 활용하여 불연속면을 생성할 수 있게 하였다. 또한 오목 다각형과 오목 다면체를 시각적으로 표현하는 그래픽 코드를 개발하여, 도메인, 불연속면, 개별블록, 블록시스템에 대한 파일 입출력을 수행할 수 있게 하였다.
전체 프로그램의 설계가 구조화되어 있으므로 향후 3D Flow 등의 다른 해석이 가

능하도록 확장하여 적용하기 용이하도록 하였다. 프로그램의 검증과 적용을 위해 몇 가지 블록 구성 해석을 수행하였으며 그 결과 "BLOCK" 프로그램이 블록 판별 알고리즘을 효율적으로 구현하였음을 보였다.

2) 3차원 불연속변형해석에 최적화된 접촉판별법을 알고리듬을 연구, 개발하였다. 이를 위해 3차원 블록들 사이에 나타나는 블록의 접촉을 거리와 위치관계를 통해 유형별로 분류하였고, 이를 이용하여 접촉문제에 관해 정의하고 접촉 찾는 알고리듬을 제시하였다.

3) 3차원 불연속 변형해석 프로그램을 C++ 및 C#을 이용하여 구현였다. 3차원 불연속 변형해석 프로그램의 엔진코드인 SNDD 3D 코드는 C#을 이용하여 구현하였으며, 프로그램의 주요 내용은 본 보고서를 통해 그 알고리듬을 소개하였다. SNDD 3D를 이용한 해석결과를 가시화하는 프로그램인 SNDD_Viewer는 C++ 프로그램을 통해 구현하였으며, 3차원 해석 프로그램의 결과를 가시적으로 구현하도록 하였다. 또한 두 프로그램은 3차원 블록 판별프로그램인 BLOCK 프로그램과 같은 데이터구조를 사용하여 자료의 입력, 해석, 분석이 일체화 될 수 있도록 하였다.

4) 개발된 3차원 불연속 변형해석 프로그램에 록볼트에 의한 지보 효과를 구현하였다. 이를 위해 2차년도의 연구 결과인 2차원 불연속 변형해석의 지보효과를 3차원으로 확장하였으며, 해설결과 적용된 지보재가 잘 거동함을 확인하였다.

5) 개발된 불연속 변형해석 프로그램을 검증하였다. BLOCK 프로그램을 이용하여 간단한 해석 대상을 생성하고, 이를 SNDD 3D 프로그램을 통하여 해석하였다. 해석결과 단일 블록의 거동은 이론적으로 예측한 해석결과와 일치하는 결과를 보였다. 블록 간의 접촉은 3차년도 연구를 통해 구성한 블록 접촉 모델이 잘 구현됨을 확인하였다.

제 2 장. 국내·외 기술개발 현황

본 연구가 시행된 이후에 불연속변형해석과 관련하여 국제학술지에 발표된 연구는 몇 가지 일정한 방향의 불연속면을 발생시키고 하부의 블록을 제거하여 상층부의 지반침하 거동 및 아치 효과를 모사한 일본 교토대의 J.H. Wu et al.(2004)의 연구와 불연속변형해석에 시간 의존적인 요소를 결합시켜 암반 사면 거동을 해석한 이스라엘의 Y.H. Hatzor et al.(2004) 연구 등 몇 편의 연구결과가 발표되었다. 그러나 그 해석이 주로 2차원 불연속변형해석의 적용을 확장하는 연구가 대부분이어서 아직 내외부의 방향성이 존재하는 암반에 적용하여 지하구조물 설계 및 시공에 활용하기 어려운 상황이다.

불연속면의 크기가 제한된 경우와 같이 더욱 실제와 가까운 블록 시스템을 수치해석에 사용하기 위해서 다양한 형태의 블록을 구성할 수 있도록 하는 방법론에 대한 연구도 같이 발전해야 함에 따라 불연속 암반블록을 다면체로 구체화하여 표현함으로써 해결하려는 노력을 해오고 있다. D. Lin 등이 암반 내 평면 불연속면이 서로 만나면서 형성하는 다면체 암반 블록을 기하학적으로 정의하는 문제에 대해 조합 위상학 (combinatorial topology) 이론에 근거하여 개별 암반 블록의 공간적 배치를 계산하는 접근법을 제시하였다. 이로부터 크기가 제한된 불연속면에 의해 형성될 수 있는 비교적 다양한 형태의 다면체 암반 블록을 판정 할 수 있게 되었다. 거의 비슷한 시기에 Heliot 은 3차원의 무한한 크기의 불연속면에 의해 형성되는 볼록한 형태의 다각형을 생성하는 BGL (Block Generation Language)를 개발하여 개별 요소법을 사용하는 수치해석 프로그램인 3DEC 에 적용하기도 하였다. 1990년대 들어서 Lanru Jing 과 Stephansson 이 D.Lin 등의 기법을 이용하여 2차원 공간상에서 불연속면이 선분으로 주어졌을 때 2차원 다면체 블록을 판정하는 연구를 수행하였고 이어 Lanru Jing 이 원형 평판으로 모사된 불연속면들에 의해 형성되는 3차원 블록 시스템을 구성하는 연구를 이어나갔다. 2000 년대에 Jun Lu 는 다각형으로 이루어진 불연속면들에 의해 형성되는 3차원 블록 판별 알고리즘을 제시하였으나 블록 내에 공동이 존재하는 경우와 같은 다중 연결 블록을 처리하는데 미비하다는 단점이 있다.

따라서 본 연구에서는 기하학과 위상학적 이론을 이용하여 3차원 다면체의 자료구조를 확립하고 이를 토대로 여러 불연속면들에 의해 형성되는 암반 블록들을 판별

하는 알고리즘을 개발 및 프로그램 코드로 구현하고 사용자 편의의 소프트웨어를 개발하여 활용하도록 하였다.

3차원 불연속 변형해석에 지보재의 효과를 구현하려는 연구는 Shi(1984)가 제시한 에너지 최소화 이론을 이용하여 록볼트를 적용하는 연구가 진행되었는데 Kim(1998), Moosavi(2006)등이 록볼트를 구현하는 알고리듬을 제시한 바 있다. 그러나 이러한 연구는 2차원 해석에 한정되어 있고, 또한 록볼트요소를 가상의 강체로만 가정함으로써 실제 시공현장에 설치된 록볼트의 거동을 모사하기에는 부족한 실정이다. 이에 본 연구과제의 2차년도 연구를 통해 가상선(virtual reference line)과 가상점(virtual penetrating point)을 이용하여 록볼트요소를 모사하는 새로운 알고리듬을 제시한바 있다. 이를 이용하여 본 3차년도에는 2차원 지보재 알고리듬을 3차원영역으로 확장시키는 연구가 진행되고 있다. 숏크리트 지보재의 경우도 현재 그 알고리듬이 제시된 바가 없어, 본 연구과제의 2차년도 2차원 불연속변형해석의 지보재 연구성과를 토대로 3차원으로 확장할 것이다.

이와 같이 불연속면체의 거동에 대한 암반공학자들의 관심이 증가하여 기존의 연속체 해석에서 벗어나 불연속체의 거동을 모사하고, 설계에 적용해보려는 연구로 연구의 축이 변화하고 있다. 이에 따라 학계나 산업계 모두 불연속체 거동에 대한 연구에 힘을 모으고 국제심포지엄 개최를 통해 의견 교환을 늘리고 있는 실정이다. 이러한 실정에서 해석대상의 대변위를 모사할 수 있는 개별요소법의 장점과 수학적으로 명확한 해를 구하는 유한요소법의 장점을 두루 갖춘 불연속변형해석 프로그램이 개발되어 암반공학 분야의 여러 문제에 적용된다면 훌륭한 해석프로그램으로서 자리 잡을 수 있을 것으로 보인다.

제 3 장. 1차년도 연구 수행 내용

3.1 암반 절리 거칠기의 정량화

암반 절리의 거칠기를 객관적으로 정량화하기 위한 연구는 많은 연구자들의 의해 진행되었다. 초기에는 많은 전문가들이 통계적인 방법으로 암반 절리면의 거칠기와 마찰거동 간의 상관관계를 알아내려 노력하였으며(Kulatilake et al.1995) 여러 가지 통계적 파라미터와 Barton이 제시한 거칢단면선의 JRC 계수간의 상관관계를 조사하려고 노력하였다(Huang et al.,1992). 1980년대 이후에는 많은 연구자들에 의해서 프랙탈 기법을 이용한 절리면의 거칠기 정량화를 하려는 시도가 있었으며, 1990년대 중반 이후에는 프랙탈 기법을 이용한 절리면 생성을 통하여 프랙탈 차원의 거칠기 정량화 기법을 체계화하려는 연구가 많이 진행되었다. 가장 널리 알려진 방법으로는 Random Midpoint mehtod를 이용한 방법이다. 이는 비교적 간단한 알고리즘과 비교적 적은 입력값으로 절리면을 생성시킬 수 있다는 장점이 있다. 프랙탈은 불규칙한 자연물의 형태 그리고 선의 기하를 분수차원의 용어로써 설명하는 새로운 수학적인 개념으로 Mandelbrot(1983)가 처음으로 소개하였는데, 절리면의 프랙탈 차원은 절리면 거칠기와 높이간의 특정한 상관관계를 분석하여 결정된다. 이를 계산하기 위한 방법은 크게 분할자법, 박스 집계법 등의 기하학적인 방법과 스펙트럼법, 배리오그램 법 등의 기능적 방법으로 나눌 수 있다(박병윤& 권상기, 2000). 그러나 현재까지 발표된 통계적인 정량화방법과 프랙탈 차원을 이용하는 방법들은 하나의 거칠기 파라미터가 절리의 거칠기를 대표할 수 없다는 문제점을 지니고 있다.

3.1장에서는 지금까지 소개된 거칠기 정량화 방법들을 살펴보고 3차원 레이저 측정 장치에서 얻어진 수치 데이터를 이용하여 절리면의 거칠기를 표현하는 파라미터 중 통계적인 값에 대한 거칠기 특성을 해석하였다. 또한 프랙탈 차원을 이용한 거칠기 정량화 기법 중 최근에 많이 연구되고 있는 스펙트럼법과 2차원 Hurst Index 법으로 해석하였고 이러한 정량화 기법들의 상관성을 살펴보고 보다 합리적인 절리면 정량화 기법을 제시하기 위해 절리표면 형상에 대한 수학적 모델링을 수행하였다.

3.1.1 거칠기 파라미터

(1) 통계적 방법에 의한 거칠기 파라미터

암석 절리는 그림 3.1에서 볼 수 있듯이 대개 표면 전체에 걸쳐 작은 요철들을 가진 거친 면으로 구성된다. 그림에서 표시된 1차 거칠기와 2차 거칠기는 암석 절리면의 강도, 변형, 팽창 특성을 좌우하는 가장 중요한 요소이다.

Barton 식에서 거칠기를 대표하는 *JRC*는 객관적으로 정확한 값을 얻기 어렵고 명확한 물리적 개념에서 출발한 양이 아니다. 이러한 문제점을 인식하여 절리면 거칠기를 다른 파라미터로 표현하고자하는 연구가 많은 사람들에 의해 수행되어 왔다 (Maerz, 1990, Yu, 1991, Lee et al., 1997, Bae et al.,2002).

절리면의 거칠기를 표현하는 데에는 진폭, 파장, 기울기 등을 측정하는 간단한 방법으로부터 통계적 기법, 주파수 분석 등의 복잡한 방법 등 다양한 기법이 존재한다.

기울기와 관련된 파라미터로는 거칠기 프로파일의 일차미분값 제곱의 평방평균값 (Z_2), 거칢각의 평방평균값(i_{rms}), 평균거칢각 (micro average inclination angle) i_{ave}, 그 외에 절리면의 평균기울기 (average slope of joint asperity) SL_{ave}, 절리면 기울기의 표준편차 (standard deviation of slope) SD_{SL}, 절리 거칢각의 표준편차 (standard deviation of i-angle) SD_i등을 들 수 있다.

SL_{ave}와 i_{ave}는 다음과 같은 식으로 표시된다.

$$SL_{ave} = \frac{1}{L}\int_{x=0}^{x=L}\left(\frac{dy}{dx}\right)dx$$

$$= \frac{1}{L}\sum_{x=1}^{N-1}|y_{i+1} - y_i| = \tan i_{ave} \qquad (3.1)$$

i_{rms}는 거칢각의 평방평균값으로, Z_2와 위와 같은 관계를 갖고

$$Z_2 = \left[\frac{1}{L}\int_{x=0}^{L}\left(\frac{dy}{dx}\right)^2 dx\right]^{\frac{1}{2}}$$

$$= \left[\frac{1}{L} \sum_{i=1}^{N-1} \frac{(y_{i+1} - y_i)^2}{x_{i+1} - x_i} \right]^{\frac{1}{2}} \qquad (3.2)$$

$$= \tan i_{rms}$$

SD_{SL}과 SDi는 다음과 같다.

$$SD_{SL} = \tan SD_i = \left[\frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} \left(\frac{dy}{dx} - SL_{ave} \right)^2 dx \right]^{\frac{1}{2}}$$

$$= \left[\frac{1}{L} \sum_{i=1}^{N-1} \left(\frac{y_{i+1} - y_i}{x_{i+1} - x_i} - SL_{ave} \right)^2 \Delta x_i \right]^{\frac{1}{2}} \qquad (3.3)$$

여기서, L은 수평면에 투영된 절리면의 직선길이, N은 측정한 절리형상 좌표의 개수, dx, dy는 각 좌표값의 미소증분, x_i, y_i, x_{i+1}, y_{i+1} 등은 각 측정지점에서의 x 및 y 좌표값이고, Δx_i는 측정간격이다.

거칠기형상지수 (roughness profile index, R_p)는 절리 표면을 따라 측정한 절리면의 총길이를 절리면에 투영한 직선거리(L)로 나눈 무차원량으로서 다음과 같이 표시된다.

$$R_p = \frac{\sum_{i=1}^{N-1} \left[(x_{i+1} - x_i)^2 + (y_{x+1} - y_i) \right]^{\frac{1}{2}}}{L}$$

$$= \frac{\sum_{i=1}^{N-1} (\Delta x_i^2 + \Delta y_i^2)^{\frac{1}{2}}}{L} \qquad (3.4)$$

진폭에 관계된 파라미터로는 평균 절리면 높이에 대한 표준편차 (SDH, standard deviation of height)로 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$\mathrm{SDH} = \left[\frac{1}{\mathrm{L}} \int_{\mathrm{x}=0}^{\mathrm{x}=\mathrm{L}} (\mathrm{y}^2 - \mathrm{h_{ave}})^2 \mathrm{dx} \right]^{\frac{1}{2}}$$

$$= \left[\frac{1}{L} \sum (y_i - h_{ave}) \Delta x_i \right]^{\frac{1}{2}} \qquad (3.5)$$

$$= \left[\frac{1}{L} \sum_{i=1}^{N-1} \frac{\Delta x_i}{2} ((y_i - h_{ave})^2 + (y_{i+1} - h_{ave})^2) \right]^{\frac{1}{2}}$$

여기서 h_{ave}는 절리형상의 평균높이로서 다음과 같다.

$$h_{ave} = \frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} y dx = \frac{1}{L} \sum_{i=1}^{N-1} (y_i + y_{i+1}) \frac{\Delta x_i}{2} \tag{3.6}$$

Tse & Cruden (1979)는 Barton & Choubey의 10가지 표준 거칠기를 확대하여 수치화한 후 Z_2와 구조함수 (structure function, SF)와 JRC사이의 상관성을 발견하여 다음과 같은 식을 제안하였다.

$$JRC = 32.2 + 32.47 \log_{10} Z_2$$
$$JRC = 37.28 + 16.5847 \log_{10} SF \tag{3.7}$$

그러나 Yang et al. (2001)은 자기상사 (self-affinity) 변형 법칙 (Yang, 1997, Yang, 1999)에 따라 Tse & Cruden의 연구는 10cm의 JRC 표준 길이를 2.5배 증가시킨 25cm 총 길이에서 200개 데이터를 측정은 잘못된 개념이라고 지적하고 다음과 같은 수정된 식을 제안하였다.

$$JRC = 32.69 + 32.98 \log_{10} Z_2$$
$$JRC = 37.63 + 16.5 \log_{10} SF \tag{3.8}$$

이러한 통계적 거칠기 파라미터는 측정간격에 따라 그 값이 변하기 때문에 적절한 측정 간격을 결정해야 한다(이희석, 1999).

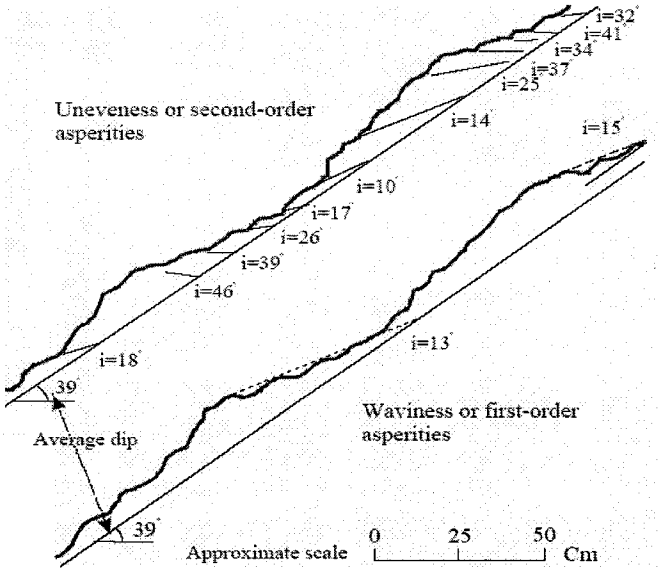


그림 3.1 암석절리면의 거칠기

(2) 프랙탈 기법에 의한 거칠기 파라미터

프랙탈 기법은 Mandelbrot가 처음으로 제시한 새로운 수학적 기법으로 많은 분야에서 연구가 진행되고 있다. 프랙탈 기법을 이용한 절리면의 거칠기 정량화는 우선 해석방법과 표본에 대한 조건이 먼저 전제되어야 한다는 단점이 있기는 하지만 통계적 방법처럼 치수 의존성(scale-dependent)을 보이지 않기 때문에 최근에 많은 연구가 진행되고 있다. 본 연구에서는 프랙탈 기법 중 가장 대중적으로 사용되고 있는 스펙트럼 법과 베리오그램 법과 3차원 정보를 직접적으로 활용할 수 있는 기법을 이용하였다.

① 스펙트럼법

스펙트럼법은 프랙탈 기법 초기에 소개된 분할자법을 대신하여 대중화된 방법이다. 분할자법은 절리면을 자기상사(Self-similar)라는 전제하에 거칠기 정량화 지수를 프랙탈 차원으로 산정하는 방법이지만 보통 암석 절리면은 자기 유사(Self-affine)이라고 많은 연구자들에 의해서 알려져 있기 때문에 분할자법에 의해서

구한 프랙탈 차원은 1에 아주 가까운 값을 보이고 그 값이 절리면의 거칠기를 정확하게 반영하지 못한다는 단점이 있다.

스펙트럼법은 절리선의 단면선을 Fast Fourier Transform(FFT)을 수행하여 각 진동수에서 진폭을 제곱하고 단면선 길이로 정규화 하면 파워스펙트럼 밀도를 계산할 수 있다. 스펙트럼 밀도 대 공간 진동수를 로그-로그 용지에 그리고, 이 그래프에 맞는 직선을 구하면 D=(5-slope)/2로 프랙탈 차원을 계산할 수 있다 (그림 3.2).

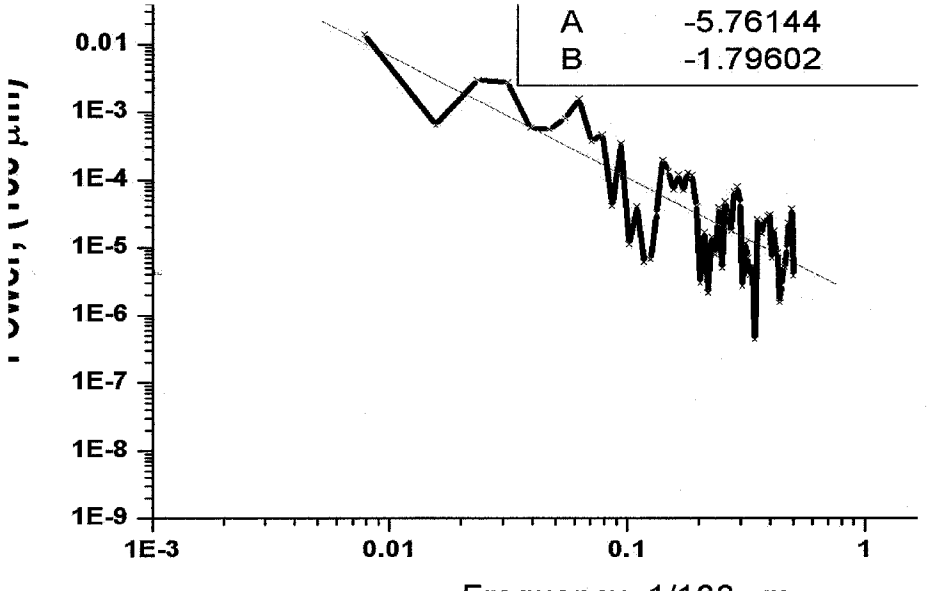


그림 3.2 스펙트럼법

② 배리오그램법(Variogram Method)

프랙탈 차원을 측정하는 배리오그램법은 공간 데이터 집합의 기하통계적인 분석이다. 절리면 형상의 기하통계학적 해석은 절리면의 거칠기와 높낮이의 공간적인 상관관계 모두를 묘사할 수 있다. 변수 z의 공간적인 분포는 반-분산 함수(Semi-variance function)의 배리오그램으로 특성화 될 수 있다 단면선을 따르는 배열 $Z(x_i)$에 대해 반-분산 v는 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$v(h) = \frac{1}{2N(h)} \sum_{i=1}^{N(h)} [Z(x_i) - Z(x_i + h)]^2 \qquad (3.9)$$

여기서 v는 반-분산, $Z(x_i)$는 단면선을 따른 배열, N은 거리 h로 분리된 점의 쌍

의 개수이다. 추정된 반-분산을 h에 대해서 그리면, 일정한 값(sill)에 접근하고 h가 증가함에 따라 증가한다. 추정된 반-분산의 로그값이 h 로그값의 함수로 그려진다면(그림 3.3), 배리오그램 추세선의 기울기는 프랙탈 차원과 다음과 같은 관계가 있다.

$$D = 2 - \frac{slope}{2} \tag{3.10}$$

배리오그램의 문제점은 샘플링 간격 h를 어떻게 선택하는가에 따라 프랙탈 차원 값이 달라진다는 것이다.

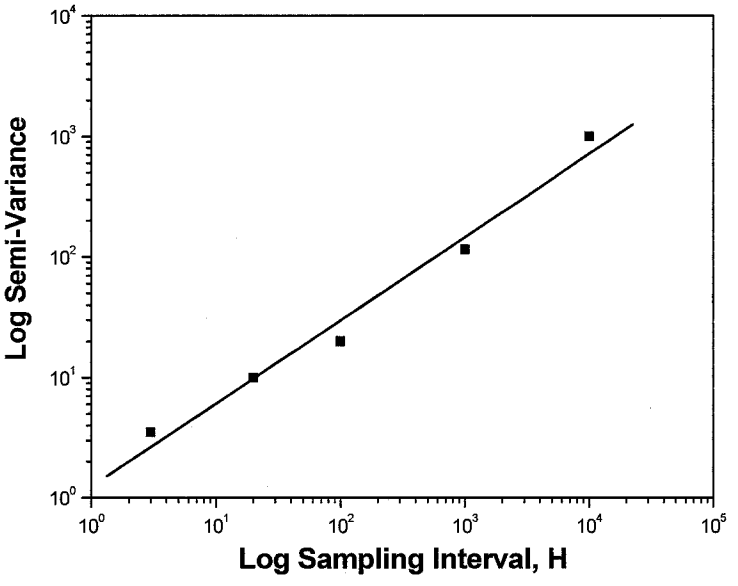


그림 3.3 배리오그램법

③ 절리면의 2차원 Hurst Index

절리면은 3차원이지만 기존의 방법들은 절리면에서 2차원 프로파일 값에 대한 거칠기 파라미터들의 평균값을 이용하는 방법으로 절리면의 거칠기 정량화 지수를 산정하였으나 이는 절리면의 거칠기 정보를 대표한다고 하기에는 불완전하다. 따라서 Z.Y. Yang 등(2001)은 2차원 Hurst Index를 도입하여 절리면 프로파일 값으로 구한 Hurst Index의 평균값과 비교하고 그 유용성에 대해서 연구하였다. 2차원 Hurst

Index를 구하는 알고리즘은 그림 3.4와 같다. 본 연구에서는 이 알고리즘을 적용하여 절리면의 2차원 Hurst Index (H_{2D})값을 산정하였다. 여기서 Hurst Index H는 H=E-D의 관계를 가진다. 여기서 E는 2차원인 경우 2이고 3차원인 경우 3이다. 따라서 절리 프로파일인 경우 2차원이므로 프랙탈 차원 D가 1.5이면 Hurst Index H는 0.5이고 3차원인 경우(E=3) H=0.5이면 프랙탈 차원 D= 2.5이다.

Input : y(x,z) (data point of the fBm surface), L(Length of joint)
Initialize: pmax=L/10 (maximum scaling ratio or maximum lag)

Search steps:
DO r=2 to $p=p_{max}$, step=1
  DO H*=-4 to +5, step=0.005
    DO i=1 to i=101 (in x-coordinate)
    DO j=1 to j=101 (in z-coordinate)
      Check the self-affinity property

$$y(x+\Delta x, z+\Delta z) - y(x,z) - \frac{1}{r^{H^*}}[y(x+r\Delta x, z+r\Delta z) - y(x,z)] \le 1/300$$

      Count the satisfying number f(H*,r)}
  ENDDO *for DO loop j,i,and H**

$$avef(H^*, r) = f(H^*, r) / \sum_{H^*=-4}^{H^*=+5} f(H^*, r)$$

ENDDO for DO loop r

$$finalf(H^*, r) = \sum_{r=2}^{10} ave\ f(H^*, r)$$

  Plot the distribution for data (H*, final f(H*,r))
  H= the mean of H* in the plot

Output: H(surface Hurst index)
END

그림 3.4 2차원 Hurst Index를 구하기 위한 알고리즘

3.1.2 3차원 레이저 거칠기 측정 장치

준비된 절리 시험편의 거칠기를 측정하여 여러 거칠기 파라미터 값을 결정하고 이를 각종 전단 시험의 기본 자료로 활용하기 위해 절리면의 형상을 수치화하여 측정하는 것이 필요하다. 서울대학교 암반공학 연구실에서 설계한 3차원 거칠기 측정기는 그림 3.5와 같이 레이저 변위계 (laser displacement meter), 위치지정 시스템 (positioning system), 자료의 출력과 전체 시스템을 제어할 수 있는 제어 컴퓨터 (control computer)의 세 부분으로 구성되어 있다. 위치 지정 시스템은 위치 지정

제어부와 작업 테이블로 나누어진다.

레이저 변위계는 일본 Keyence사에서 만든 LC-2450으로 측정하고자 하는 위치에 레이저를 쏜 뒤, 반사되는 빛의 각도를 이용하여 변위를 측정한다. 센서 헤드에서 방출되는 레이저는 가시 반도체 레이저로서, 지속시간 10 μs의 펄스 형태로서 초당 50,000개가 방출되나 초당 20,000개의 데이터를 측정하여 이 자료의 평균값으로 표시된다.

위치지정 제어기는 일본 OHM사에서 만든 PS-20T, PS-101C인데, X,Y축의 방향 제어는 PS-20T에 의해, Z축 방향의 제어는 PS-101C에 의해 이루어진다.

최소 측정한도는 0.5 μm이고 센서 헤드로부터 5 cm 떨어진 지점을 중심으로 $\pm 9mm$ 사이가 측정 범위가 된다. 센서헤드 상부에는 발광 다이오드 (light emit diode, LED)가 있어 센서 헤드로부터 5 cm 떨어진 지점에 대해 $\pm 1mm$의 측정 범위에 대해서는 오렌지색을 나타내므로, 절리 진폭의 평균지점에서 발광 다이오드가 오렌지색을 나타내도록 측정하는 것이 적당하다.

작업 테이블은 실제 측정작업을 수행하는 부분이다. X축 방향으로의 구동은 일본 Yaskawa Electric사에서 만든 교류서보모터 형식인 모델 SGM-04A314, Y축은 같은 회사의 같은 형식인 모델 SGM-02A314, Z축은 일본 Oriental Motor사의 스텝모터 형식인 UPH569-A에 의해 각각 이루어진다. X축은 좌우로 움직이고, Y축은 테이블 앞뒤로 이동하며, Z축은 상하운동을 한다. 각 축은 각기 독립적으로 구동할 수 있는데, X축, Y축은 매뉴얼 방식에 의해 수동으로도 컴퓨터에 의해 자동으로도 구동 가능하며, Z축은 매뉴얼 방식에 의해 수동으로 구동된다. Z축의 끝에는 레이저 변위계가 연결되어 있다.

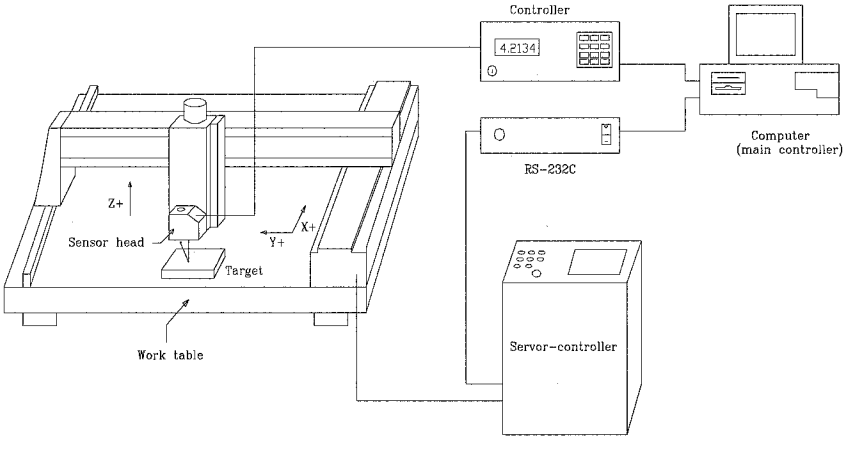


그림 3.5 3차원 레이저 거칠기 측정 장치의 개략도

3.1.3 거칠기 정량화

3차원 레이저 측정 장치에서 얻어진 화강암 시료의 수치 데이터를 이용하여 앞에서 소개된 절리면의 거칠기를 정량적으로 표현하는 파라미터 중 거칠기의 기울기와 진폭에 관련된 거칠기 파라미터를 구하였다. 본 장에서는 여러 파라미터 중 기울기와 관련된 파라미터로 거칢각의 평방평균값 (root mean square of inclination angle) i_{rms}, 평균거칢각(micro average inclination angle) i_{ave}, 절리면 기울기의 표준편차(standard deviation of slope) SD_{SL}, 거칠기형상지수 (roughness profile index, R_p), 그리고 진폭에 관계된 파라미터로는 평균 절리면 높이에 대한 표준편차(SDH, standard deviation of height)를 중심으로 거칠기 특성을 해석하였다. 나머지 파라미터들은 모두 3.1.1절의 관계식들을 통해 구할 수 있다.

거칠기 파라미터를 구하기 위해서 그림 3.6과 같이 절리면 전체에 대하여 1 mm 간격으로 측정하여 절리면에 대한 수치 데이터를 획득하였으며, 이후 본 연구에서 개발한 포트란 프로그램을 이용하여 각 절리면 거칠기 파라미터에 대한 값을 수평방향 1 mm 간격으로 구하였다. 즉 하나의 선에 위치한 전단 방향의 1 mm 간격의 절리면 거칠기 데이터를 이용하여 그 선에 대한 거칠기 파라미터 값을 계산하는데 사용하였다. 그림 3.7은 측정된 거칠기 표면들 중 대표적인 모습을 보여주고 있다. 그림 3.8은 수치화된 거칠기 표면 데이터를 이용하여 프로그램에서 나온 결과의 한 예를 보여 주고 있으며, JRC 값은 Z_2 값을 이용하여 Yang et al. (2001)이 제안한 식 3.1.8의 방법으로 계산하였고, 프로그램에 입력된 수식은 3.1.1절을 참고하면 된다. 그림 3.8에서 "ROW"는 전단 방향에 수직한 위치의 좌표를 나타내고 있다.

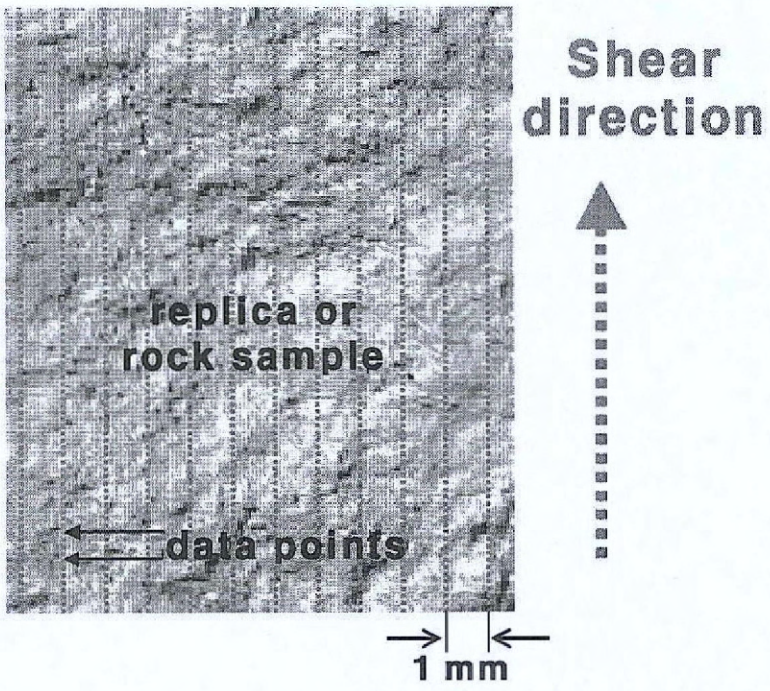
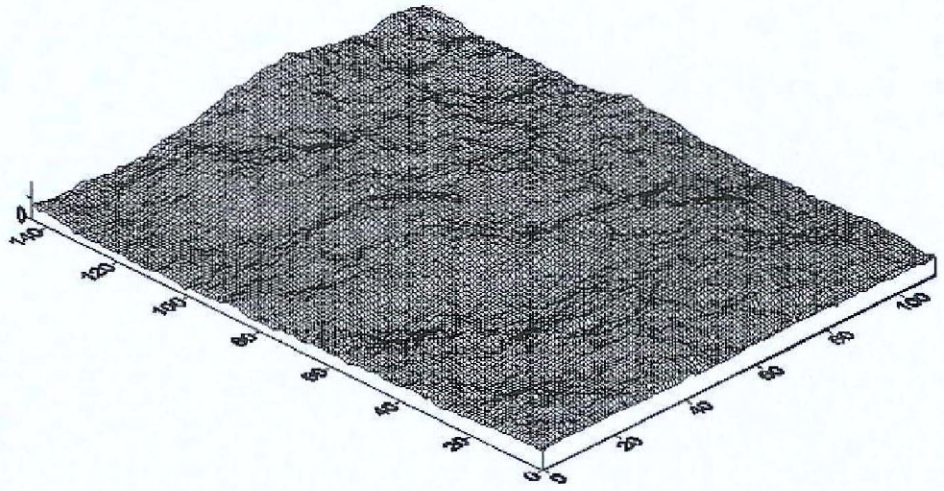
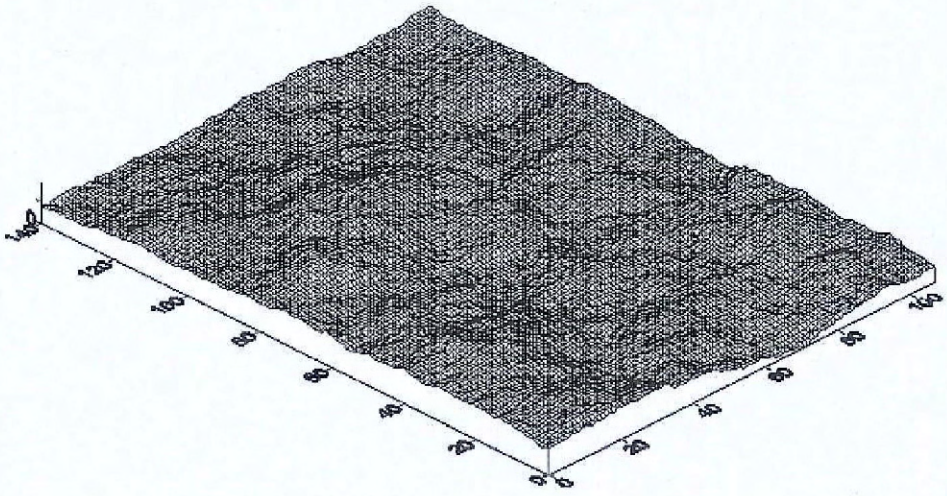


그림 3.6 3차원 레이저 거칠기 측정장치를 이용한 절리면 프로파일의 측정 개요



(a) 윗면

그림 3.7 인장 균열면의 3차원 프로파일



(b) 아래면

그림 3.7 계속

ROW	SLAVE	IAVE	Z2	JRC	IRMS	SDH	RP	SDSL	SDI	
1	0.17842	10.11635	0.22788	11.50703	12.83724	0.96430	1.02451	0.29781	16.58395	
2	0.18036	10.22379	0.23860	12.16578	13.42005	0.92045	1.02699	0.30858	17.14894	
3	0.16699	9.48010	0.21814	10.88131	12.30558	0.95089	1.02277	0.28648	15.98576	
4	0.17727	10.05247	0.23708	12.07400	13.33740	0.92982	1.02684	0.30415	16.91710	
5	0.18320	10.38127	0.22678	11.43786	12.77743	0.94488	1.02482	0.29931	16.66280	
6	0.17389	9.86449	0.22622	11.40243	12.74690	0.95082	1.02468	0.29510	16.44146	
7	0.16874	9.57782	0.21779	10.85861	12.28669	1.02639	1.02271	0.28658	15.99112	
8	0.16572	9.40962	0.21195	10.46919	11.96676	1.06003	1.02171	0.27809	15.54075	
9	0.17495	9.92366	0.22186	11.12356	12.50892	1.08221	1.02373	0.29265	16.31215	
10	0.16491	9.36461	0.21131	10.42618	11.93191	1.10633	1.02166	0.27838	15.55637	
11	0.19158	10.84543	0.24076	12.29469	13.53693	1.12090	1.02777	0.31913	17.69924	
12	0.17781	10.08223	0.22563	11.36517	12.71486	1.17534	1.02454	0.30012	16.70532	
					.					
					.					
					.					
					.					
111	0.18769	10.63033	0.25177	12.93501	14.13156	0.77353	1.02946	0.30747	17.09084	
112	0.22221	12.52818	0.31515	16.15126	17.49244	0.73682	1.04285	0.37902	20.75755	
113	0.17284	9.80608	0.22833	11.53540	12.86185	0.68510	1.02480	0.27983	15.63305	
114	0.18940	10.72459	0.25702	13.23075	14.41421	0.66336	1.03070	0.31209	17.33261	
115	0.17995	10.20140	0.23759	12.10481	13.36510	0.69522	1.02658	0.29004	16.17434	

======== AVERAGE VALUES =======

ROW	SLAVE	IAVE	Z2	JRC	IRMS	SDH	RP	SDSL	SDI	
115	0.20416	11.53589	0.26136	13.41599	14.64068	1.07766	1.03258	0.33094	18.29939	

그림 3.8 프로그램(Fortran Code)로부터 나온 거칠기 지수 결과

표 3.1은 계산된 거칠기 파라미터들의 평균값을 나타내었다. M1 ~ M17은 화강암 인장 절리면을 표시한 것이고, N1 ~ N3은 자연 절리면을 나타내는 기호이다. 화강암 인장 절리면의 시험편에 대한 평균 i_{ave}값은 10.04° ~ 12.16°의 값을 가졌으며, 자연 절리면의 시험편에 대한 평균 i_{ave}값은 6.41° ~ 6.89°로써 상대적으로 낮은 값으로 나타났다. 이는 자연 절리면을 사면 현장에서 취득했기 때문에 물리적 화학적 풍화가 많이 진행되었기 때문이다. 이희석(1999)의 화강암 인장 절리면의 i_{ave}의 경우 절리면 측정 데이터를 3개의 측정 선에서 구한 값으로만 평균을 구하였기 때문에 9.406° ~ 19.144° 로 넓은 범위의 값을 나타내고 있다. 본 연구에서도 최대 i_{ave} 값은 평균값보다 3° ~ 6° 큰 값을 보이고 있다. 다른 거칠기 파라미터들도 전체적으로 넓은 범위의 값을 보이고 있다.

국부적으로 거칠기의 편차가 있기 때문에 i_s값은 i_{ave}값보다 전반적으로 2° ~ 4° 정도 크게 나타났다. 전체적으로 SDH는 다른 변수들의 거동과는 다른 양상을 보였는데 이는 SDH가 진폭과 관련된 성분이고, 나머지 파라미터는 기울기와 관련된 파라미터이기 때문이다. 거칠기 형상지수 R_p는 거의 1에 가까운 작은 값을 보였는데 값의 차이가 너무 작아 약간의 측정 오차가 실제적으로는 큰 값의 차이를 보이기 때문에 거칠기 기준으로는 문제가 있다고 판단된다.

표 3.1 거칠기 파라미터의 평균값

	SL_{ave}	i_{ave}	Z_2	JRC	i_s	SDH	R_p	SD_{SL}	SD_i
M1	0.20	12.30	0.725	13.42	14.64	1.08	1.03	0.33	18.30
M2	0.20	11.54	0.26	13.28	14.52	1.35	1.03	0.31	17.12
M3	0.20	11.33	0.25	13.00	14.25	1.19	1.03	0.33	18.30
M4	0.19	10.81	0.25	12.72	14.01	1.92	1.03	0.29	16.24
M5	0.21	11.65	0.28	13.93	15.36	1.71	1.04	0.35	19.01
M7	0.18	10.07	0.23	11.63	13.03	1.28	1.03	0.28	15.80
M8	0.18	10.04	0.23	11.46	12.85	1.27	1.03	0.28	15.63
M9	0.20	11.41	0.26	13.31	14.54	1.66	1.03	0.35	19.02
M10	0.20	11.51	0.27	13.90	15.13	0.99	1.03	0.34	18.89
M11	0.20	11.53	0.33	16.81	13.52	1.39	1.03	0.31	17.09
M13	0.22	12.16	0.30	15.23	16.50	1.94	1.04	0.34	18.91
M14	0.19	11.02	0.28	14.23	15.44	2.62	1.03	0.30	16.67
M15	0.21	11.95	0.29	15.06	16.35	1.65	1.04	0.36	19.64
M16	0.19	10.95	0.25	12.74	14.06	2.07	1.03	0.34	18.71
M17	0.20	11.37	0.27	13.59	14.85	1.07	1.03	0.33	18.36
N1	0.11	6.08	0.15	5.34	8.53	0.58	1.01	0.18	10.01
N2	0.12	6.89	0.17	7.50	9.82	1.07	1.01	0.21	12.05
N3	0.11	6.41	0.17	6.80	9.51	1.18	1.01	0.19	10.64

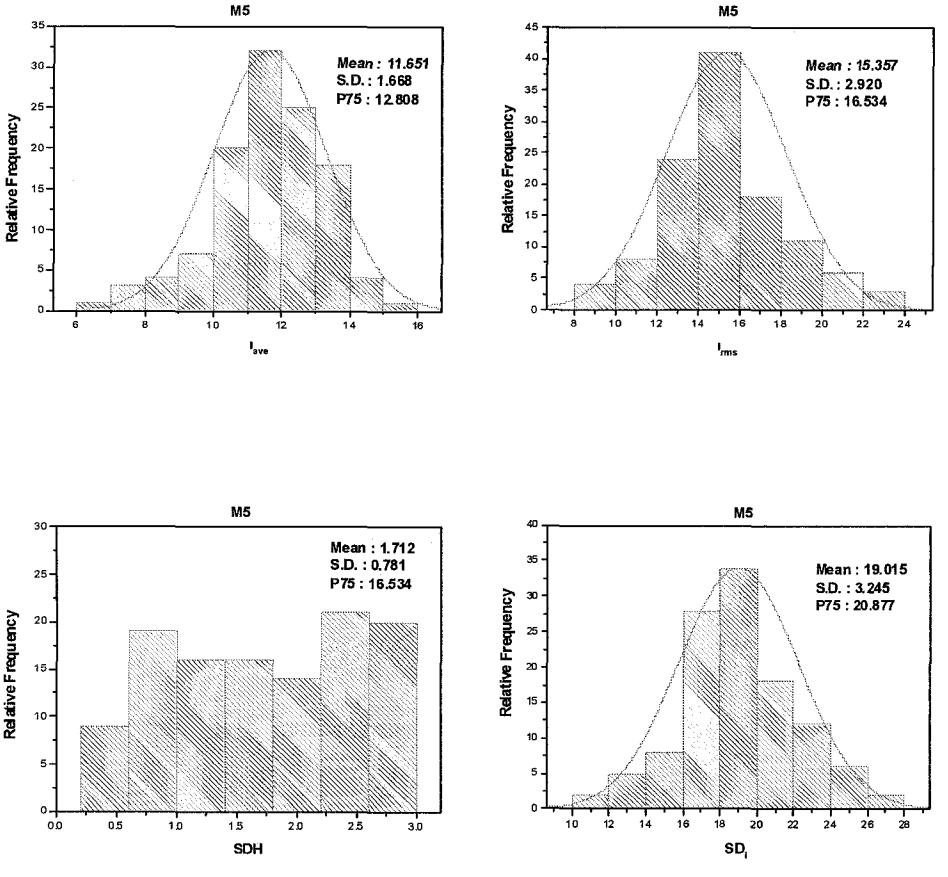
(1) 거칠기 파라미터들 사이의 관계

절리면의 거칠기를 대표하는 파라미터 값은 대부분 하나 또는 3개의 측선을 통하여 계산된다. 이렇게 측정된 파라미터는 전단 변위 발생시 절리면 전체에 걸쳐 발생하는 미끄러짐 (sliding)과 거칠기 전단 파쇄 (shearing off)를 대표하기에는 무리가 있을 것으로 판단된다. Ladanyi & Archambault는 이러한 단점을 극복하기 위해서 a_s라는 절리 전체의 수평 투영면적에 대한 전단되어 없어진 거칢면의 면적비 개념을 전단 강도식에 도입했으나 실험 후 값을 측정하기 어렵기 때문에 널리 사용되지 못하였다. 본 연구에서는 시료 전체의 거칠기 측정을 통하여 각 파라미터의 평균값과 분위수(quantile)로 절리면의 거칠기를 대표하도록 하였다.

그림 3.9는 M5 시료에 대하여 거칠기 파라미터에 대한 히스토그램을 나타낸 것이고, 그림 3.10은 N2에 대하여 거칠기 파라미터에 대한 히스토그램을 나타낸 것이다.

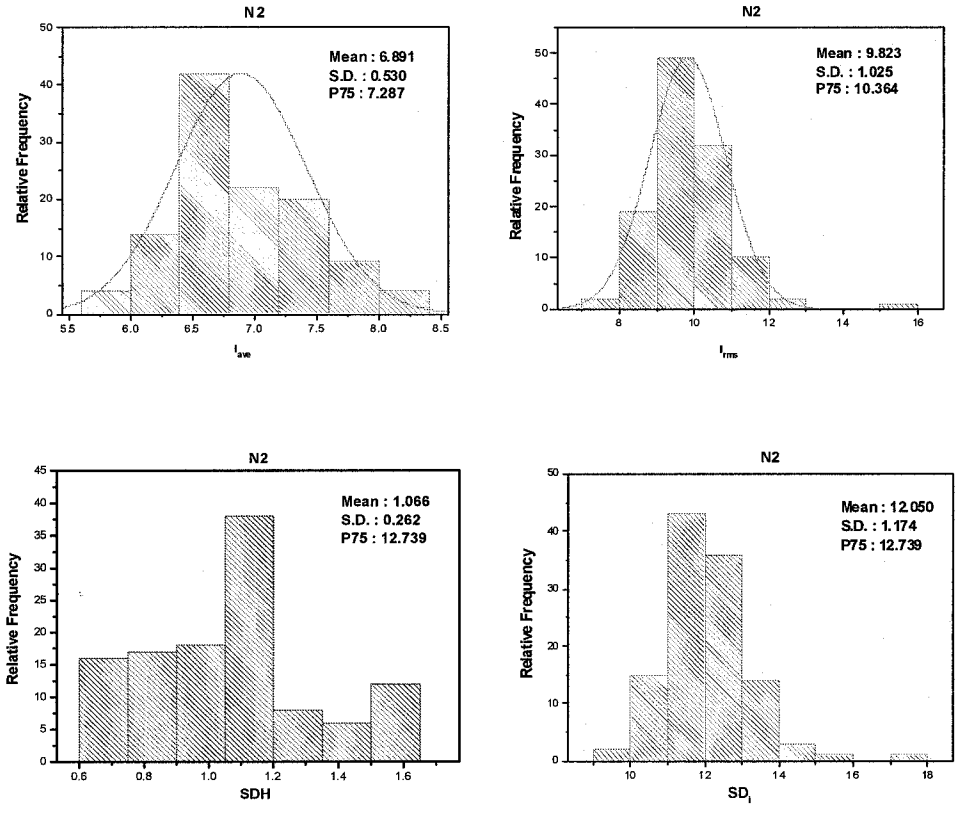
M5와 N2 시료에서 기울기와 관련된 i_{ave}, i_s, SD_i는 평균값 부근에 집중되는 분포를 보이고 있는 반면, 진폭과 관련된 SDH는 전체 범위에 고른 분포를 보이고 있다. M5와 N2 시료에서 기울기와 관련된 i_{ave}, i_s, SD_i에 대한 분포를 정규분로포 가정하고 이에 대한 Kolmogorov-Smirnov 적합도 검증을 수행하였으며, 유의수준 10% 적용시 귀무가설로 설정한 정규분포의 타당성을 확인할 수 있었다.

R_p값의 경우 그림으로 표시하지는 않았지만 평균값 부근에서 기울기와 관련된 파리미터의 분포와 유사한 형태를 나타내고 있다. 따라서 R_p는 진폭 보다는 기울기에 가까운 파라미터라 할 수 있다.



*S.D, : 표준편차, *P75 : 75%

그림 3.9 인장 절리의 거칠기 파라미터에 대한 히스토그램



*S.D, : 표준편차, *P75 : 75%

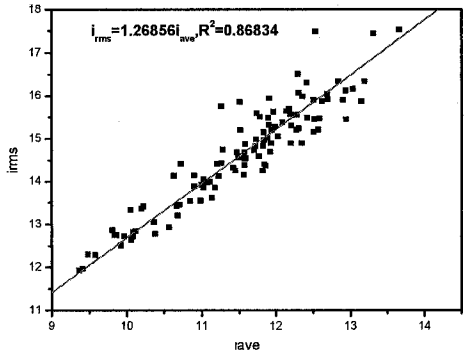
그림 3.10 자연 절리의 거칠기 파라미터에 대한 히스토그램

측정된 거칠기 파라미터들 사이의 상관관계를 알기 위해 선형함수를 사용하여 회귀분석을 실시하였다. 그림 3.11은 M1에서 측정된 거칠기 수치 데이터를 이용하여 i_{ave}와 i_s, i_{ave}와 SD_i, i_s와 SD_i 그리고 i_{ave}와 SDH의 회귀 결과를 보여주고 있다. 기울기와 관련된 거칠기 파라미터인 i_{ave}, i_s, SD_i들 사이의 관계는 선형관계를 잘 보여주고 있으나, 기울기와 진폭의 상관관계는 그 분포도가 산만하여 회귀분석을 실시하지 않았다. 선형 회귀분석에서 회귀식이 상수항을 포함하지 않도록 하였으며, 그 결과 i_{ave}와 i_s의 결정 계수 (coefficient of determination)가 가장 높게 나와 두 파라미터의 상관관계가 가장 좋은 것으로 판단된다. 상수항을 포함하면 보다 높은 결정 계수를 얻을 수 있으나, 기하학적으로 평평한 절리면의 경우 기울기 파라미터의 값은 모두 0의 값을 가지기 때문에 상수항을 포함시키지 않았다.

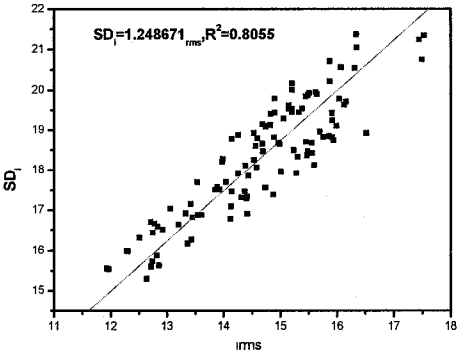
같은 시료에서 측정된 거칠기 수치 데이터를 이용한 회귀분석은 동일한 x, y, z

값을 이용한 거칠기 파라미터 사이의 관계라고 할 수 있다. 그러나 일반적으로 전단 강도식을 표현할 때, 하나의 거칠기 파라미터 값이 절리면의 거칠기를 대표하기 때문에, 이러한 대표값의 상관관계를 구할 필요가 있다.

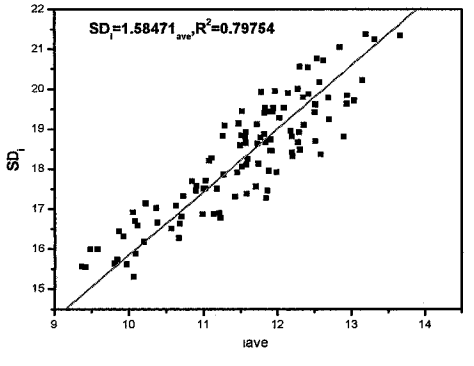
그림 3.12는 거칠기의 평균값과 제 3 분위수 값(75 percentile)을 대표값으로 i_{ave}와 i_s 그리고 i_{ave}와 SD_i의 상관관계를 구하였다. 대푯값으로 구한 상관관계식 모두 같은 수치 데이터를 이용한 상관관계의 기울기와 비슷한 값을 가졌으며, 특히 평균값으로 구한 상관관계의 기울기와 3 분위수 값으로 구한 기울기는 거의 같은 값을 보였다. 따라서 절리면 전체 수치 데이터를 이용한 평균값 또는 제 3분위수 값 모두 절리면을 대표하는 값으로 생각할 수 있다.



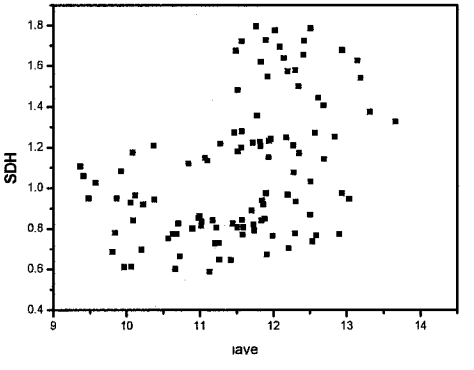
(a) i_{ave} $vs.$ i_s



(b) i_s $vs.$ SD_i



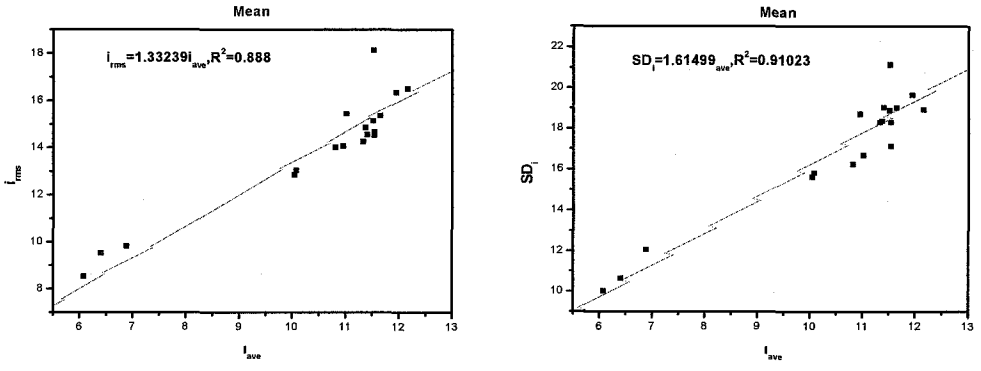
(c) i_{ave} $vs.$ SD_i



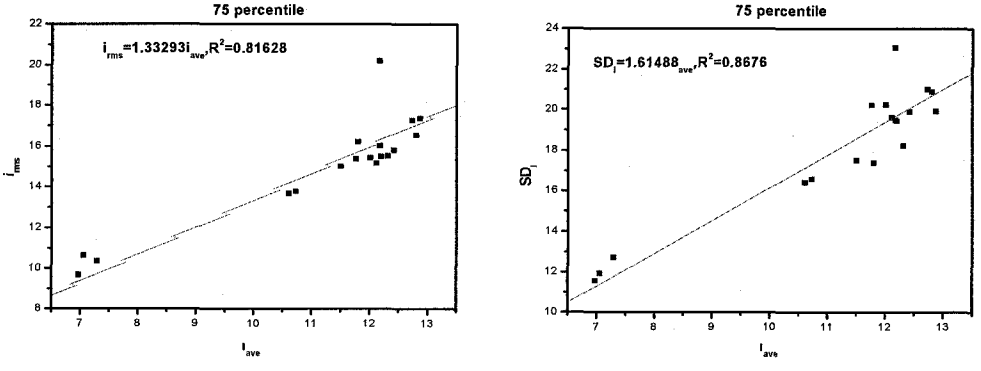
(d) i_{ave} $vs.$ SDH

R^2 : 결정 계수(coefficient of determination)

그림 3.11 거칠기 파라미터들의 상관관계(M1)



(a) 평균값을 사용한 거칠기 파라미터들의 상관관계



(b) 3 분위수 값을 사용한 거칠기 파라미터들의 상관관계

그림 3.12 거칠기 파라미터들의 상관관계

3.1.4 절리표면 형상의 수학적 모델링 기법

거칠기 파라미터들은 시료의 크기나 샘플링 간격에 많은 영향을 받는 것으로 알려져 있다(S.Murata & T. Saito, 1999). 그러나 3차원 레이저 측정기로는 시간적/기계적인 제약이 따르기 때문에 샘플링 간격이나 시료의 크기에 제한을 받을 수 있다. 따라서 본 연구에서는 거칠기 파라미터들의 상관관계 및 정확한 기법 산정을 하기 위해 절리표면 형상의 수학적 모델링 기법을 적용하여 인공절리면을 생성시켜 거칠기 파라미터들의 상관관계를 구하고자 하였다.

일반적으로 인공 절리면을 생성하는 기법으로 알려진 방법들은 다음과 같다 (Rajendra M. & Patrikar, 2004).

■ FFT(Fast Fourier Transform)를 이용하는 방법

■ Mandelbrot-Weierstrass Function을 이용하는 방법

■ 인공신경망을 이용하는 방법

■ Back Propagation Algorithm을 이용하는 방법

■ Random Midpoint Displace Method

이 중 Random midpoint displacement method를 이용하여 인공 절리면을 생성하였다. Random midpoint displacement method는 이미 알려진 두 점의 중간지점(x 좌표)에 새로운 점을 발생시키는 과정을 그림 3.13과 같이 반복하여 우리가 얻고자 하는 프로파일을 생성하는 것이다. 두 점 사이의 y 좌표는 다음 식에 의해서 결정된다 (Saupe et al..1988).

$$y(3) = \frac{1}{2}[y(1)+y(2)] + D_1 \qquad (3.11)$$

여기서 D_1은 프랙탈 지수 등에 의해서 결정되는 값이다.

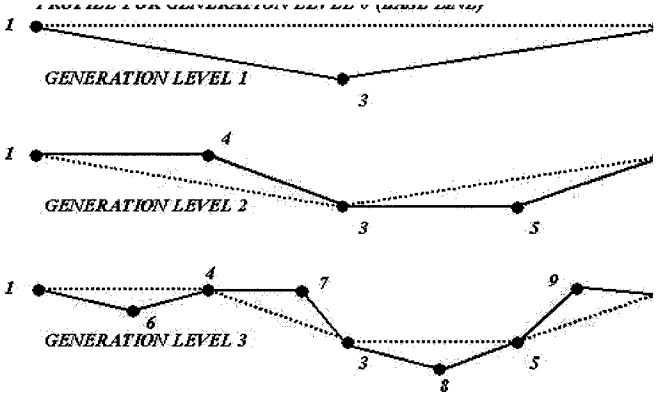


그림 3.13 Midpoint displacement method를 이용한 거칠기 프로파일의 생성과정

이러한 기법은 2차원 프로파일 뿐만 아니라 3차원 절리면 생성에도 적용이 가능하다. 그림 3.14는 Random midpoint displacement method를 사용하여 발생시킨 3차원 절리면(D=2.7, 124mm X 145mm)이다.

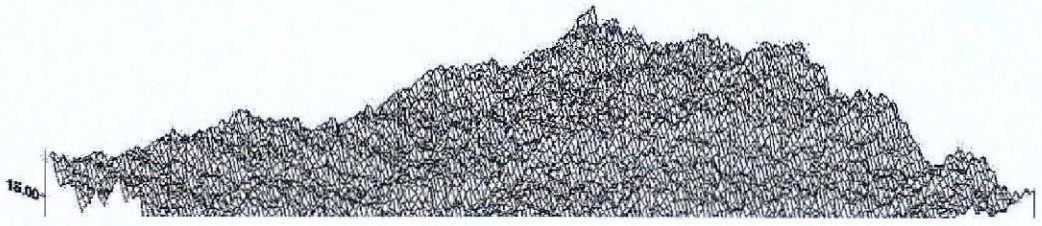
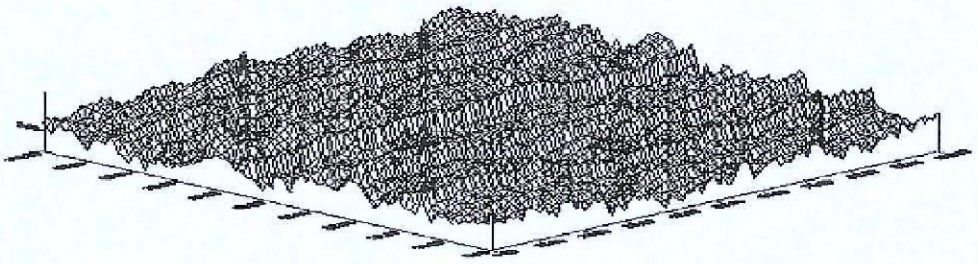


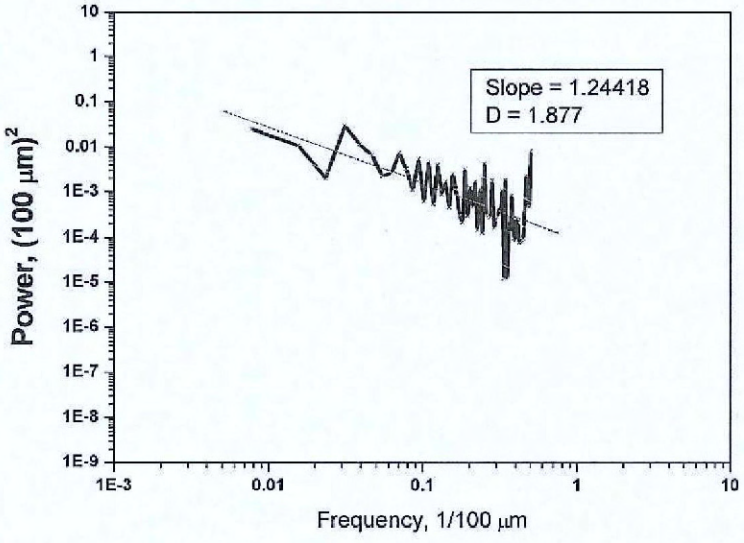
그림 3.14 Midpoint Displacement Method를 이용하여
생성시킨 인공절리면(H=0.3, D=2.7)

(1) 수학적 모델링에 대한 거칠기 파라미터 분석

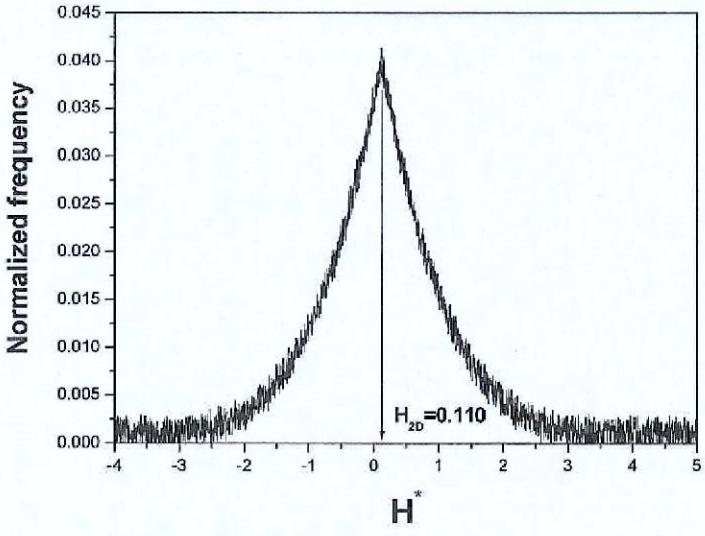
수학적 모델링에 대해 프랙탈 차원 및 통계적 거칠기 파라미터를 산정하여 모델링을 검증하고 통계적 거칠기 파라미터와의 상관관계를 분석해보았다. 프랙탈 차원 D = 0.1에서 0.9까지 모두 9가지 모델을 생성하였으며 모델의 크기는 100mm X 100mm, 샘플링 간격은 1mm로 하였다. 3.1.1절과 3.1.2절에서 제시한 스펙트럼법, 2차원 Hurst Index(H_{2D})와 기울기와 관련된 파라미터로 거칢각의 평방평균값 (root mean square of inclination angle) i_{rms}, 평균거칢각(micro average inclination angle) i_{ave}, 절리면 기울기의 표준편차(standard deviation of slope) SD_{SL}, 거칠기 형상지수 (roughness profile index, R_p), 그리고 진폭에 관계된 파라미터로는 평균 절리면 높이에 대한 표준편차(SDH, standard deviation of height)를 중심으로 거칠기 특성을 해석하였다. 그림 3.15는 생성시킨 인공절리면(D=2.9)과 스펙트럼법에 의한 프랙탈 차원 계산과정 및 H_{2D}를 산정하는 과정을 나타내고 있다.



(a) 인공절리면 형상



(b) 스펙트럼법을 통한 프랙탈 차원 계산



(c) 2차원 Hurst Index 계산

그림 3.15 Midpoint Displacement Method를 이용하여
생성시킨 인공절리면 (H=0.1, D=2.9)

표 3.2는 계산된 거칠기 파라미터들의 평균값을 나타내었다. 프랙탈 차원 D=2.1 ~ D=2.9까지 총 9가지 모델에 대해서 표시한 것이다. 보통 일반적인 암석 절리면의 경우는 거칢각의 평방평균값 (root mean square of inclination angle) i_{rms}, 평균거칢각(micro average inclination angle) i_{ave}의 값을 미루어 평균 프랙탈 차원이 2.2에서 2.4사이의 값들에 해당된다.

표 3.2 9가지 Case에 대한 거칠기 파라미터의 평균값

	D*	D_{2D}	SL_{av}	i_{ave}	Z_2	i_s	SDH	R_p	SD_{SL}	SD_i
D = 2.1	2.235	2.110	0.057	3.271	0.072	4.144	0.826	1.003	0.077	4.380
D = 2.2	2.258	0.218	0.082	4.687	0.103	5.870	1.171	1.005	0.149	8.495
D = 2.3	2.382	2.312	0.131	7.438	0.164	9.303	0.820	1.013	0.207	11.697
D = 2.4	2.425	2.420	0.224	12.622	0.280	15.615	0.722	1.038	0.364	19.968
D = 2.5	2.512	2.508	0.367	20.113	0.456	24.450	1.273	1.094	0.608	31.158
D = 2.6	2.623	2.604	0.534	28.080	0.661	33.445	1.411	1.180	0.862	40.712
D = 2.7	2.682	2.697	0.930	42.859	1.178	49.624	1.857	1.453	1.502	56.292
D = 2.8	2.712	2.804	1.614	57.904	2.008	63.241	4.527	2.011	2.641	69.027
D = 2.9	2.801	2.890	3.067	71.746	3.849	75.268	4.543	3.343	4.890	78.299

* 여기서 D*는 스펙트럼법에 의해서 구한 평균값이며 D_{2D}는 2차원 Hurst Index에 의해서 구한 값이다.

측정된 거칠기 파리미터들 사이의 상관관계를 알기 위해 회귀분석을 실시하였다. 먼저 역산한 프랙탈 차원들을 그림 3.16에 도시하였다. 2차원 Hurst Index의 방법이 스펙트럼법에 비해서 절리면의 프랙탈 차원을 더 잘 예측함을 알 수 있다. 프랙탈 차원이 대부분의 통계적 파라미터들과 좋은 상관관계를 보여주고 있음을 그림 3.17에서 알 수 있다.

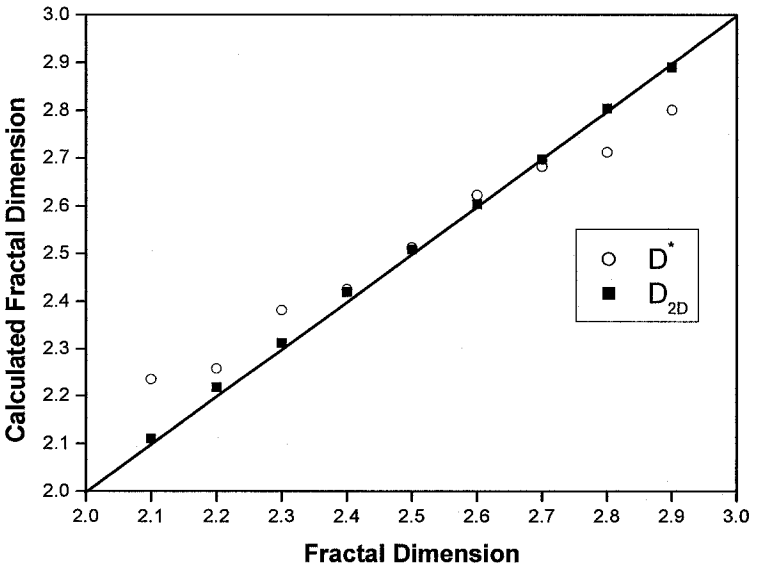
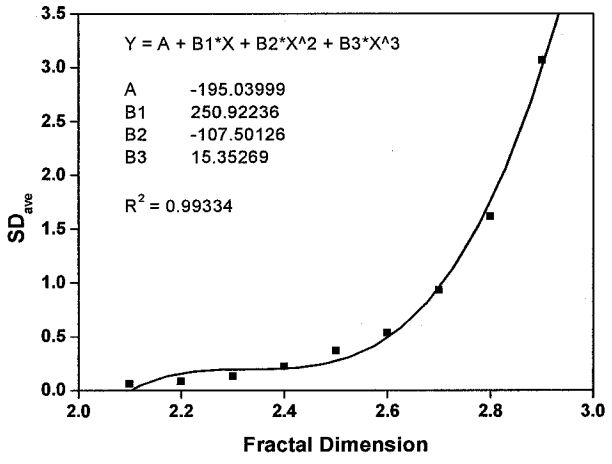
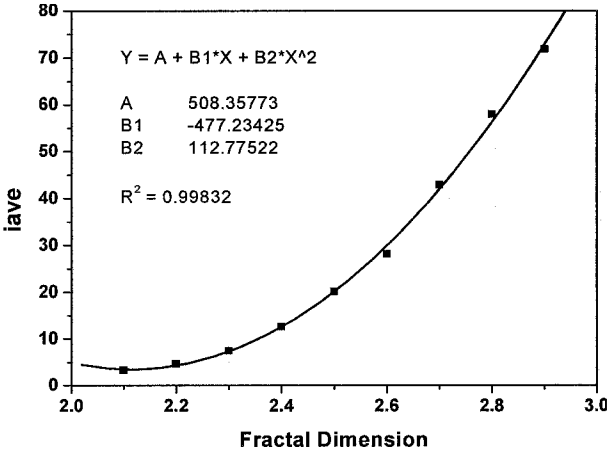


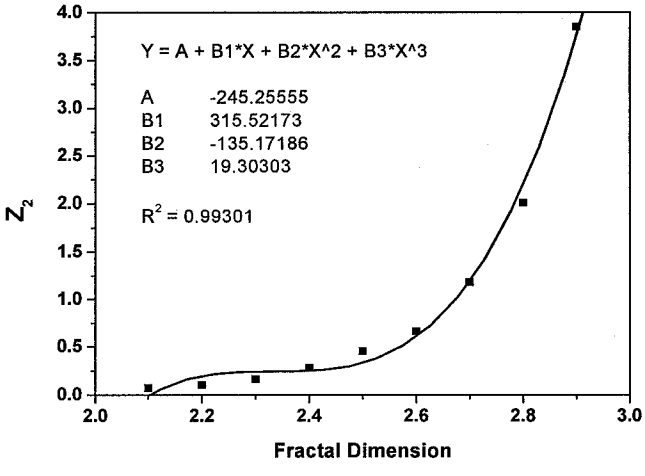
그림 3.16 스펙트럼법과 2차원 Hurst Index로 구한 프랙탈 차원의 비교



(a) SL_{ave} vs Fractal Dimension



(b) i_{ave} vs Fractal Dimension



(c) Z_2 vs Fractal Dimension

그림 3.17 프랙탈 차원과 통계적 거칠기 파라미터들의 상관관계

3.2 서보제어 직접전단 시험 장치

3.2.1 시료의 특성 및 시험편 제작

(1) 시료의 물리적, 역학적 성질

일정 수직 강성과 일정 수직 하중 경계 조건에서 직접 전단 시험에 사용할 암석 시료는 재료 자체의 균질성 및 이방성, 단축 압축강도, 차후에 인장균열 발생장치를 이용하여 인위적으로 절리를 형성시킬 때 다양한 절리면 거칠기를 얻을 수 있는지의 여부 그리고 인공 절리면 복제물 시험편 제작의 용이성 등을 고려하여 선택해야 한다. 이 연구에서는 석재로 사용되고 있는 균질한 화성암인 황등화강암을 암석 재료로 이용하였으며, 황등화강암의 인장절리 시료와 자연절리 시료를 복제하기 위한 암석 유사 재료 (rock like material)로는 시멘트 모르타르를 사용하였다.

황등화강암은 전라북도 황등 지방에서 산출되는 중생대 쥬라기의 화강암으로서 대부분 중,조립질로 나타나는 석영, 장석, 흑운모 등이 주 구성 광물을 이루고 있다. 시멘트 모르타르는 (주)유니온의 '무수축 고강도 그라우트 (HS)'를 사용하였으며, 고강도 그라우트 (HS)는 시멘트와 모래가 1 : 1.5로 섞여 완제품 형식으로 출고되므로 실험자에 의한 배합의 오차를 줄일 수 있고, 양생시 수축이 발생하지 않아 암석 인장절리 시료와 동일한 절리면 복제 (replica) 시료 제작이 가능하다.

시멘트 모르타르의 배합비는 재료의 중량비로 물 : 시멘트 : 모래 = 13 : 40 : 60 이며, 완제품에 대한 물의 중량비를 13 %로 하였고, 배합은 소형 교반기 3분 정도 교반한 후에 수작업으로 교반 작업을 마무리 하였다.

대상 시료의 물리적, 역학적 특성을 파악하기 위하여 내경 50 mm의 PVC 파이프를 길이 120 mm로 자른 거푸집을 이용하여 원주형 공시체를 제작하였다. 성형 4일 후에 전단 시험을 수행하기 때문에 시멘트 모르타르에 대하여 4일째 될 때의 물성을 시험하였다. 5개의 시멘트 모르타르와 4개의 화강암 시료를 시험하여 평균값으로 나타내었고, 물성 시험결과는 표 3.3에 제시되어있다. 각 시료의 단축 압축강도는 화강암이 138.5 MPa, 시멘트 모르타르가 29.5 MPa로 화강암의 단축 압축 강도가 시멘트 모르타르의 4.7배로 나타났다. 인장강도는 간접인장 시험 (Brazilian test)으로 측정 했으며, 탄성계수는 시료길이 전체의 축방향 변형률에 대한 응력-변형률

곡선에서 단축 압축강도의 40 ~ 60% 구간에서 보이는 선형 기울기로 구한 값이다. 포아송비는 스트레인게이지를 이용하여 축 방향 변형률에 대한 횡 방향 변형률의 비를 축 강도 40 ~ 60% 구간에서 보이는 선형 기울기로 구하였다.

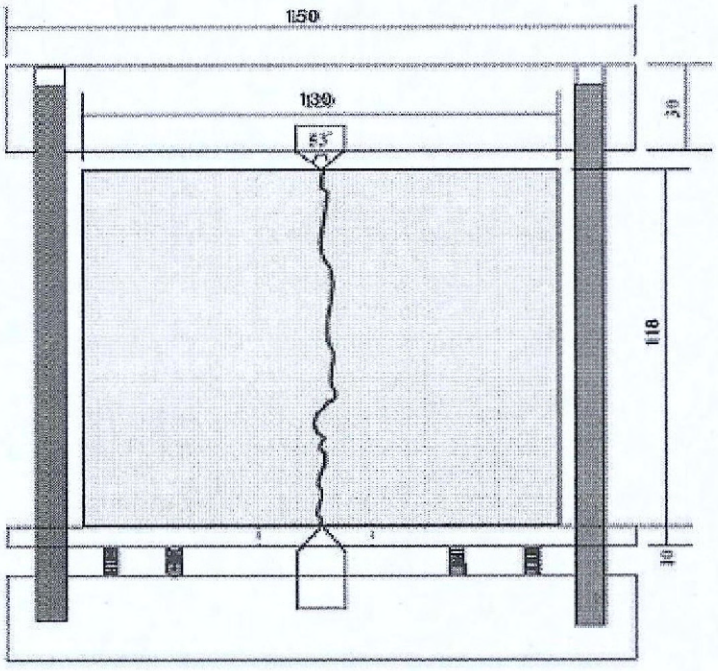
표 3.3 사용된 시료의 물리적, 역학적 성질

Sample / Properties	Mortar (4-day)	Whangdeung granite
Apparent specific gravity	2.14	2.66
Apparent porosity (%)	9	0.6
P-wave velocity (m/sec)	3210	3280
S-wave velocity (m/sec)	1800	2000
Uniaxial compressive strength (MPa)	29.5	138.5
Tensile strength (MPa)	3.5	8.5
Young's modulus (Gpa)	1.4	23.0
Poisson's ratio	0.16	0.18

(2) 시험편 제작

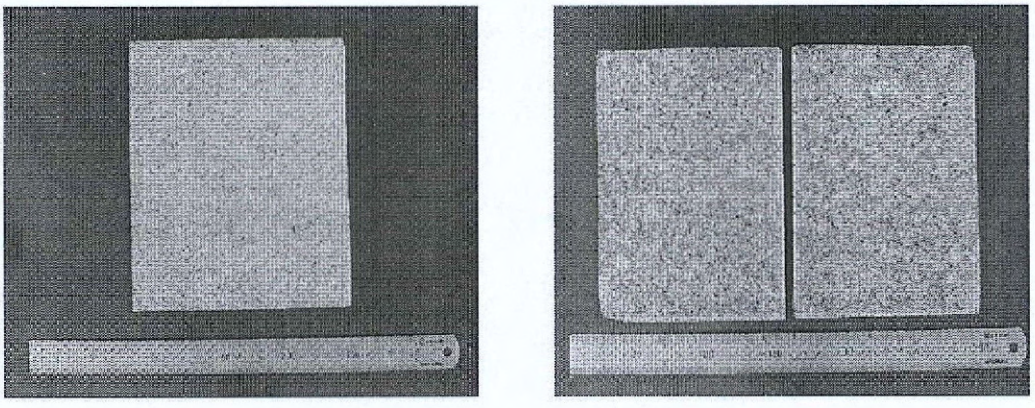
① 인장절리 시험편 제작

절리면 거칠기의 측정과 절리면 복제 시료를 위한 실리콘 모형 제작 및 직접 전단 시험을 위한 절리 암석 시료는 실험실에서 인위적인 균열을 형성시켜 제작하였다. 결함이 없는 화강암 시료를 다이아몬드 톱을 사용하여 가로 × 세로 × 높이가 150 × 118 × 130 mm가 되도록 절단하였다. 블록 형태로 성형한 시료는 그림 3.18에 나타난 바와 같이 인장 균열 발생 장치의 양쪽 가압판 사이에 놓고 하중을 가하여 인위적으로 절리면을 생성하였다(그림 3.19). 한편 다이아몬드 톱으로 블록 시료의 중앙을 절단하여 거칠기가 매끈한 평면절리 시료를 제작하였다. 절단한 시료의 접촉면은 시편연마기로 깨끗하게 연마하였으며, 이렇게 제작된 시료는 거칠기가 전혀 없는 절리면 거동과 기본마찰각을 구하는데 이용하였다.



단위: mm

그림 3.18 인장절리 개념도



(a) 황등화강암 본 시료 (b) 인장 절리가 생성된 황등화강암

그림 3.19 황등화강암을 이용한 인장 절리 생성

② 인장절리와 자연절리 복제 시험편 제작

인장절리의 경우 인위적으로 가압판에 힘을 가하여 만든 절리면이기 때문에 대부분 거칠기가 거칠다. 거칠기가 작은 자연 절리면 시료를 구하기 위해서 경기도 안양시 XX캠퍼스 공사 사면 현장에서 3개의 서로 다른 블록 형태의 암석을 선택하였다. 인장절리 시료와 자연절리 시료의 절리면을 복제하기 위해 신에츄사의 KE-1600 고정밀 본 뜨기 실리콘을 사용하였다.

그림 3.20은 실리콘 주물과 복제 시료를 만들기 위해 필요한 아크릴 성형 틀의 도면을 나타내고 있으며, 그림 3.21는 제작된 아크릴 성형 틀을 보여주고 있다. 화강암의 시료 크기가 조금씩 다르기 때문에 성형 틀에 나사를 이용하여 가로, 세로 방향으로 조절 할 수 있게 제작하였다.

절리면 본을 뜨기 위해 먼저 표면을 깨끗하게 하고 성형 틀에 시료를 고정시킨 후 절리면 표면에 이형제를 도포한다. 그리고 경화제와 실리콘을 혼합한 액을 성형 틀 속에 소량 주입하고 절리표면과 혼합액 사이에 기포가 발생하지 않도록 혼합액을 얇게 바른다. 이 때 혼합액 표면위에 발생하는 기포를 제거한 후 약 4 cm 높이까지 다시 혼합액을 부어 상온에서 24시간 동안 굳혀 실리콘 복제 절리면을 제작하였다. 그림 3.22는 만들어진 실리콘 절리면을 성형 틀에 고정시켜 놓은 모습이다.

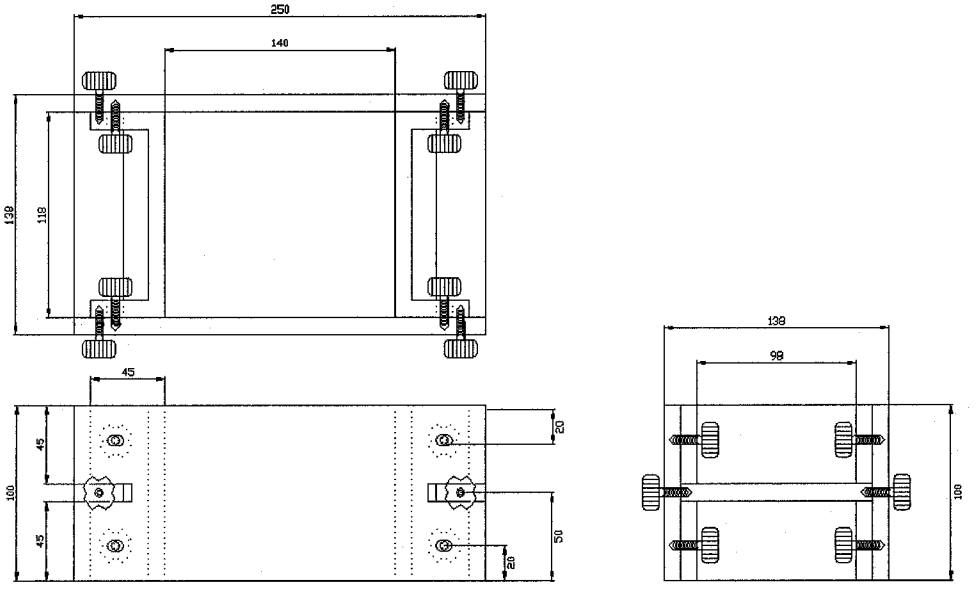


그림 3.20 주형틀 도면 (단위: mm).

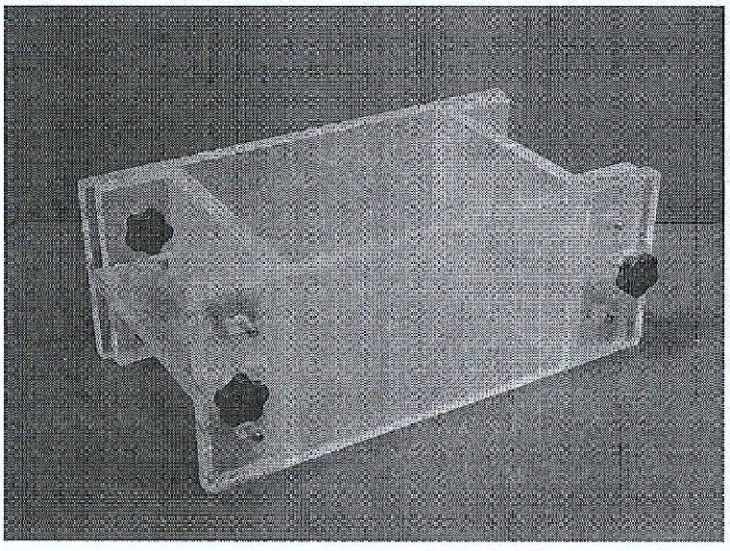


그림 3.21 사용된 주형틀

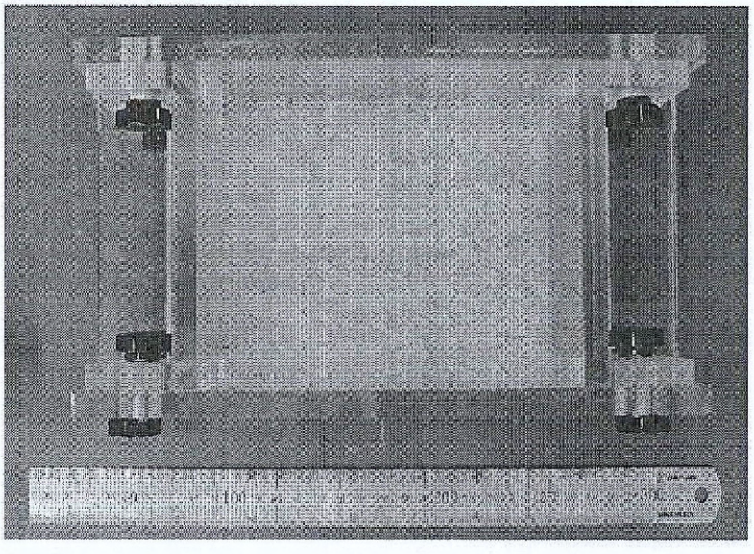


그림 3.22 주형틀에 설치된 실리콘의 모습

시료를 복제하기 위한 암석 유사 재료로는 시멘트 모르타르를 사용하였으며, 시험편은 실리콘을 이용하여 하부 절리면을 먼저 성형한 후 다시 이 하부 절리면을 이용하여 상부 절리면을 복제하였다. 시멘트 모르타르 복제 시험편은 다음과 같은 순서로 제작하였다.

1) 절리면을 복제한 실리콘을 그림 3.22와 같이 설치하고 모르타르와 실리콘이 잘 떨어지도록 실리콘 표면에 이형제를 도포한다.
2) 성형 틀에 적당량의 시멘트 모르타르를 넣은 후 시멘트-물 중량비가 100 : 13이 되도록 물의 무게를 달아 용기에 넣는다.
3) 교반기를 사용하여 200 rpm의 속도로 3분 정도 혼합하고 수작업으로 혼합을 마무리 한다.
4) 시멘트 모르타르를 복제한 실리콘 절리면으로부터 10 mm 되는 높이까지 채우고 다짐 막대를 이용하여 기포를 제거한 후 65 mm되는 높이까지 되도록 채운다.
5) 습도를 80 % 이상 유지하기 위해 비닐을 덮어 12시간 정도 양생한다.
6) 하부 절리면이 굳으면 실리콘을 제거하고 다시 이 절리면을 이용해서 같은 방식으로 상부 절리면을 제작한다. 이 때 하부 절리면에 이형제를 골고루 도포하여 양생이 끝난 후 잘 떨어지도록 한다.
7) 1일간 양생 후 서로 붙어있는 모르타르 시험편을 둘로 나누고 다시 3일간 양생을 한다.

그림 3.23은 시멘트 모르타르로 성형한 인공 절리면의 모습을 보여주고 있다.

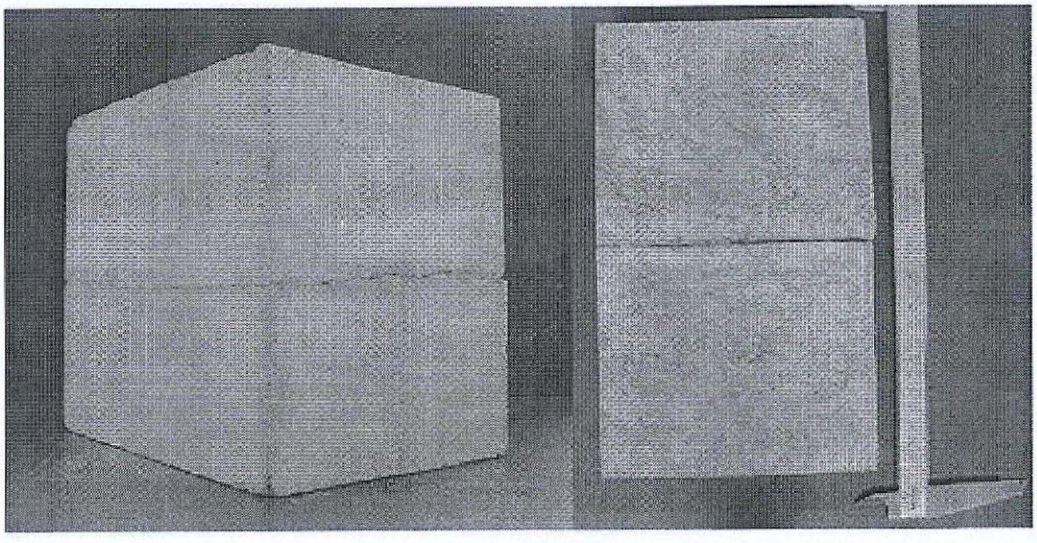


그림 3.23 복제된 인공절리의 모습

③ 이등변 톱니 모양의 인공절리 시험편 제작

톱니 모양의 시료를 만들 수 있는 성형틀의 크기는 가로 155 mm, 세로 150 mm, 높이 110 mm로서, 인공 절리 시료의 상부 반단면과 하부 반단면을 동시에 만들 수 있다. 가로는 65 mm와 90 mm로 분리되어 그 사이에 경사각을 만들 부재를 끼워 넣을 수 있다. 그림 3.24에 보이는 것과 같은, 규칙적인 이등변 톱니 모양의 절리 주기가 3개 포함된 경사각 5, 10, 12.5, 15, 17.5, 22.5, 30의 부재를 제작하여 틀 사이에 부재를 끼워 넣어 성형틀을 준비고 동시에 상부와 하부 절리면을 제작하였다. 그림 3.25과 그림 3.26는 철제 판을 성형틀 사이에 끼워 놓은 모습을 보여주고 있다.

제작 방법은 화강암 인장절리를 이용해 복제 시험편을 만드는 것과 비슷하며, 한 번에 상·하부 절리면을 제작할 수 있기 때문에 시멘트 모르타르를 주입한 후 4일간 양생한 후 성형 틀을 제거하였다.

그림 3.24 성형틀에 사용된 철제판 도면 (Unit: mm).

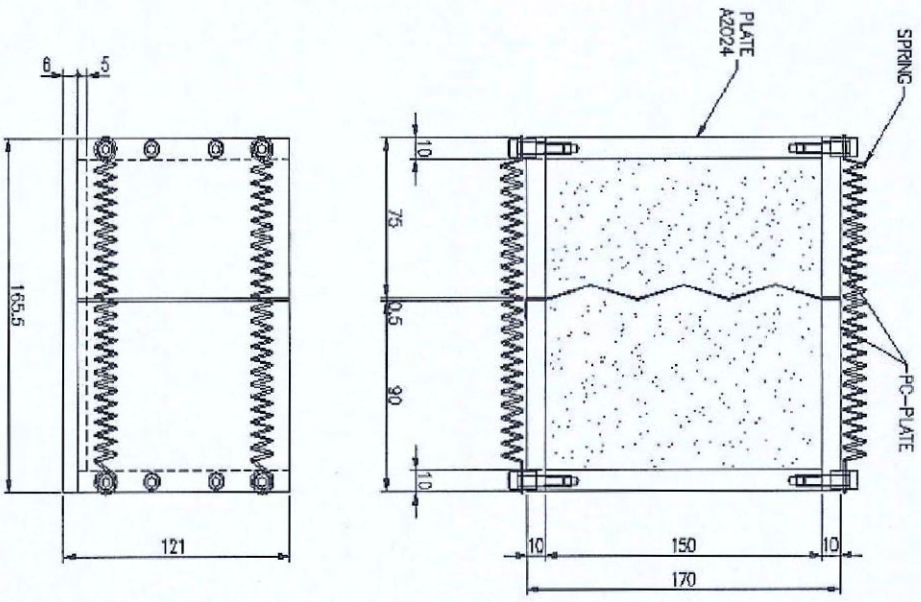


그림 3.25 성형틀에 설치된 철제판 도면 (단위: mm).

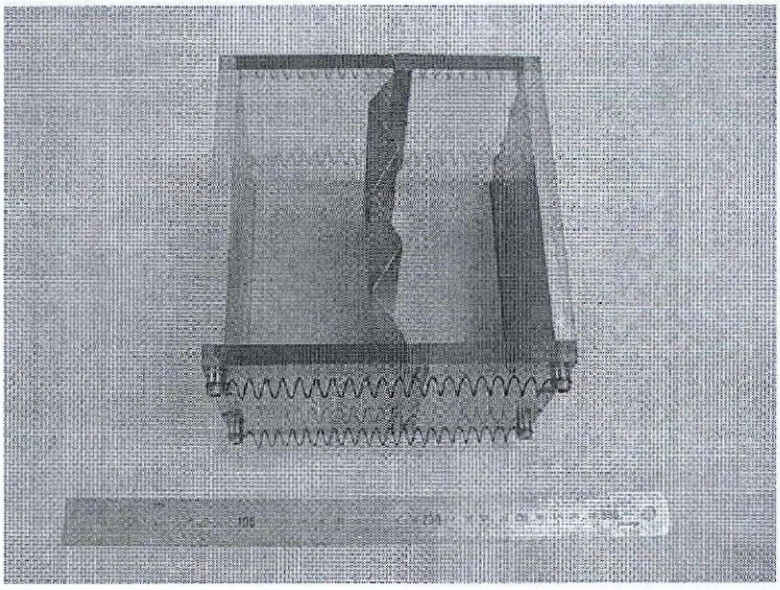


그림 3.26 톱니모양 인공절리를 만드는 성형틀 전경

3.2.2 실험 장치

본 연구에서 사용한 직접 전단 시험기는 서울대학교 암반공학 연구실에서 설계하고 (주)연엔지니어링에서 제작되었다. 시험기는 서보 제어가 가능하며 삼각형 시료를 이용하여 임홍래 (2004), 권종찬 (2005)에 의해 성능이 검증되었다. 전단 시험 동

안 미소파괴음을 측정하기 위해서 미국 Physical Acoustic Corporation의 MISTRAS 2001 시스템을 이용하였다.

(1) 직접 전단 시험장치

본 연구에 사용된 직접 전단 시험기는 서보 제어를 통해 일정 수직 하중 (constant normal load, CNL) 전단 시험 및 일정 수직 강성(contant normal stiffness, CNS) 전단 시험이 가능하다. 전단 시험기는 크게 시험기 본체 (main frame)와 시험기를 제어하는 프로그램 (control program), 그리고 유압 펌프 (hydraulic power unit), 신호 증폭기 (signal amplifier), A/D변환기 (Analog-Digital converter) 등으로 구분할 수 있다. 그림 3.27은 시험기 본체와 제어 컴퓨터의 모습을 보여주고 있으며, 그림 3.28은 직접 전단 시험기에서 전기적 신호의 흐름을 나타내며, 각각의 센서에서 읽어 들인 변위 변환기 및 하중 변환기의 신호 및 서보 밸브의 신호는 증폭기를 거치면서 증폭되어 컴퓨터에서 처리된다.

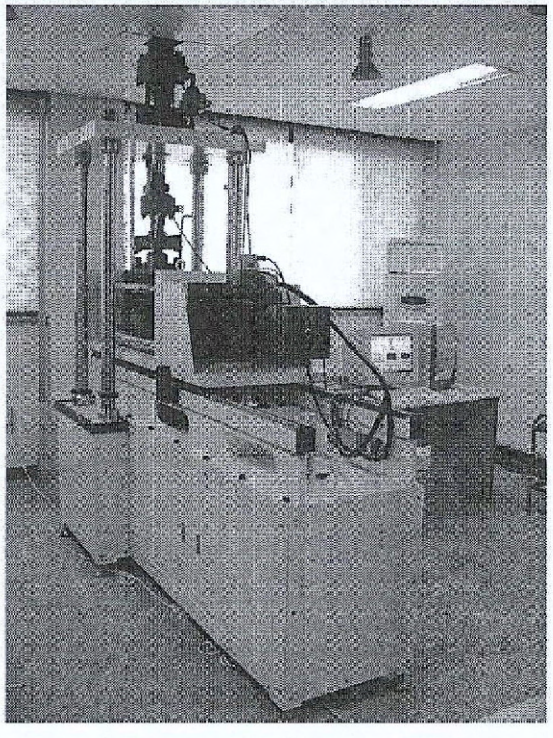


그림 3.27 실험에 사용된 전단시험기

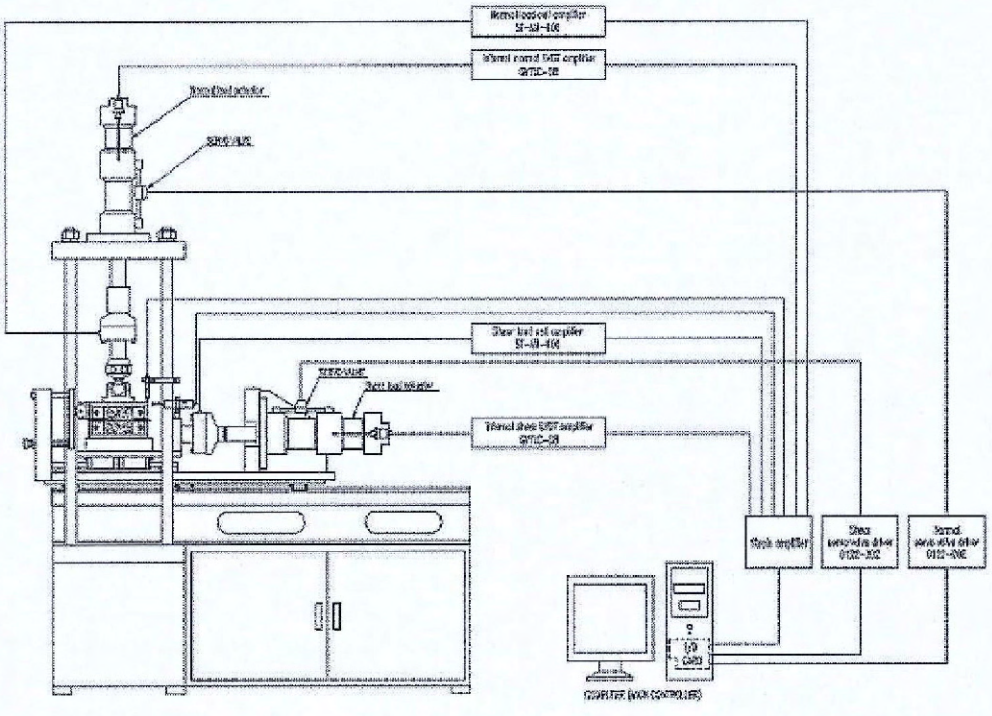
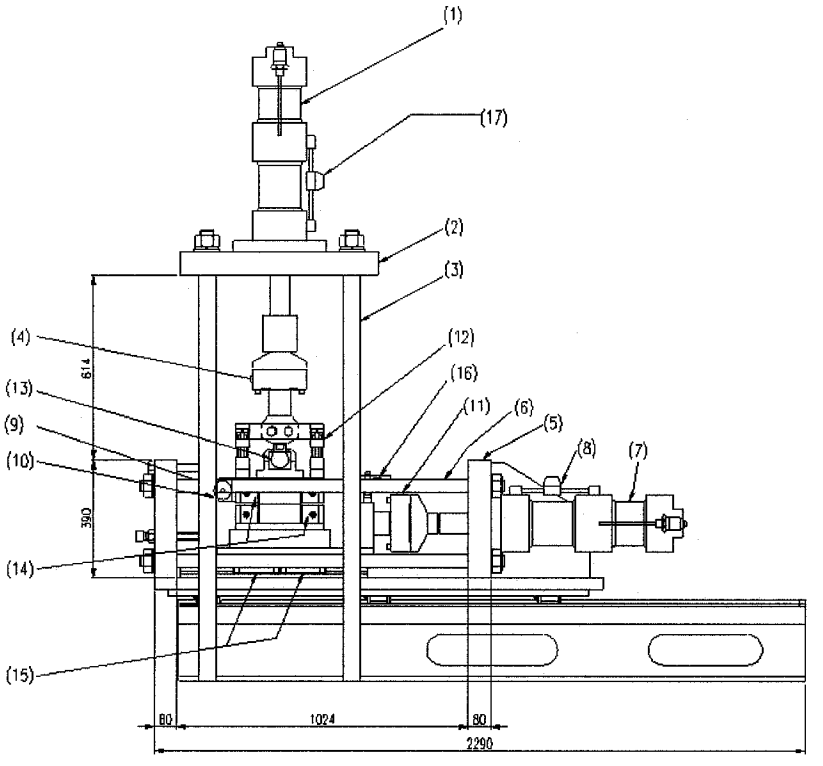


그림 3.28 전단시험기의 전자 제어 흐름에 관한 단면

① 직접 전단 시험기 본체

전단 시험기의 주요 부위는 그림 3.29에서 볼 수 있듯이 전단 시험기 본체는 크게 수직축 제어와 전단축 제어로 구분하여 설계되었다.



(1) Normal load actuator
(2) Normal stiff plate
(3) Normal stiff rod
(4) Normal load cell
(5) Shear stiff plate
(6) Shear stiff rod
(7) Shear load actuator
(8) Shear load servo valve
(9) Reaction plate for shear load
(10) Roller bearing
(11) Shear load cell
(12) Upper shear box fixing clamp
(13) Spherical seat
(14) Upper and lower shear box
(15) Linear motion bearing
(16) External shear LVDT

그림 3.29 직접전단시험기 도면

수직축 제어는 변위 제어와 하중 제어가 가능하며, 전단축 제어는 수직축 제어와 무관하게 변위 제어나 하중 제어를 선택할 수 있다. 본 연구에서는 수직축은 하중 제어를 통하여 실험 세팅을 하였고, 전단축 제어는 변위제어로 선택하여 일정한 $1mm/\min$ 속도로 전단 시험을 수행하였다.

수직 액츄에이터 (1)은 그 내부에 변위 변환기 (linear variable differential transformer, LVDT)를 포함하고 있으며, 서보밸브로 제어가 된다. 전단 액츄에이터

(8)의 모습도 수직 액츄에어터 (17)과 같이 내장형 LVDT를 포함하고 있으며 서보 밸브로 제어가 된다.

수직 액츄에이터와 전단 액츄에이터에 부착되어 있는 2개의 서보밸브는 미국의 MOOG사의 G761-3003을 사용하였으며, MOOG사에서 자체 개발한 유로 카드 (Euro-card) 형식의 서보앰프인 G122-202를 이용하여 제어된다.

내장 변위변환기는 자기유도 방식을 이용하는 일본 SANTEST의 GYRP-100을 사용하였고, 제어는 GYTLC-08 제어기를 사용하였다. 변위변환기에서 받아들인 신호는 GYTLC-08 제어기를 거쳐 서보앰프에 입력되게 하여 폐루프를 구성한다. 측정 범위는 직선 거리 0 mm에서 100 mm까지 가능하며, 정상상태에서 1초에 1000번 측정값을 출력한다. 전체 측정 범위 100 mm에 대해서 비선형성은 ±0.005%, 분해도는 ±0.01%이다

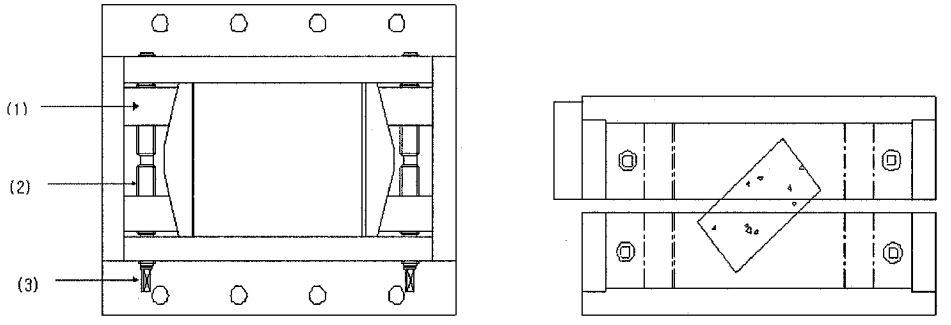
수직 강판 (2)는 수직 액츄에이터를 지지하는 역할과 4개의 수직 강봉 (3)을 지지하는 역할을 하고, 전단 강판 (5)는 전단 액츄에이터를 지지하는 역할 및 4개의 전단 강봉 (6)과 전단 반력판 (9)를 지지하는 역할을 한다.

수직 하중 변환기(4)와 전단 하중 변환기(11)는 국내 '봉신 로드셀'사의 DSCK를 사용하였으며, 용량은 20t이다. 하중 변환기의 안전한 재하 하중 범위는 30 ton이고, 극한 재하 하중 범위는 60 ton이다. 전체 측정 범위에 대해서 비선형성은 0.05% 미만이며, 탄성 이력현상(hysterisis)은 0.05% 미만이다.

롤러베어링(10)은 상부 전단 상자에 고정되어 있으며, 전단 하중을 전단 반력판에 전달해주며 수직 팽창이 발생할 때에 전단 하중에 의한 마찰력을 감소시키는 역할을 한다. 기존에는 세 개의 작은 베어링으로 설계 되었으나 전단 시험 시 절리면의 롤링 (rolling)과 피칭 (pitching)에 의해 정확한 전단 하중을 반력판에 전달해주지 못하여 본 연구에서는 하나의 일체형으로 교체하였다. 직선 운동 베어링 (15)는 일본 THK사 제품으로 20 ton의 하중 지지력이 있다. 하부 전단 상자 밑에 2개가 위치하여, 전단시험 시 하부 시료가 직선 운동을 할 수 있게 지지하는 역할 및 수직 하중으로 인한 마찰력 을 감소시키는 역할을 한다.

그림 3.30은 시료를 고정시킬 전단 상자의 모습을 보여준다. (a)는 전단 상자를 위에서 바라본 모습이고, (b)는 상■하부 전단 상자에 시료가 장착된 모습을 보여준다. (3)의 죔쇠를 시계 반대방향으로 돌리면 방향이 서로 다른 두개의 나사(2)에 의해 (1)은 안 쪽으로 점점 움직이게 되고 시료를 고정시켜줄 틀은 전단 상자 가운데

로 이동하면서 시료를 고정시키게 된다.

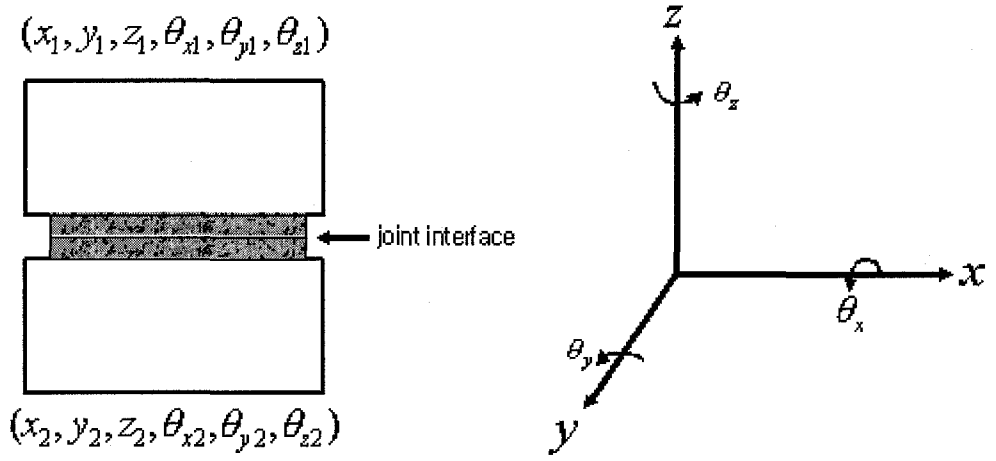


(a) 평면도 (b) 정면도

그림 3.30 전단 박스의 도면

② 자유도

암반 블록이 사면을 따라 미끄러질 경우 암반 블록의 절리면 거동은 3차원 문제이다(Huang, 1990). 그림 3.31와 같이 전단면에 대하여 6개의 상대 자유도가 있으며, 이는 각 축을 따르는 이동과 각 축에 대한 회전이다. 일정 수직 하중 조건을 모사하는 전단 시험에서 자유도가 많을수록 실제 자연 현상을 잘 모사할 수 있다. 전단 방향을 x축으로 하면 이전 전단 시험기는 대개의 경우 x축으로의 전단변위, z축으로의 수직 팽창 그리고 y축에 대한 회전(pitching)만을 허용한다. 현장에서의 전단거동에 전단방향의 x축인 경우 y축 방향에 대한 변위는 z축에 대한 회전(yawing)과 함께 발생할 것으로 생각되나 이를 실내시험에 적용하기는 곤란하다. 이 연구에서 사용된 전단 시험기는 일정 수직 하중 조건에서 x축과 z축의 변위와 x축과 y축의 회전이 가능하도록 설계하였다. 실제 터널과 암반에 관입된 파일 그리고 앵커의 경우를 모사하는 일정 수직 강성 조건에서는 주변 암반으로 x축과 y축 회전이 자유롭지 못하다고 판단하여 이를 고정시키고 실험을 수행하였다.



(a) 불연속면의 자유도 (b) 전단면의 자유도

그림 3.31 3차원 문제에서의 자유도에 관한 도면

③ 접촉면적

전단변위에 따른 시료 접촉면적의 변화는 이상적인 형태를 가정하여 계산된 값을 사용 하였다. 사각형 시료의 경우 그림 3.32의 (a)에서 제시된 것과 같이 임의 지점에서 측정된 전단변위 u_i에 따라 시료 접촉면이 선형적으로 변화하므로 다음의 식으로 면적을 계산하였다.

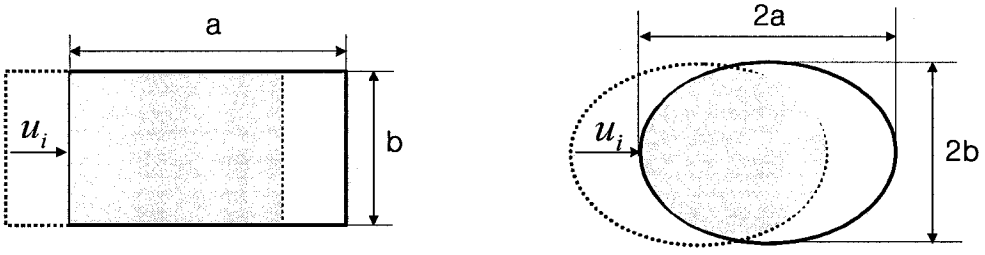
$$A_i = b(a - u_i) \tag{3.12}$$

여기서 A_i는 임의 전단변위 u_i에서 시료 접촉면적, a는 시료의 길이 그리고 b는 시료의 폭을 나타낸다.

타원에서 장축의 길이와 단축의 길이가 같은 특수한 경우가 원이므로 원형 시료와 타원형 시료의 경우에는 모두 이상적 타원으로 가정하였다. 타원 시료에 대해 그림 3.32의 (b)와 같이 전단변위 u_i가 측정된 임의 지점에서 시료의 접촉면적은 아래의 식으로 계산할 수 있다(Hencher & Richard, 1989).

$$A_i = \pi ab - \frac{u_i b\sqrt{4a^2 - u_i^2}}{2a} - 2ab\sin^{-1}\left(\frac{u_i}{2a}\right) \tag{3.13}$$

여기서 A_i는 임의 전단변위 u_i에서 시료 접촉면적, a는 타원 장축의 반지름 그리고 b는 타원 단축의 반지름을 나타낸다.



(a) 사각형 시료 (b) 타원형 시료

그림 3.32 전단시험시 발생하는 접촉면적의 변화

(2) 미소파괴음 측정기

전단 시험을 하는 동안 거칠기 손상을 예측하기 위하여 미소파괴음 계수와 에너지 그리고 음원을 추적하기 위해서 미국 Physical Acoutic Corporation (PAC)사에서 만든 MISTRAS 2001 시스템을 사용하였다. MISTRA 2001 시스템은 IBM 호환 PC, AEDSP-32/16 카드, MISTRAS 소프트웨어, 센서, 전치 증폭기로 이루어지며, AE 파형과 신호 측정, 결과 분석 및 디스플레이 등을 수행하는 완전 디지털 방식의 멀티채널 컴퓨터 구동 시스템이다.

AE 센서는 (주)하기소닉에서 제작한 AE-SC 모델을 사용하였다. 이 센서의 주파수대역은 100kHz에서 1MHz 이며, 크기는 지름 3.6 cm, 두께 2.4 cm이다. 그리고 미세학적으로 볼 때 센서가 부착될 시료표면은 매우 거칠다고 할 수 있기 때문에 실제로 몇 부분만이 접촉을 하게 된다. 그래서 이러한 접촉 간격을 없애기 위해서 본 연구에서는 고진공접착제 (electron wax)를 사용하여 센서를 시료 표면에 부착하였다.

센서에서 감지된 미소파괴음 신호는 PAC Model 1220A의 전치 증폭기 (preamplifier)는 40dB과 60dB로 증폭시키는 기능을 가지고 있는데 본 연구에서는 AE 센서에서 받아들인 신호를 전치 증폭기에서 40dB로 증폭시켜서 AEDSP-32/16카드로 전송하였다.

AE를 측정하는데 사용된 소프트웨어는 MI-3DL이다. 이 프로그램은 AE 카운트, AE 에너지, AE 계수, 오름시간, 진폭, 지속시간, 최대 진폭을 측정할 수 있으며, 3차원 음원 추적을 수행할 수 있다.

프로그램 실행에 앞서 채널 설정에 채널의 수, 검출한계 (Threshold), PDT (Peak Definition time), HDT (Hit Definition Time), HLT (Hit Lockout Time)을 설정해 줘야 한다. 본 연구에서는 3차원 음원 추적 프로그램을 사용하였기 때문에 6개의 채널을 사용하였으며, 각각 45 dB, 50 μsec, 100 μsec, 100 μsec으로 설정을 하였다.

3.2.3 CNS, CNL 조건의 실험 방법 및 계획

(1) 실험 방법

시멘트 복제 시료와 화강암 인장절리 시료를 이용하여 일정 수직 하중 조건과 일정 수직 강성 조건에서 전단 시험을 수행하며, 시험 순서는 다음과 같다.

(1) 전단 시험을 하기에 앞서서 전단시험기의 유압펌프를 가동해서 20분 정도 예열시킨다.
(2) 전단 시험에 사용될 시료의 크기를 버니어 캘리퍼스로 측정하고, 시료 모양과 크기를 전단 제어 프로그램에 입력한다.
(3) 미소파괴음 측정을 위해서 하부 시료의 양면을 깨끗하게 닦고 하부 전단 박스에 고정을 시킨다.
(4) 하부 시료위에 상부 시료를 올려놓고 수직 하중 제어를 통해 천천히 상부 전단 박스를 내려 상부 시료가 전단 박스 안으로 들어가게 한다. 그리고 약간의 하중을 가해 상•하부 시료가 잘 밀착되었는지 확인을 하고, 상부 전단 박스를 조인다. 이 때 양 쪽 나사를 알맞게 조정하지 않으면 전단 응력이 미리 가해질 수 있으므로 주의를 기울여야 한다.
(5) 그림 3.33과 같이 6개의 AE 센서를 부착한다. 이 때 센서와 시료표면 사이에 틈이 생기면 파가 제대로 전달되지 않기 때문에 고진공접착제를 사용해서 센서를 부착한다.

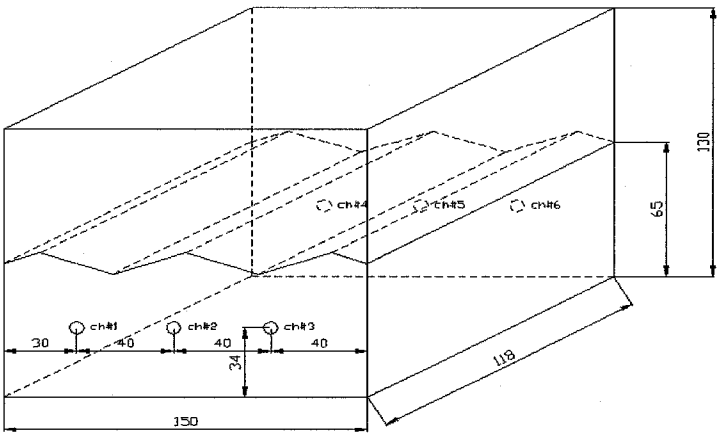


그림 3.33 시험편 내에 부착된 AE센서의 위치

(6) 상부 전단 박스의 양쪽 방향에 수직 팽창을 측정할 수 있는 외부 LVDT를 2개 설 설치하고, 전단 변위를 측정할 수 있는 외부 LVDT도 상부 전단 박스에 설치한다.

(7) 수직 하중 제어를 통하여 초기 수직응력까지 하중을 가하고, 최종 전단변위 값을 입력한다.

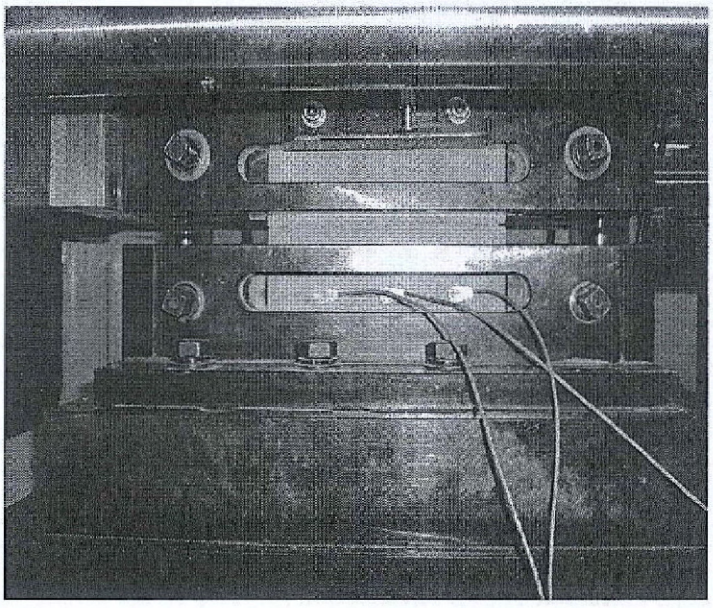
(8) 외부 LVDT 3개와 내부 LVDT 2개에 대해서 영점을 조절한다.

(8) 전단 시험기 제어 프로그램에서 일정 수직 강성 조건일 경우에는 강성 제어 부분에서 원하는 초기 수직 응력과 일정 수직 강성을 입력한다. 또, 일정 수직 하중 조건일 경우에는 응력 제어부분에서 일정 수직 응력을 설정해 준다.

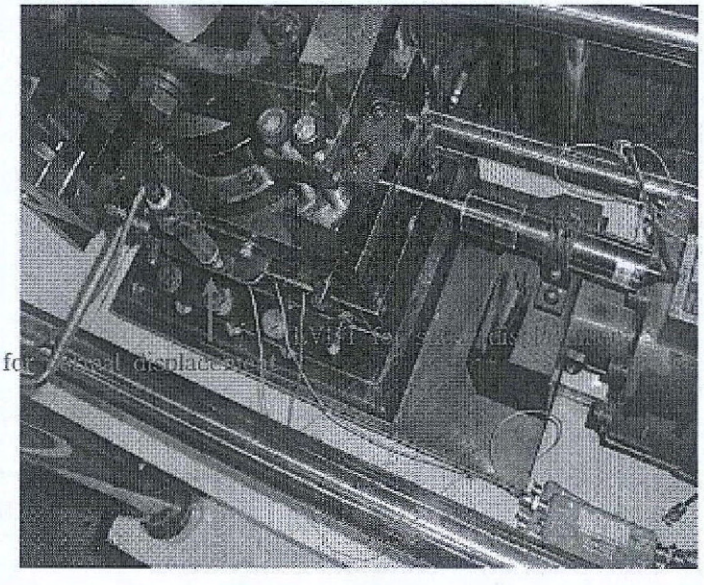
(9) 전단 변위가 25 mm가 되면 전단 시험이 종료되게 설정하고, 미소 파괴음 측정기인 MISTRAS 2001과 전단 시험기를 동시에 작동시켜 같은 시간에 데이터를 받을 수 있도록 한다. 이 때 전단 시험기에서는 1초 간격으로 전단변위, 수직 변위, 전단응력, 수직응력을 측정하고, 미소파괴음은 연속적으로 측정한다.

(10) 시험 자료의 분석은 수직 응력, 전단 응력, 수직변위, 전단 변위, 미소파괴음 계수, 미소파괴음 에너지, 미소파괴음 진폭, 미소파괴음 센서별 시간차이를 이용한 음원추적, 총 7개의 자료를 가지고 분석을 수행하였다.

그림 3.34은 실험이 진행되기 전의 모습을 보여주는 것으로서, (a)는 시료 표면에 AE 센서를 부착한 모습이고, (b)는 전단변위 및 수직변위 측정하기 위해 외부에 설치된 LVDT를 장착한 것이고, (c)는 전단시험기와 AE 측정기의 모습이다.

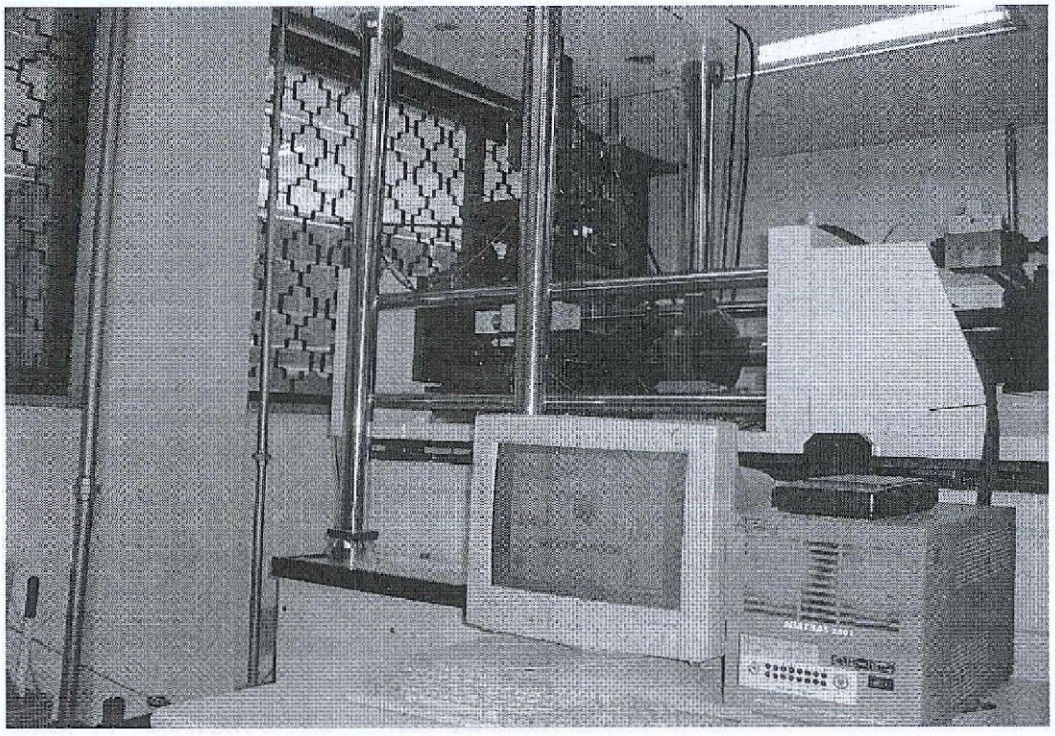


(a) 부착된 AE 센서



(b) 부착된 LVDT

그림 3.35 전단실험을 위한 시험 준비



(c) 실험기와 AE측정 장비의 모습

그림 3.35 계속

(2) 실험 계획

본 연구에서는 전단 시험 재료로 인공 절리를 낸 화강암과 이 화강암의 절리면 그리고 자연 절리면을 복제한 시멘트 모르타르 복제 시험편을 사용하였다. 시험편을 구분하기 위하여 톱니모양 시료는 SW, 인장절리 복제 시료는 M, 자연절리 복제 시료는 N 그리고 화강암 시료는 G의 기호를 사용하였다. 직접 전단 시험 방법은 경계 조건에 따른 전단 거동을 특성을 조사하기 위해서 일정 수직 하중 조건과 일정 수직 강성 조건에서 직접 전단 시험을 수행하였다.

일정 수직 하중 조건에서는 수직응력을 0.2, 0.5, 1.0 그리고 1.5 MPa로 바꾸어가며 실험을 수행하였으며, 전단 속도는 1 mm/min으로 고정시켰다. 일정 수직 강성 조건에서는 주변 암반의 강성을 나타내는 수직 강성을 0.1, 0.2, 0.5, 1.0 그리고 1.5 MPa/mm로 바꾸어 가면서 수직 강성 변화에 따른 전단 거동 특성을 조사하였고, 초기 수직응력을 0.1, 0.2, 0.5 MPa로 바꾸어 가면서 실험을 수행하였다. 표 3.4는 일정 수직 하중 조건 (CNL)에 사용된 시료와 수직응력 범위를 나타낸 것이고, 표

3.3은 일정 수직 강성 조건 (CNS)에 사용된 시료와 초기 조건 범위를 나타낸 것이다.

그리고 본 실험에서는 전단 시험을 하는 동안 발생하는 미소파괴음의 특성을 관찰함으로써 거칠기 손상과 거칠기 파라미터의 관계를 좀 더 자세히 비교해 보고자 하였다.

표 3.4 일정수직하중 조건에서의 실험 조건

sample	Normal stress (MPa)			
	0.2	0.5	1.0	1.5
M2	◎	◎	◎	◎
M3	◎	◎	◎	◎
M5	◎	◎	◎	◎
M9	◎	◎	◎	◎
M13	◎	◎	◎	◎
M14	◎	◎	◎	◎
M15	◎	◎	◎	◎
M16	◎	◎	◎	◎
SW	◎	◎	◎	◎
N1	◎	◎	◎	◎
N2	◎	◎	◎	◎
N3	◎	◎	◎	◎

표 3.5 일정수직강성 조건에서의 실험 조건표

Sample	Initial normal stress (MPa)	Normal stiffness (MPa/mm)				
		0.1	0.2	0.5	1.0	1.5
M1	0.1		◎	◎	◎	
	0.2	◎	◎	◎		
	0.5		◎			
M2	0.1		◎	◎	◎	◎
	0.2	◎	◎	◎		
	0.5		◎			
M3	0.1		◎	◎	◎	◎
	0.2	◎	◎	◎		
	0.5		◎			
M4	0.1		◎	◎		
	0.2	◎	◎	◎		
	0.5	◎	◎	◎		
M5	0.1		◎	◎	◎	◎
	0.2	◎	◎	◎		
	0.5		◎			
M7	0.1		◎	◎		
	0.2	◎	◎	◎		
	0.5		◎	◎		
M8	0.1		◎	◎		
	0.2	◎	◎	◎		
	0.5		◎	◎		
M9	0.1		◎	◎		◎
	0.2		◎	◎		
	0.5		◎			
M10	0.1		◎	◎		
	0.2	◎	◎	◎		
	0.5		◎	◎		
M11	0.1		◎	◎		
	0.2	◎	◎	◎		
	0.5		◎	◎		

표. 3.5 계속

Sample	Initial normal stress (MPa)	Normal stiffness (MPa/mm)				
		0.1	0.2	0.5	1.0	1.5
M13	0.1		◎	◎	◎	◎
	0.2		◎			
	0.5		◎			
M14	0.1		◎	◎	◎	◎
	0.2		◎			
	0.5		◎			
M15	0.1		◎	◎	◎	◎
	0.2		◎			
	0.5		◎			
M16	0.1		◎	◎	◎	◎
	0.2		◎			
	0.5		◎			
M17	0.1		◎	◎	◎	◎
	0.2		◎			
	0.5		◎			
SW	0.15		◎	◎	◎	
	0.35		◎	◎	◎	
	1.0		◎	◎	◎	
N1	0.1					◎
N2	0.1					◎
N3	0.1					◎
G2	0.5		◎			
G5	0.1			◎		
G13	0.1				◎	
G14	0.1				◎	
G15	0.1				◎	
G16	0.1				◎	
G17	0.1			◎		

* SW의 경우 총 7종류의 경사각에 대하여 실험수행

3.2.4 직접 전단 시험기의 검증

직접 전단 시험기의 검증은 각 시험 방법에서 서보 밸브 피드백 제어의 정확도를 중심으로 실시되었다. 그리고 전단 속도의 영향에 따른 전단 거동 시험 및 일정 수직 하중 조건의 직접 전단 시험을 실시하였다. 서보 밸브 피드백 제어의 정확한 정도는 일정 전단 속도의 제어, 일정 수직 응력의 제어, 일정 수직 강성의 제어에 대한 검증을 실시하여 파악하였다.

(1) 일정 전단 속도의 제어

일정 전단 속도 제어의 정확도는 입력한 전단 속도와 실제 기록된 데이터의 차이를 비교하여 평가하였다. 전단축에 대해서 서보밸브의 제어 방법을 비례제어로 설정한 후, 명령한 값과 실제 제어의 정확성 여부를 비교하였다. 전단 속도를 2 mm/min 즉 0.0333 mm/sec으로 설정하고, 하부 전단 상자의 전단 변위가 30 mm 발생하도록 하였다. 데이터 기록은 1초에 1개를 기록 하였다. 시간에 따른 전단변위의 발생량은 수직 하중 없이 하부 전단 상자만이 전단변위가 발생하는 경우와 수직 하중이 재하 되어 실제로 전단 시험이 이루어지는 동안에 하부 전단 상자의 전단변위가 발생하는 경우에 대해서 분석하였다. 실제 시험 전단 시험은 30의 경사각을 가지는 이등변 톱니 모양의 인공절리 시료에 대해 초기 수직 응력을 0.35 MPa로, 일정 수직 강성을 0.5 MPa/mm의 조건으로 실험을 실시한 경우이다.

두 가지 실험 모두 데이터 개수는 900 개로서, 기록된 데이터에 대해서 히스토그램을 그린 결과 그림 3.36와 같이 정규분포를 따르는 것으로 판단 되었다. 두 그래프에서 수직 하중을 재하 하지 않은 조건이 수직 하중을 재하한 조건에 비하여 평균 주위에 보다 더 밀집되어 있다. 그리고 수직 하중이 재하된 조건에서는 0.0730 mm/sec의 특이값이 발견되어 전체 데이터에 대한 산포도를 그림3.37에 제시했다.

수직 하중이 재하되지 않은 조건과 수직 하중을 재하한 실제 시험에 대한 통계적 파라미터를 표 3.6에 제시하였다. 표준 편차는 수직 하중을 재하 하지 않은 조건이 0.00449, 수직 하중을 재하한 조건이 0.00578로서 재하한 조건의 산포도가 더 높게 나타날 것으로 예상되며 이것은 그림 3.36을 통해서 확인되었다.

표 3.6 전단 속도에 관한 통계적 파라미터

Statistical parameter	Unloaded condition	Normal loaded condition
Mean (m)	0.0333	0.0334
Standard deviation (σ)	0.00449	0.00578
Maximum (max)	0.0450	0.0730
Minimum (min)	0.0120	0.0160

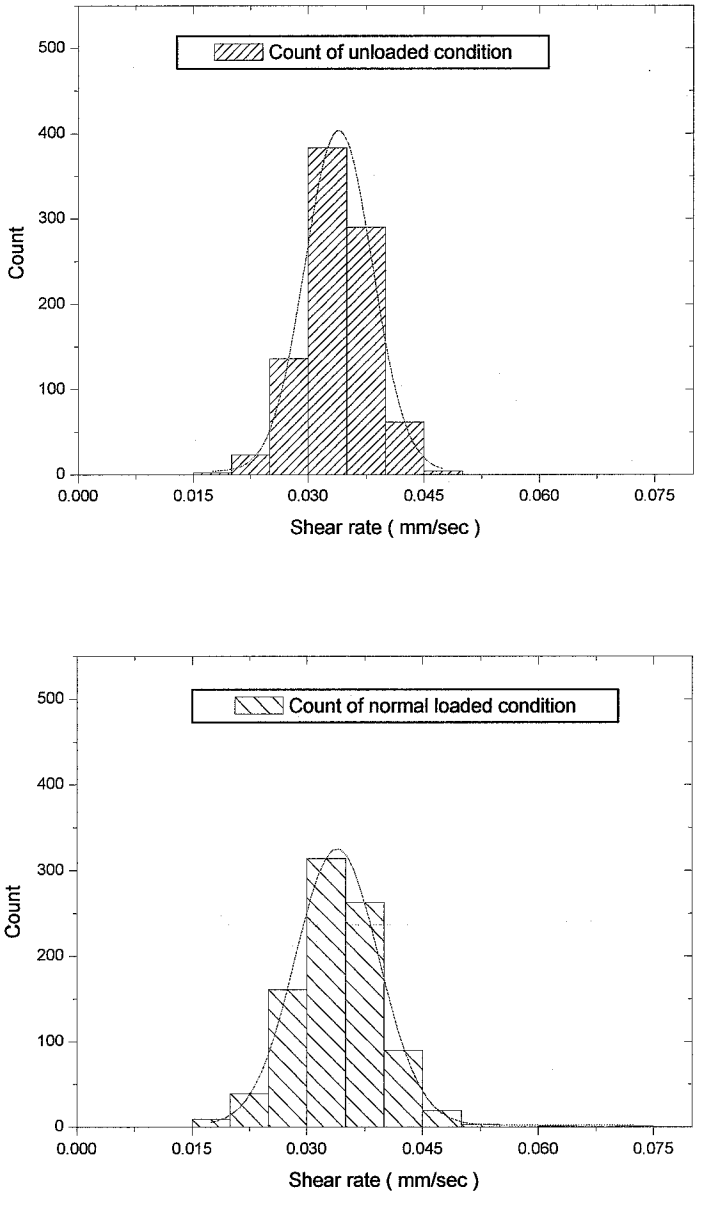


그림 3.36 전단 속도 히스토그램

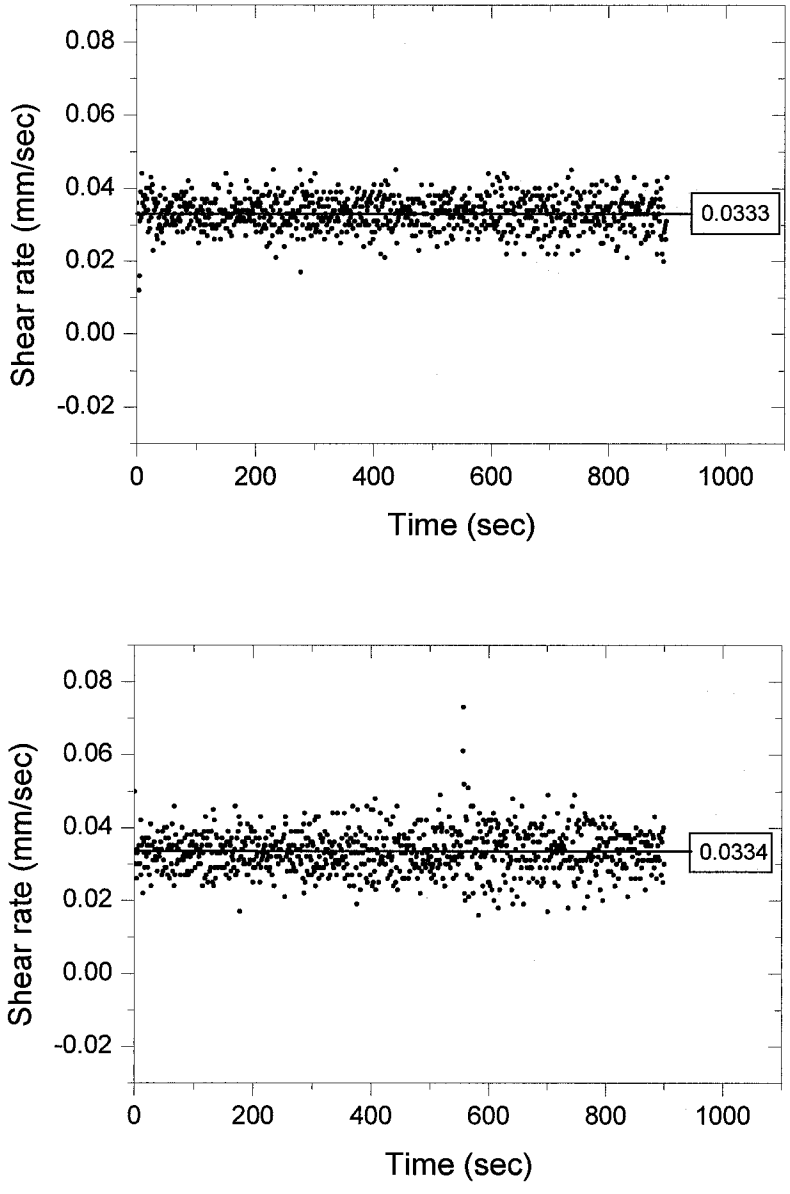


그림 3.37 시간에 따른 전단속도의 산포도

수직 하중이 없는 경우에는 전단축의 제어가 평균 0.0333 mm/sec로 이루어져, 명령값과 잘 일치함을 알 수 있었다. 그리고 센서를 기준으로 설정하면 내장 변위변환기의 측정오차가 약 0.01 mm이므로, 평균을 기준으로 2.227σ 이내를 시험기의 정상적 제어 구간으로 선정할 수 있다. 따라서 데이터를 정규분포

$N\left(0.0333,\ \ 0.00449^2\right)$을 만족한다고 가정하면, 전 시험 구간에 대하여 97.4% 정도 정상적으로 제어된다고 할 수 있다.

수직 하중이 재하 된 경우에는 전단축의 명령값인 0.0333 mm/sec보다 0.0001 mm/sec 더 크게 측정 되었다. 이는 유압 펌프의 유압이 동일한 배관을 통하여 수직 액츄에이터 및 전단 액츄에이터에 분배되어 공급되므로, 전단 서보 밸브와 수직 서보 밸브가 서로에 미세한 영향을 미치는 것에 원인이 있다고 사료된다. 또한 수직 하중이 없는 경우에 비해서 표준편차가 더 크게 나오는 이유는 재하된 수직 하중에 의해 구간 미끌림 (stick slip) 현상이 발생했기 때문으로 사료된다. 수직 하중이 재하 된 경우에도 정규분포 $N\left(0.0334,\ \ 0.00578^2\right)$를 따른다고 가정하면, 전 시험 구간에 대해서 1.730σ 이내를 시험기가 정상적으로 제어되고 있는 구간으로 설정할 수 있으며, 이는 시험이 이루어지는 동안 91.6% 정도 정상적으로 제어된다고 할 수 있다. 그리고 최대값으로 측정된 0.0730 mm/sec는 구속되던 전단 방향에 대해서 인공절리 거칠기의 파괴로 전단변위의 구속이 갑자기 개방되었기 때문에 발생한 것으로 보이며, 3초 후에 정상적인 제어 범위로 복귀했다.

(2) 일정 수직 응력의 제어

일정 수직 응력 제어의 정확성 여부는 일정 수직 하중 조건의 직접 전단 시험을 실시하여 확인 하였다. 시료의 크기는 폭 108 mm, 길이 150 mm이고, 시험 조건은 경사각 12.5의 이등변 톱니 모양의 인공 절리 시료에 대해, 초기 수직 응력을 1.00 MPa로 설정하였다. 그리고 전단 변위는 30 mm를 발생시켰고, 기록은 1초에 4개를 실시하였다.

수직 응력이 일정하게 유지되기 위해서는 전단 변위의 발생에 따른 전단 면적의 변화를 고려하여야 한다. 따라서 일정 수직 응력 제어의 검증은 측정된 수직 하중과 면적 변화의 고려 정도를 분석하는 것으로 이루어졌다.

전단 면적의 변화는 실제 맞닿아 있는 절리의 면적을 측정하는 것이 아니라, 이상적인 경우를 가정하고 계산한 값을 사용하였기 때문에 기록된 데이터와 산술적으로 계산한 값이 잘 일치했다. 면적 변화 요소에 대한 그래프는 그림 3.38에 제시 했으며, 그래프에서 실선으로 이어져 있는 직선은 실제로 기록된 데이터를 의미하고,

점선으로 이어져 있는 직선은 기록된 데이터에 대한 회귀 직선을 의미한다.

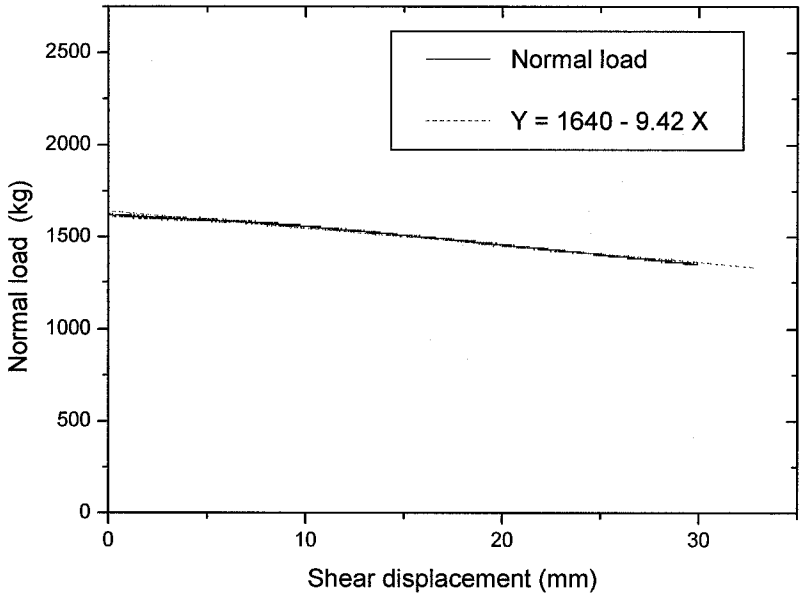


그림 3.38 측정된 전단면과 산술적으로 계산된 전단면의 면적 비교

선형 회귀분석 결과는 $Y=162-1.08X$ 로 나타났으며, 여기서 절편은 162 cm2이고 기울기는 -1.08 cm2/mm이다. Y의 단위는 cm2로서 시험이 진행되는 동안 감소되어 나타나는 임의 상태의 전단면적을 의미하고, X의 단위는 mm로서 시험이 진행되는 동안 임의 상태의 전단 변위를 의미한다. 표본 상관 계수 (sample correlation coefficient)는 -1.00이고, 면적 변화에 관한 기록 데이터는 선형회귀 직선에 대하여 표준 정규 분포 $N\left(0\ ,\ 0.00565^2\right)$을 따르는 것으로 확인되었다. 따라서, 전단 시험이 진행되는 동안 시료 면적의 변화는 제대로 반영되고 있다고 보여진다.

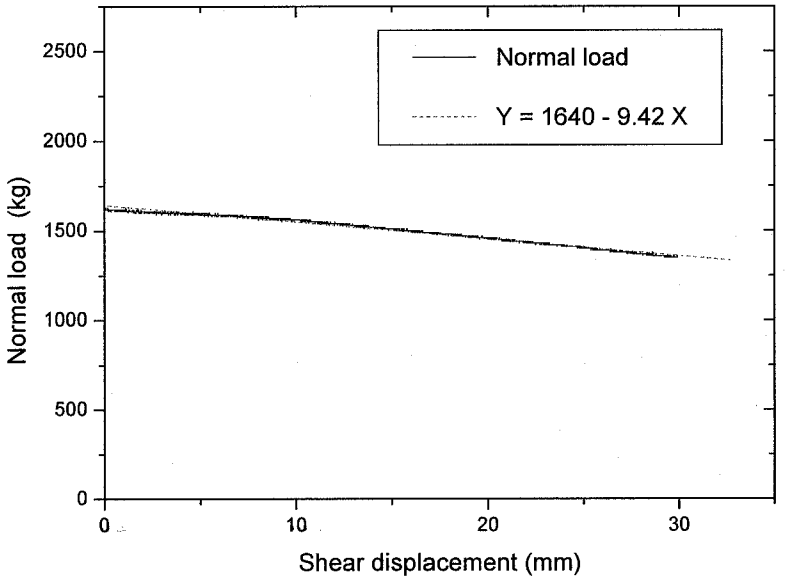


그림 3.39 직접 전단 시험 수행하는 동안 하중의 변화

일정 수직 하중 조건의 직접 전단 시험이 이루어지는 동안 하중의 변화는 그림 3.39에 보여지는 그래프와 같다. 분석 결과 수직 하중의 감소는 절편은 1640 kg이고, 기울기는 -9.42 kg/mm인 $Y = 1640 - 9.42X$ 로 선형회귀 되었으며, 여기서 Y 의 단위는 kg으로서 실험이 진행되는 동안 감소되어 나타나는 임의 전단 변위에서 수직 하중을 의미하고, X 의 단위는 mm로서 실험이 진행되는 동안 임의의 상태의 전단 변위를 의미한다.

실험 초기에 수직 하중이 목표로 하였던 1620 kg에 비하여 1630 kg으로 10 kg이 증가되어 나타났으며, 이는 수직 하중변환기의 제어 오차 10 kg이 반영된 결과이다. 또한 실험 초기에 하중의 변화량이 회귀직선과 비교하여 완만한 모습을 보이는 것은 시험 초기 안정화되는 동안 발생하는 잡음 (noise) 에 의해 발생하는 실험 오차로 사료된다.

선형 회귀분석 결과 표본 상관 계수는 -0.993으로 나타났으며, 실험이 진행되는 동안 감소된 하중의 변화량을 기록한 데이터는 회귀 직선에 대하여 표준 정규 분포 $N\left(0,\ 9.50^2\right)$ 을 만족하는 것으로 확인되었다. 기록된 면적의 변화량과 수직 하중의 변화량을 고려하여 다음과 같이 수직 응력의 변화 양상을 파악할 수 있다. 전단 시

험이 진행되는 동안 수직 응력의 변화에 대한 그래프는 그림. 3.25에 제시되어 있다.

그림3.23에서 알 수 있듯이 실험이 진행되는 동안 수직 응력이 비교적 일정하게 유지되는 것을 확인 할 수 있다. 실험 초기에 1.01 MPa로 나타나 1%의 오차가 발생하였고, 실험이 종료될 시점에는 1.04 MPa로 오차가 4%로 증가 되어, 실험이 진행되는 동안 지속적으로 오차가 증가하는 양상을 보였다. 이는 절편이 1.01 MPa, 기울기가 0.00113 MPa/mm인 회귀직선 $Y=1.01+0.00113X$ 로 표현 가능하다. 여기서 Y의 단위는 MPa로서 실험이 진행되는 동안 임의의 전단 변위에서의 수직 응력을 의미하고, X는 임의 상태의 전단 변위로서 단위는 mm이다.

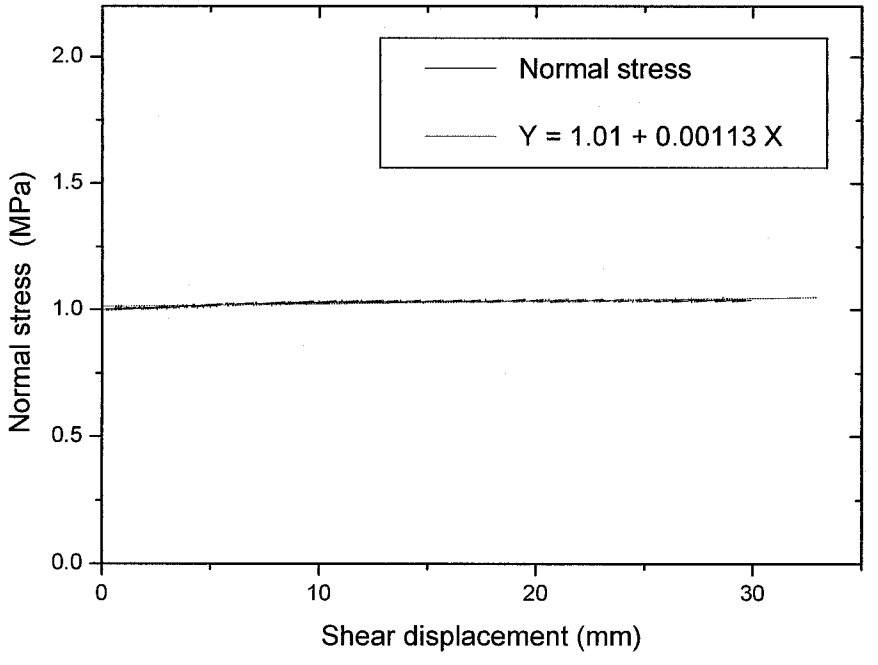


그림 3.40 일정수직하중 조건에서의 전단변위에 따른 수직응력

실험 초기 1%의 오차는 수직 하중변환기의 측정오차로 사료되고, 시험 종료시점까지 3%의 오차가 더 증가한 것은 실험이 진행되는 동안 시험기에 발생하는 블랙 노이즈 (black noise)로 사료된다.

측정된 수직 응력 데이터와 회귀직선의 표본 상관 계수는 0.857이며, 데이터는 회

귀직선에 대하여 표준 정규 분포 $N\left(0,\ 0.0587^2\right)$을 따르는 것으로 확인했다.

(3) 일정 수직 강성의 제어

암석역학 분야에서 수직 강성의 단위는 '하중/변위'와 '응력/변위'를 혼용하고 있다. 전자는 Indraratna, Haque, Aziz, Mouchaorab, Benmokrane (Indraratna et al., 1990), (Mouchaorab et al., 1994)등에 의해서사용되었고, 후자는Seidel, Haberfield, Johnston, Lam (Johnston et al., 1987), (Seidel et al., 1995)등에 의해서 사용 되었다. 이 연구에서는 수직 강성의 단위를 '응력/변위'인 'MPa/mm'로 사용하였다.

일정 수직 강성의 제어 여부는 수직 팽창 (dilation)에 따른 수직 응력의 증감 여부를 확인하여 검증하였다. 실험 방법은 일정 수직 강성 조건의 직접 전단시험으로, 실험 조건은 경사각 22.5의 이등변 톱니 모양의 인공 절리 시료에 대해서 초기 수직 응력을 1.0 MPa, 수직 강성을 0.5 MPa/mm로 설정했다. 실험 결과 팽창각 (dilation angle)은 21.5로 나타났으며, 전단 변위 19.4 mm 근방에서 거칠기의 전단 (shearing)이 발생하여 최대 수직 팽창은 7.58 mm로 나타났다.

3.3 실험 결과 및 분석

3.3.1 일정 수직하중(CNL) 조건의 실험결과

(1) 시험결과와 전단변수 결정

일정 수직 강성 조건의 실험 결과와 비교하기 위해 일반적으로 많이 수행되고 있는 일정 수직 하중 (CNL) 조건의 실험을 수행하였다. 11개의 거칠기가 서로 다른 복제 시료와 톱니모양 시료에 수직응력을 시멘트 모르타르 단축 압축강도의 0.7% ~ 5%까지인 0.2, 0.5, 1.0 그리고 1.5 MPa 4 단계로 실험을 수행하였다. 시험 자료의 분석은 동일한 시간 단계에서 얻은 전단변위, 수직응력, 전단 응력, 수직 변위 4개 자료를 사용하였다. 3.2.1 절에서 설명한 바와 같이 전단 시험기 자체적으로 전단 변위에 따른 시료 접촉면의 변화 계산이 가능하고, 계산된 면적에 따라 하중을 변화시키면서 수직 응력을 일정하게 유지하는 것이 가능하다.

시료의 기본 마찰각 (basic friction angle)을 구하기 위하여 톱으로 절단한 평면 절리 시료에 대하여 시멘트 모르타르의 경우 0.2 MPa, 0.5 MPa, 1.0 MPa 그리고 1.5 MPa로 수직응력을 변화시키면서 실험을 수행하였으며, 화강암 시료의 경우 0.5 MPa, 1.0 MPa, 1.5 MPa 그리고 2.0 MPa로 실험을 수행하였다. 그림 3.41과 그림 3.42는 그 결과를 나타낸 그래프이다. 시멘트 모르타르의 경우 기본 마찰각이 33.0°가 나왔으며, 황등화강암의 경우 35.3°의 기본 마찰각을 보이고 있다.

표 3.7은 인장절리 복제 시료와 자연절리 복제 시료의 시험 결과들을 정리한 것이다.

정점 전단강도 (peak shear strength)는 최대 전단응력 도달시의 전단응력이며, 이 때의 전단변위가 정점 전단변위 (peak shear displacement)이다. 잔류 전단강도 (residual shear strength)는 정점 전단강도 이후에 전단응력이 일정해지는 10mm 전단변위를 전후하여 잔류응력 값의 평균값으로 구하였으며, 전단강성 (shear stiffness)은 전단응력이 최대값에 도달하기 전의 50% 응력에서 비교적 선형인 구간의 전단응력/전단변위의 비로써 결정하였다. 수직 팽창은 전단응력이 일정해지는 10 mm 전단변위에서 수직변위를 구하였다.

최대 마찰각 (peak friction angle)과 잔류 마찰각 (residual friction angle)은 수직

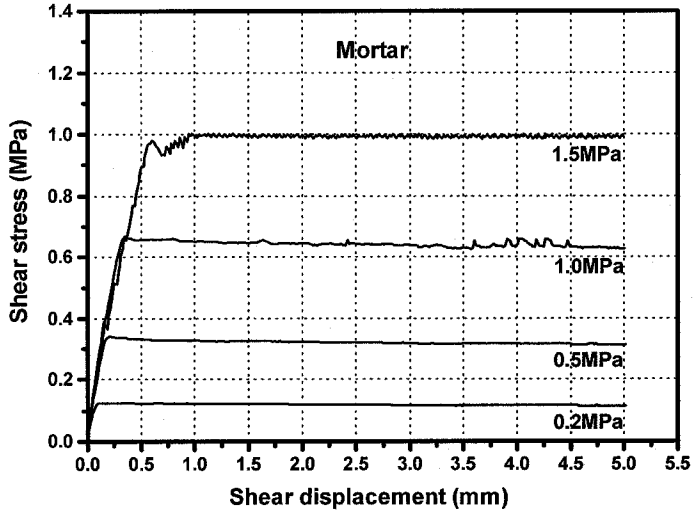
응력-전단응력 그래프에서 정점 전단강도와 잔류 전단강도 값을 직선으로 회귀하여 구하였다.

표 3.7 일정수직하중 조건에서의 직접 전단시험 결과

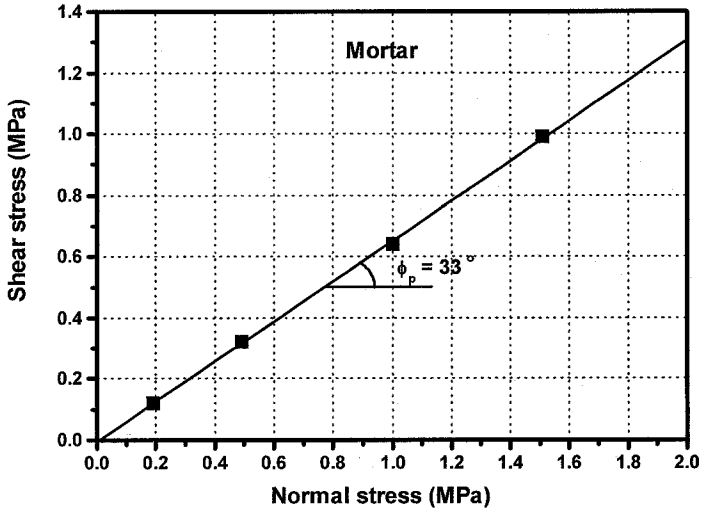
Sample NO.	Normal stress (Mpa)	Peak shear strength (Mpa)	Residual shear strength (Mpa)	Shear stiffness (Gpa/m)	Displace-ment at peak shear stress (mm)	Dilation (mm)	Peak friction angle (°)	Residual friction angle (°)
M2	0.2	0.53	0.15	1.63	0.37	2.2	50.0	35.2
	0.5	1.14	0.40	1.74	0.74	2.0		
	1.0	1.83	0.79	1.16	1.72	1.9		
	1.5	2.09	1.06	1.68	1.34	1.3		
M3	0.2	0.51	0.22	1.48	0.37	2.7	51.6	38.6
	0.5	1.29	0.47	1.79	0.73	2.4		
	1.0	1.70	0.80	1.15	1.44	1.8		
	1.5	2.27	1.28	1.75	1.37	1.2		
M5	0.2	0.44	0.20	1.44	0.42	2.7	54.3	45.7
	0.5	0.75	0.46	1.73	0.74	2.4		
	1.0	1.69	0.96	1.26	1.41	1.9		
	1.5	2.16	1.53	1.53	1.55	1.8		
M9	0.2	0.57	0.20	1.54	0.41	2.4	51.6	39.5
	0.5	1.03	0.44	1.77	0.59	2.3		
	1.0	1.31	0.68	1.20	1.14	1.0		
	1.5	2.32	1.32	1.69	1.41	1.5		
M13	0.2	0.53	0.20	1.36	0.50	2.5	53.4	38.9
	0.5	1.03	0.49	1.69	0.60	2.1		
	1.0	1.65	0.92	1.67	1.24	1.3		
	1.5	2.31	1.25	1.42	1.69	1.2		

표 3.7 계속.

Sample NO.	Normal stress (Mpa)	Peak shear stress (Mpa)	Residual shear stress (Mpa)	Shear stiffness (Gpa/m)	Displace-ment at peak shear stress (mm)	Dilation (mm)	Peak friction angle (°)	Residual friction angle (°)
M14	0.2	0.56	0.17	1.34	0.44	1.8	44.7	31.3
	0.5	0.81	0.40	1.60	0.52	1.5		
	1.0	1.17	0.76	1.62	0.78	1.0		
	1.5	1.88	0.95	1.59	1.20	0.9		
M15	0.2	0.44	0.20	1.70	0.42	2.7	51.2	35.7
	0.5	1.36	0.45	1.83	0.75	2.3		
	1.0	1.87	0.98	1.62	1.18	1.8		
	1.5	2.17	1.09	1.51	1.46	1.7		
M16	0.2	0.56	0.20	1.57	0.48	1.9	46.0	32.5
	0.5	1.03	0.39	1.58	0.73	1.5		
	1.0	1.61	0.81	1.26	1.21	0.9		
	1.5	1.91	1.00	1.67	1.16	0.9		
N1	0.2	0.42	0.08	1.18	0.39	1.1	46.5	28.0
	0.5	0.67	0.24	1.45	0.50	0.5		
	1.0	1.47	0.55	1.43	1.01	0.6		
	1.5	1.70	0.76	1.54	1.15	0.8		
N2	0.2	0.29	0.12	0.75	0.31	1.5	46.2	30.6
	0.5	0.61	0.30	0.97	0.64	1.0		
	1.0	1.19	0.66	1.62	0.73	0.7		
	1.5	1.63	0.87	1.58	1.22	0.8		
N3	0.2	0.47	0.15	1.19	0.59	2.5	46.0	41.3
	0.5	0.79	0.34	1.24	0.67	1.9		
	1.0	1.34	0.89	1.68	0.79	1.7		
	1.5	1.81	1.25	1.37	1.46	1.3		

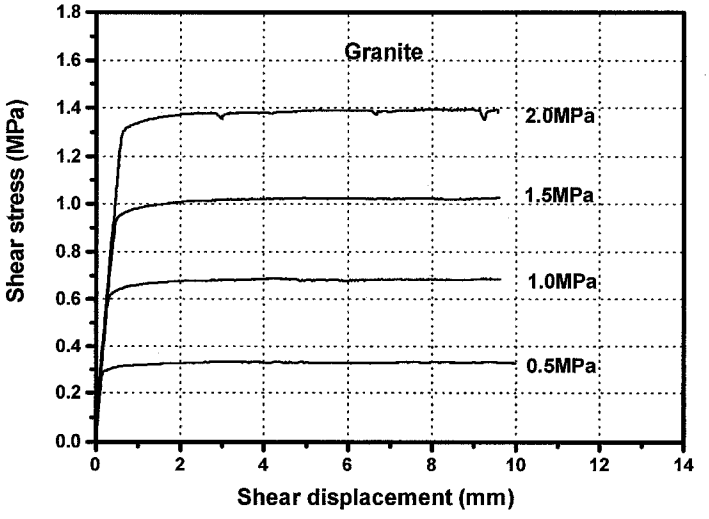


(a) 전단응력-전단변위 곡선

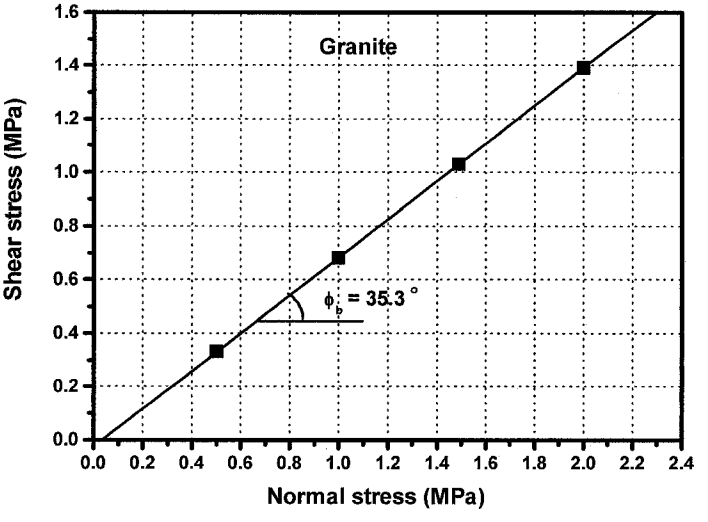


(b) 전단응력-수직응력 곡선

그림 3.41 모르타르 평면 절리면 시료의 결과



(a) 전단응력-전단변위 곡선



(b) 전단응력-수직변위 곡선

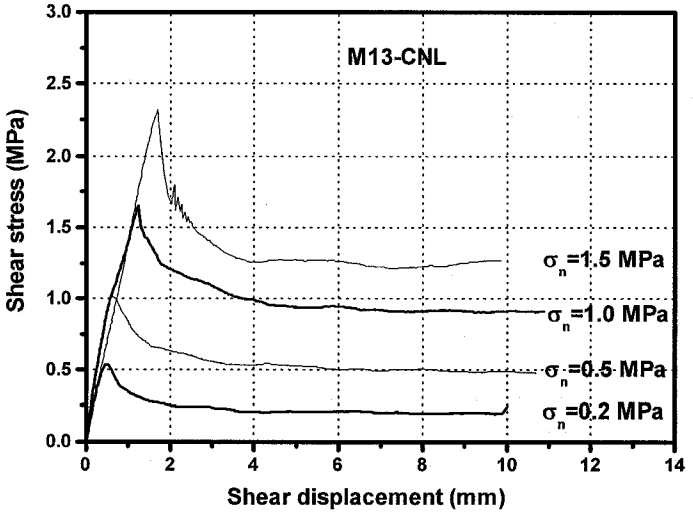
그림 3.42 화강암 평면 절리면 시료의 결과

(2) 수직응력에 따른 전단거동

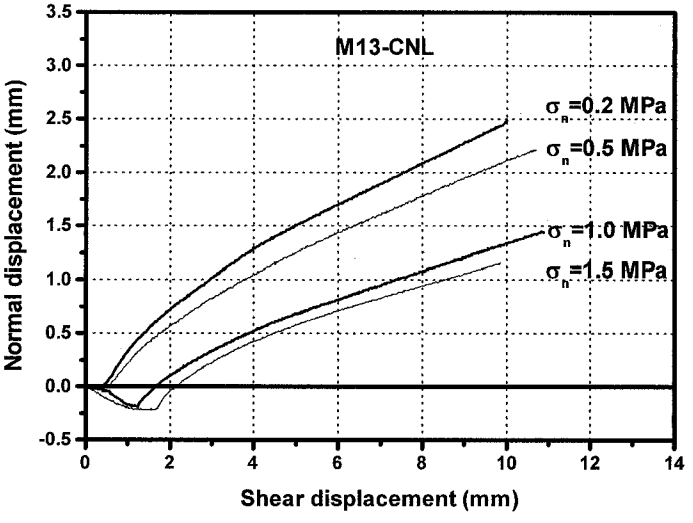
수직응력의 변화에 따른 절리의 전단거동을 조사하기 위하여 복제를 통해 거칠기가 동일한 시료에 대하여 수직응력이 0.2 MPa, 0.5 MPa, 1.0 MPa 그리고 1.5 MPa 4 단계로 실험을 수행하였다. 그림 3.43과 그림 3.44는 화강암 인장절리 복제 시료와 자연절리 복제 시료의 수직응력에 따른 대표적인 전단응력-전단변위와 전단변위-수직변위 곡선을 보여주고 있다. 인장 절리 복제 시료는 비교적 큰 거칠기를 가지고 있으며, 자연 절리 복제 시료는 비교적 작은 거칠기를 가지고 있다.

인장절리 시료와 자연절리 시료 모두 뚜렷한 정점 전단강도를 보이고 있으며, 그 이후 전단응력이 급격하게 감소하였다. 정점 전단강도는 거칠기에 따라 크게 영향을 받으며, 거칠기가 커질수록 최대 정점 전단강도와 잔류 전단강도가 모두 켜짐을 알 수 있다. 정점 전단응력 이후의 급격한 전단응력의 감소는 정점 전단 강도 이후에 파형이 짧은(uneveness) 2차 거칠기가 급격히 파쇄 되고 팽창이 일어나면서 생기는 거칠기 감소를 나타낸다. 이러한 연화(softening) 현상은 대부분 지수 함수적으로 감소함을 알 수 있으며, 이러한 경향을 수치해석에 적용하기 위하여 Plesha (1987)는 단위부피당 소성일의 함수로 표현되는 간단한 지수함수 형태의 손상법칙을 제안하였다. 잔류 마찰각은 수직응력과 거칠기에 따라 차이는 있지만 기본적으로 평면 절리의 기본 마찰각보다 2° ~ 10° 정도의 큰 값을 보이고 있다. 이러한 이유는 정점 전단강도 이후 전단으로 절리의 거칠기가 완전히 마모되어 평면화되는 것이 아니라 잔류 전단강도 도달 이후에도 어느 정도 거칠기가 존재하기 때문이라 생각된다.

팽창성은 0.2 MPa와 0.5 MPa와 같이 수직응력이 작은 경우 일반적으로 크게 나타났지만, 수직응력 증가에 따라 정확히 비례해서 감소하지는 않았다.

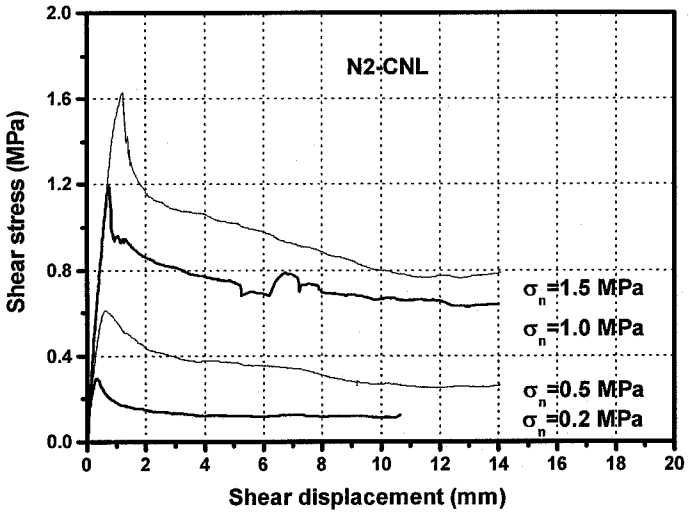


(a) 전단응력-전단변위 곡선

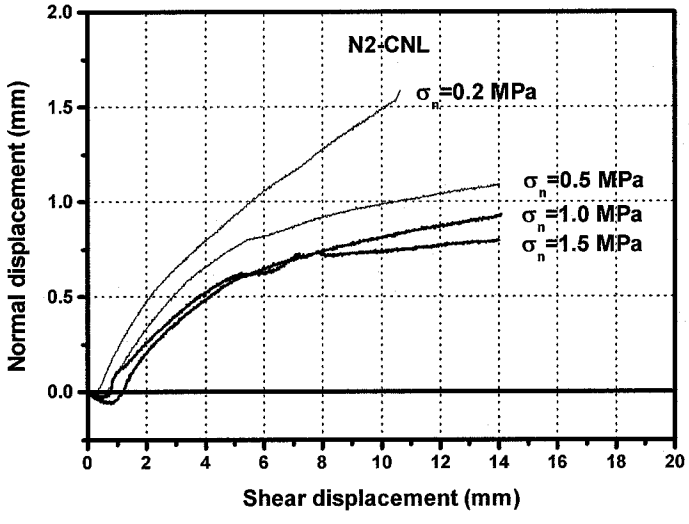


(b) 수직변위-전단변위 곡선

그림 3.43 CNL 조건에서의 인장절리 레플리카의 거동 곡선



(a) 전단변위-전단응력 곡선



(b) 수직변위-전단변위 곡선

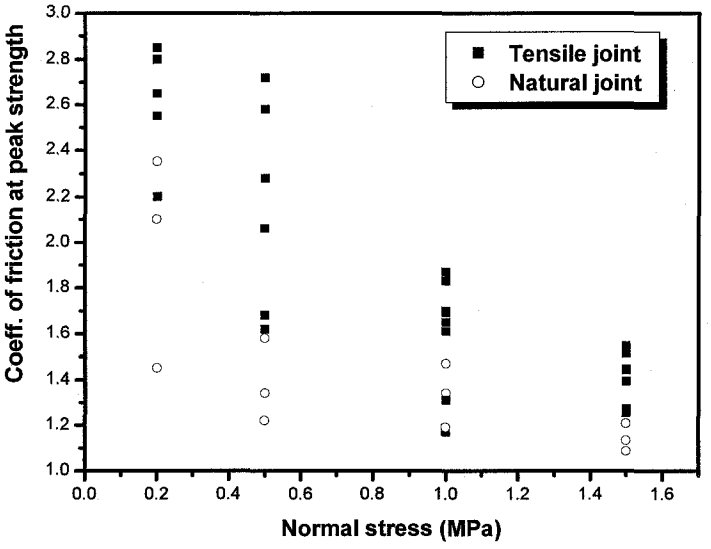
그림 3.44 CNL조건에서의 자연절리 레플리카의 전단거동 곡선

이러한 이유는 수직응력 증분의 크기를 단축압축강도로 나누어 생각하면 변화 폭이 크지 않기 때문에 팽창성은 주로 절리면 자체의 기하학적 형상에 크게 의존함을 의미한다. 이러한 주장은 인장절리 복제 시료와 자연절리 복제 시료의 실험 결과를 비교해보면 뚜렷이 나타난다. 즉 같은 수직 응력이라도 복제 시료의 수직팽창은 인

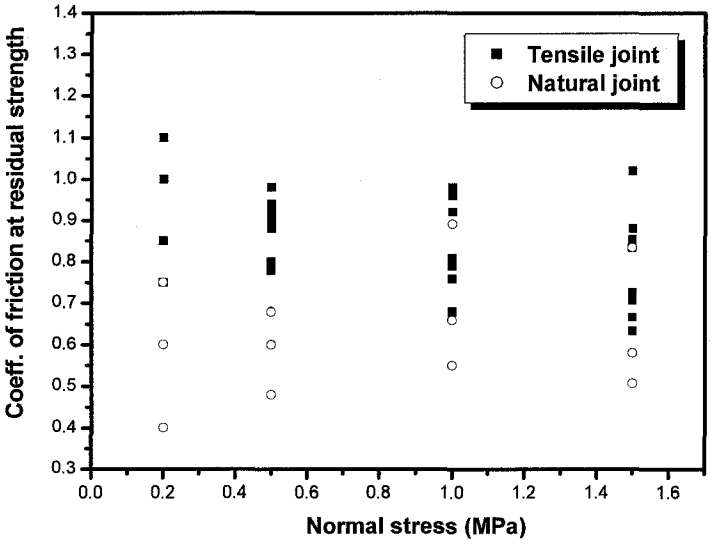
장 절리 복제 시료의 수직팽창보다 작게 나타나고 있으며, 최종 수직팽창 (ultimate dilation)도 작은 전단 변위에서 보다 빨리 접근함을 보여주고 있다.

수직응력 증가에 따른 정점 전단변위는 증가하고, 전단 강성은 거의 일정한 값을 보이고 있었다. 일반적으로 수직응력에 따른 절리거동은 일정 전단 강성 모델 (constant shear stiffness model)과 일정 정점전단 변위 모델 (constant peak shear displacement model)로 모델화 할 수 있다(Goodman, 1976). 이들 모델의 차이는 시험기의 강성 및 시험 조건이 보고된 결과들에 따라 모두 다르기 때문이다.

그림 3.45는 수직응력에 따른 정점 전단강도의 마찰 계수 (coefficient of friction = shear stress/normal stress)와 잔류 전단강도의 마찰 계수를 보여주고 있다. 일정하중 조건에서는 수직응력이 일정하기 때문에 마찰 계수의 변화는 전단응력의 변화로 생각할 수 있다. 수직응력이 증가함에 따라 정점 전단강도의 마찰 계수는 줄어드는데 이는 수직응력 증가에 전단응력 증가가 비례적으로 증가하지 못하고 있음을 나타내고 있다. 또한 초기 거칠기가 클 수 록 정점 전단강도가 증가함을 알 수 있다. 잔류 전단강도의 마찰 계수는 수직응력이 증가해도 뚜렷한 경향을 보이고 있지 않으며 이것은 수직응력이 증가해도 전단응력과 수직응력의 비는 어떤 경향을 나타내지 않음을 알 수 있다. 그러나 초기 거칠기가 작으면 잔류 전단강도의 마찰 계수가 작게 나와 잔류 전단강도에 도달해도 초기의 거칠기가 완전히 마모되는 것이 아니기 때문이다.



(a) 최대전단강도에서의 마찰계수



(a) 잔류전단강도에서의 마찰계수

그림 3.45 수직응력에 따른 마찰계수 변화

3.3.2 일정수직강성(CNS) 조건의 실험결과

(1) 톱니 모양 시료 결과

실험을 통한 측정된 데이터의 자료 해석을 위한 전단 파라미터는 그림 3.46에서 보여지는 것과 같다.

첫 번째 정점 전단 응력 (the first peak shear stress, τ_{p1})은 수직 팽창이 일어나기 시작할 때의 전단 강도 응력이다. 또한 τ_{p1}은 절리면의 전단 강도에 작용하는 점착력 성분의 영향이 감소하기 시작하는 지점으로, 전단 변위-전단 응력 곡선에서 1 mm의 전단 변위 이하에서 전단 응력이 꺾이는 지점으로 평가하였다. 그리고 이 때의 전단 변위를 첫 번째 정점 전단 변위(shear displacement at the first peak shear stress, D_{s-p1})로 정하였다. 두 번째 정점 전단 응력 (the second peak shear stress, τ_{p2})는 전단 응력이 가장 높게 측정된 지점으로 정하였으며, 이 때의 전단 변위를 두 번째 정점 전단 변위 (shear displacement at the second peak shear stress, D_{s-p2})로 정하였다. 전단 강성 (shear stiffness, K_s)은 첫 번째 정점 전단 강도에 도달하기까지의 전단 변위와 전단 응력의 평균 기울기로 정하였다.

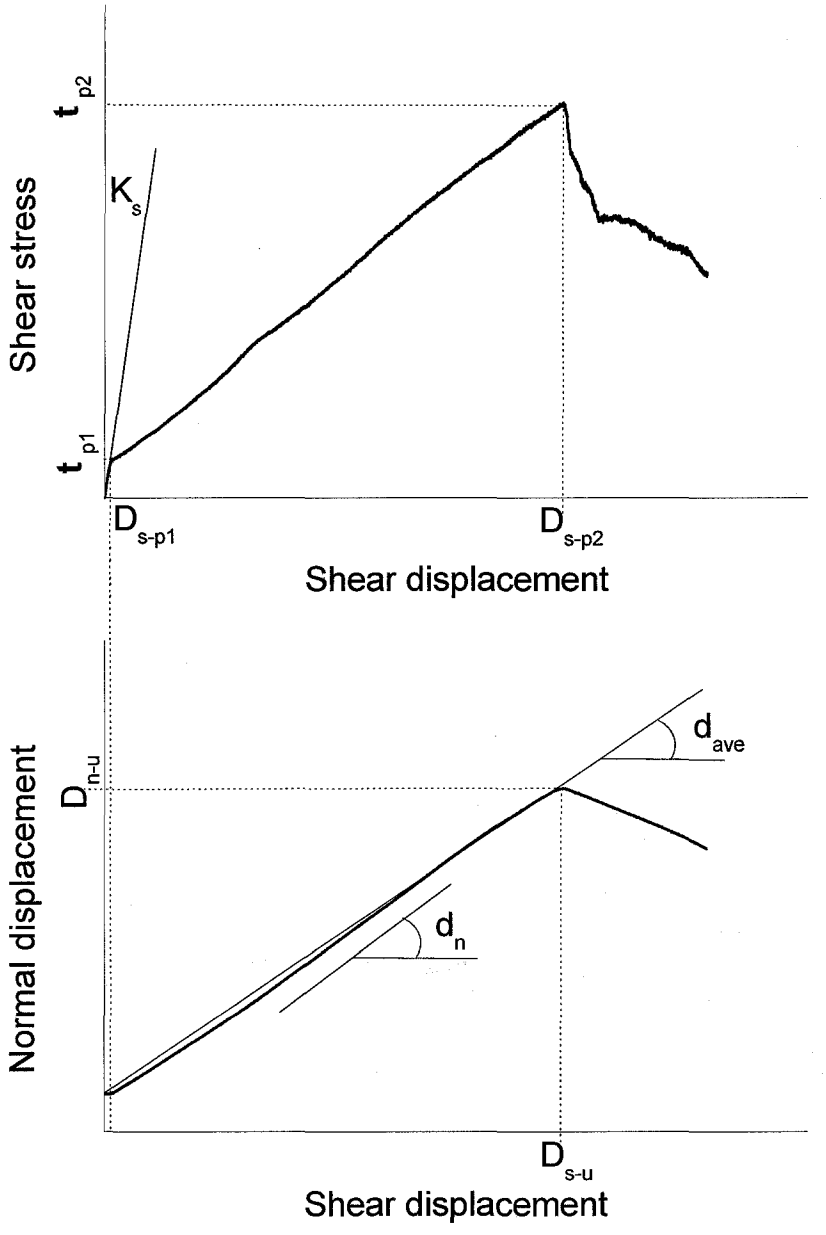
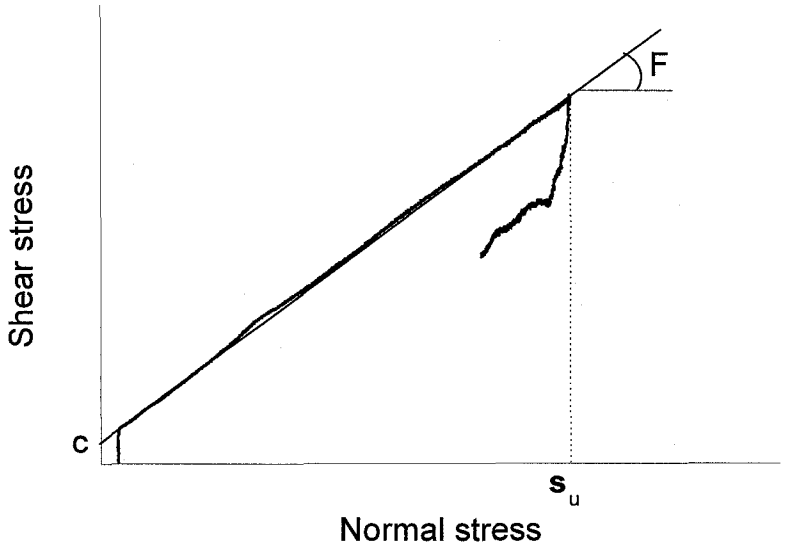


그림 3.46 톱니모양 절리에 대한 CNS 전단거동 전단변수



t_{p1} : First peak shear stress
t_{p2} : Second peak shear stress
D_{s-p1} : Shear displacement at the first peak shear stress
D_{s-p2} : Shear displacement at the second peak shear stress
K_s : Shear stiffness
D_{n-u} : Ultimate dilation
D_{s-u} : Shear displacement at ultimate dilation
d_{ave} : Average dilation angle
d_n : Linear dilation angle
s_u : Noraml stress at ultimate dilation
F : Friction angle
c : Apparent cohesion

그림 3.46 계속

Coulomb 마찰 모델을 가정할 경우 CNL의 잔류 마찰각을 구하는 방법은 서로 다른 수직응력 조건에서 구한 잔류응력을 직선 회귀 분석하여 나온 기울기의 아크 탄젠트 (arc tangent) 값을 잔류 마찰각으로 구하고 있다. CNS 조건에서는 연속적인 전단응력-수직응력의 값을 그림 3.46과 같이 구할 수 있고, 일차정점전단응력과 이차정점전단응력 사이 구간의 기울기는 마찰각(friction angle, ϕ)의 $\tan\phi$을 의미하는

데 마찰각은 42.7°로 기본 마찰각 33°와 초기 거칢각 12.5°의 합인 45.5°보다는 다소 작은 값을 보여주고 있다. Seidel & Haberfield (1995)는 마찰각은 기본 마찰각과 초기 거칢각의 합이 아닌 기본 마찰각과 팽창각의 합이라고 주장하고 있다. 팽창각은 초기 거칢각 보다 작은 값을 보이고 있으며 따라서 실험에 의해 구해진 마찰각은 에너지 이론으로 접근한 Seidel & Haberfield (1995) 연구와 일치함을 알 수 있다. 또한 직선 AB가 Y축과 만나는 점은 겉보기 점착력 (apparent cohesion)으로 정의할 수 있다.

수직변위-전단변위의 그래프의 기울기는 규칙적인 삼각형 시료의 경우 톱니 모양의 각도와 일치해야 하나 실제 실험 결과는 이보다 다소 큰 14.1°를 보이고 있다. 이는 수직하중을 주는 축의 길이가 길기 때문에 높은 하중에서는 탄성 변형이 생겨 실제 절리면의 수직변위보다 높은 값을 보이고 있는 것으로 판단된다.

일정 수직 강성 조건의 직접 전단 시험 데이터를 분석한 결과, 전단 파라미터가 초기 수직 응력과 상관 관계가 높은 것과 일정 수직 강성과 상관 관계가 높은 것의 두 종류로 구분할 수 있음을 확인 하였다. 첫 번째 정점 전단 응력 τ_{p1}의 경우 초기 수직 응력과 상관 관계가 높게 나타났으며(그림 3.47), 두 번째 정점 전단 응력 τ_{p2}은 수직 강성과 상관 관계가 높게 나타났다(그림 3.48).

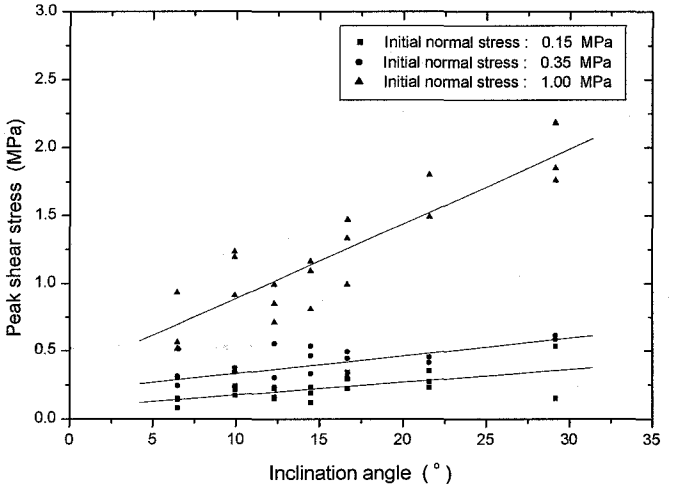


그림 3.47 CNS조건 톱니모양 시료의 일차정점전단응력 산포도

표 3.8 CNS조건의 톱니모양 시료에 대한 일차정점전단응력 회귀분석 결과

Initial normal stress (MPa)	Slope (MPa/°)	Intercept (MPa)	Standard deviation (MPa)	Correlation coefficient
0.15	0.009	0.08	0.081	0.6257
0.35	0.013	0.20	0.086	0.7202
1.00	0.055	0.34	0.217	0.8843

표 3.9 CNS조건의 톱니모양 시료에 대한 이차정점전단응력 회귀분석 결과

Initial normal stress (MPa)	Slope (MPa/°)	Intercept (MPa)	Standard deviation (MPa)	Correlation coefficient
0.2	0.048	0.29	0.272	0.8027
0.5	0.104	0.07	0.305	0.9303
1.0	0.238	-0.42	0.736	0.8559

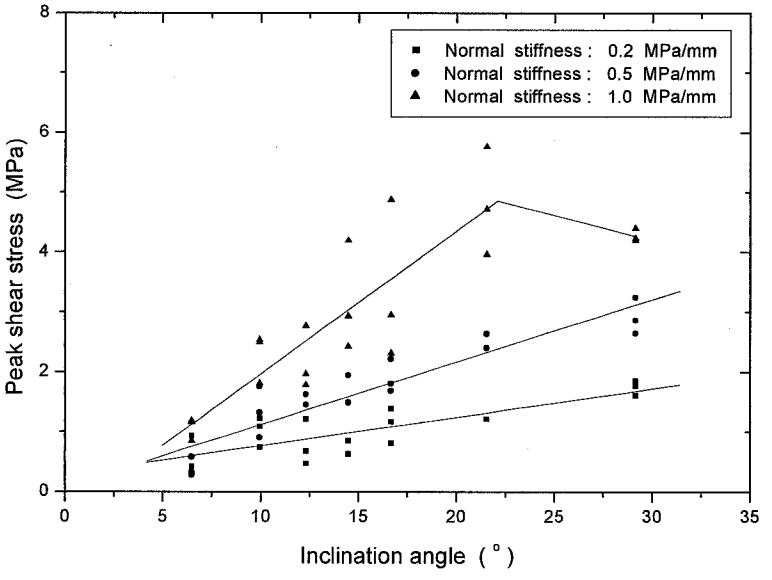


그림 3.48 CNS조건 톱니모양 시료의 이차차정점전단응력 산포도

첫 번째 정점 전단 응력의 회귀 분석값은 표 3.8에 제시되어 있고, 산포도와 회귀 직선은 그림 3.47에 나타내었다. 그림 3.47에 보여지는 첫 번째 정점 전단 응력의

경우 경사각이 증가함에 따라서 실험값이 증가하는 것으로 나타났다. 초기 수직 응력이 0.15 MPa에서 1.00 MPa로 증가 함에 따라서 경사각과 첫 번째 정점 전단 응력의 선형 회귀식의 기울기가 0.009에서 0.055로 증가한다. 초기 수직 응력에 따라 선형 회귀시킨 3개의 직선에 대해, 기울기는 상관계수 0.9890, 절편은 상관계수 0.9829를 갖는 선형 증가의 경향성을 보이고 있다. 따라서, 경사각이 5에서 30사이의 값을 가질 경우, 첫 번째 정점 전단 응력은 초기 수직 응력과 경사각에 대해 아래의 식으로 표현 할 수 있다.

$$\tau_{p1} = (0.06 + 0.28\sigma_{n0}) + (-0.003 + 0.057\sigma_{n0})i \tag{4.1}$$

여기서, τ_{p1}은 첫 번째 정점 전단 응력을 의미하고, σ_{n0}는 초기 수직 응력, i는 경사각을 의미한다.

두 번째 정점 전단 응력에 대한 회귀 분석값은 표 3.9에 제시하였고, 산포도 및 회귀 직선은 그림 3.48에 나타내었다. 두 번째 정점 전단 응력의 경우 수직 강성에 큰 영향을 받는 것으로 확인 하였다. 그림 3.48에 보여지는 것과 같이, 경사각이 증가함에 따라 두 번째 정점 전단 응력도 증가하는 경향을 보인다. 수직 강성이 1.0 MPa/mm인 경우 경사각 22부근에서 감소하는 형태를 보여, Mouchaorab과 Benmokrane의 실험 결과를 확인 할 수 있었다 (Mouchaorab et al., 1994).

두 번째 정점 전단 응력의 수직 강성에 따른 3개의 선형 회귀직선 또한 기울기와 절편이 상관계수 0.9960과 -0.9974를 갖는 것으로 분석되었다. 따라서, 경사각이 5에서 22사이의 값을 가질 경우, 두 번째 정점 전단 응력은 일정 수직 강성과 경사각에 대해 아래의 식으로 표현 할 수 있다.

$$\tau_{p2} = (0.48 - 0.90K_n) + (-0.006 + 0.241K_n)i \tag{4.2}$$

여기서, τ_{p2}는 두 번째 정점 전단 응력을 의미하고, K_n은 수직 강성을 의미한다.

(2) 자연절리 및 인장절리 복제 시료

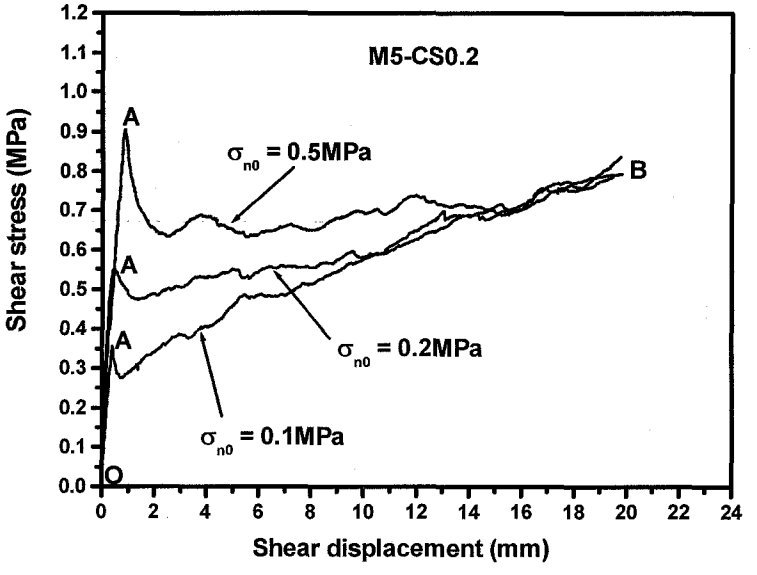
① 초기 수직응력에 따른 전단거동

일정 수직 강성 조건의 전단시험에서 초기 조건은 크게 초기 수직응력과 수직 강성으로 나눌 수 있다. 이러한 초기 조건에 따라 일정 수직 강성 조건의 전단거동은 크게 달라 질 수 있다. 초기 수직응력 변화에 따른 CNS 전단거동의 살펴보기 위해 수직 강성을 0.2 MPa/mm 또는 0.5 MPa/mm로 고정하여 초기 수직응력을 0.1 MPa, 0.2MPa, 0.5 MPa로 변화시키면서 실험을 수행하였다.

그림 3.49는 인장절리 복제 시료에 대하여 수직 강성을 0.2 MPa/mm로 고정하고, 초기 수직응력을 변화시키면서 실험한 결과를 보여주고 있다. 규칙적인 톱니 모양의 전단 거동과 달리 자연 절리면 상태와 같은 불규칙한 절리면의 전단 거동은 뚜렷한 이차 정점 전단응력이 나타나지 않았다. 톱니 모양의 시료 경우 규칙적인 경사를 따라 미끄러짐이 주로 발생한 후 시료의 전단강도 이상의 전단응력이 생길 경우 거칠기의 파괴가 갑자기 일어나면서 이차 정점 전단응력이 보이는 반면에 불규칙한 절리면의 경우 일차 정점 전단응력 이후 절리면 사이에 미끄러짐과 작은 파장의 2차 거칠기의 전단 파쇄도 동시에 일어나기 때문에 갑작스런 전단응력 저하 현상은 보이지 않았다.

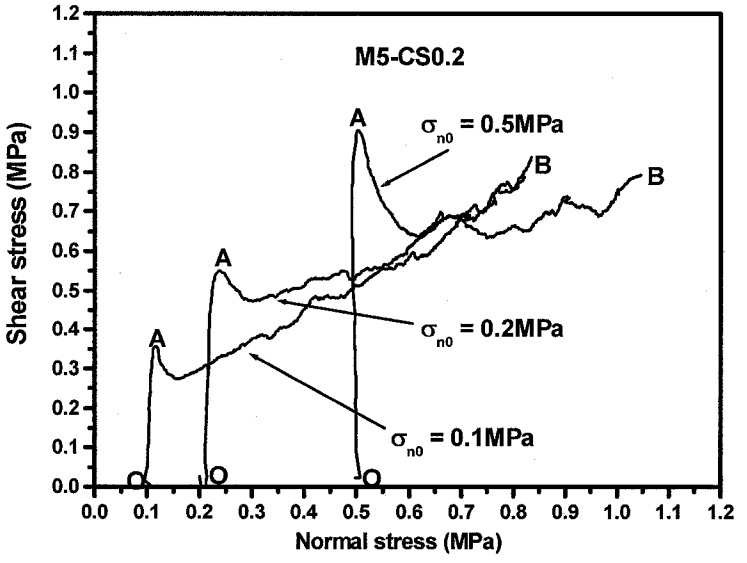
전단응력-전단변위 그래프에서 초기 수직응력이 증가할수록 일차 정점 전단응력이 크게 증가하고 있으며, 일정 하중 조건의 시험과 비슷한 응력 연화 (stress softening)현상이 나타났다. Rim et al. (2005)은 경사각이 다른 삼각형 시료를 이용하여 일차 정점 전단응력은 거칢각과 초기 수직응력에 높은 상관관계를 가지고 있으며, 이차 정점 전단응력은 초기 수직응력과 상관관계가 크기 않는 것을 실험적으로 규명하였다. 인장절리 시료도 삼각형 시료와 비슷한 경향을 보이고 있다. 실제 일차 정점 전단응력(A)까지는 수직 변위가 거의 생기지 않기 때문에 OA 구간에서는 CNL 조건과 CNS 조건의 전단 거동이 같다고 할 수 있다. 그러나 수직 변위가 발생하는 AB 구간에서는 초기 수직응력에 따라 수직 변위의 거동이 변하기 때문에 전단 거동도 달라진다. 초기 수직응력이 증가할수록 수직 변위의 증가가 작아지기 때문에 전단 응력의 증가는 줄어드는 것을 알 수 있다. 따라서 잔류에 도달하는 B 점에서는 거의 비슷한 전단응력을 보여주고 있다.

Coulomb 마찰 모델을 가정할 경우 마찰각을 의미하는 전단응력-수직응력의 AB 구간의 기울기는 수직응력이 증가할수록 그 값이 점점 줄어들고 있다. 높은 수직응력-전단응력 경로를 지나는 경우 보다 많은 거칠기의 손상이 발생하고 수직 변위의 증가가 작기 때문에 일차 정점 전단응력 이후 수직응력이 증가하더라도 전단응력의 증가량이 줄어드는 것으로 판단된다.

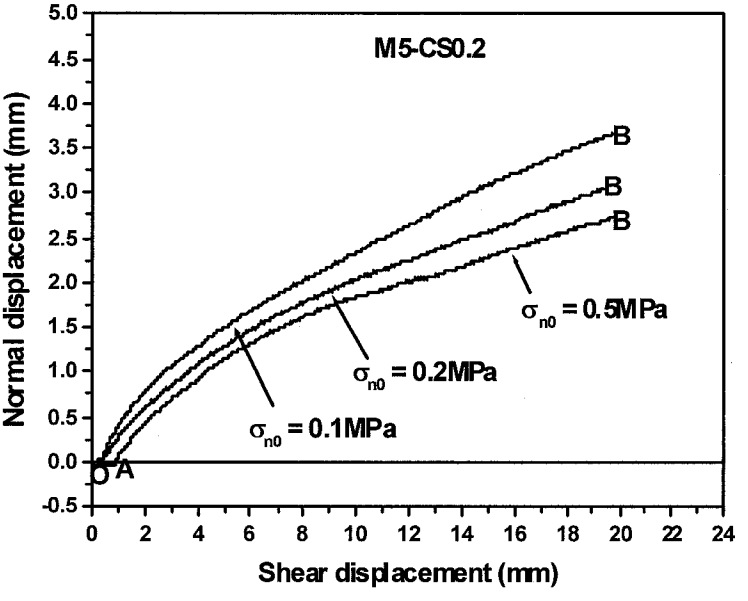


(a) 전단응력-전단변위 곡선

그림 3.49 CNS 조건에서 초기수직응력에 따른 인장절리 복제시료의 전단 거동곡선



(b) 전단응력-수직응력 곡선



(c) 수직응력-전단변위 곡선

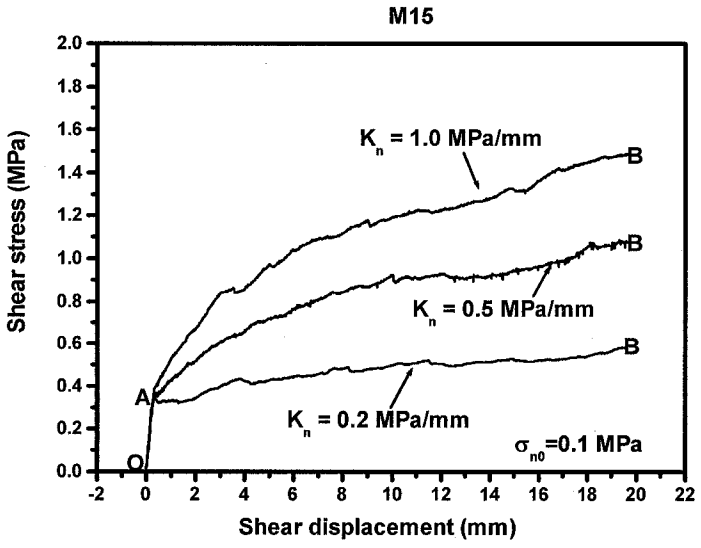
그림 3.49 계속

② 수직 강성에 따른 전단거동

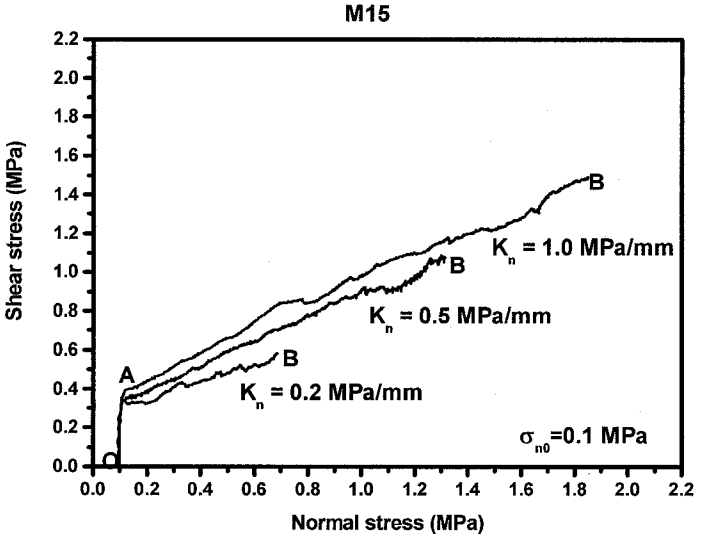
수직 강성에 따른 CNS 조건의 전단거동 변화를 살펴보기 위해서 초기 수직응력을 고정하고 수직 강성을 변화시키면서 실험을 수행하였다. 시료의 거칠기 조건에 따라 수직 강성은 0.1 MPa/mm, 0.2 MPa/mm, 0.5 MPa/mm, 1.0 MPa/mm, 1.5 MPa/mm로 변화 시켰으며, 고정한 초기 수직응력은 0.1 MPa, 0.2 MPa, 0.5MPa이다.

그림 3.50은 초기 수직응력을 0.1 MPa로 고정시키고 수직 강성을 0.2 MPa/mm, 0.5 MPa/mm, 1.0 MPa/mm로 변화시키면서 실험한 결과를 보여주고 있다. 전단응력-전단변위의 AB 구간에서 수직 강성이 증가함에 따라 응력 경화 (stress hardening) 현상이 뚜렷하게 나타났다. 점 A인 일차 정점 전단응력은 수직 강성이 증가하면서 다소 증가하는 현상을 보이고 있는데 이는 일차 정점 전단응력에 도달하기 전에 수직 변위가 음에서 양의 값으로 변화되어 약간의 수직 응력이 증가하는데 이러한 수직 응력의 증가는 수직 강성에 비례해서 증가하기 때문이다.

Coulomb의 마찰 법칙을 가정할 경우 응력 의존 성분의 마찰각과 관련된 전단응력-수직응력의 AB 기울기는 전단 강성이 증가하면서 다소 증가하는 경향을 보이고 있다. 수직변위-전단변위 그래프에서 수직 강성이 1.0 MPa/mm, 0.5 MPa/mm, 0.2 MPa/mm로 감소할 경우 B점에서의 수직 변위는 1.74 mm, 2.40 mm, 2.93 mm로 증가하여 수직 응력이 크게 증가할 것으로 예상되나 수직 변위의 증가가 수직 강성의 크기 증가에 따라가지 못하기 때문이다. 따라서 B점에서의 수직응력 증가는 수직 강성과 수직 변위의 곱인 1.74 MPa, 1.2 MPa, 0.56 MPa로 수직 강성이 커질수록 수직응력의 증가도 커진다. 전단응력-수직응력 그래프에서 동일한 20 mm 전단변위가 발생했어도 0.2 MPa/mm의 수직 강성에서는 좁은 수직응력 범위만을 보여주고 있다.

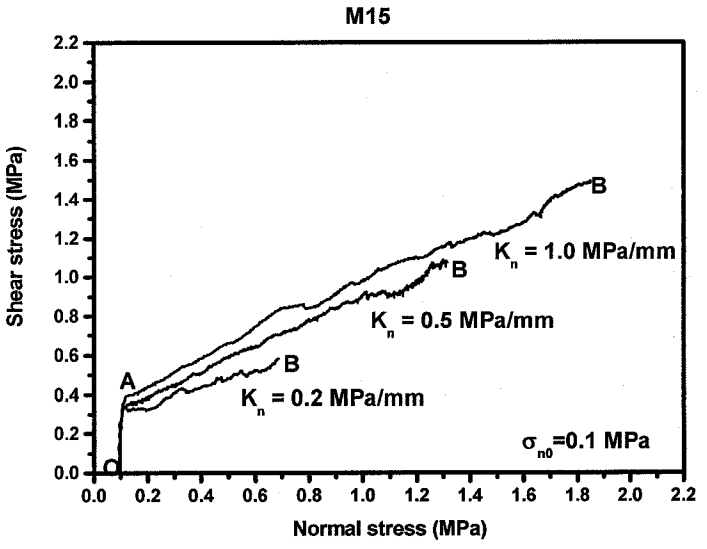


(a) 전단응력-전단변위 곡선

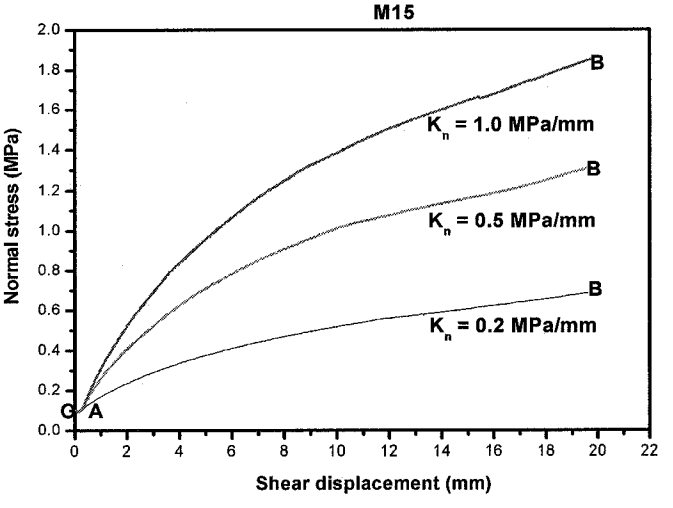


(b) 전단응력-수직응력 곡선

그림 3.50 CNS 조건에서 수직강성에 따른 인장절리시료의 전단 거동 곡선



(c) 수직변위-수직응력 곡선



(d) 수직응력-전단변위 곡선

그림 3.50 계속

3.3.3 미소파괴음을 이용한 절리면 전단거동 고찰

일정 수직 하중 조건과 일정 수직 강성 조건의 직접 전단 실험에 발생하는 미소파괴음 특성을 관찰하여 두 경계 조건에 따른 미소파괴음의 특징을 분석하였다. 시멘트 모르타르와 화강암 시료 내에서의 미소파괴음 전파속도를 측정하기 위해서 그림 3.51과 같이 일직선상에 AE 센서를 설치하였다. 이 때 사용한 시료의 크기는 가로 × 세로 × 높이가 140 cm × 120 cm × 45 cm이다. 위치를 알고 있는 일직선상의 3개의 센서 거리 차와 타격음으로 센서에 도달되는 음원의 시간차를 이용하여 미소파괴음의 속도를 결정하였다. 시멘트 모르타르의 경우 측정된 전파속도는 3700 m/sec으로 NX 코어를 이용한 탄성파속도인 3210 m/sec 보다 크게 나왔다. 이는 NX 코어의 경우 시료의 길이가 10 cm 이상이기 때문에 측정에서 사용된 4 cm 간격보다 길어 그 사이에 기포가 존재할 가능성이 더 많을 것이기 때문에 미소파괴음 속도가 차이가 나는 것으로 생각된다. 실제 전단 시험시 측정된 센서의 간격은 4 cm 이므로 전파 속도를 3700 m/sec으로 결정하였다.

또한 미소파괴음의 음원 추적의 정확도를 살펴보기 위해서 직사각형 시료에 대해 가로, 세로 2 cm 간격으로 연필심 테스트를 수행하였으며 그 결과는 그림 3.52와 같다. 측정 결과 X축 방향에 대해서 최대 오차 5 mm, 최소 오차 0.5 mm이고, Y축 방향으로 최대 오차 5.4 mm, 최소 오차 0.1 mm를 보였으며, 대다수의 음원추적 값은 1 ~ 2 mm 사이의 오차를 나타냈다. 최대 오차는 시료의 가장 자리 부근에서 발생하였는데 이는 반사파의 영향 때문인 것으로 판단된다.

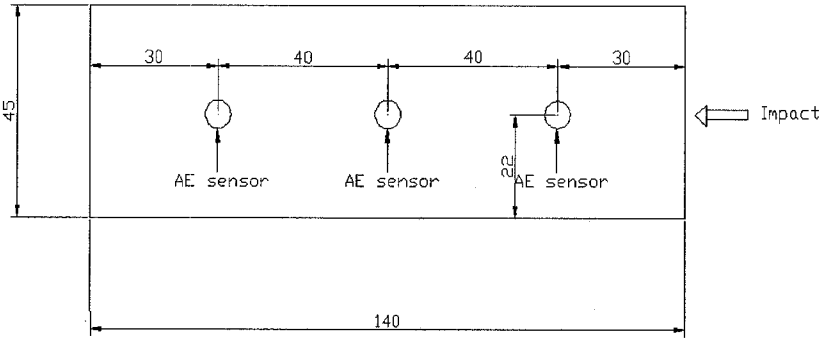


그림 3.51 일직선 상으로 설치한 AE 센서의 도면
(단위 : mm).

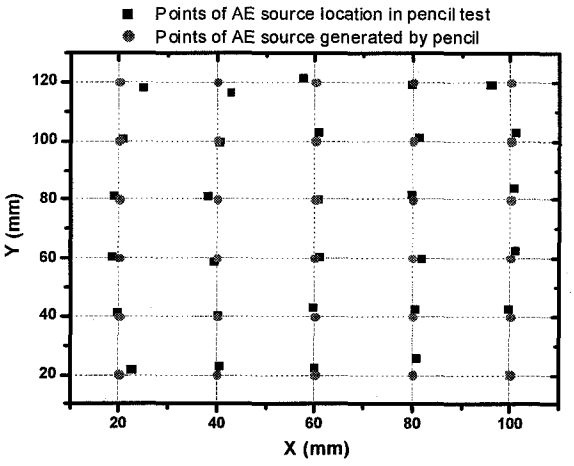
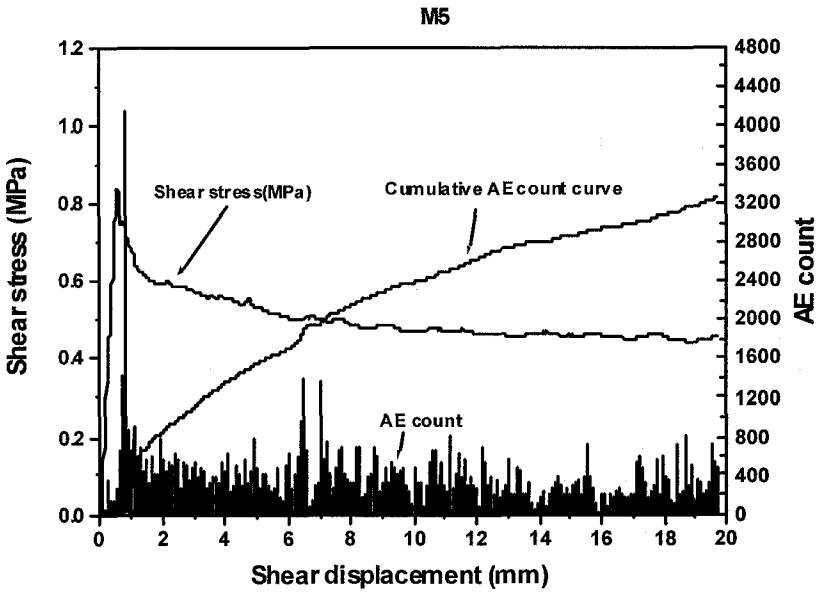


그림 3.52 음원 추적의 정확성을 알아보기 위한
연필심 테스트 결과

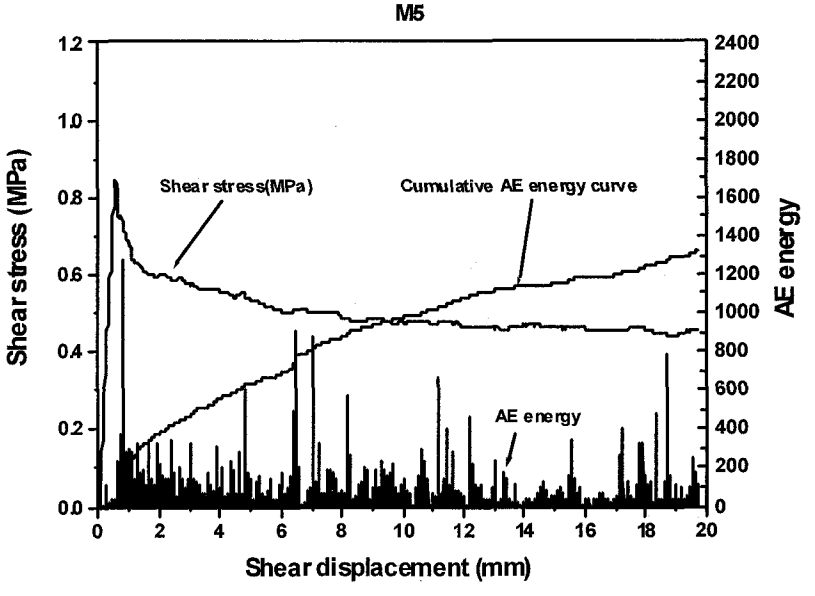
(1) 일정 수직 하중 조건의 미소파괴음

전단실험 과정 중에 미소파괴음 계수 (AE count)와 미소파괴음의 에너지를 측정하여 전단변위에 따른 거칠기 손상 정도를 조사하였다. 미소파괴음의 계수와 에너지는 절리면의 거칠기 전단 파쇄에 기인하여 주로 발생하기 때문에 거칠기 손상 정도를 간접적으로 예측할 수 있다.

그림 3.53은 일정 수직 응력 0.5 MPa에서 전단실험이 이루어지는 동안 M5 시료에서 발생하는 미소파괴음 계수와 에너지를 나타낸 것이다. 정점 전단강도 부근에서 미소파괴음이 갑자기 증가하다가 잔류 강도에 도달하면서 일정한 미소파괴음이 생기면서 누적 미소파괴음 계수와 에너지가 선형으로 증가함을 알 수 있다. 이는 정점 전단강도 이후 갑작스런 거칠기 파쇄가 발생하고, 잔류 강도에 도달하면서 그 파쇄가 일정하게 유지되고 있음을 알 수 있다. 그림 3.54는 전체 전단변위 구간에 대하여 1 mm 간격으로 음원이 발생하는 빈도를 전체 음원추적 개수에 대하여 백분율로 나타낸 것이다. 정점 전단 강도 이후 전단변위 4 mm 까지는 음원의 발생 빈도가 증가하다가 잔류 강도에 도달하면서 일정한 발생 빈도를 보이고 있다.



(a) 미소파괴음 계수



(b) 미소파괴음 에너지

그림 3.53 M5시료의 전형적인 미소파괴음 측정결과

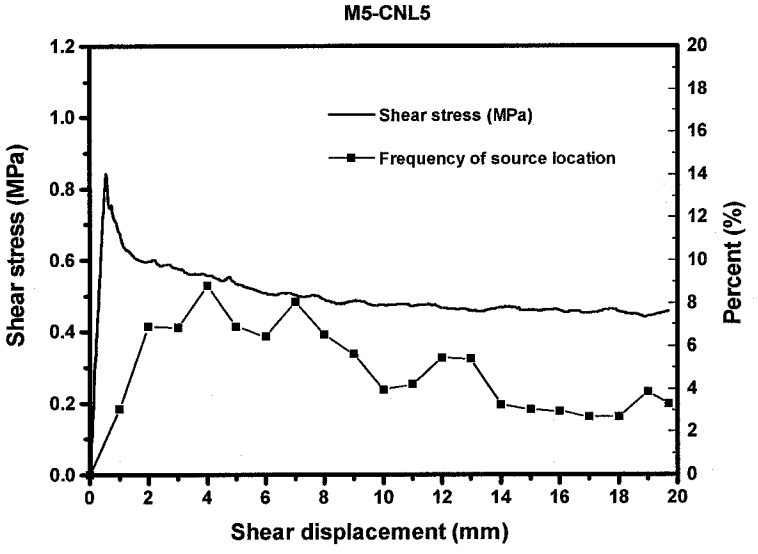


그림 3.54 CNL 조건에서의 미소파괴의 계수의 빈도

그림 3.55는 M5 시료에 대하여 일정 수직 하중 조건하의 전단실험이 진행되는 동안 발생한 음원의 위치를 모두 나타낸 것이다. 초기 0 ~ 1 mm 구간의 음원 추적 결과 음원이 전체적으로 발생하였으며, 오른쪽 가장자리에서 강한 음원이 발생하여 이 부분의 작은 2차 거칠기가 전단 파쇄 되었음을 예측할 수 있다. 전단 응력이 감소하는 2 ~ 5 mm에서는 음원이 국지적으로 발생하였으며, 강한 음원이 중앙에 집중되어 나타나고 있다. 잔류 전단강도에 도달하는 14 ~ 17 mm에서는 음원은 시료의 중앙에 집중적으로 발생하나 상대적으로 음원의 크기가 작고, 발생 빈도가 줄어드는 것을 확인하였다. 전체적으로 M5 시료의 경우 시료 중앙부에 높은 거칠기를 가지고 있기 때문에 음원의 위치도 시료의 중앙에 집중됨을 보여주고 있다.

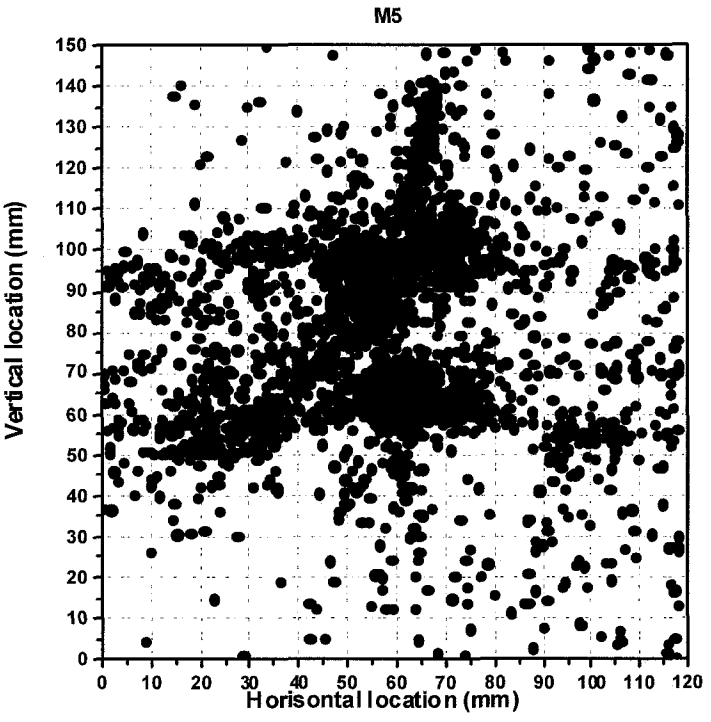


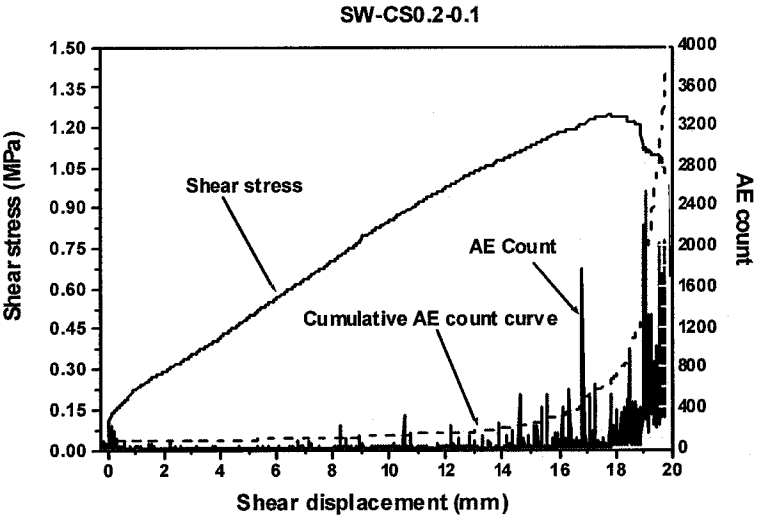
그림 3.55 CNL 조건에서 발생한 M5 시료의 모든 음원의 위치 측정 결과

(2) 일정 수직 강성 조건의 미소파괴음

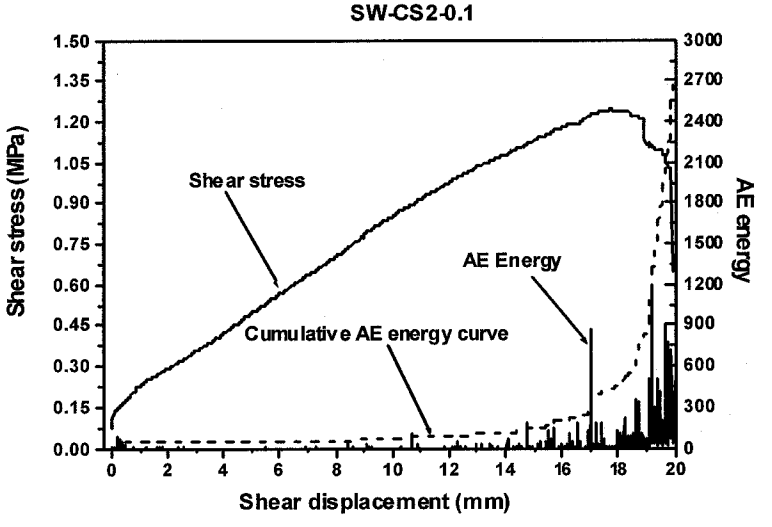
일정 수직 강성 조건에서 기존의 톱니 시료에 대한 전단거동 결과와 이 연구의 자연 절리면 형태 시료의 전단거동이 서로 다름을 알 수 있었다. 전단 시험 중 미소파괴음 측정을 통하여 이러한 전단거동이 다른 원인을 분석하고자 하였다.

그림 3.56은 초기 수직응력 0.1 MPa, 수직 강성 0.2 MPa/mm의 초기 조건에서 규칙적인 톱니 시료에 대한 미소파괴음 계수와 에너지를 전단응력-전단변위 그래프와 함께 도시하였다. 톱니 시료의 경우 일차 정점 전단응력 주변에서 절리면의 압착에 의해 미소파괴음 계수와 에너지가 증가하다가 일차 정점 전단응력과 이차 정점 전단응력 이전까지 미소파괴음이 거의 발생하지 않고 있다. 규칙적인 톱니 시료의 경우 일차 정점 전단응력과 이차 정점 전단응력 사이의 주된 전단거동은 톱니 모양을 타고 올라가는 미끄러짐이라는 것을 증명해 주는 것이다. 일반적으로 파괴가 일어나는 응력 수준에 도달할 경우 미소파괴음이 갑자기 발생하기 시작하는데 (Obert & Duvall, 1967) 톱니 모양의 시료가 파괴가 시작하는 이차 정점 전단응력

에서 미소파괴음 계수와 에너지가 급격히 증가함을 알 수 있다.

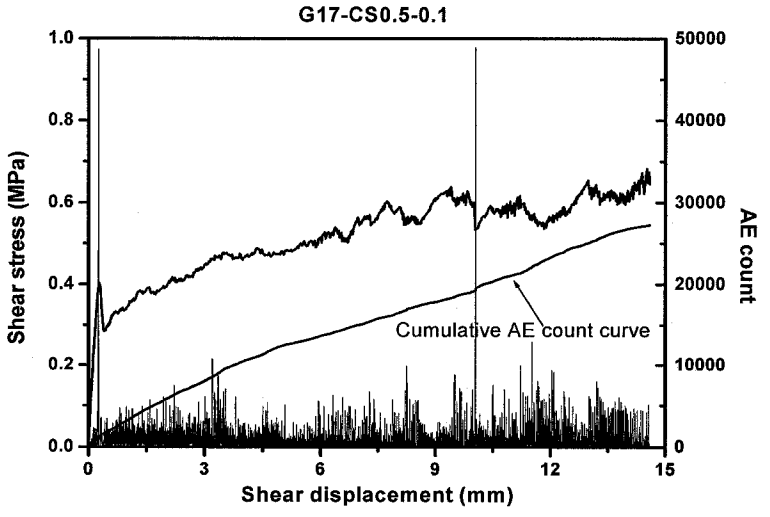


(a) 미소파괴음 계수

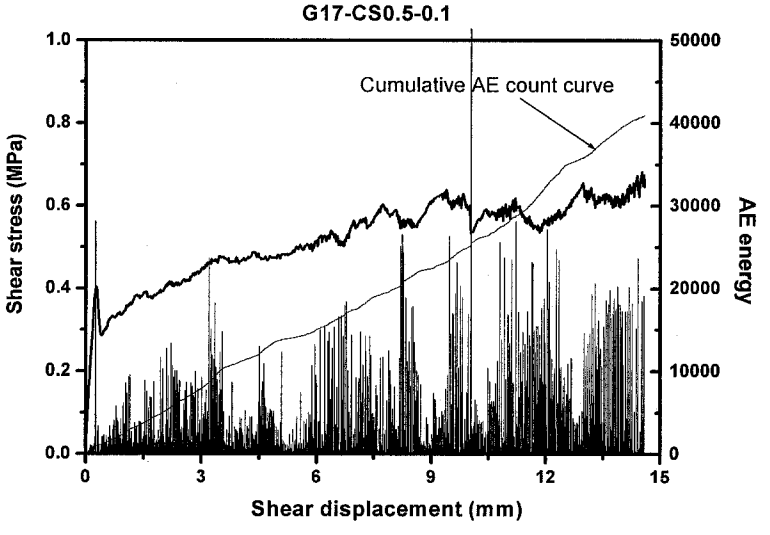


(b) 미소파괴음 에너지

그림 3.56 CNL 조건에서 톱니모양 시료의 전단시험시 측정한 미소파괴음 계수와 에너지



(a) 미소파괴음 계수



(b) 미소파괴음 에너지

그림 3.57 CNL 조건에서 화강암 인장절리의 전단시험시
측정한 미소파괴음 계수와 에너지

그림 3.57은 초기 수직응력 0.1 MPa, 수직 강성 0.5 MPa/mm의 초기 조건에서 화강암 인장절리 시료에 대한 미소파괴음 계수와 에너지를 나타낸 그래프이다. 규칙적인 톱니 시료와 달리 일차 정점 전단응력 이후에도 계속적인 미소파괴음이 발생

하여 미끄러짐뿐 아니라 전단 파쇄도 함께 발생하고 있음을 알 수 있다. 이러한 결과로 일차 정점 전단응력 이후 전단응력-수직응력의 곡선에서 구한 CNS 조건의 마찰각은 절리면의 초기 거칠각과 기본 마찰각의 합보다 작은 값을 보여주고 있다. 또한 톱니 모양의 시료인 경우 전단이 일어나는 동안 절리면 표면 전반에 걸쳐 모두 음원이 발생하였으나 인장절리 시료의 경우는 국부적으로 실제 전단에 의해 거칠기가 파쇄 되는 부분만 음원이 발생하였다. 따라서 음원 추적으로 전단 표면 거칠기의 접촉부와 비접촉부를 구분 지을 수 있을 것으로 생각된다.

화강암 시료의 경우 복제시료에 비하여 미소파괴음 에너지가 많이 발생하였는데, 이는 거칠기의 강도가 높아 전단변형시 에너지 축적이 복제 시료보다 많기 때문으로 판단된다. 전단 변위 10 mm 부근에서 갑작스런 에너지 방출이 일어나면서 갑작스런 전단 응력 감소가 생기고 큰 미소파괴음 에너지가 발생하였다. 또한 계속되는 에너지 방출로 미소파괴음 계수보다 에너지가 보다 큰 발생을 보이고 있다. 같은 거칠기를 갖는 시멘트 복제 시료의 경우 이러한 스틱 스립은 거의 보이지 않았는데 이는 미소파괴음 발생이 절리면의 거칠기뿐 아니라 절리면의 표면 강도와도 관련 있음을 보여주고 있다(Li & Nordlund, 1990).

그림 3.58은 인장절리 복제 시료를 사용하여 일정 수직 하중 조건과 같은 M5 시료에 대하여 초기 수직응력 0.1 MPa, 수직 강성 0.5 MPa/mm의 조건에서 실험한 결과이다. 전체 전단변위 구간에 대하여 1 mm 간격으로 음원이 발생하는 빈도를 전체 음원추적 개수에 대하여 백분율로 나타내었다. 일차 정점 전단응력에 도달하기까지는 미소파괴음의 발생이 일정 수직 하중 조건과 비슷한 경향을 보이고 있으나, 전단 변위가 계속 진행될수록 발생하는 음원이 점차 증가하고 있음을 알 수 있다. 이는 일정 수직 하중 조건에서는 정점 전단응력 이후 응력 저하가 일어나는 구간에서 많은 음원이 발생하고 점차 감소하였다. 그러나 일정 수직 강성의 조건의 경우 전단이 진행되는 동안 수직 변위의 증가로 인해 수직응력이 증가하고, 결과적으로 더 높은 전단응력으로 많은 에너지가 저장되어 거칠기 파쇄가 일어나는 동시에 음원이 많이 발생하기 때문이다.

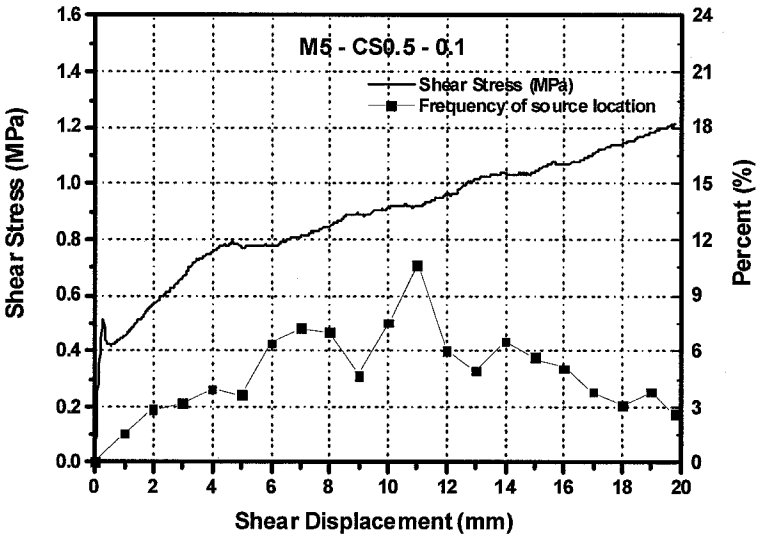
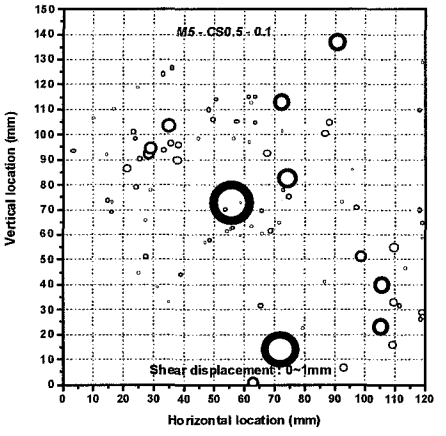
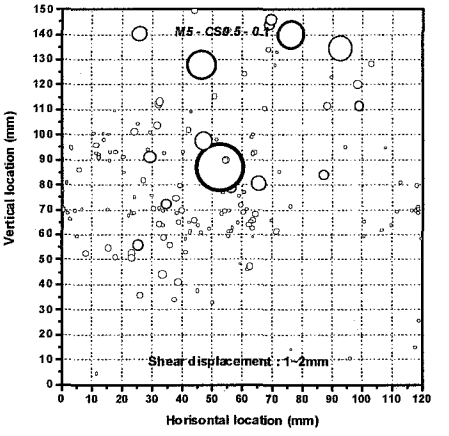


그림 3.58 CNS 조건 하에서의 미소파괴음 계수의 빈도

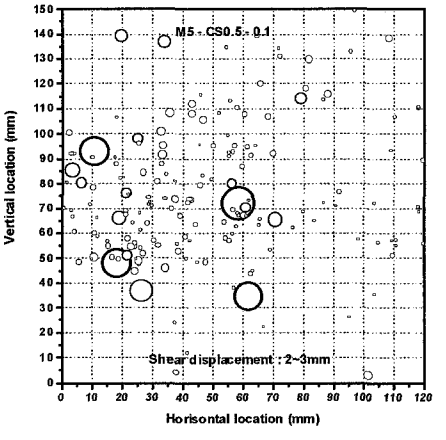
그림 3.59는 음원을 추적하고 측정된 진폭으로 각 음원에 가중치를 주어 표시하였다. 처음 0 ~ 1 mm 구간에서는 전체적으로 적은 양의 음원이 발생하고 전단 변위가 진행될수록 거칠기가 가장 큰 가운데 부분에 집중적으로 나타나고 있다. 그러나 일정 수직하중 조건하의 전단 시험에서는 잔류 전단강도에 도달할수록 상대적으로 크기가 작은 음원이 발생하였지만, 일정 수직 강성조건에서는 전체적으로 강한 음원이 계속 발생하였다. 그림 3.60에서 보듯이 전체 음원은 일정 수직 하중과 비슷하게 시험편의 가운데 부분에 집중적으로 나타나고 있으나, 그 발생 빈도가 더 많은 것을 알 수 있다. 이는 일정 수직 강성 조건에서 일정 수직 하중 조건보다 낮은 초기 수직응력인 0.1 MPa에서 실험을 수행하였으나 전단변위가 20 mm 부근에서는 수직응력이 1.4 MPa으로 더 높은 수직응력을 보이기 때문이다.



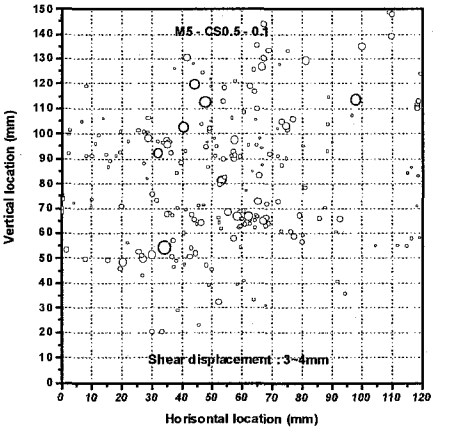
(1) 0~1*mm*



(2) 1~2*mm*

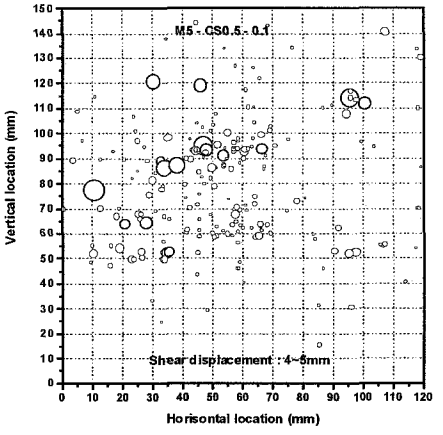


(3) 2~3*mm*

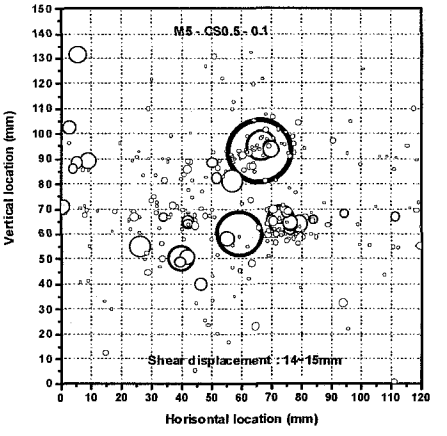


(4) 3~4*mm*

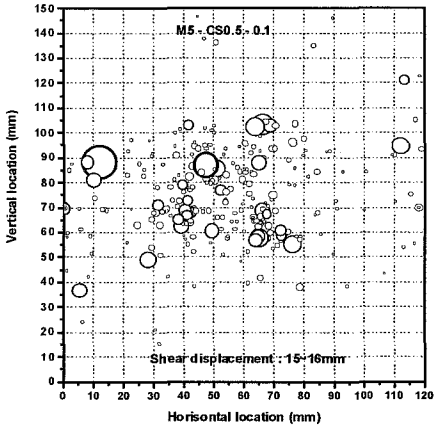
그림 3.59 CNS 조건하에서의 M5시료의 미소파괴음 음원 추적 결과



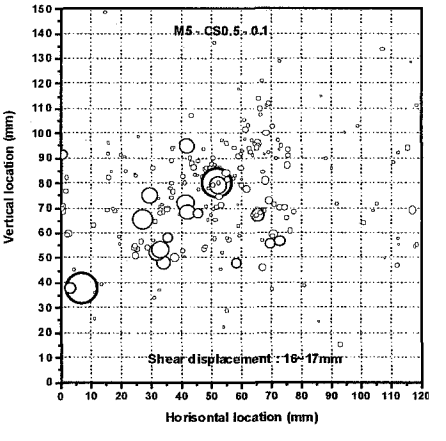
(5) 4~5*mm*



(6) 14~15*mm*



(7) 15~16*mm*



(8) 16~17*mm*

그림 3.59 계속

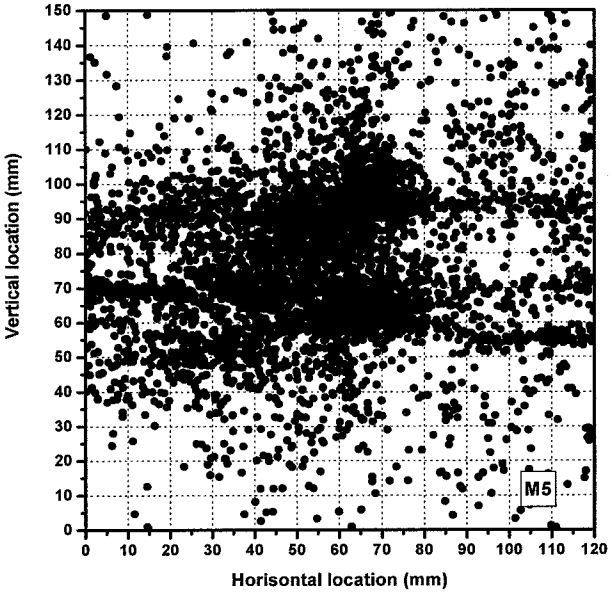
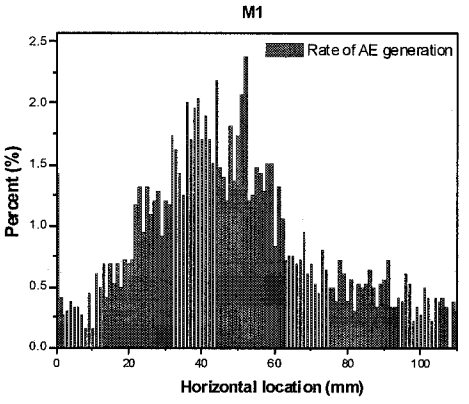
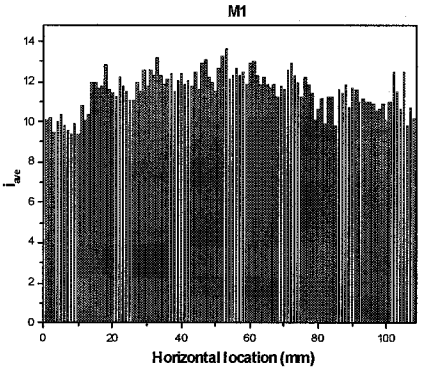


그림 3.60 CNS 조건에서 발생한 M5 시료의 모든 음원의 위치 측정 결과

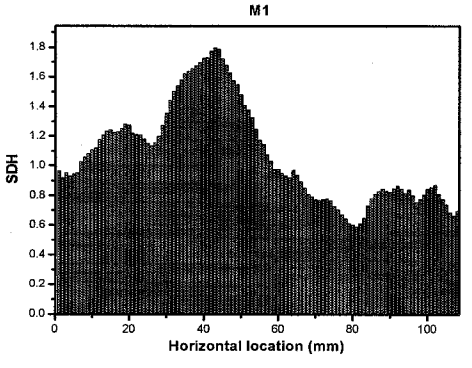
절리면 거칠기 파라미터와 미소파괴음 음원 발생 위치의 상관관계를 알아보기 위해 절리면 평균 거칠기 높이에 대한 표준 편차 (SDH)와 절리면 평균거칢각 (i_{ave}) 그리고 거칢각의 평방평균값 (i_s)을 음원의 위치와 비교해 보았다. 그림 3.61과 그림 3.62는 미소파괴음 음원 추적을 통하여 얻은 결과를 시료의 거칠기를 측정한 열(horizontal location)에 대하여 나타낸 것이다. 그림 3.61의 경우 30 mm ~ 50 mm 사이에서 전체 40 % 이상의 음원이 집중적으로 발생하였으며, 그림 3.62의 경우는 50 mm ~ 70 mm 사이에서 50 % 이상이 음원이 집중적으로 발생하였다. 음원 위치의 결과와 거칠기 파라미터의 분포 결과를 비교해 보면 거칠기 높이에 대한 표준편차 (SDH)와 상당히 비슷한 모습을 보이고 있다. 일반적으로 일정 수직 하중 조건에서 정점 전단강도는 거칠기 파라미터의 기울기와 높은 상관관계를 가지고 있는 것으로 알려져 있다(이상돈, 1996). 그러나 일정 수직 강성 조건에서 일차 정점 전단응력 이후 거칠기 손상과 관련해서 기울기와 관련된 거칠기 파라미터보다 진폭과 관련된 거칠기 파라미터가 보다 많은 영향을 줄 것으로 판단된다. 즉 거칠기 전단파쇄는 거칢각 보다는 거칠기의 높이 편차가 큰 곳에서 더 많이 발생되고, 전단강도의 크기에 보다 많은 영향을 준다고 할 수 있다.



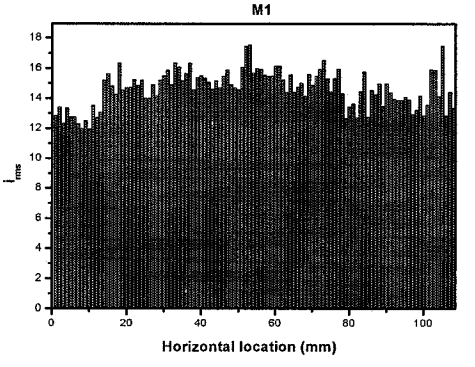
(a) AE source location



(b) i_{ave}

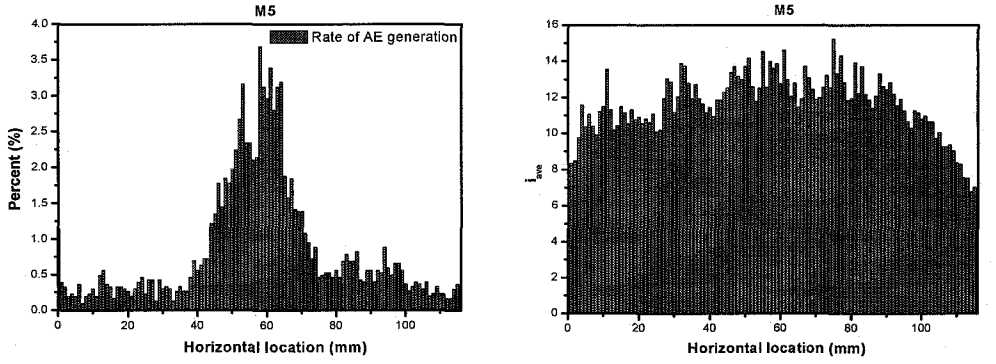


(c) SDH

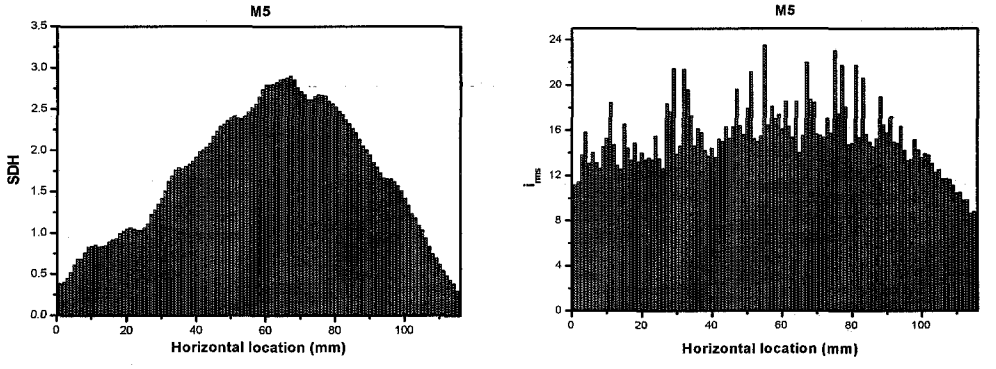


(d) i_s

그림 3.61 M1 시료의 음원 추적 결과와 거칠기 파라미터의 분포 비교



(a) AE source location (b) i_{ave}



(c) SDH (d) i_s

그림 3.62 M5 시료의 음원 추적 결과와 거칠기 파라미터의 분포 비교

(3) 경계 조건에 따른 시험결과 비교

일정 수직 강성 조건에서의 전단응력-수직응력 곡선은 0.2, 0.5, 1.0 1.5 MPa의 일정한 수직응력 조건에서 구한 정점 전단강도 포락선과 잔류 전단강도 포락선 사이에 존재하였으며, 이러한 결과는 Johannes et al. (1995)의 실험 결과에서도 나타났다. Olsson & Barton (2001)은 CNS 조건과 CNL 조건에서 초기 조건을 변화시키면서 실험을 수행하였으며, CNS 조건의 전단응력-수직응력 곡선은 기본 마찰각을 나타내는 직선 보다 항상 위에 존재 한다고 하였다. 따라서 일차 정점 전단응력 이후의 거동은 경계 조건에 따라 달라지기 때문에 CNS 조건과 CNL 조건일 경우 절리 거동에 관하여 비교할 필요가 있다.

그림 3.63은 초기 수직응력을 0.2 MPa인 CNL 조건의 전단시험과 초기 수직응력을 0.2 MPa, 일정 수직강성을 0.5 MPa/mm로 한 CNS 조건의 Type III 전단시험 결과를 비교한 것이다. 정점 전단강도 이전에는 동일한 거동을 보이고 있다가 정점 전단강도 이후 CNL 조건의 전단시험에서 전단응력은 감소하다가 잔류 전단강도에 수렴하는 것을 알 수 있다. CNS 조건의 전단시험에서 Type I의 경우를 제외한 일반적인 경우 일차 정점 전단응력 이후 전단응력이 계속 증가하는 것을 알 수 있다. 이는 전단변위가 진행되면서 CNS 조건의 전단시험은 수직 팽창에 따라 수직응력이 수직 강성에 비례해서 증가하지만, CNL 조건의 경우 수직 팽창에 관계없이 항상 일정한 수직응력을 가지기 때문이다.

전단변위에 따른 마찰계수의 변화를 살펴보면 비슷한 경향을 보이고 있는 것을 알 수 있다. 마찰 계수의 최대값은 CNL 조건의 경우 전단변위 0.36 mm에서 나타났으며 이때의 전단응력은 0.44 MPa이었다. 그리고 CNS 조건의 전단시험에서는 전단변위 0.51 mm에서 최대 마찰계수 값을 보였으며, 전단응력은 0.47 MPa이었다. 같은 시료일 경우 정점 전단강도와 일차 정점 전단응력이 비슷한 값을 보여야 하나 CNS 조건에서 일차 정점 전단응력 이전 작은 수직 팽창에 의한 전단응력 증가와 실험 오차가 복합적으로 작용을 하여 CNS 조건에서 다소 큰 전단응력 값을 보이고 있다. 일차 정점 전단응력 이후 CNS 조건의 마찰계수 값은 CNL 조건의 마찰계수에 비해 더 작은 값을 보이고 있다. 이것은 전단변위가 발생하는 동안 CNS 조건에서 수직응력이 증가하여 전단이 일어나는 동안 더 많은 거칠기 손상으로 마찰 저항력이 그만큼 줄어들어 마찰계수가 상대적으로 낮은 값을 보이는 것으로 생각된다.

CNS 조건의 전단시험의 경우 전단이 진행되는 동안 수직변위의 증가가 수직응력을 증가시키고, 다시 수직응력 증가가 수직변위를 억제시키는 상호작용으로 CNL의 수직변위 증가보다 낮은 값을 보이고 있다.

그림 3.64에서는 전단이 진행되는 동안 경계 조건에 따른 미소파괴음의 발생 특성을 비교하였다. CNS 조건에서 전단시험의 미소파괴음 특성은 CNL 조건에서 전단시험의 미소파괴음 특성과 동일하게 초기에는 적은 양의 미소파괴음이 발생하다가 일차 정점 전단응력 부근에서 미소파괴음이 급격히 증가하고 있다. CNL 조건이 경우 잔류강도에 도달하는 전단변위에서는 일정한 양의 미소파괴음이 발생되지만 CNS 조건의 경우는 전단이 진행되면서 여러 번 큰 크기의 미소파괴음이 발생하였다. 특히 스틱 스립이 일어나는 경우 전단응력의 감소와 함께 진폭이 큰 음원이 발

생하였다. 이는 CNS 조건의 경우 전단변위 증가에 따라 계속해서 새로운 거칠기 파괴가 일어나기 때문으로 판단된다.

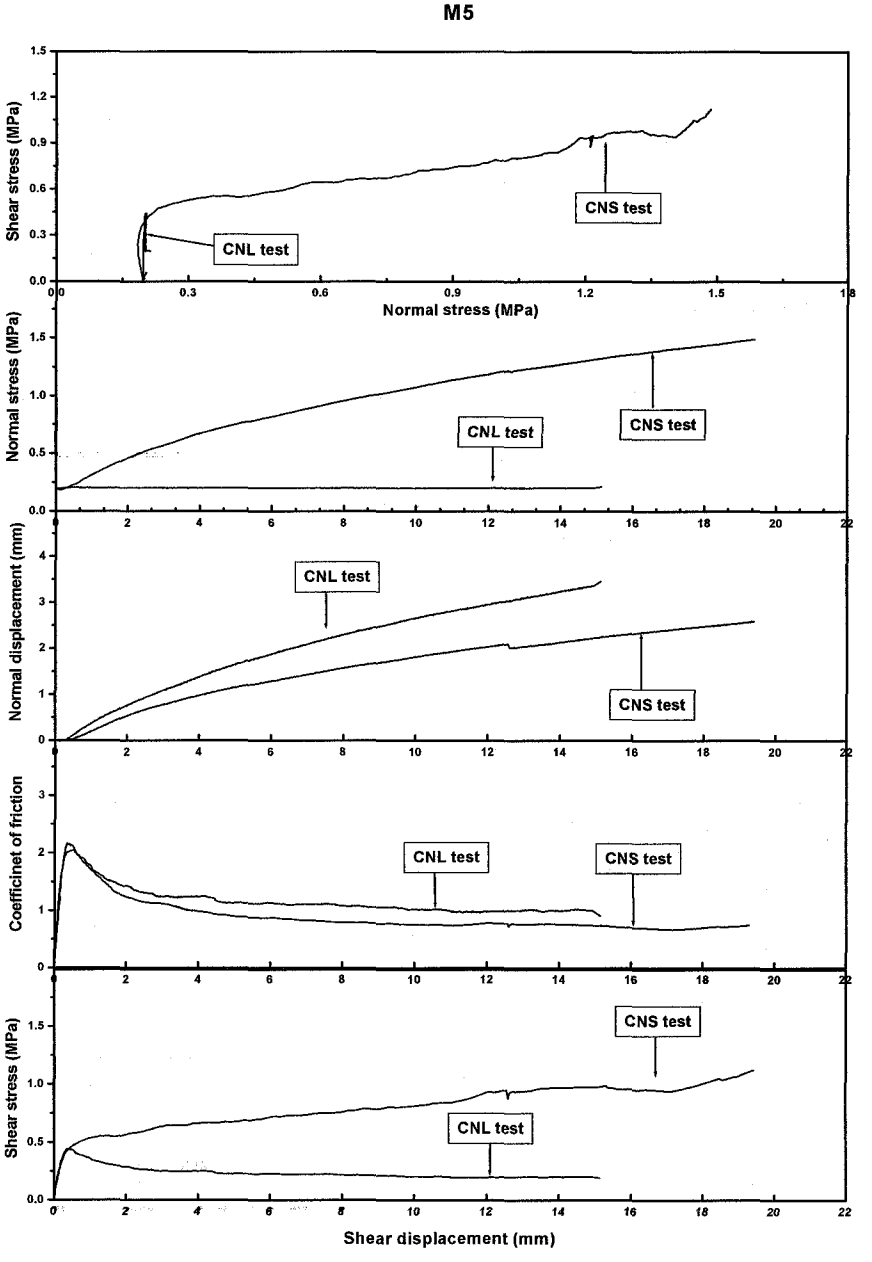


그림 3.63 CNL 조건과 CNS 조건하에서의 전단 거동 비교

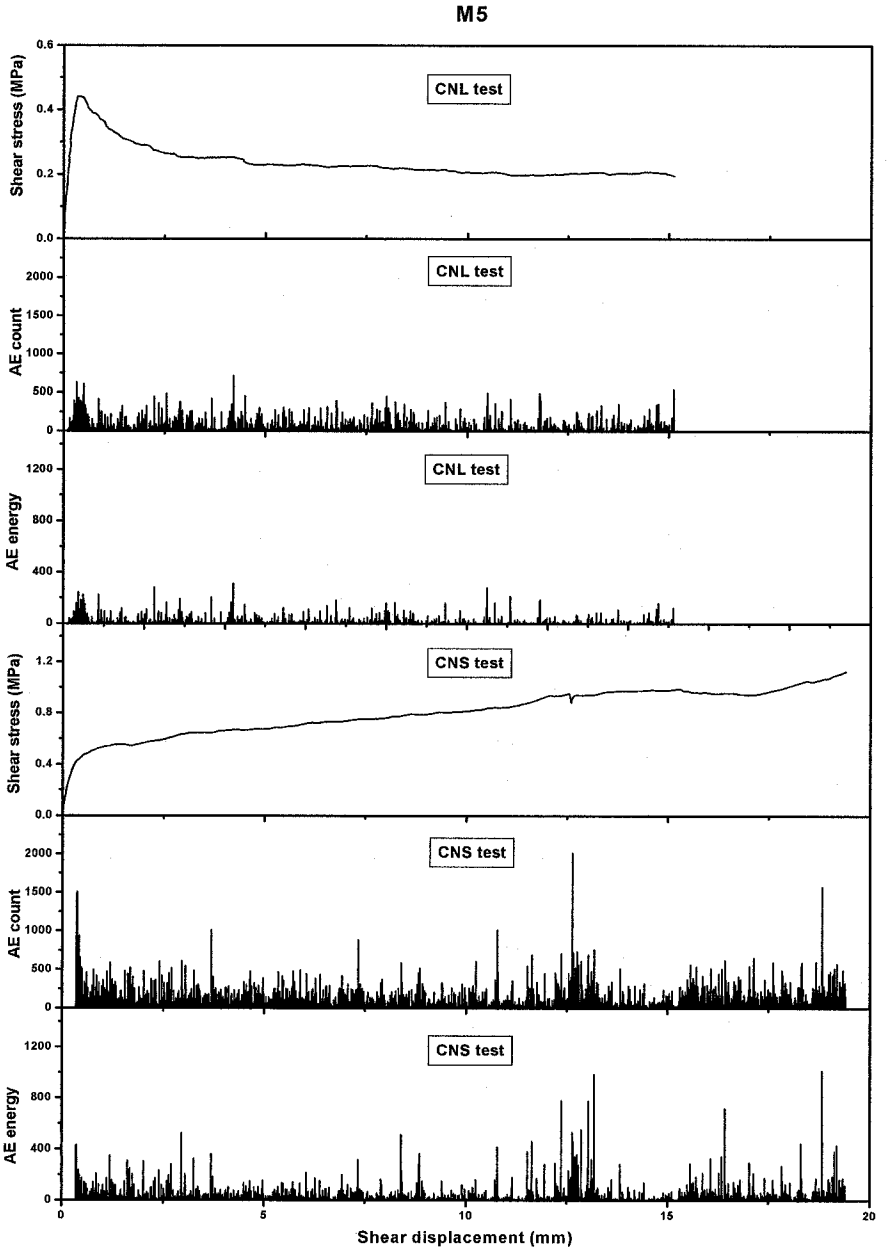


그림 3.64 CNL 조건과 CNS 조건하에서의 미소파괴음 특성 비교

3.4 불연속면 거동 및 구성모델(안)

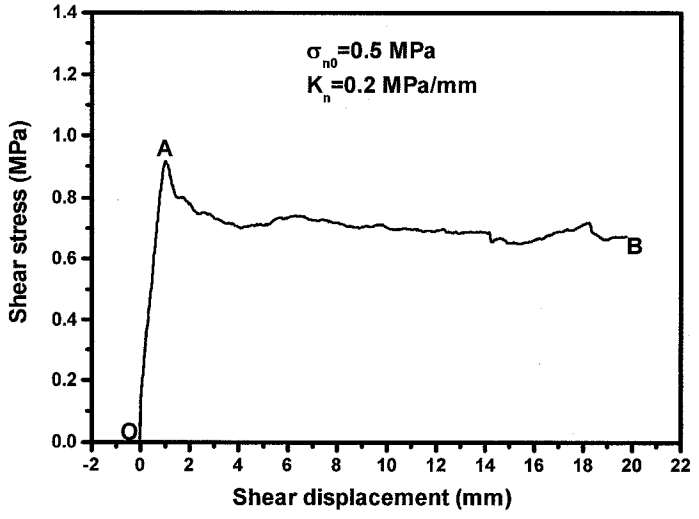
3.4.1 일정수직강성(CNS) 조건의 절리면 거동 및 구성모델(안)

일정수직하중(CNL) 조건에서는 정점 전단 강도 이후 거칠기의 파쇄와 절리면 엇물림에 의하여 전단 변위가 증가하면서 전단 응력이 감소하는 응력 연화 현상이 나타난다. 그러나 일정수직강성(CNS) 조건에서는 일차 정점 전단강도 이후 거칠기의 파쇄와 절리면 엇물림이 일어나 전단 응력을 감소시키는 요인과 수직 변위의 발생으로 생기는 수직 응력의 증가로 전단 응력을 증가시키는 요인이 서로 복합적으로 작용하여 초기 조건인 수직 강성과 초기 수직응력에 따라 전단 거동이 다르게 나타난다.

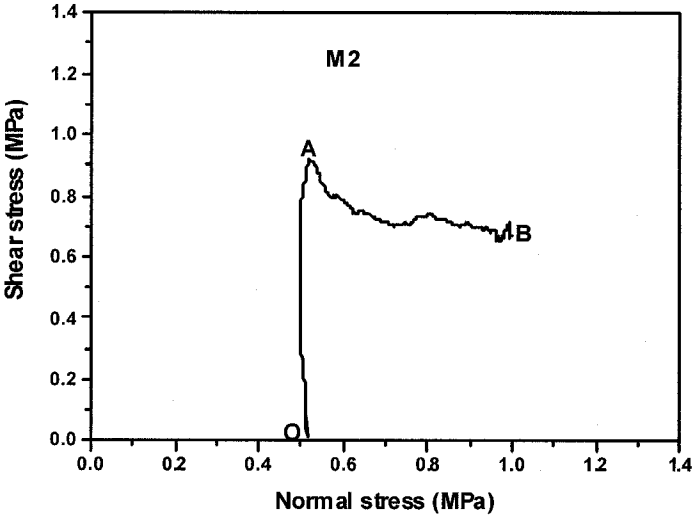
이러한 전단거동의 특징을 연구하기 위하여 인장 절리 복제 시료, 자연 절리 복제 시료 그리고 화강암 시료를 이용하여 일정 수직 강성 조건에서 서로 다른 초기 조건을 설정하여 100회 이상의 전단 실험을 수행하였다. 이러한 서로 다른 초기 조건하에서 전단 거동은 크게 세 가지 형태의 다른 거동을 보이고 있었으며, 따라서 본 연구에서는 뚜렷하게 구분되는 전단 거동을 Type I, Type II 그리고 Type III으로 나누어 특징을 살펴보았다.

(1) 일정 수직 강성 조건의 전단거동 Type I

톱니 모양 절리면의 경우 비교적 높은 초기 거칠각을 가지고 있고, 일차 정점 전단응력 이후 거칠기 전단 파쇄보다는 거칠기를 따라 미끄러짐이 주로 발생하여 이전의 여러 초기 조건에서도 응력 연화 현상의 나타나지 않았다. 그러나 자연 절리면 형태를 가진 절리면의 경우 수직 변위에 의한 수직 응력 증분이 초기 조건에 따라 큰 차이를 보이고 있다. 따라서 그림 3.65과 같이 일직 하중 조건과 비슷하게 일차 정점 전단응력 이후 응력 연화 현상이 보이는 전단 거동을 Type I으로 정의하였다.

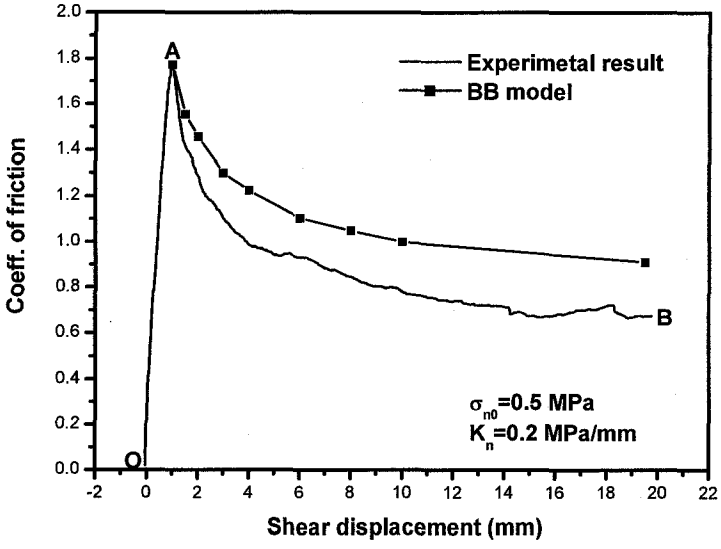


(a) Type I의 전단응력-전단변위 곡선

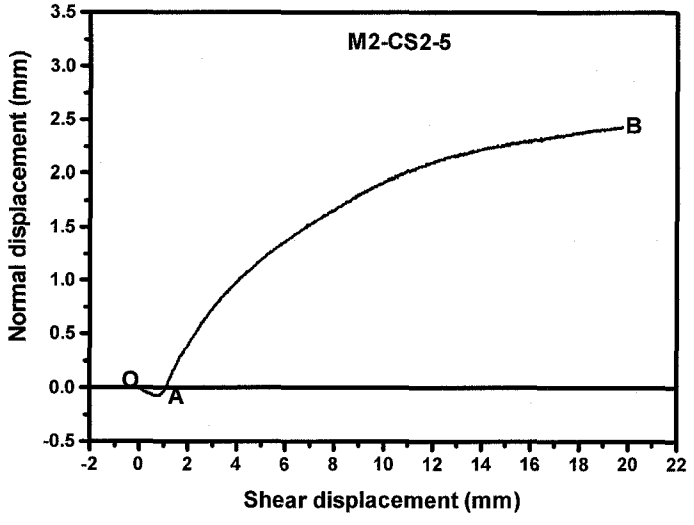


(b) Type I의 전단응력-수직응력 곡선

그림 3.65 CNS 조건하에서의 불연속면 거동 Type I



(c) Type I의 마찰계수-전단변위 곡선



(d) Type I의 수직변위-전단변위 곡선

그림 3.65 계속

Nakagawa et al. (2004)는 코어 형태의 자연 절리면 시료를 이용하여 CNL 조건의 전단 거동과 비슷한 CNS 조건에서 직접 전단을 수행하여 전단응력-전단변위 결과를 제시하였다. 일정 수직 강성 조건에서 이러한 전단 거동의 차이는 초기 조건인 수직 강성과 초기 수직응력 값에 좌우되지만 거칠기에 따라서 거동이 달라진다는 것을 알 수 있다.

Type I은 초기 수직응력이 비교적 높은 0.5 MPa과 수직 강성이 낮은 0.1 MPa/mm 또는 0.2 MPa/mm인 초기 조건에서 주로 나타났다. 높은 초기 수직응력에서는 높은 일차 정점 전단응력을 가지게 되고 이는 많은 거칠기의 전단 파쇄를 의미한다. 이후 낮은 수직 강성으로 수직응력의 증가가 크지 않기 때문에 거칠기의 손상과 엇물림에 의한 전단응력을 감소시키는 경향이 수직응력 증가에 따른 전단응력을 증가시키는 경향보다 더 크기 때문에 전단응력-전단변위 곡선의 AB 구간에서 전단응력의 증가가 거의 없거나 오히려 감소하는 거동을 보이고 있다. 전단응력-수직응력 곡선에서 점 A까지는 일정한 수직응력을 유지하다가 수직 변위의 발생으로 수직응력은 증가하나 전단응력이 점점 감소하는 경향을 보이고 있다.

그림 3.65(c)에서는 마찰 계수-전단변위 곡선을 나타내고 있으며, Barton & Bandis (1985) 모델과 비교하였다. 그림 3.66과 같이 Barton 모델에서 전단변위에 따른 거칠기 감소를 고려하기 위하여 JRC_m개념을 도입하였으며, 이를 이용하여 마찰 계수의 값을 구하고 실험값과 비교한 결과 Barton & Bandis 모델이 높게 평가되었다. 이는 일정 수직 하중 조건에서 만들어진 Barton & Bandis 모델은 일정 수직 강성 조건에서 다시 평가되어 수정할 필요가 있음을 의미한다.

표 3.10은 실험값과 Barton & Bandis 모델의 마찰 계수와 JRC_m을 비교한 결과이다. 실험값의 JRC_m은 마찰 계수와 수직응력을 식 5.1에 대입하여 구한 값이고, Barton & Bandis 모델의 마찰 계수는 수직응력과 JRC_m을 식 5.2에 대입하여 구한 결과이다.

$$JRC_{m(experimental)} = \frac{atan(c.f.) - \Phi_r}{\log_{10}(JCS/\sigma_n)} \tag{5.1}$$

$$c.f._{BB\,model} = \tan(JRC_m \cdot \log_{10}(JCS/\sigma_n) + \Phi_r) \tag{5.2}$$

여기서, $c.f._{BB\ model}$은 Barton & Bandis 모델에서의 마찰 계수를 의미하며 Φ_r은 잔류 마찰각으로 본 연구에서는 33°로 가정하였다.

표 3.10 마찰계수와 JRC_m에 대한 Type I 의 실험결과와 Barton-Bandis 모델값

$\frac{u}{u_{peak}}$	Normal stress (MPa)	Experimental results		Barton-Bandis model	
		coefficient of friction	JRC_m	coefficient of friction	JRC_m
1	0.517	1.772	15.69	1.772	15.69
1.5	0.567	1.440	12.95	1.554	14.12
2	0.606	1.286	11.34	1.456	13.34
3	0.667	1.098	8.92	1.297	11.77
4	0.714	0.984	7.14	1.223	10.98
6	0.791	0.930	6.31	1.102	9.41
8	0.849	0.846	4.69	1.046	8.63
10	0.897	0.789	3.48	0.997	7.85
20	0.990	0.675	0.69	0.909	6.28

* u는 전단변위를 나타내고, u_{peak}는 일차 정점 전단응력일 때의 전단변위를 의미한다.

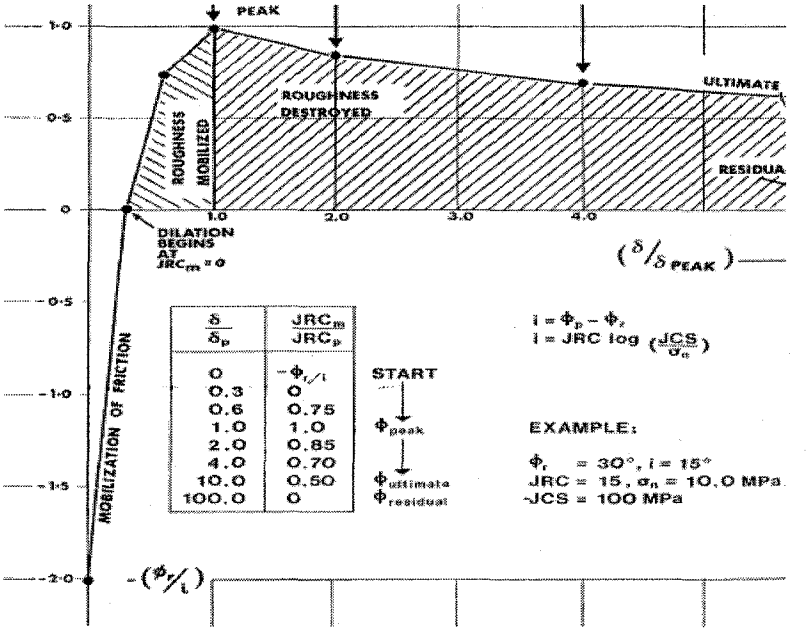


그림 3.66 절리의 전단거동에 관한 JRC_m 무차원 모델 (after Barton et al. 1985).

(2) 일정 수직 강성 조건의 전단거동 Type II

일정 수직 강성 조건의 Type II의 전단거동은 Type I에서 Type III으로 넘어가는 중간 단계의 거동을 보이고 있다. 비교적 낮은 초기 수직응력과 낮은 수직 강성의 초기 조건에서 Type II의 전단거동이 대부분 나타나고 있으며, 본 연구에서는 초기 수직응력이 0.1 MPa 또는 0.2 MPa이고, 수직 강성이 0.2 MPa/mm 또는 0.5 MPa/mm일 경우 나타났다.

그림 3.67은 일정 수직 강성 조건에서 Type II에 대한 대표적인 전단거동을 보여주고 있다. 전단응력-전단변위 곡선에서 Type II의 특징은 일차 정점 전단응력 A 이후에 전단 응력이 A′까지 감소한 이후 다시 A′B 구간에서는 전단응력이 증가하는 것이다. 일차 정점 전단강도 이후 2차 거칠기의 파쇄와 절리면 엇물림이 일어나 전단 응력을 감소시키는 요인이 전단응력을 증가시키는 요인보다 우세하게 작용하여 A′까지 전단응력이 감소하나 이후 수직응력의 증가로 다시 전단응력이 증가하는 현상을 보이고 있다. Johnston et. al (1987)은 톱니 모양의 시료에 대하여 이러한 전단응력 저하 현상을 절리면 사이의 점착 결속력(cohesive bond)이 사라지는 것으로 설명하고 있다. 전단응력-수직응력 곡선에서도 이러한 점착 결속력이 사라져서 AA′ 구간에서는 Type I과 같이 감소하는 거동을 보이다가 다시 A′B 구간에서는 증가하는 거동을 보이고 있다. 일차 정점 응력 전단변위와 A′의 전단변위 비인 $u_{A'}/u_{peak}$ 값은 1.5에서 5까지 다양한 값을 보이고 있으며 절리면 거칠기 모양과 초기 조건에 따라 전단응력 감소를 나타내는 $c.f._{A'}/c.f._{peak}$도 0.85에서 0.5로 다양한 범위의 값을 보이고 있었다. $u_{A'}/u_{peak}$의 값이 클수록 $c.f._{A'}/c.f._{peak}$의 값은 작은 값을 보이고 있었으며 Type I에 가까운 거동을 보이고 있었다.

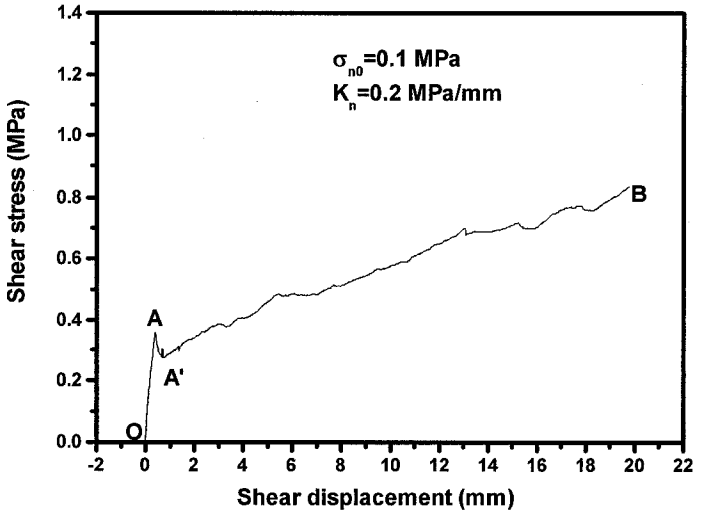
Type II에서도 마찰 계수에 대하여 Barton-Bandis 모델과 비교하였다. A′부근에서 Barton-Bandis 모델이 다소 크게 나타나고 있으며, 전단변위가 10 mm 이상일 경우 오히려 실험값의 마찰 계수가 크게 나오고 있다. Type II는 낮은 수직응력의 경우 발생하기 때문에 일차 정점 전단응력이 나타나는 전단변위(u_{peak})값이 작아지고, 이러한 작은 u_{peak}의 오차가 마찰 계수의 역전 현상을 일으키는 것으로 판단된다.

표 3.11은 Type II의 실험값과 Barton & Bandis 모델의 마찰 계수와 JRC_m을 비

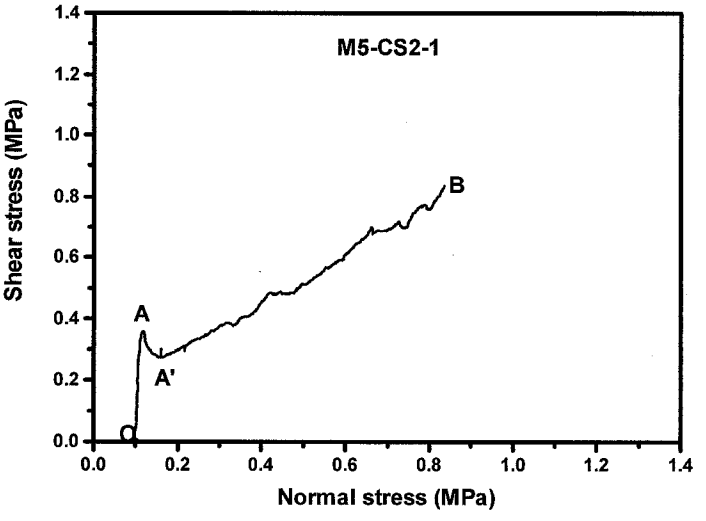
교한 결과이다. 마찰 계수와 JRC_m를 구하는 방법은 표 3.10과 같은 방법으로 수행하였다. A′ 부근인 u/u_{peak}가 1.5와 2인 경우 모델 값과 실험값의 JRC_m차이가 각각 1.19와 1.96으로 Barton & Bandis 모델의 마찰 계수가 높게 평가되었다.

표 3.11 마찰계수와 JRC_m에 대한 Type II 의 실험결과와 Barton-Bandis 모델값

$\frac{u}{u_{peak}}$	Normal stress (MPa)	Experimental results		Barton-Bandis model	
		coefficient of friction	JRC_m	coefficient of friction	JRC_m
1	0.112	3.118	16.20	3.118	16.20
1.5	0.139	2.065	13.39	2.347	14.58
2	0.160	1.716	11.81	2.068	13.77
3	0.196	1.510	10.78	1.695	12.15
4	0.228	1.404	10.20	1.537	11.34
6	0.277	1.283	9.40	1.312	9.72
8	0.319	1.210	8.86	1.214	8.91
10	0.355	1.140	8.20	1.132	8.1
20	0.494	1.026	7.17	0.983	6.48
40	0.724	0.988	7.23	0.864	4.86

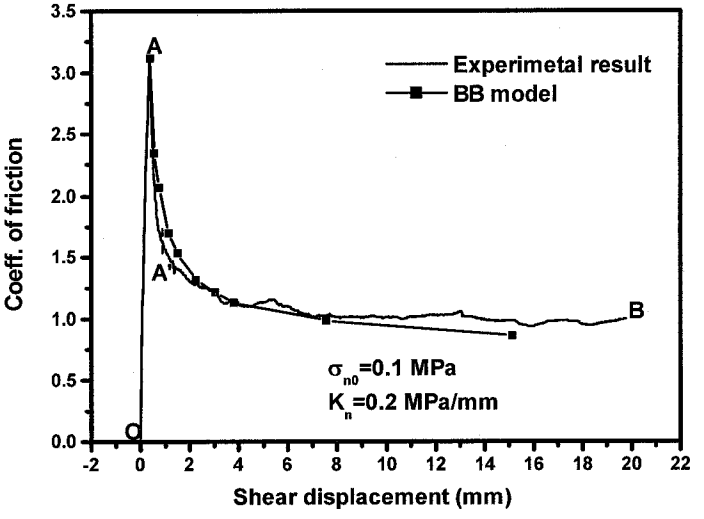


(a) Type II의 전단응력-전단변위 곡선

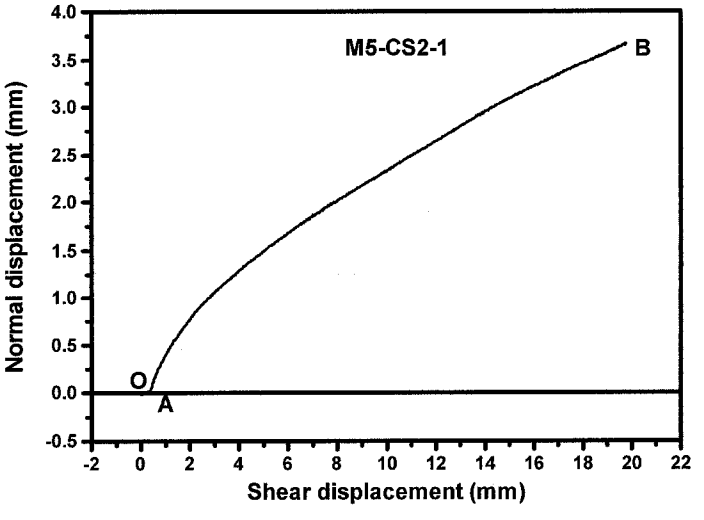


(b) Type II의 전단응력-수직응력 곡선

그림 3.67 CNS 조건하에서의 불연속면 거동 Type II



(c)Type II의 마찰계수-전단변위 곡선



(d) Type II의 수직변위-전단변위 곡선

그림 3.67 계속

(3) 일정 수직 강성 조건의 전단거동 Type III

초기 수직응력이 낮고, 수직 강성이 높을 경우 일정 수직 강성 조건에서 Type III의 거동을 많이 보였다. 이 연구에서는 초기 수직 응력이 0.1 MPa이고, 수직 강성이 0.5 MPa/mm, 1.0 MPa/mm 그리고 1.5 MPa/mm인 경우 인장절리 시료에서 주로 나타났다. 자연 절리 시료의 경우 거칠기가 작기 때문에 수직 강성이 높아도 증가되는 수직응력이 작아 주로 수직 강성이 1.5 MPa/mm인 경우에 Type III의 거동을 보이고 있다. 대표적인 Type III의 거동은 그림 3.68과 같으며 일차 정점 전단응력이후 전단응력의 감소 없이 바로 증가하는 형태를 보이고 있으며, 다른 두 거동에 비하여 AB 구간에서 전단응력-수직응력 곡선이 비교적 선형에 가까운 거동을 보이고 있다.

Patton (1966)은 톱니 모양 시료를 이용한 일정 수직 하중 조건에서의 이중 선형 모델을 제시하였으며, 전단 강도 포락선은 다음식과 같다.

$$\text{For asperity sliding:} \quad \tau_{p(CNL)} = \sigma_{n(CNL)} \cdot \tan(\phi_b + i_0)$$

$$\text{For asperity shearing:} \quad \tau_{p(CNL)} = c + \sigma_{n(CNL)} \cdot \tan(\phi_b) \qquad (5.3)$$

위의 식은 일정 수직 하중 조건에서 정점 전단강도의 전단응력만으로 표현이 되었기 때문에 지속적인 거칠기 파쇄가 일어나는 일정 수직 강성 조건에서의 전단응력-수직응력 포락선과는 다소 차이를 보일 수 있다. 따라서 이 연구에서는 Coulomb의 마찰 모델을 가정하여 Type III에 대하여 식 5.4와 같이 전단응력을 전단 변위의 함수로 표현하여 제시하였다.

$$\tau = \begin{cases} & u \le u_{peak} \\ c + \sigma_n(u) \cdot \tan(\phi_{CNS}) & u \ge u_{peak} \end{cases} \qquad (5.4)$$

여기서 $\tan(\phi_{CNS})$는 CNS 조건의 전단응력-수직응력 곡선에서 AB 구간을 대표하는 직선 기울기 값이며 c는 겉보기 점착력(apparent cohesion)으로 전단 변위가 0일 때의 값을 의미한다. 전단변위에 따라 변화하는 수직응력은 식 5.5와 같이 전단변위가 독립 변수로 표현되는 수직변위의 함수로 표현 가능하다.

$$\sigma_n(u) = \sigma_{n0} + K \cdot v(u) \tag{5.5}$$

여기서 K는 일정 수직 강성 조건에서의 주변 암반의 수직 강성 값을 나타낸다. 따라서 식 5.5를 식 5.4에 대입하고 정리하면 수직변위 함수로 표현되는 전단 응력 식이 다음과 같이 구해진다.

$$\tau_{CNS} = c + (\sigma_{n0} + K \cdot v(u)) \cdot \tan(\phi_{CNS}) \qquad \begin{matrix} u \le u_{peak} \\ u \ge u_{peak} \end{matrix} \tag{5.6}$$

전단응력-전단변위 곡선의 $u \le u_{peak}$에서 전단강성은 전단응력 증분과 전단변위 증분의 비로 구할 수 있다. 그러나 그림 3.68 (a)에서 알 수 있듯이 $u \ge u_{peak}$의 경우 전단응력-전단변위는 직선이 아닌 곡선의 형태를 보이고 있으며, 따라서 임의의 전단변위 u에서 전단강성 K_s'는 식 (5.6)을 u에 대하여 미분하여 아래의 식과 같이 구할 수 있다.

$$u \ge u_{peak} \tag{5.7}$$

그림 3.68의 제안된 모델의 그래프는 실험에서 구한 겉보기 점착력과 CNS 조건에서 구한 마찰각 식 (5.6)에 대입하고 수직변위의 함수를 로그 함수로 가정하여 구한 결과이고, 그 과정은 아래와 같다.

$c = 0.432\,MPa$, $\Phi_{CNS} = 29.3^\circ$, $\sigma_{n0} = 0.1\,MPa$, $K = 1.5\,MPa/mm$이고,

$v(u) = 0.9 \cdot \log(u + 1 - u_{peak})$ $u \geq u_{peak}$ 가정하면,

$\sigma_n(u) = 0.1 + 1.5 \cdot 0.9 \cdot \log(u + 1 - u_{peak})$ $u \geq u_{peak}$ 이고,

$\tau_{CNS} = 0.432 + (0.1 + 1.5 \cdot 0.9 \cdot \log(u + 1 - u_{peak}) \cdot \tan(29.3^\circ)$

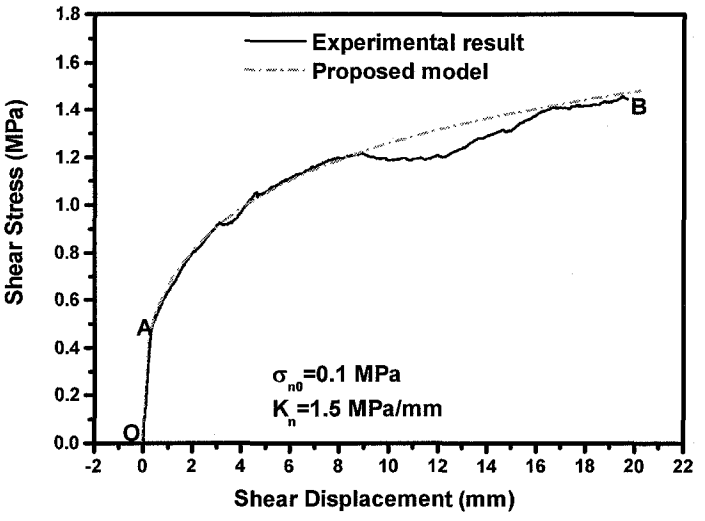
$u \geq u_{peak}$

$u \geq u_{peak}$

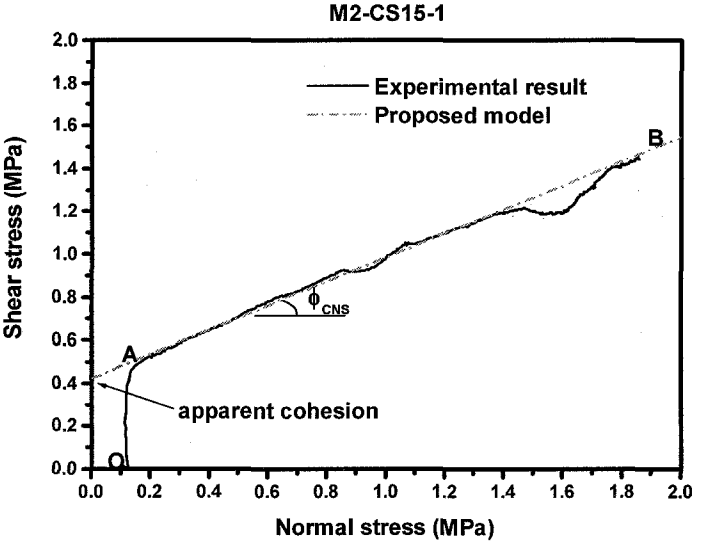
표 3.12는 Type III의 실험값과 Barton & Bandis 모델의 마찰 계수와 JRC_m을 비교한 결과이고, 그림 3.68 (c)와 같이 마찰 계수가 실험값과 Barton & Bandis 모델의 값이 거의 비슷함을 알 수 있다.

표 3.12 마찰계수와 JRC_m에 대한 Type III 의 실험결과와 Barton-Bandis 모델값

$\frac{u}{u_{peak}}$	Normal stress (MPa)	Experimental results		Barton-Bandis model	
		coefficient of friction	JRC_m	coefficient of friction	JRC_m
1	0.135	3.417	17.40	3.417	17.40
1.5	0.191	2.720	16.82	2.388	15.66
2	0.247	2.216	15.75	2.025	14.79
3	0.347	1.778	14.33	1.612	13.05
4	0.432	1.538	13.07	1.446	12.18
6	0.584	1.316	11.61	1.1.225	10.44
8	0.714	1.168	10.17	1.129	9.57
10	0.832	1.095	9.42	1.053	8.70
20	1.220	0.910	6.72	0.909	6.69
40	1.609	0.748	3.01	0.827	5.22

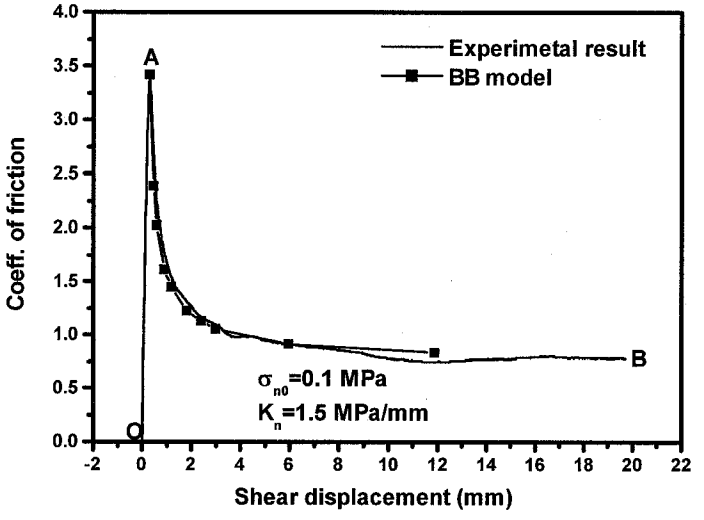


(a) Type III의 전단응력-전단변위 곡선

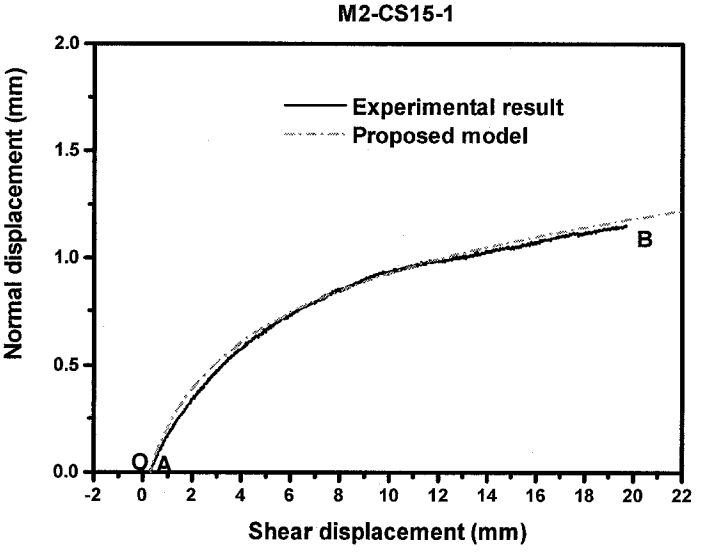


(b) Type III의 전단응력-수직응력 곡선

그림 3.68 CNS 조건하에서의 불연속면의 거동 Type III



(c) Type III의 마찰계수-전단변위 곡선



(d) Type III의 수직변위-전단변위 곡선

그림 3.68 계속

3.4.2 경계조건과 초기조건에 따른 설계 정수(마찰각) 비교

절리면의 전단거동을 모델링하기 위해 정점 전단강도와 관련하여 여러 가지 기본 마찰 모델이 제안되었다. 절리면의 경우는 표면 전체에 걸쳐 작은 돌출부들을 가진 거친 면으로 구성되어 있기 때문에 Amonton의 법칙과 달리 Coulomb은 정점 전단강도에는 응력 독립 성분과 응력 의존 성분이 있음을 발견했다. 응력 의존 성분은 고체의 미끄러짐 마찰과 비슷하게 마찰각 성분이며, 다른 성분은 점착력과 관련된 성분이다.

일반적으로 CNL 조건에서 수직응력 변화에 따라 전단응력 성분은 이에 비례하여 증가한다는 가정 하에 서로 다른 수직응력 조건에서의 실험 결과를 통하여 정점 마찰각(ϕ_{peak})과 잔류 마찰각(ϕ_r) 그리고 겉보기 점착력을 구하고 있다. 이와 유사한 방법으로 CNS 조건에서 Type III 거동을 하는 경우 마찰각(ϕ_{CNS})과 겉보기 점착력을 구할 수 있다. 이러한 마찰각과 점착력을 구하기 위해서 CNS 조건에서 구한 연속적인 전단응력-수직응력의 데이터를 점이동 회구분석과 일정한 수직응력에서의 전단응력 값을 직선 회귀분석하는 방법을 이용하였다.

(1) 점이동 회귀분석

점이동 회귀분석은 사용자가 정의한 회귀분석 간격에 대해 이동창 (sliding window) 기법을 사용하며 각 지점의 기울기를 설정한 간격에 대해 계산하고 연속된 지점들에서 동일한 방식으로 기울기를 계산하는 방법이다(그림 3.69). 일반적으로 데이터 회귀분석에서 최소자승법이 적용되며, 평균적인 값을 객관적으로 결정하기 위해서 사용되어 왔다(Eberhardt, 1999, Chang et al., 2001).

회귀분석에 사용되는 간격이 너무 적은 경우에는 곡선의 변동이 심하며 반대로 간격이 너무 큰 경우에는 곡선이 과다하게 완만하게 되므로 적절한회귀분석 간격을 결정해야 한다. 이를 위해 Eberhardt (1998)와 Chang et al. (2001)은 회귀분석 간격에 대해 민감도 분석 (sensitivity analysis)을 실시하였으며 그 결과 전체 자료수의 5% 정도로 회귀분석 간격을 설정하는 것이 적절한 것으로 나타났다. 이 연구에서도 회귀분석 간격에 대한 민감도 분석을 수행하기 위해 마찰각과 결정 계수(김우철 외, 1997)의 변화를 기준으로 해석한 결과 전체 자료수의 15% 정도로 회귀분석 간격을

설정하는 것이 적절한 것으로 나타났다(그림 3.70).

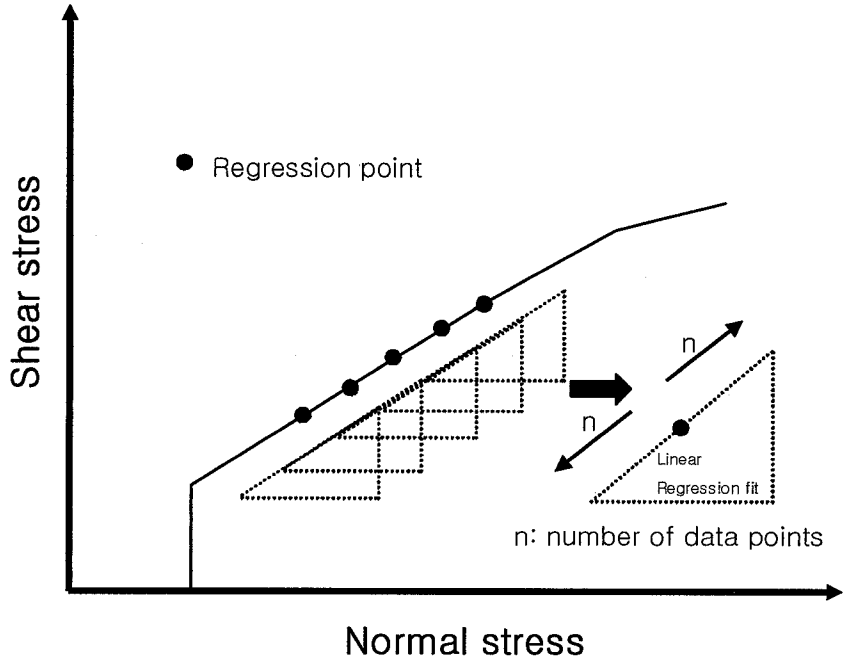


그림 3.69 점이동 회귀분석 방법

(modified from Chang, 2004).

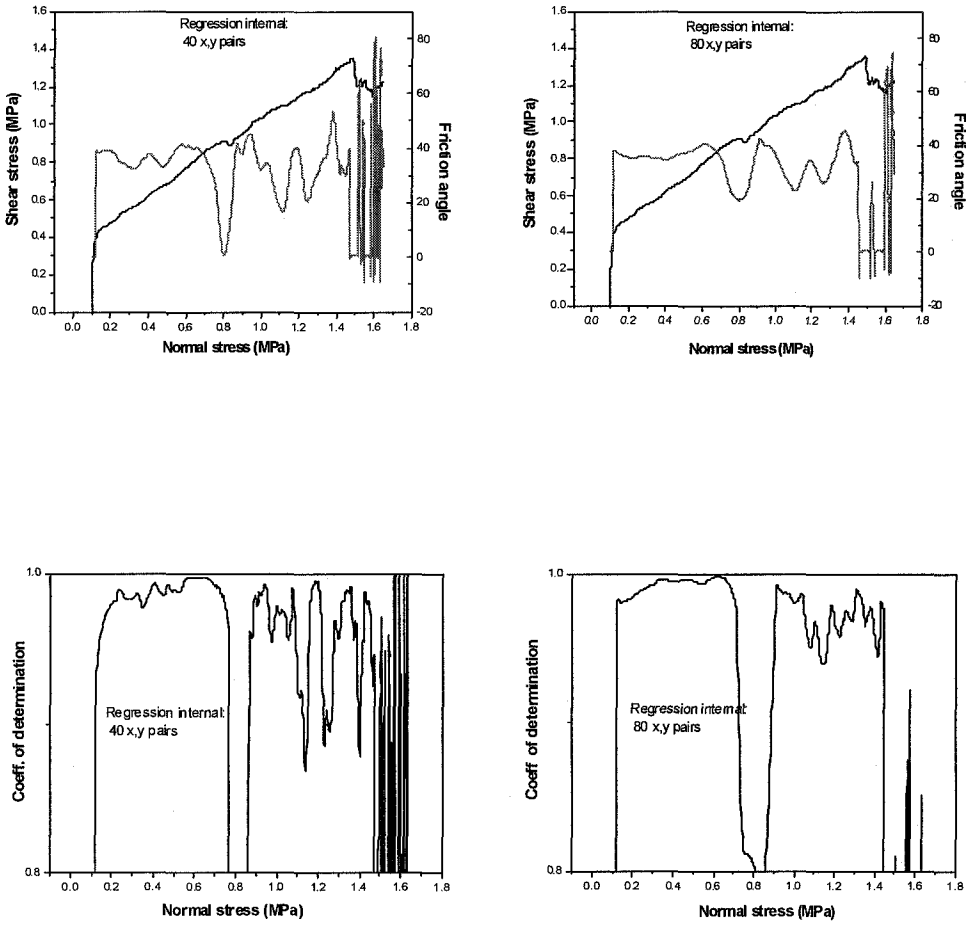
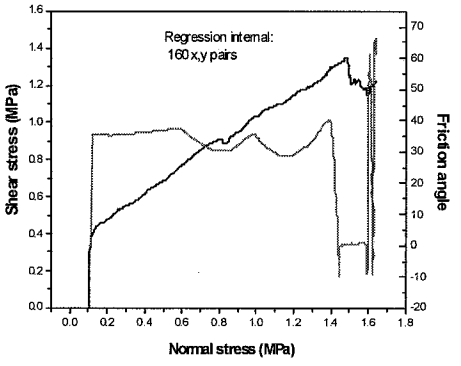
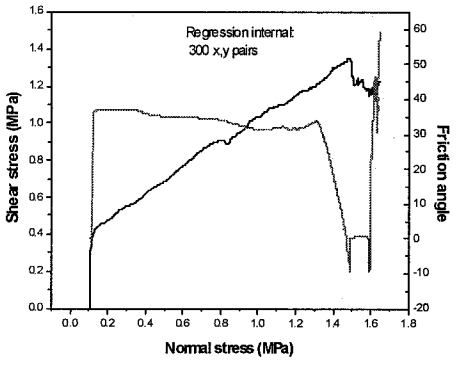
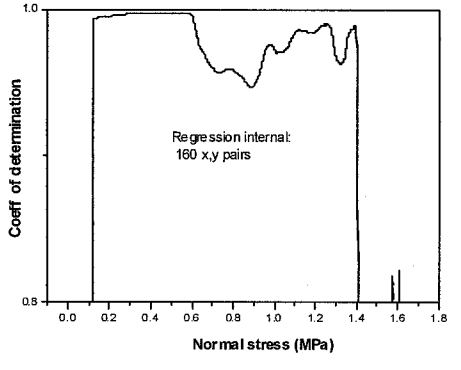


그림 3.70 점이동 회귀분석의 데이터수에 대한 민감도 분석.

(총 데이터수; 1,100 × 15%≒165)


Regression internal:
160 x,y pairs
Shear stress (MPa)
Friction angle
Normal stress (MPa)


Regression internal:
300 x,y pairs
Shear stress (MPa)
Friction angle
Normal stress (MPa)


Regression internal:
160 x,y pairs
Coeff of determination
Normal stress (MPa)

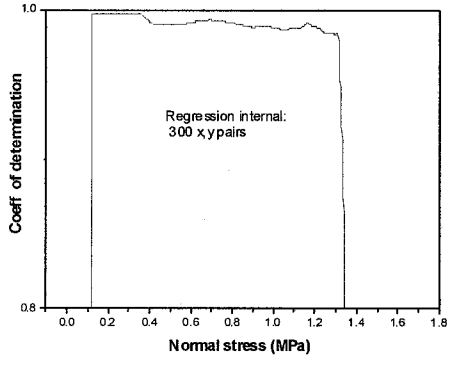

Regression internal:
300 x,y pairs
Coeff of determination
Normal stress (MPa)

그림 3.70 계속

일정 수직 강성 조건에서 수직 강성이 1.5 MPa/mm 이고, 초기 수직응력이 0.1 MPa인 Type III의 마찰각 Φ_{CNS}와 일정 수직 하중 조건에서 구한 잔류 마찰각을 비교하였다(그림 3.71). Φ_{CNS}을 구하기 위하여 앞에서 설명한 점이동 회귀분석과 전단응력-수직응력 그래프에서 0.2 MPa 간격의 일정한 수직응력에서의 전단응력을 직선 회귀분석한 일정간격 회귀분석 방법을 이용하였다. 일정 수직 하중 조건의 잔류 마찰각은 수직응력이 0.2, 0.5, 1.0, 1.5 MPa에서 구한 잔류강도를 직선 회귀분석하여 기울기의 아크 탄젠트 값으로 구하였다. 회귀분석 간격을 데이터 160으로 설정하여 점이동 회귀분석 결과 Type III의 일차 정점 전단응력이후 초기에 마찰각이 일정한 값을 보이는 경향을 보이고 있어 수직응력이 0.15 MPa ~ 0.5 MPa 사이에 구한 마찰각을 점이동 회귀분석의 Φ_{CNS}로 결정하였다. 일정간격 회귀분석 방법에서는 거칠기 손상이 많이 일어나 수직응력이 증가해도 CNS의 전단응력의 증가가 거의 일어나지 않는 구간은 제외하였다.

경계 조건에 따른 마찰각 비교 결과 마찰각의 크기는 일정 수직 하중 조건에서의 잔류 마찰각, 점이동 회귀분석에 의한 Φ_{CNS} 그리고 일정 간격 회귀분석에 의한 Φ_{CNS} 순으로 나타났다. CNS 조건에서 구한 마찰각의 크기가 CNL 조건의 잔류 마찰각보다 작게 나온 이유는 CNS 조건의 경우 일차 정점 전단응력은 CNL의 정점 전단강도와 비슷한 크기를 가지고 있으나 이후 절리면의 거칠기가 손상되면서 잔류 전단강도와 비슷한 값을 가지게 된다(그림 3.72). 따라서 식 5.4에서 Φ_{CNS}는 잔류 마찰각보다 작은 값을 가지게 되고 겉보기 점착력은 더 큰 값을 가지게 된다. 일정 간격 회귀분석으로 구한 Φ_{CNS}는 거칠기의 손상과 1차 거칠기 형태에 의해 부분적으로 낮은 전단응력을 보이는 구간도 회귀식에 포함이 되기 때문에 초기 수직응력 부근에서 구한 점이동 회귀분석의 Φ_{CNS}보다 작은 값을 보이고 있다.

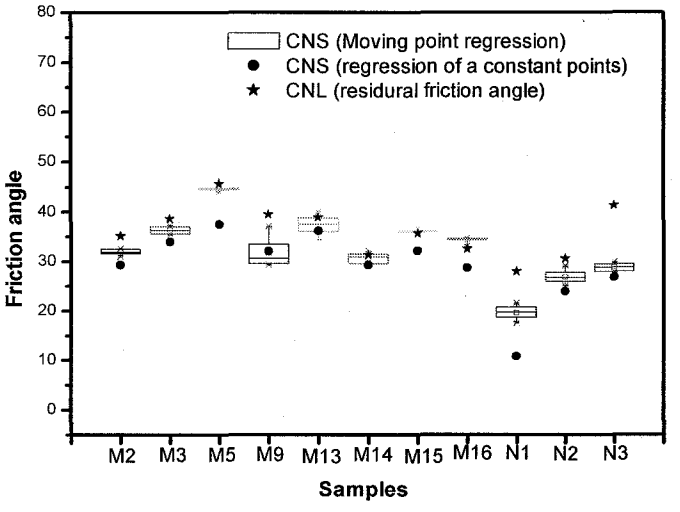


그림 3.71 CNL 조건과 CNS 조건에서 측정된 마찰각 비교

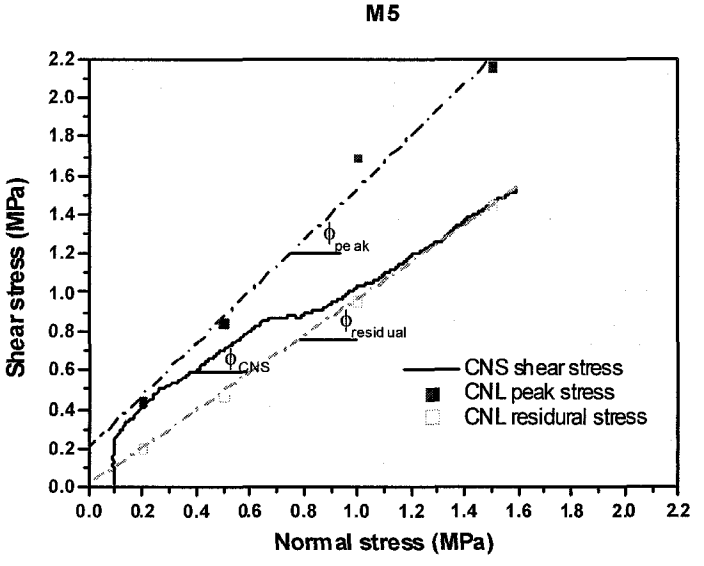


그림 3.72 CNS 조건하에서의 전단 응력 경로

(2) 수직 강성에 따른 마찰각 비교

일정 수직 강성 조건에서 초기 수직응력이 0.1 MPa이고, 같은 Type III의 거동을 보이고 있지만 수직 강성이 서로 다른 경우 마찰각에 대하여 비교 분석을 수행하였다. 전체적인 전단 거동에 대한 마찰각을 구하기 위하여 초기 수직응력 부근에서 구해지는 점이동 회귀분석 방법 보다는 일정 간격 회귀 분석에 의한 Φ_{CNS}를 구하여 강성 변화에 따른 마찰각의 변화를 비교하였다.

그림 3.73은 같은 절리면 복제 시료에 대하여 초기 수직응력이 0.1 MPa이고 수직 강성이 0.5 MPa/mm, 1.0 MPa/mm 그리고 1.5 MPa/mm인 경우 Φ_{CNS}의 값을 보여주고 있다. 수직 강성의 크기가 증가할수록 마찰각의 크기도 다소 증가하는 경향을 보이고 있다. 이는 수직 강성이 증가하면 수직응력의 증가가 빠르기 때문에 수직 강성이 클 경우가 수직 강성이 작을 경우 보다 작은 전단변위에서 같은 수직응력에 도달하기 때문이다. 그림 3.74과 같이 수직응력이 1 MPa에 도달하기 위해서 수직 강성이 1.5 MPa/mm일 경우 전단변위는 3.3 mm, 수직 강성이 1.0 MPa/mm일 경우 전단변위는 4.8 mm 그리고 수직 강성이 0.5 MPa/mm일 때 전단변위는 10.6 mm이다. 따라서 수직 강성이 작으면 같은 수직응력에 도달하기 위해 더 많은 전단변위가 일어나야 하고 거칠기 손상이 그 만큼 더 커지기 때문에 마찰각이 작아지는 것으로 판단된다. 일정 수직 강성 조건의 Type III 전단 거동을 보이는 경우 전단응력-수직응력 곡선은 수직 강성이 다르더라도 비슷한 경향을 보이지만 실제로는 수직 강성이 작으면 더 많은 거칠기 손상이 생기고 같은 전단변위에서 더 작은 수직응력을 보이고 있다.

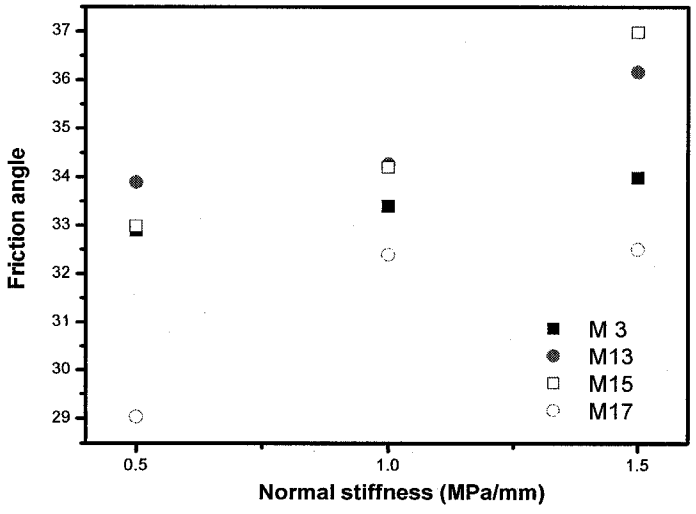


그림 3.73 CNS 조건하에서의 Type III의 마찰각-수직강성 관계

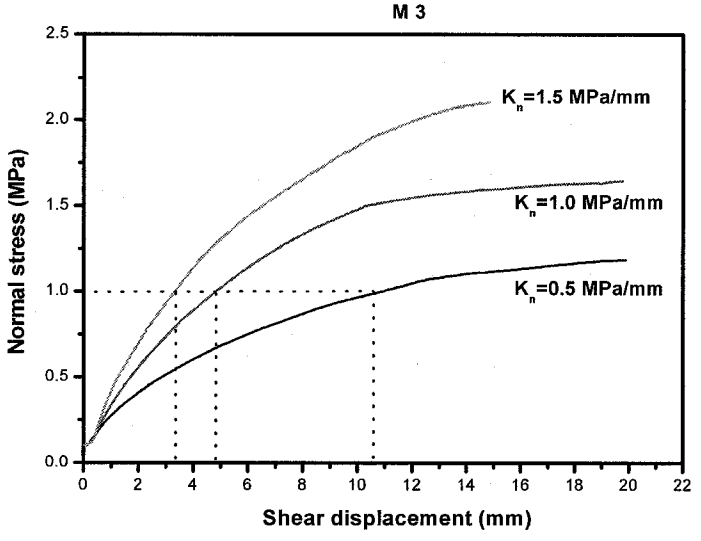


그림 3.74 수직강성에 따른 수직응력-전단변위 곡선

3.5 2차원 불연속변형해석(DDA)의 선-선 접촉해석 기법 개발

3.5.1 접촉의 형태와 선-선 접촉의 문제점

(1) 접촉의 3가지 형태

불연속변형해석은 점-선(vertex-to-edge)접촉, 점-점(vertex-to-vertex)접촉, 선-선(edge-to-edge)접촉이라는 3가지 접촉형태를 이용하여 접촉거동을 해석한다. 이 중 점-선 접촉은 접촉해석의 가장 일반적인 형태로서 그 접촉지점에 일정한 크기의 수직스프링, 전단스프링 및 마찰력에 의한 부행렬 추가함으로써 블록간의 접촉거동을 해석하게 된다. 선-선접촉의 경우 접촉의 양쪽 끝 지점에서의 점-선 접촉 혹은 점-점 접촉으로 변환하여 해석을 수행하게 된다.

① 점-점 접촉

점-점 접촉은 2개의 모서리가 만나는 경우에 해당하는 접촉이다. 그림 3.75에서 A 블록의 점 P_1과 B블록의 점 P_2가 이루는 형태와 같은 접촉이다.

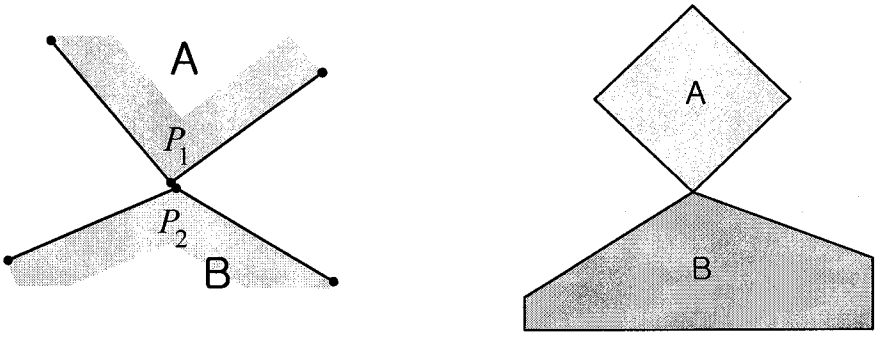


그림 3.75 점-점 접촉의 개념과 그 예

점-점 접촉의 해석상 특징은 전단스프링이나 마찰력을 가하지 않고, 수직스프링만을 설치하고 그 부행렬을 전체방정식에 포함하여 해석을 수행한다는 점이다. 수직접촉에 대한 해석만을 수행하는 것에 대한 물리적 의미는 2개의 블록이 모서리끼리 만났을 때 모서리가 파쇄되면서 접촉하는 경우가 많기 때문에 마찰이 없음으로 설

정하는 것이고, 수치적으로는 주변의 힘의 상태에 따라 자유롭게 변위를 발생시켜 특정 모서리 위의 점으로 만들어 점-선 접촉으로 변환시키는데 그 목적이 있다.

② 점-선 접촉

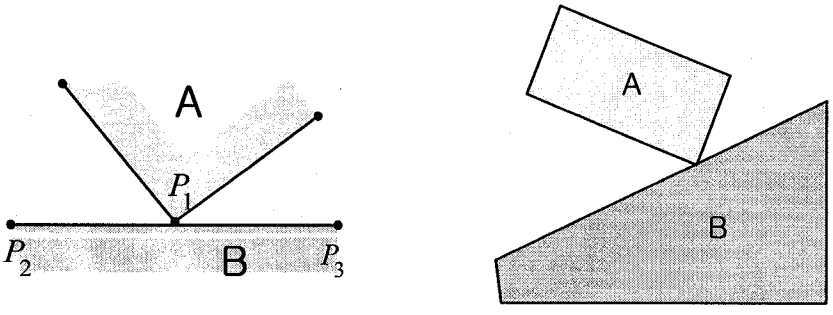


그림 3.76 점-선 접촉의 개념과 그 예

점-선 접촉은 불연속변형해석에서 가장 기본적인 접촉의 형태로서 그림 3.76에서와 같이 A블록의 점 P_1이 B블록의 선분 P_2P_3에 접촉하게 되는 경우이다. 실제 물리적 현상으로는 사면 위로 암석 블록이 낙하하는 경우나 사면에서 블록의 전도가 발생하는 경우 등이 그 예로서 일반적인 접촉형태는 아니지만 불연속 변형해석이 수행되는 동안 대부분의 접촉은 점-선 접촉으로서 해석된다. 앞 절에서 논한 바와 같이 점-점 접촉은 전단 방향의 거동 제약이 없는 수직스프링만을 설치함으로써 점-선 접촉으로 접촉의 형태가 변화되도록 유도하고 있으며, 이후에 논할 선-선 접촉 역시 일반적으로 2개의 점-선 접촉으로 분해하여 해석을 수행하기 때문이다. 따라서 점-선 접촉은 불연속변형해석에서 가장 기본적인 접촉형태라 할 수 있다.

점-선 접촉은 수직스프링, 전단스프링, 마찰력을 모두 이용하여 그 거동을 해석한다. 점-점 접촉의 경우 수직스프링만을 설치하므로 블록간의 전단방향에 대해 마찰이 없는 자유로운 거동을 하게 되어 전단거동에 대해 일정한 오차를 발생시키는 반면, 점-선 접촉은 전단스프링과 마찰력을 모두 이용하므로 정확하게 전단거동을 모사한다.

③ 선-선 접촉

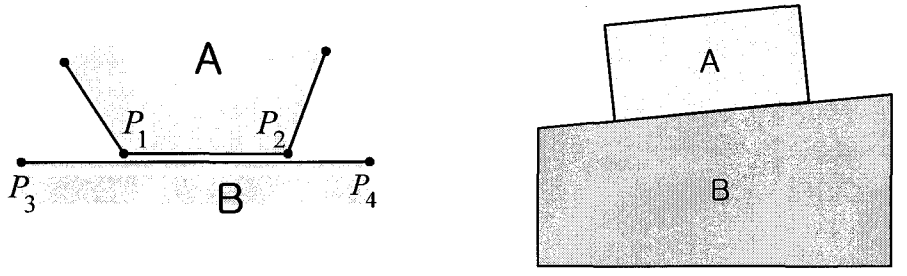


그림 3.77 선-선 접촉의 개념과 그 예

그림 3.77에서 블록 A의 P_1P_2와 블록 B의 P_3P_4가 접촉을 하는 경우 선-선 접촉이라고 한다. 사면에서 블록의 미끄러짐, 암반 블록의 절리에 의한 전단변형 등 다양한 물리적 현상에서 선-선 접촉을 찾을 수 있다.

선-선 접촉은 접촉의 양끝에서 두 개의 점-점 접촉 혹은 점-선 접촉으로 단순화하여 해석을 수행한다. 그림 3.77의 경우 불연속 변형에서는 선 P_1P_2와 선 P_3P_4의 선-선 접촉은 점 P_1과 선분 P_3P_4, 점 P_2와 선분 P_3P_4가 이루는 2개의 점-선 접촉으로 인식된다.

그림 3.78는 선-선 접촉이 서로 다른 형태의 2개의 점-점 접촉 혹은 점-선접촉으로 단순화 될 수 있음을 나타낸다. 그림 3.78의 경우 불연속 변형 해석과정에서, (a) 형태의 접촉은 2개의 점-선 접촉, (b)와 (c)는 하나의 점-선 접촉과 하나의 점-점 접촉, (d)는 2개의 점-점 접촉으로 해석이 이루어진다.

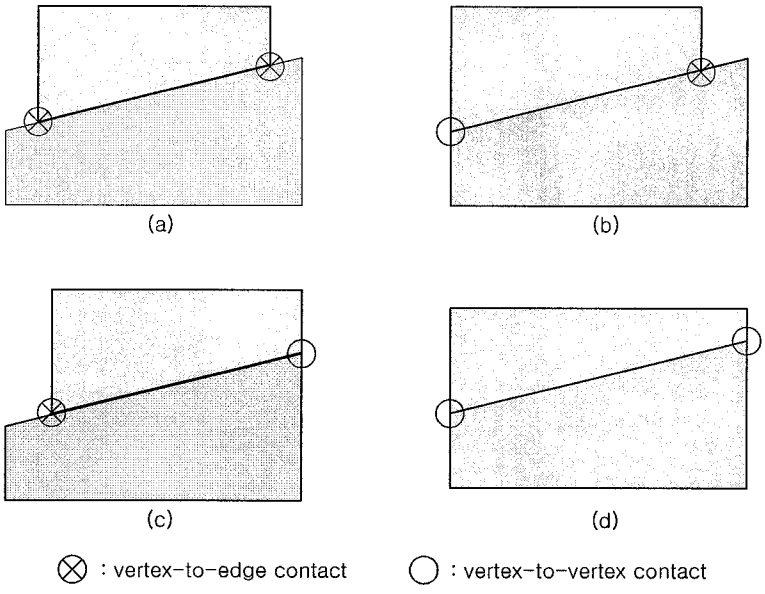


그림 3.78 선-선 접촉이 이룰 수 있는 4가지 접촉쌍

(2) 선-선 접촉해석의 문제점

실제 물리적 현상에서 대부분의 접촉은 2차원 불연속 변형해석에서 선-선 접촉과 같은 형태로 접촉하고 있다. 따라서 불연속변형해석에서 선-선 접촉을 정확하게 해석하는 것은 매우 중요한 일이다. 그러나 2개의 개별 접촉을 통해서 선-선 접촉을 처리하는 현재의 선-선 접촉 해석 방법은 여러 가지 측면에서 문제점을 가지고 있다.

선-선 접촉을 2개의 점-선 접촉으로 처리하는 단순화 과정은 실제 2차원에서의 면간의 접촉을 불연속변형해석 분석시점에서 점과 면의 접촉으로 단순화시키는 과정이다. 이때 전단방향으로 가해지는 마찰력은 접촉면에 가해지는 것이 아니라 접촉면의 양쪽 끝 점에 집중하중의 형태로서 가해지고 있다는 점이 문제점으로 작용한다. 따라서 양 끝점에 집중하중의 형태로 다양한 형태의 마찰력은 합력의 크기와 그 작용하는 방향은 오차가 없지만 작용점의 오차가 발생하게 되므로 실제로는 작용하는 모멘트가 달라진다.

선-선 접촉쌍을 이루는 개별 접촉이 점-점 접촉으로 이루어질 경우에도 문제점이 발생한다. 점-점 접촉의 경우 마찰력을 가하지 않은 상태로 일정량의 전단변위를 발생시켜 점-선 접촉으로의 변태를 유도하는데, 이 점-점 접촉이 선-선 접촉의 한

접촉을 구성하고 있을 때는 절리면 전체에 마찰력을 가해주지 않는 것과 같은 역할을 하기 때문이다. 그림 3.78의 경우, (a)를 제외한 나머지는 점-점 접촉을 포함하고 있는데, 그림 3.78(b), 그림 3.78(c), 그림 3.78(d)에서 작용되는 수직 반력과 마찰력을 그림으로 나타낸 것이 그림 3.79이다. 그림 3.79(b)는 그림 3.79(b)의 상황에서 작용하는 힘을 표현한 것으로서 미끄러짐이 일어나고 있는 앞부분에서 전단방향으로 아무런 제약이 없게 되어 접촉의 오른쪽 끝을 고정점으로 전단방향으로 매달려 있는 효과가 발생하여 블록 내에 불필요한 인장력이 발생하는 효과가 발생하게 된다.

그림 3.79(c)는 그림 3.79(c)의 상황에서 가해주는 힘을 표현한 것으로서 왼쪽 끝 지점에는 마찰력과 수직반력이 작용하게 되지만 오른쪽 끝 지점에서는 마찰력이 작용하지 않아 왼쪽 끝을 중심으로 회전을 발생시키는 효과가 생기게 된다. 이럴 경우 블록은 실제보다 좀더 전도가 일어나기 쉬운 해석결과가 나타난다.

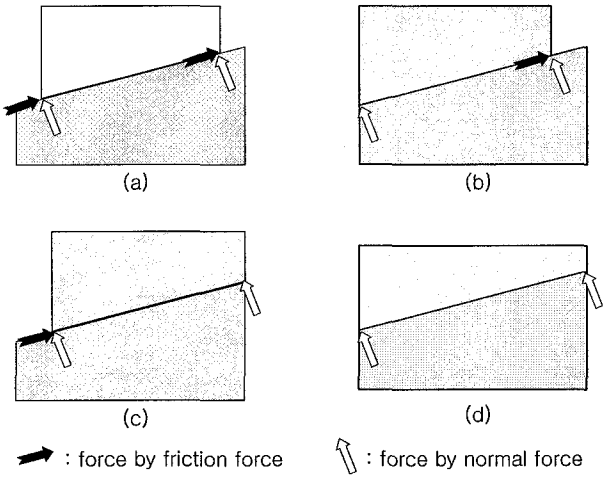


그림 3.79 선-선 접촉에서 점하중의 형태로
가해지는 수직력과 마찰력

그림 3.79(d)는 그림 3.79(d)의 상황에서 가해주는 힘을 표현한 것인데 선-선 접촉의 양 끝 접촉이 모두 점-점 접촉인 경우이다. 그림과 같이 양쪽 끝 접촉의 어느 곳에서도 마찰력이 가해지지 않고 있으므로 접촉면의 성질이나 수직응력의 크기와는 무관하게 일정량의 미끄러짐이 발생하게 된다.

또한 그림 3.79(a)처럼 선-선 접촉의 양 끝 접촉이 모두 점-선 접촉인 경우라 하더라도 문제점이 발생할 수 있다. 현재의 불연속 변형해석의 알고리듬에서 접촉의 전단거동, 즉 미끄러짐과 맞물림의 판별이 접촉쌍을 이루는 각각의 접촉에서 따로 수

행되기 때문이다. 전단력과 수직응력의 비교를 양쪽 끝에서 각기 결정하기 때문에 경우에 따라서는 한쪽 끝은 맞물려 있는데 한쪽 끝은 미끄러지는 해석결과가 발생할 수 있다. 그림 3.80은 그러한 상황의 한 예로서 주어진 그림과 같은 절리면 위에 오른쪽으로 무거운 하중이 작용할 경우 왼쪽 접촉과 오른쪽 접촉이 개별적으로 전단거동을 판단하면 왼쪽 접촉은 미끄러짐, 오른쪽 접촉은 맞물림의 상태로 정해질 것이다. 이때 양 접촉의 합력을 이용하여 선-선 접촉을 이루는 양쪽 접촉이 같은 전단거동 상태로 결정되어야 올바른 해석을 수행할 수 있다.

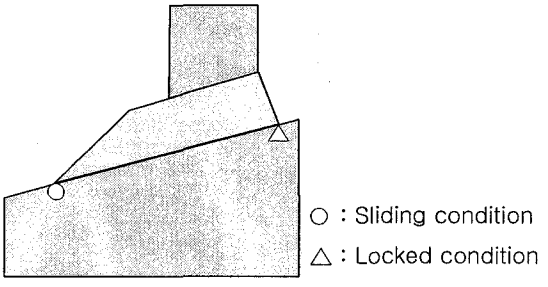


그림 3.80 선-선 접촉에서 두 지점의
거동결정이 달라질 수 있는 예

Ke(1993)는 선-선 접촉의 해석정확도를 높이기 위해 접촉쌍의 길이를 이용해 절리면에서의 점착력을 구하고 이를 등분하여 각 접촉에 가해주었다. 그러나 이는 절리를 이루는 접촉쌍을 하나의 해석단위로 본 것이 아니라 블록의 파괴거동을 모사하기 위해 각각의 접촉에 점착력을 등분하여 더해주기 위한 장치였으므로 Ke의 접촉쌍을 이용한 해석은 선-선 접촉의 문제점을 극복하지 못했다. Yeung(1991)은 선-선 접촉을 2개의 점-선 접촉으로 단순화하여 수행하는 불연속 변형해석의 수치적인 특성을 연구하였으나 이는 불연속 변형해석의 해석 특성에 의해 발생하는 블록내의 힘의 크기와 그 작용점에 대한 오차를 수식화한 것이어서 문제점의 해결책을 제시하는 것은 아니었다. 따라서 불연속 변형해석에서 절리면 거동을 보다 정확하게 모사하기 위해서는 선-선 접촉을 2개의 각각의 개별접촉으로 단순화하여 해석 하는 과정에서 발생하는 오차를 줄이는 새로운 알고리듬이 필요하다.

3.5.2 절리면 해석을 위한 선-선 접촉 해석기법 개발

2차원 불연속 변형해석에서의 절리면 거동을 보다 정확하게 모사하기 위해서는 선-선 접촉을 2개의 개별접촉에 의한 접촉쌍으로 단순화 하는 과정을 개선해야 한다. 이를 위해서는 전단거동여부와 개폐반복해석에서의 수렴여부를 각 접촉에서 개별적으로 해석하는 과정을 개선하고 절리의 위치에 따라 마찰력이 한쪽 접촉에 전혀 가해지지 않는 선-선 접촉의 문제점을 개선할 필요성이 있다. 본 3장에서는 기존 불연속 변형해석에서 선-선 접촉이 2개의 점-선 접촉 혹은 점-점 접촉으로 각각 해석되던 것을 개선하여 한 쌍의 접촉쌍으로 묶어 하나의 접촉해석 단위로 해석하는 새로운 알고리듬을 개발하였다.

(1) 접촉쌍(contact pair)을 이용한 선-선 접촉 정의

모든 접촉을 하나의 점-선 접촉이나 점-점 접촉으로 해석될 때, 이때의 접촉의 상태는 열림(open), 맞물림(locked), 미끄러짐(sliding)이라는 3가지 상태를 갖는다. 따라서 지금까지의 불연속 변형해석은 모든 개별접촉이 3가지 상태 중의 하나를 가짐으로써 접촉거동을 해석할 수 있었다. 그러나 접촉쌍으로서의 선-선 접촉을 접촉의 하나의 해석 단위로서 해석할 경우 양쪽 끝에서의 접촉에 의해 보다 다양한 접촉상태가 발생하게 되므로 이에 대한 새로운 정의를 제시하였다.

선-선 접촉은 2개의 점-선 접촉이 이루는 쌍으로 구성하였고, 각 점-선 접촉이 갖는 접촉의 상태는 3가지이므로 하나의 선-선 접촉은 수학적으로 9개의 상태를 가질 수 있다. 그러나 앞 장에서 논한 바와 같이 절리면의 한쪽은 맞물려있으나 다른 한쪽은 미끄러지는 상태는 물리적으로 발생하지 않는 경우이므로 새로운 알고리듬 상에서는 발생하지 않도록 하였다. 따라서 이를 제외하면 7가지의 접촉상태를 가질 수 있게 된다. 이들 7가지 상태는 기존 점-선 접촉에 존재하는 열림(open), 맞물림(locked), 미끄러짐(sliding)상태를 포함하여 새롭게 정의되는 왼편 맞물림(left locked), 왼편 미끄러짐(left sliding), 오른편 맞물림(right locked), 오른편 미끄러짐(right sliding) 등이다. 이들에 대한 정의는 다음과 같다.

1) 열림 상태: 2개의 개별접촉이 모두 열림 상태에 있는 상태

2) 맞물림 상태: 2개의 개별접촉이 모두 맞물려 있는 상태

3) 미끄러짐 상태: 2개의 개별접촉이 모두 미끄러짐 상태

4) 왼편 맞물림 상태: 왼편에 있는 접촉이 맞물림 상태에 있고 오른편의 접촉은 열려있는 상태

5) 왼편 미끄러짐 상태: 왼편의 접촉은 미끄러짐 상태에 있고 오른편의 접촉은 열려있는 상태

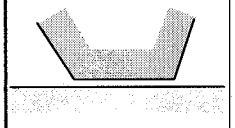
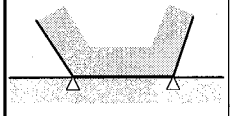
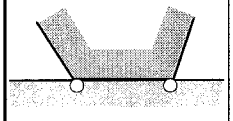
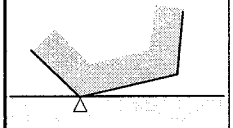
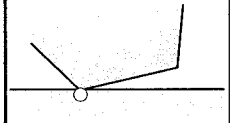
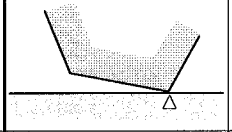
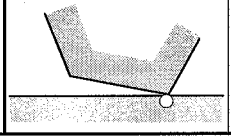
6) 오른편 맞물림 상태: 왼편 맞물림과 반대인 상태

7) 오른편 미끄러짐 상태: 오른편 맞물림과 반대인 상태

여기서 왼편(left)과 오른편(right)이라는 용어는 한 블록 내에서 모서리 번호를 통해 정의된다. 해석과정에서 한 블록을 이루는 모서리의 번호는 블록의 중심을 따라 반시계방향으로 매겨지게 되는데, 두 모서리 중 번호가 더 작은 모서리가 왼편에 있고 더 큰 모서리는 오른편에 있다고 정의한다.

표 3.13에 선-선 접촉이 가질 수 있는 7 가지 상태에 대한 설명과 각각의 상태에 따라 가해지는 접촉스프링과 마찰력을 요약하였다. 선-선 접촉에 가해지는 수직스프링과 전단스프링은 점-선 접촉에서와 같으며, 선-선 접촉의 양 끝 지점에 가해진다. 미끄러짐 상태에 있을 때 가해주는 마찰력의 경우, 기존의 불연속 변형해석 알고리듬에서는 양 끝 접촉지점에 집중하중 형태로만 가해졌으나, 새롭게 정의된 알고리듬에서는 선-선 접촉을 이루는 선상에 가해지도록 하였다.

표 3.13 7가지로 확장된 선-선 접촉의 상태정의

Condition	Conceptual figure	Definition		Added sub-matrices	
		Left contact	Right contact	Left contact	Right contact
Open		open	open	nothing	nothing
Locked		locked	locked	normal spring shear spring	normal spring shear spring
Sliding		sliding	sliding	normal spring friction	normal spring friction
Left locked		locked	open	normal spring shear spring	nothing
Left sliding		sliding	open	normal spring friction	nothing
Right locked		open	locked	nothing	normal spring shear spring
Right sliding		open	sliding	nothing	normal spring friction

(2) 새로운 선-선 접촉 정의에 따른 세부 알고리즘

① 선-선 접촉의 전단거동 결정

기존 불연속 변형해석에서는 전단반향 거동을 판별하는 과정(contact judgement algorithm), 즉 접촉지점에 작용하는 전단력과 마찰력의 크기를 비교해 미끄러짐과 맞물림 상태를 판단하여 전단스프링과 마찰력 부행렬의 추가 여부를 결정하는 과정을 각 접촉에서 개별적으로 수행하였다. 그러나 새롭게 적용할 선-선 접촉해석 알고리듬에서는 선-선 접촉의 접촉쌍이 2개의 개별접촉을 묶어 하나의 접촉으로서 그 거동을 판별하도록 하였다. 그러기 위해 새로운 알고리듬에서는 접촉쌍을 이루는 두 접촉의 전단력과 마찰력의 합력을 이용하였다.

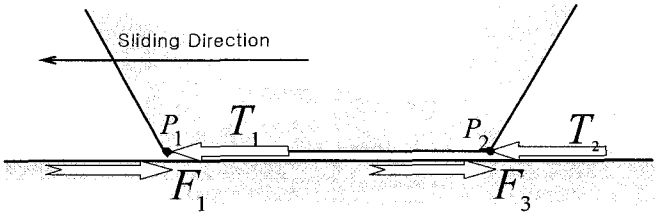


그림 3.81 기존 선-선 접촉에 작용하는 힘의 형태

그림 3.81과 같이 P_1 과 P_2지점에서 발생하는 전단력의 크기를 각각 T_1, T_2 라 하고, 마찰력의 크기를 F_1, F_2라고 하면 선-선 접촉 접촉쌍의 맞물림과 미끄러짐은 다음 식(6.1)과 같이 전단력과 마찰력의 합력의 대소관계를 이용하여 판별한다.

$$\begin{aligned}(T_1+T_2) > (F_1+F_2)&: \ For\ Sliding \\ (T_1+T_2) \le (F_1+F_2)&: \ For\ Locked\end{aligned} \tag{6.1}$$

기존 불연속 변형해석은 Mohr-Coulomb 전단파괴 기준식을 이용하여 접촉의 전단거동을 해석하였는데, 식 (6.1)을 Mohr-Coulomb 전단파괴 기준식에 적용해보면 식 (6.2)와 같다.

$$(\tau_1+\tau_2)>(\sigma_1+\sigma_2)\tan\phi+C:\ \textit{For Sliding}$$
$$(\tau_1+\tau_2)\leq(\sigma_1+\sigma_2)\tan\phi+C:\ \textit{For Locked} \quad (6.2)$$

여기서 τ_1, τ_2는 접촉쌍의 양 끝 접촉점에 작용하는 전단응력, σ_1, σ_2는 접촉쌍의 양 끝 접촉점에 작용하는 수직응력을 나타내고, ϕ는 절리면의 최대마찰각, C는 점착력으로써 절리면의 갖는 성질이다.

식(6.2)의 전단거동 판별식은 전단스프링의 강성을 이용하여 표현한 하중에 관한 식을 절리면의 길이로 나눔으로써 얻어진다. 전단력 F_s와 수직하중 F_n은 식(6.3)과 같이 얻어지며, 이를 식(6.2)에 대입하면 식(6.4)와 같은 불연속 변형해석에서 수직스프링과 전단스프링을 이용한 전단거동 판별식이 얻어진다.

$$F_s=k_s\cdot d_s, \quad F_n=k_n\cdot d_n \quad (6.3)$$

$$\begin{aligned}(F_{s1}+F_{s2}) &= (F_{n1}+F_{n2})\tan\phi+C\cdot l\\ k_s(d_{s1}+d_{s2}) &= k_n(d_{n1}+d_{n2})\tan\phi+C\cdot l\end{aligned} \quad (6.4)$$

여기서 d_s와 d_n는 접촉 양 끝 지점에 설치된 수직스프링과 전단스프링에서의 접촉점의 변위이고 k_s, k_n은 전단스프링과 수직스프링의 강성, l은 절리면의 길이이다.

식 (6.4)를 이용해 2개의 개별접촉으로 이루어진 접촉쌍을 하나의 접촉단위로 보고 선-선 접촉의 전단거동을 결정할 수 있다. 따라서 새로운 선-선 접촉 해석기법에서 양쪽이 모두 닫혀(closed)있는 상태의 경우 반드시 맞물림 또는 미끄러짐 상태를 동시에 갖게 되고, 이는 6.2.1절에서 설명한 선-선 접촉의 상태에서 2)번과 3)번의 정의인 맞물림과 미끄러짐 상태에 해당하게 된다. 이를 통해 기존 불연속 변형해석에서 발생했던 선-선 접촉에서처럼 한쪽 끝은 미끄러지고 있으나 다른 한쪽 끝은 맞물려 있는 상태가 정의됨으로써 발생했던 해석오차가 개선되었다.

② 개폐반복해석에서의 수렴

개폐반복해석(open-close iteration)은 한 해석과정 내에서 각각의 접촉 스프링에 의한 부행렬과 마찰력 부행렬을 가감하는 과정을 통해, 블록간에 발생하는 복잡한 접촉관계에서도 모든 접촉의 거동해석이 올바르게 이루어지도록 유도하는 과정이다. 개폐반복해석은 모든 접촉이 수렴조건을 만족하여 올바르게 접촉에 의한 부행렬이 가해졌을 때 종료된다. 기존의 불연속 변형해석에서 접촉의 수렴조건은 무관통, 무인장력의 상태로써, 모든 열림 상태의 접촉은 개폐반복해석 후에도 열림으로 해석되고, 닫힘(closed) 상태의 접촉은 개폐반복해석 후 닫힘으로 해석되는 것이다. 여기서 닫힘 상태는 맞물림 상태와 미끄러짐 상태를 말한다. 어느 하나의 접촉이라도 전체행렬을 풀고 났을 때 열림 상태가 닫힘 상태로 변하거나 닫힘 상태가 열림 상태로 변하게 된다면 수렴조건을 만족시키지 못하고 따라서 개폐반복해석과정을 계속 수행하면서 스프링에 의한 부행렬과 마찰력에 의한 부행렬을 가감하는 과정을 반복하였다.

새롭게 정의된 선-선 접촉 해석기법에서 선-선 접촉의 상태는 열림과 맞물림, 미끄러짐 상태 이외에 4개의 상태가 추가되었으므로 개폐반복행렬에서의 수렴조건을 새롭게 정의해 주어야 한다. 개폐반복해석에서의 선-선 접촉의 수렴여부를 판단하기 위해 총 7가지 상태를 다음과 같이 4가지 조건으로 분류하였다.

1) 열림
2) 닫힘
3) 왼쪽 닫힘
4) 오른쪽 닫힘

여기서 닫힘 상태는 맞물림 상태와 미끄러짐 상태를 포함하는 상태이며, 왼쪽 닫힘은 왼쪽 맞물림 상태와 왼쪽 미끄러짐 상태를, 오른쪽 닫힘은 오른쪽 맞물림 상태와 오른쪽 미끄러짐 상태를 포함하는 상태이다.
위의 4가지 조건에서 개폐반복해석의 수렴조건은 아래와 같다.

1) 모든 열림 상태의 접촉이 해석결과 열림 상태로
2) 모든 닫힘 상태의 접촉이 닫힘 혹은 왼쪽, 오른쪽 닫힘 상태로
3) 왼쪽 닫힘 상태의 접촉이 닫힘 혹은 왼쪽 닫힘 상태로

4) 오른쪽 닫힘 상태의 접촉이 닫힘 혹은 오른쪽 닫힘 상태로

새롭게 정의된 수렴조건 중에서 왼쪽 닫힘 상태에서 오른쪽 닫힘 상태로 변하는 과정 혹은 그 반대의 과정은 계패반복해석의 수렴조건을 만족시키지 못한다. 이는 대부분의 경우 수직, 전단방향 스프링이 올바르게 설치되지 않았을 때 발생하는 상태이기 때문이다. 이를 기존의 불연속 변형해석의 개폐반복해석과 비교해 보아도 왼쪽 닫힘에서 오른쪽 닫힘으로 변환되는 과정은 왼쪽 접촉은 닫힘에서 열림으로, 오른쪽 접촉은 열림에서 닫힘으로 변환되는 과정이므로 두 개별접촉이 모두 수렴하지 않고 있는 경우이다. 따라서 왼쪽 닫힘에서 오른쪽 닫힘으로 변환되기 위해서는 2회 이상의 계패반복을 통해 반드시 양쪽이 모두 닫혀있는 닫힘 상태를 거쳐야 한다.

표 3.14는 개폐반복해석(OCI)의 수렴여부를 판단하기 위한 4가지 상태와 그 수렴조건 및 접촉스프링과 마찰력의 가감과정을 요약한 것이다.

표 3.14 개폐반복해석에서의 수렴결정과 그에 따른 접촉처리

Condition	Conditions after OCI	Convergency	Treatment	
			Left contact	Right contact
open	open	convergence	D/N*	D/N
	closed	failed	add Ss, Sn**	add Ss, Sn
	left_closed	failed	add Ss, Sn	D/N
	right closed	failed	D/N	add Ss, Sn
closed	open	failed	sub Ss, Sn***	sub Ss, Sn
	closed	convergence	D/N	D/N
	left_closed	convergence	D/N	sub Ss, Sn
	right closed	convergence	sub Ss, Sn	D/N
left_closed	open	failed	sub Ss, Sn	D/N
	closed	convergence	D/N	add Ss, Sn
	left_closed	convergence	D/N	D/N
	right closed	failed	D/N	add Ss, Sn
right closed	open	failed	D/N	sub Ss, Sn
	closed	convergence	add Ss, Sn	D/N
	left_closed	failed	add Ss, Sn	D/N
	right closed	convergence	D/N	D/N

* : Do nothing
** : Add normal spring and shear spring
*** : Subtract normal spring and shear spring

③ 선-선 접촉 우선의 접촉찾기 알고리듬

불연속 변형해석에서 접촉찾기 알고리듬은 블록들의 모서리(vertex)와 선분(line) 간의 거리와 위치관계에 따라 접촉을 찾고 그 형태를 정의하는 과정이다. 블록간의 접촉과 그 형태는 해석이 진행되어 블록들의 위치관계가 변함에 따라 계속 변하므로 매 스텝마다 접촉찾기를 실행해야 한다. 우선 접촉 가능한 블록을 선별하는데, 2차원 좌표상에서 각 블록의 모든 점의 좌표의 x축 방향과 y축 방향으로의 최대, 최소값을 이용해 접촉이 발생할 수 있는 블록들을 선별하여 접촉할 가능성이 있는 블록들을 찾아낸다. 이를 통해 접촉의 우선순위와 블록간의 기하학적인 위치관계에 따라 모든 접촉의 형태를 정의하게 된다. 본 논문에서는 접촉형태의 선-선 접촉 우선순위를 바탕으로 선-선 접촉이 올바르게 찾아지고 정의될 수 있는 알고리듬을 개발하였다.

불연속 변형해석에서의 접촉정의의 우선순위는 점-점 접촉이 첫번째, 점-선 접촉이 두 번째였다. 즉 한 점이 다른 점과의 접촉에서 선-선 접촉과 점-점 접촉으로 동시에 해당될 때 이를 점-점 접촉으로 정의하였다. 이 우선 순위는 한 접촉이 접촉 위치를 기준으로 해석과정에 따라 모서리(vertex)와 접촉 선분(reference line)이 결정되는 경우의 수가 많은 것을 상위 순위로 한 것이다. 예를 들어 점-점 접촉은 표 3.15에서처럼 해석결과에 따라 4가지 경우의 접촉으로 결정되어 질 수 있으므로 우선순위가 높은 것이다. 선-선 접촉의 경우 접촉쌍을 이루는 두 접촉은 개별적으로 해석되었으므로 선-선 접촉은 우선순위를 두지 않고 점-점 접촉과 점-선 접촉의 각 면의 평행 여부를 고려하여 평형한 점-점 접촉 혹은 점-선 접촉에 절리면의 길이 값을 저장하는 방식으로 접촉을 구현하였다.

반면, 새로운 접촉 찾기의 우선순위는 다음과 같다.

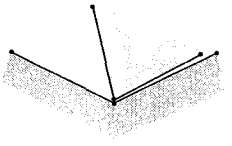
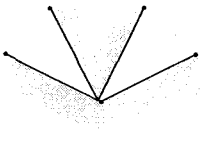
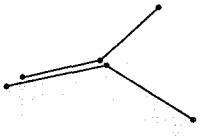
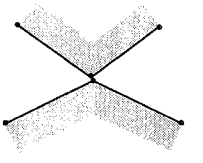
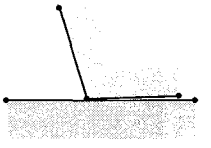
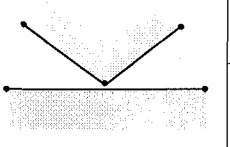
1) 선-선 접촉의 접촉쌍
2) 점-점 접촉
3) 접촉쌍이 아닌 개별 점-선 접촉

이러한 우선순위는 선-선 접촉 접촉쌍을 최우선적으로 정의하기 위해서이다. 따라

서 새로운 접촉 찾기 알고리듬에서는 모든 접촉에 대해 선-선 접촉여부를 확인하여 선-선 접촉의 조건을 만족하는 경우 접촉쌍에 포함되는 점-선 접촉으로 정의 하고 그에 따라 접촉 모서리와 선분을 정의한다. 따라서 선-선 접촉의 접촉쌍으로 정의되는 개별접촉은 반드시 점-선 접촉으로 정의되어 해석할 수 있도록 하였다.

임의의 주어진 블록 모서리의 한 점에 대해 접촉을 정의하는 것은 접촉점의 거리와 위치관계에 따라서 3단계로 진행된다. 1단계는 볼록점(convex)과 오목점(concave)이 만날때의 접촉찾기, 2단계는 볼록점과 볼록점에 의한 접촉 찾기, 3단계는 볼록점과 선분에 의한 접촉찾기이다. 접촉가능한 모든 점에 대해 표 3.15와 같이 3단계의 순서를 거치면서 접촉을 정의한다.

표 3.15 접촉 찾기의 3단계 과정

Order	Stage name	Possible EE contacts Form	General Contacts form	General contacts
1	Concave - Convex Finding			$VE(i,j)^{*}$ & $VE(i,j+1)$ $VE(j,i)$ & $VE(j,i+1)$
2	Convex - Convex Finding			$VV(i,j)^{**}$
3	Convex - Line Finding			$VE(i,j)$ $VE(j,i)$

$VE(i,j)^{*}$: vertex-to-Edge contact by vertex i and Edge j
$VV(i,j)^{**}$: vertex-to-Edge contact by vertex i and vertex j

(3) 선-선 접촉의 마찰력

모든 접촉을 점-선 접촉 혹은 점-점 접촉의 개별접촉으로 처리하는 기존의 불연속 변형해석은 미끄러짐 상태에서 발생하는 마찰력도 각 개별 접촉점에 집중하중 형태로 주어졌다. 그로인해 불필요한 회전력이 발생하고 블록내부에 인장력과 압축력이 발생하는 등의 문제점이 있었다. 따라서 그림 3.82(a)와 같이 집중하중의 형태로 주어지는 마찰력을 그림 3.82(b)처럼 선하중의 형태로 주어야 더욱 정확한 해석을 할 수 있다.

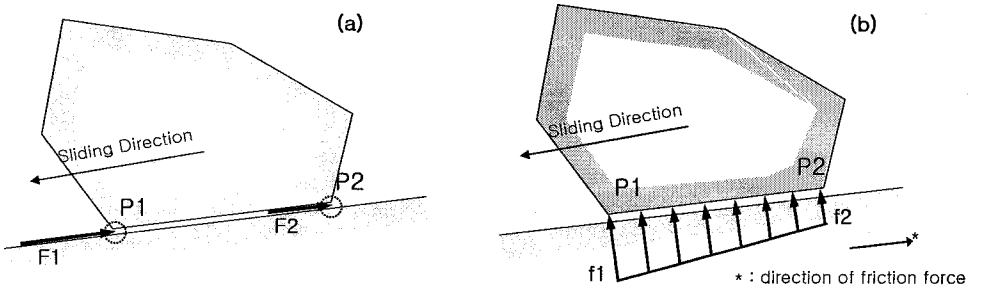


그림 3.82 마찰력의 2가지 형태
(a) 점하중 형태 (b) 선하중 형태

Shi(1984)는 불연속 변형해석에서 단일블록의 부행렬로서 선하중을 모사할 수 있음을 보였으나 이를 접촉거동에서의 마찰력에는 적용하지 못하였다. 식(6.5)는 일정한 등분포 선하중 (F_x, F_y)가 작용할 때 전체행렬에 포함되는 부행렬을 나타낸다.

$$\left(\int_0^1 [T_i]^T \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \end{pmatrix} l dt\right) = l \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ -\frac{1}{2}(y_2+y_1-2y_0)F_x + \frac{1}{2}(x_2+x_1-2x_0)F_y \\ \frac{1}{2}(x_2+x_1-2x_0)F_x \\ \frac{1}{2}(y_2+y_1-2y_0)F_y \\ \frac{1}{4}(y_2+y_1-2y_0)F_x + \frac{1}{4}(x_2+x_1-2x_0)F_y \end{pmatrix} \tag{6.5}$$

그런데 마찰력은 수직응력의 크기에 따라 그 크기가 변하므로 수직방향의 응력이 등분포가 아닌 경우 마찰력 또한 등분포로 작용하지 않는다(Yeung, 1991). 따라서 이번 절에서는 수직응력의 크기에 따라 선형으로 증가하는 마찰력을 유도하여 새로운 해석 알고리듬에 적용하였다.

① 1차 선형 하중 부행렬

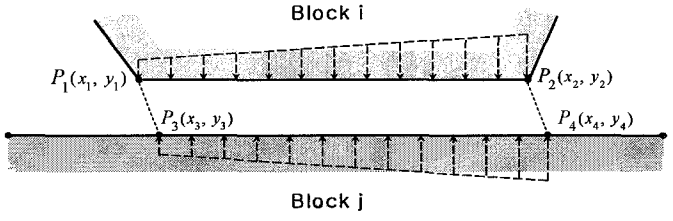


그림 3.83 선하중을 적용하기 위한 점의 정의

그림 3.83에서 등분포 하중 (F_x, F_y)대신 점 P_1에서 P_2로 일정하게 증가하는 선형하중이 작용한다면, $(F_x(t), F_y(t))$ 는 매개변수 t를 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{pmatrix} F_x(t) \\ F_y(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} (at+b)\dfrac{x_2 - x_1}{l} \\ (at+b)\dfrac{y_2 - y_1}{l} \end{pmatrix} \tag{6.6}$$

여기서 l 은 접촉면의 길이, a 는 두 접촉지점에서의 선하중의 차, b 는 두 접촉지점 중 시작지점에서의 선하중의 크기이다. 이를 식(6.5)에 대입하면

$$\begin{aligned} \int_0^1 [T_i]^T \begin{pmatrix} F_x(t) \\ F_y(t) \end{pmatrix} l dt &= \int_0^1 [T_i]^T \begin{pmatrix} (at+b)\left(\dfrac{x_2 - x_1}{l}\right) \\ (at+b)\left(\dfrac{y_2 - y_1}{l}\right) \end{pmatrix} l dt \\ &= \int_0^1 [T_i]^T \begin{pmatrix} (at+b)(x_2 - x_1) \\ (at+b)(y_2 - y_1) \end{pmatrix} dt \end{aligned} \tag{6.7}$$

식(6.7)에서 변위행렬 $[T_i]^T$와 힘행렬 $(F_x(t)\ F_y(t))^T$의 곱을 적분하기 위해 식 (6.8)을 이용한다.

$$\int_0^1 (at+b)(x_2-x_1)\,dt = (x_2-x_1)\left(\frac{a}{2}+b\right)$$

$$\int_0^1 (at+b)(y_2-y_1)dt = (y_2-y_1)\left(\frac{a}{2}+b\right)$$

$$\begin{aligned}\int_0^1 (y-y_0)(at+b)(x_2-x_1)dt &= \int_0^1 ((y_2-y_1)t+(y_1+y_0))(at+b)(x_2-x_1)dt \\ &= (x_2-x_1)\left\{a\left(\frac{1}{3}y_2+\frac{1}{6}y_1-\frac{1}{2}y_0\right)+b\left(\frac{1}{2}y_2+\frac{1}{2}y_1-y_0\right)\right\}\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\int_0^1 (x-x_0)(at+b)(y_2-y_1)dt &= \int_0^1 ((x_2-x_1)t+(x_1+x_0))(at+b)(y_2-y_1)dt \\ &= (y_2-y_1)\left\{a\left(\frac{1}{3}x_2+\frac{1}{6}x_1-\frac{1}{2}x_0\right)+b\left(\frac{1}{2}x_2+\frac{1}{2}x_1-x_0\right)\right\}\end{aligned} \tag{6.8}$$

이를 식 (6.7)에 대입하면 i 블록에 부행렬로서 더해질 선하중 마찰력에 의한 부행렬을 식(6.9)와 같이 얻을 수 있다.

$$\begin{Bmatrix}
(x_2-x_1)\left(\frac{a}{2}+b\right) \\
(y_2-y_1)\left(\frac{a}{2}+b\right) \\
-(x_2-x_1)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}y_2+\frac{1}{6}y_1-\frac{1}{2}y_0\right)+b\left(\frac{1}{2}y_2+\frac{1}{2}y_1-y_0\right)\right\} \\
+(y_2-y_1)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}x_2+\frac{1}{6}x_1-\frac{1}{2}x_0\right)+b\left(\frac{1}{2}x_2+\frac{1}{2}x_1-x_0\right)\right\} \\
(x_2-x_1)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}x_2+\frac{1}{6}x_1-\frac{1}{2}x_0\right)+b\left(\frac{1}{2}x_2+\frac{1}{2}x_1-x_0\right)\right\} \\
(y_2-y_1)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}y_2+\frac{1}{6}y_1-\frac{1}{2}y_0\right)+b\left(\frac{1}{2}y_2+\frac{1}{2}y_1-y_0\right)\right\} \\
\frac{1}{2}(x_2-x_1)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}y_2+\frac{1}{6}y_1-\frac{1}{2}y_0\right)+b\left(\frac{1}{2}y_2+\frac{1}{2}y_1-y_0\right)\right\} \\
+\frac{1}{2}(y_2-y_1)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}x_2+\frac{1}{6}x_1-\frac{1}{2}x_0\right)+b\left(\frac{1}{2}x_2+\frac{1}{2}x_1-x_0\right)\right\}
\end{Bmatrix} \rightarrow [F_i] \tag{6.9}$$

마찬가지로 j 블록에는 식 (6.10)과 같은 부행렬이 마찰력으로써 더해진다.

$$\begin{Bmatrix} (x_4-x_3)\left(\frac{a}{2}+b\right) \\ (y_4-y_3)\left(\frac{a}{2}+b\right) \\ -(x_4-x_3)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}y_4+\frac{1}{6}y_3-\frac{1}{2}y_{j0}\right)+b\left(\frac{1}{2}y_4+\frac{1}{2}y_3-y_{j0}\right)\right\} \\ +(y_4-y_3)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}x_4+\frac{1}{6}x_3-\frac{1}{2}x_{j0}\right)+b\left(\frac{1}{2}x_4+\frac{1}{2}x_3-x_{j0}\right)\right\} \\ (x_4-x_3)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}x_4+\frac{1}{6}x_3-\frac{1}{2}x_{j0}\right)+b\left(\frac{1}{2}x_4+\frac{1}{2}x_3-x_{j0}\right)\right\} \\ (y_4-y_3)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}y_4+\frac{1}{6}y_3-\frac{1}{2}y_{j0}\right)+b\left(\frac{1}{2}y_4+\frac{1}{2}y_3-y_{j0}\right)\right\} \\ \frac{1}{2}(x_4-x_3)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}y_4+\frac{1}{6}y_3-\frac{1}{2}y_{j0}\right)+b\left(\frac{1}{2}y_4+\frac{1}{2}y_3-y_{j0}\right)\right\} \\ +\frac{1}{2}(y_4-y_3)\left\{\frac{a}{2}\left(\frac{1}{3}x_4+\frac{1}{6}x_3-\frac{1}{2}x_{j0}\right)+b\left(\frac{1}{2}x_4+\frac{1}{2}x_3-x_{j0}\right)\right\} \end{Bmatrix} \rightarrow [F_j] \tag{6.10}$$

② 선하중을 이용한 마찰력 적용

선-선 접촉의 마찰력으로 식(6.9)와 식(6.10)과 같은 선형하중 부행렬을 추가하기 위해서 상수로 사용하였던, a와 b값을 결정하면 각 해석단계에서의 선하중 마찰력을 적용할 수 있다. a와 b값의 결정은 접촉면과 수직한 방향으로 선-선 접촉의 양 끝 점에 작용하는 힘의 크기에 따라 결정된다.

그림 3.83에서 두 지점 P_1와 P_2에 작용하는 수직응력의 크기가 Fn_1, Fn_2이고, 선-선 접촉에 작용하는 총마찰력을 Fr이라고 한다면, 절리면 상의 임의의 점 t에서 마찰력 $at+b$를 갖는 선하중은 식(6.11)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\int_0^1 (at+b)dt = Fr \tag{6.11}$$

이때 t는 P_1점에서 0, P_2점에서 1을 갖는 매개변수이다. 그러므로 P_1점에서 작용하는 선하중은 b이고 P_2점에서는 $(a+b)$이다. 두 지점에서의 선하중의 크기가 수직하중의 크기에 비례함을 이용하면 식 (6.12)를 구할 수 있다.

$$b : (a+b) = Fn_1 : Fn_2 \tag{6.12}$$

식(6.11)과 식(6.12)를 이용하면 a와 b값을 식 (6.13)과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} a &= 2\left(\frac{Fn_2 - Fn_1}{Fn_2 - Fn_1}\right)F_f \\ b &= 2\left(\frac{Fn_1}{Fn_2 - Fn_1}\right)F_f \end{aligned} \tag{6.13}$$

이를 식(6.9)와 (6.10)에 대입하면 선하중 형태의 마찰력에 의한 부행렬을 얻을 수 있다.

$$F_f \begin{Bmatrix} (x_2 - x_1) \\ (y_2 - y_1) \\ -(x_2 - x_1)\left\{\left(\frac{Fn_2 - Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)Y_{1i} + \left(\frac{2Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)Y_{2i}\right\} \\ +(y_2 - y_1)\left\{\left(\frac{Fn_2 - Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)X_{1i} + \left(\frac{2Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)X_{2i}\right\} \\ (x_2 - x_1)\left\{\left(\frac{Fn_2 - Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)X_{1i} + \left(\frac{2Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)X_{2i}\right\} \\ (y_2 - y_1)\left\{\left(\frac{Fn_2 - Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)Y_{1i} + \left(\frac{2Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)Y_{2i}\right\} \\ \frac{1}{2}(x_2 - x_1)\left\{\left(\frac{Fn_2 - Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)Y_{1i} + \left(\frac{2Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)Y_{2i}\right\} \\ +\frac{1}{2}(y_2 - y_1)\left\{\left(\frac{Fn_2 - Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)X_{1i} + \left(\frac{2Fn_1}{Fn_1 + Fn_2}\right)X_{2i}\right\} \end{Bmatrix} \rightarrow [F_i] \tag{6.14}$$

$$F_f\left\{\begin{array}{c}(x_4-x_3)\\(y_4-y_3)\\-(x_4-x_3)\left\{\left(\frac{Fn_2-Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)Y_{1j}+\left(\frac{2Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)Y_{2j}\right\}\\+(y_4-y_3)\left\{\left(\frac{Fn_2-Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)X_{1j}+\left(\frac{2Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)X_{2j}\right\}\\(x_4-x_3)\left\{\left(\frac{Fn_2-Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)X_{1j}+\left(\frac{2Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)X_{2j}\right\}\\(y_4-y_3)\left\{\left(\frac{Fn_2-Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)Y_{1j}+\left(\frac{2Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)Y_{2j}\right\}\\\frac{1}{2}(x_4-x_3)\left\{\left(\frac{Fn_2-Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)Y_{1j}+\left(\frac{2Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)Y_{2j}\right\}\\+\frac{1}{2}(y_4-y_3)\left\{\left(\frac{Fn_2-Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)X_{1j}+\left(\frac{2Fn_1}{Fn_1+Fn_2}\right)X_{2j}\right\}\end{array}\right\}\rightarrow[F_j] \tag{6.15}$$

여기서 식 (6.14)에 사용된 $X_{1i}, X_{2i}, Y_{1i}, Y_{2i}$는 식 (6.16)과 같고, (x_{i0}, y_{i0})는 i블록의 무게중심의 좌표이다. 식(6.15)에 사용된 j블록에 대한 문자정의도 식(6.16)과 마찬가지 방법으로 정의할 수 있다.

$$\begin{aligned}X_{1i}&=\left(\frac{1}{3}x_4+\frac{1}{6}x_3-\frac{1}{2}x_{i0}\right), \quad X_{2i}=\left(\frac{1}{2}x_4+\frac{1}{2}x_3-x_{i0}\right)\\Y_{1i}&=\left(\frac{1}{3}y_4+\frac{1}{6}y_3-\frac{1}{2}y_{i0}\right), \quad Y_{2i}=\left(\frac{1}{2}y_4+\frac{1}{2}y_3-y_{i0}\right)\end{aligned} \tag{6.16}$$

3.5.3 Barton-Bandis 모델 적용과 알고리듬 검증

(1) Barton-Bandis 모델의 적용

① Barton-Bandis 최대 전단강도식의 적용

불연속면의 전단강도를 예측하는 경험적 관계식 중 가장 잘 알려진 것이 Barton(1987)의 전단강도 추정식이다. 이것은 수직응력과 전단응력의 관계를 경험적으로 구한 비선형 관계식으로서 Patton의 이중선형 관계식과 거의 비슷하나 팽창각이 가해진 수직응력에 따라 불연속면의 거칠기(Joint Roughness Coefficient, JRC)와 절리면 압축강도(Joint Compressive Strength, JCS)를 이용한 불연속 표면의 풍화의 정도(JCS/σ_n)에 따라 변화하는 항으로 표현되어 있다. Barton의 식은 암석 코어로부터 쉽게 얻을 수 있는 간단한 파라미터들로 구성되어 있다는 점에서 그 유용성이 있다할 수 있는데, 그 전단강도식은 아래와 같다.

$$\tau = \sigma_n \tan\left[JRC \log_{10}\left(\frac{JCS}{\sigma_n}\right) + \phi_b\right] \tag{6.17}$$

여기서 σ_n은 수직응력이고, *JCS*는 절리면 압축강도, *JRS*는 절리거칠기계수이며, Φ_b는 기본마찰각이다. 기본마찰각(basic friction angle)은 다이아몬드 톱에 의해 준비된 평평하고 풍화되지 않은 암석 표면으로부터 얻어지고, *JCS*는 불연속표면의 강도를 슈미트해머로 타격한 것으로부터 구한다.

식(6.17)의 Barton의 최대 전단강도식을 불연속변형해석에 적용하기 위해서는 이를 접촉점에서의 전단력과 마찰력의 형태로 바꾸어야 한다. 따라서 식(6.18)와 같은 식을 유도할 수 있다.

$$k_s d_s = k_n d_n \tan\left[JRC \log_{10}\left(\frac{JCS}{k_n d_n} l_c\right) + \phi_b\right] \tag{6.18}$$

여기서 k_s는 전단스프링의 강성, d_s는 전단방향의 변위, k_n는 수직스프링의 강성, d_n은 수직방향의 변위이고 l_c는 2차원 상에서의 접촉면의 길이이다. 식(6.18)에서 좌변은 하나의 점-선 접촉에 작용하고 있는 최대전단력의 크기이며 우변은 최대마찰력의 크기를 나타내고 있다.

식(6.19)는 2개의 점-선 접촉으로 이루어진 절리면을 각 접촉에서의 최대전단력의 합력을 통해 절리면의 최대전단력을 구하는 식이 된다.

$$\left(k_{1s}d_{1s}+k_{2s}d_{2s}\right)=\left(k_{1n}d_{1n}+k_{2n}d_{2n}\right)\tan\left[JRC\log_{10}\left(\frac{JCS\times l_c}{k_{1n}d_{1n}+k_{2n}d_{2n}}\right)+\phi_b\right] \tag{6.19}$$

따라서 식(6.19)는 불연속 변형해석에서 Barton-Bandis 최대전단 강도 추정식을 이용하여 절리면의 최대전단 강도를 결정하는 식으로써 새로운 불연속 변형해석 알고리듬에 더해졌다.

② 절리면 파라미터의 크기효과 적용

Barton이 제안한 전단강도 추정식에 사용된 파라미터들이 크기효과를 갖는다는 사실은 잘 알려져 있다. Bandis(1980)는 많은 실험을 통해 JRC의 크기에 따라 절리면의 강도와 크기효과가 결정됨을 확인했는데. 절리면이 거칠수록 JRC와 JCS의 크기에 따른 효과가 크게 나타남을 확인하였다. Bandis et al.(1987)에 의해 제시된 절리면 파라미터의 크기효과 식은 식(6.20)과 식(6.21)과 같이 절리면의 길이가 임의의 길이 n일 때의 값으로 나타나 있다.

$$JRC_n \square JRC_0\left(\frac{L_n}{L_0}\right)^{-0.02JRC_0} \tag{6.20}$$

$$JCS_n \square JCS_0\left(\frac{L_n}{L_0}\right)^{-0.03JRC_0} \tag{6.21}$$

식(6.20)과 (6.21)에서 JRC_0, JCS_0, L_0는 실험실 스케일에서의 값으로서, L_0는

절리면의 길이 0.1 m를 의미하고, JRC_0와 JCS_0는 이때의 JRC값과 JCS값을 의미한다.

또한 Barton-Bandis는 최대전단강도에 이르는 동안 전단면에 발생하는 전단변위도 크기효과를 갖는 것을 서로 다른 크기의 시험편을 통한 실험을 통해 알려진 바 있다. Barton(1987)은 풍화에 의한 효과와 절리면 거칠기에 의한 효과도 고려하여 다음과 같은 경험식을 제시하였다.

$$\delta_{peak} = \frac{L}{500}\left(\frac{JRC}{L}\right)^{0.33} \cdot \left(1 - \frac{JCS}{300}\right) \tag{6.22}$$

여기서 L은 절리면의 길이이다.

식(6.22)에서 제시한 최대전단변위에 대한 크기효과를 불연속 변형해석의 Barton-Bandis 모델에 적용하였다. δ_{peak}는 각 절리별로 저장되어 다음 절에 나오는 전단변위에 따른 마찰력을 구현하는데 이용된다.

③ 전단변위에 따른 잔류마찰력 구현

Barton은 절리면의 전단변위에 따라 JRC값이 형성되고 파괴되는 효과를 그림 3.84과 같이 수식화 하였다.

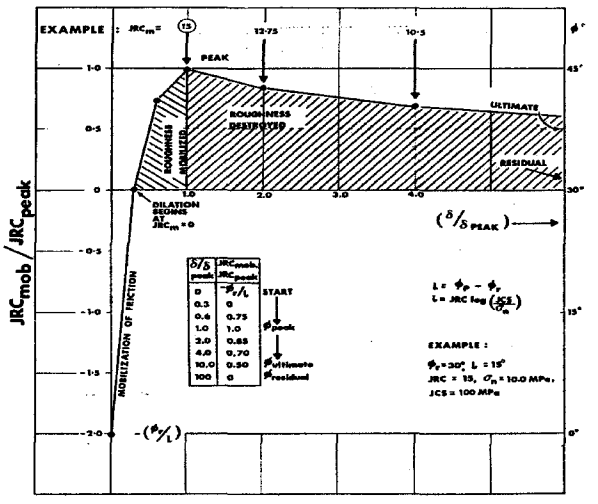


그림 3.84 보다 사실적인 전단응력-전단변위
곡선을 위해 제안한 JRC_{mob}값
(after Barton et al., 1987)

그런데 일정한 크기의 벌칙스프링을 이용하여 접촉거동을 모사하는 불연속 변형해석에서 전단파괴 이전에 거칠기가 형성되는 효과(JRC mobilization)를 구현 하는 것은 해석알고리듬 상 아직 많은 연구를 필요로 하는 일이다. 따라서 전단스프링의 값은 전단강성의 크기와 같게 함으로서 직선화된 파괴이전의 JRC값의 변화를 나타낼 수 있다. Barton이 제시한 JRC값의 변화를 불연속 변형해석 알고리듬에 적합하게 바꾸어 그 값을 표로 나타내면 표 3.16와 같고, 이는 그림 3.85와 같이 나타낼 수 있다.

표 3.16 제안된 $d/d_{peak} - JRC_{mob}/JRC_{peak}$ 관계

$\frac{\delta}{\delta_{peak}}$	0	1	2	4	10	100
$\frac{JRC_{mob}}{JRC_{peak}}$	0	1	0.85	0.7	0.5	0

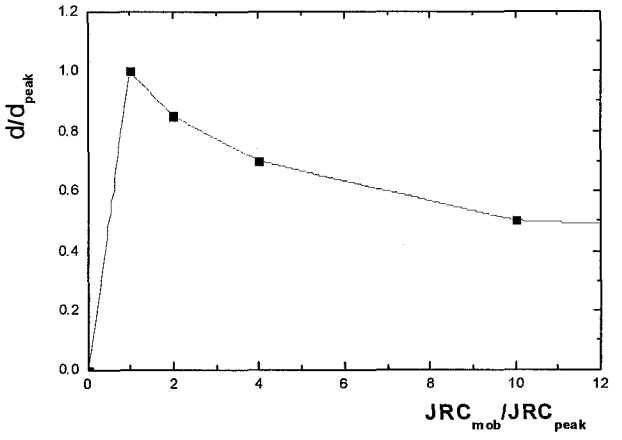


그림 3.85 Barton-Bandis 모델에 적용하기 위한 $d/d_{peak} - JRC_{mob}/JRC_{peak}$ 관계

따라서 불연속 변형해석에 적용되는 Barton-Bandis 모델은 최대 전단강도를 계산하여 전단거동을 결정하고 전단방향으로 가해질 마찰력에 대한 입력변수로서의 JRC값을 위의 그림 3.85과 같은 다중선형식을 통해 각 해석 단계에서 결정하도록 하였다. 이를 바탕으로 절리면의 전단파괴 이후의 거동을 해석할 수 있도록 하였다.

표 3.16에서 유도한 JRC 감소값을 이용한 각 해석단계에서의 잔류전단강도는 식 (6.24)와 같다.

$$\tau = \sigma_n \tan\left[JRC_{mob} \log_{10}\left(\frac{JCS}{\sigma_n}\right) + \phi_b\right] \tag{6.24}$$

여기서 JRC_{mob}는 표 3.16의 관계를 통한 다중선형식에 의해 얻어진 절리의 변위에 의해 감소된 JRC값이다. 이로인해 불연속 변형해석의 절리면 파괴 이후의 전단거동은 절리의 미끄러진 길이가 전단파괴 이전의 최대 전단변위의 10배에 이르면 최종(ultimate)마찰각에 의한 전단강도를 갖고, 100배에 이르면 절리의 거칠기가 파괴되어 잔류(residual)마찰 상태에 도달하도록 하였다.

(2) 층상 기반의 블록거동 해석

본 연구에서 개발된 새로운 불연속변형해석 알고리듬의 정확도와 신뢰성을 검증하기 위하여 크게 2가지 모델을 선정하였다. 먼저 새로운 절리모델로써 적용된 Barton-Bandis 모델의 신뢰성을 검증하기 위해 일정한 수직응력 상태에서 전단응력을 가하는 직접전단실험을 불연속 변형해석을 통해 해석하여 얻어진 전단응력-전단변위 곡선을 Barton-Bandis가 제시한 모델에 의한 곡선과 비교하였다. 또 극한평형이론(LEM)을 통해 이론해를 구할 수 있는 전도와 미끄러짐이 발생하는 층상 암반사면에서의 블록 거동을 해석하였다. 이를 극한평형해석을 이용한 이론해와 비교하여 선-선 접촉해석 기법을 적용한 불연속 변형해석의 신뢰성을 검증하였다.

층상기반에서의 파괴양상에 대한 해석을 통해 불연속 변형해석에 새로운 선-선 접촉 해석기법을 적용했을 때의 해석결과가 신뢰성이 있는지 검증하였다. 절리모델로서는 기존의 Mohr-Coulomb 전단모델을 사용하였다.

① 층상기반의 블록 모델링

그림 3.86에서와 같이 규칙적인 블록체계를 생각해 보자.(이정인, 1995) 경사각이 (90° −α)인 층들로 이루어진 암반에 사면이 경사각 Θ로 굴착되어 있으며, 기반은 전체적인 경사각이 β인 계단식으로 되어있다. 그림에서의 상수 a_1, a_2, b는 다음과 같이 주어진다.

$$a_1 = \Delta x \tan(\theta - \alpha) \tag{6.25}$$

$$a_2 = \Delta x \tan(\alpha - \theta_u) \tag{6.26}$$

$$b = \Delta x \tan(\beta - \alpha) \tag{6.27}$$

여기서 Δx는 각 블록의 폭이며, Θ_u는 상부지표면의 경사각이다.

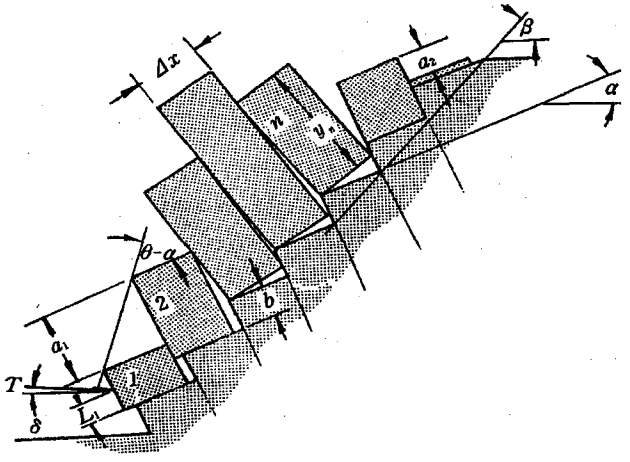


그림 3.86 층상사면의 블록군 (after 이정인, 1995)

이러한 형태의 블록체계는 파괴되기 시작할 때 블록들의 거동양상에 따라 일반적으로 세 개의 영역으로 구분되는 것이 보통이다.

1) 사면하단 구역의 미끄러지는 블록군
2) 사면 중간부의 전도되는 블록군
3) 사면 최상부에서의 안정한 블록군

그림 3.87에 만들어진 해석 모델이 설명되어 있다. 언덕 쪽으로 60° 각도로 경사진 층상암반에 19.6 m 높이의 암반사면이 57.5°의 경사로 절삭되어 있다. 16개의 블록이 기반면 위에 규칙적으로 배열되어 있는데, 이 기반면은 블록당 $\sqrt{0.05}\ m$씩 높아지는 계단상으로 되어 있다.(각도 $\beta-\alpha=5.7^\circ$). 상수값들은 a_1=1.34m. a_2=1.12m, b=0.23m, Δx=2.24, γ=25kN/m^{3}이다. Mohr- Coulomb 절리모델에 적용할 절리 파라미터로서 $\phi=30^\circ$ 이고, 점착력은 없는 것으로 하였다.

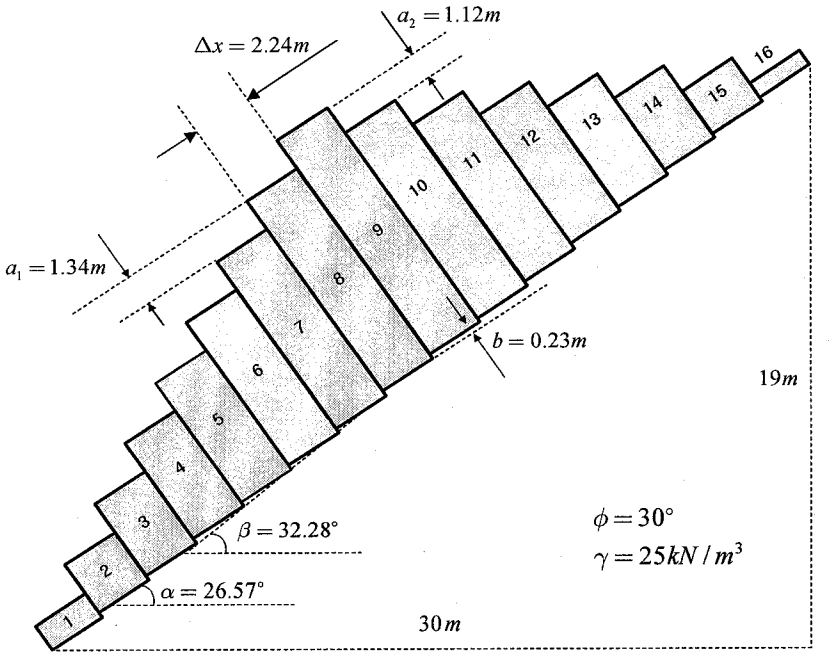


그림 3.87 층상사면의 모델링

② 극한평형해석을 이용한 이론해

그림 3.88(a)는 바닥면에서 작용하는 힘 (R_s, S_n)과 이웃하는 블록의 접촉면에 작용하는 힘 ($P_n, Q_n, P_{n-1}, Q_{n-1}$)이 표시된 대표적인 블록 ($n$)을 보여주고 있다.

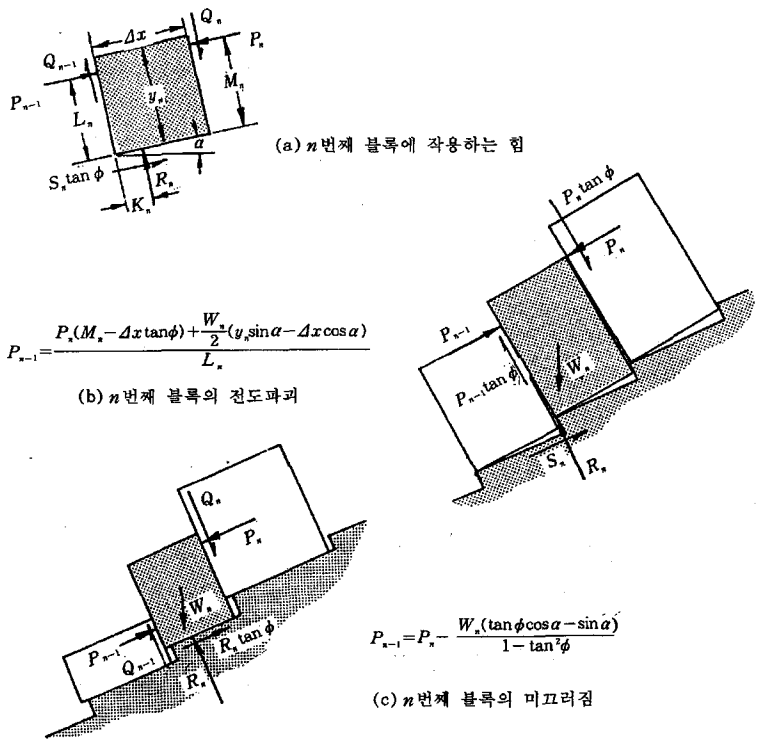


그림 3.88 미끄러짐파괴와 전도파괴에 대한 극한 평형해석
(after 이정인, 1995)

그림 3.88(b)와 3.88(c)에서와 같이 모든 힘들의 크기와 그 작용점을 알 수 있으며 전도파괴와 미끄러짐에의 극한 평형조건을 아래의 식 (6.28)과 (6.29)와 같이 구할 수 있다.

$$P_{n-1,t} = \frac{P_n(M_n - \Delta x \tan\phi) + \frac{W_n}{2}(y_n \sin\alpha - \Delta x \cos\alpha)}{L_n} \tag{6.28}$$

$$P_{n-1,s} = P_n - \frac{W_n(\tan\phi\cos\alpha - \sin\alpha)}{1-\tan^2\phi} \tag{6.29}$$

이 극한평형 조건식과 이정인(1995)이 제시한 이론해를 구하는 과정을 통해 얻어지는 힘들에 대한 계산표와 그에 따라 결정되는 블록의 상태는 표 3.17과 같다.

표 3.17 그림 3.87의 블록군의 파괴여부 결정

n	y_n	$\frac{y_n}{\square x}$	M_n	L_n	$P_{n,t}$	$P_{n,s}$	P_n	R_n	S_n	$\frac{S_n}{R_n}$	Condition
16	0.67	0.3			0	0	0	33.53	16.7	0.500	
15	2.01	0.9			0	0	0	100.5	50.2	0.500	s표
14	3.35	1.5			0	0	0	186.7	93.4	0.500	
13	4.70	2.1	3.58	4.70	0	0	0	233.3	118.7	0.491	
12	6.04	2.7	4.92	6.04	2.9	-27.2	2.9	291.3	132.6	0.455	
11	7.38	3.3	6.26	7.38	21.3	-32.2	21.3	352.0	155.1	0.441	
10	8.72	3.9	7.60	8.72	50.7	-21.6	50.7	413.4	178.9	0.433	
9	10.06	4.5	8.94	8.72	89.8	-0.1	89.8	462.8	182.0	0.393	
8	8.94	4.0	8.94	7.60	159.4	31.3	159.4	408.5	156.8	0.384	toppling
7	7.83	3.5	7.83	6.49	226.1	107.4	226.1	361.2	143.4	0.397	
6	6.71	3.0	6.71	5.37	278.5	180.6	278.5	313.8	130.3	0.415	
5	5.59	2.5	5.59	4.25	316.0	239.5	316.0	266.8	177.7	0.441	
4	4.47	2.0	4.47	3.13	338.1	283.5	338.1	220.5	106.5	0.483	
3	3.35	1.5	3.35	2.01	343.3	312.1	343.3	176.2	92.4	0.524	
2	2.24	1.0	2.24	0.90	328.3	328.9	328.9	119.5	69.0	0.577	sliding
1	1.12	0.5	1.12	-	276.7	315.9	315.9				

표 3.17에서 보듯이 블록 16, 15 및 14는 $\phi > 26.57^\circ$ 즉, $\tan\phi > 0.500$인 모든 경우에 대해서 안전한 영역을 형성한다. $n=3$이 될 때까지는 $P_{n-1,t}$가 더 큰 값을 가지지만, 그 아래로는 $P_{n-1,s}$가 더 크게 되는 것을 알 수 있다. 따라서 블록 3에서 13까지는 파괴가 시작되는 시점에서 전도파괴에 의한 파괴가 발생하고, 1번과 2번 블록은 미끄러짐에 의해 파괴가 발생하기 시작한다.

③ 불연속 변형해석을 이용한 해석결과

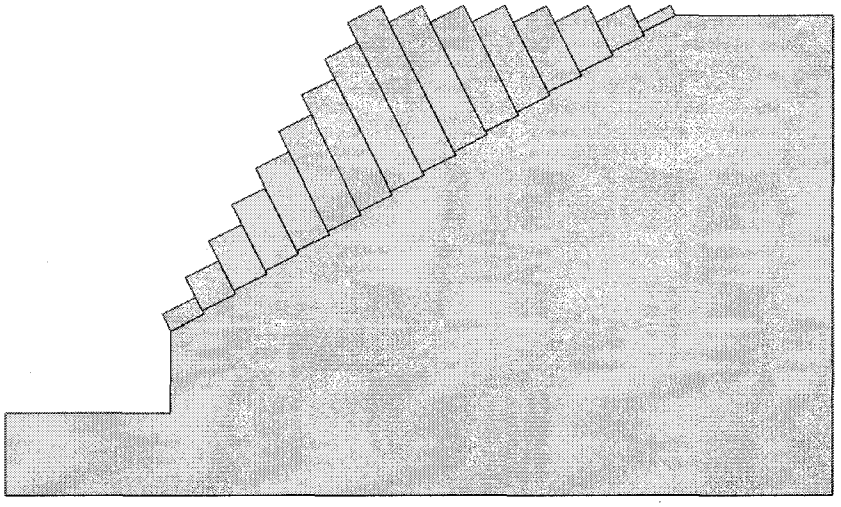
새로운 선-선 접촉 해석기법을 적용한 불연속 변형해석을 이용하여 층상암반의 전도파괴 양상을 해석하였다. 해석에 필요한 입력조건은 표 3.18에 나타나 있다.

표 3.18 사면의 파괴해석을 위한 불연속변형해석 입력변수

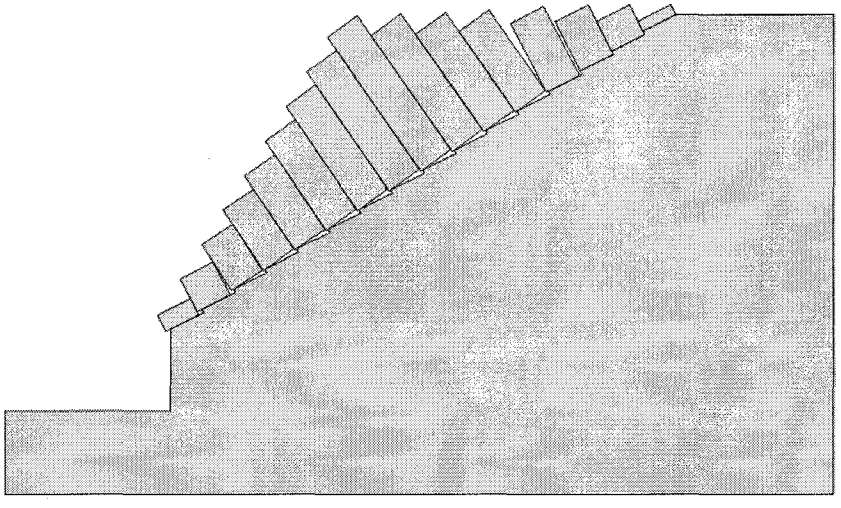
Input parameter		Value
Rock properties	Unit mass	2.5 t/m^3
	Young's modulus	500 GPa
	Poisson's ratio	0
Joint properties	Friction angle	30°
	Cohesion	0
Analysis properties	Stiffness of normal spring	10000 GN/m^3
	Stiffness of shear spring	5000 GN/m^3
	Allowable displacement	0.0025
	Max. overlap angle	1.5°
	OCI limit	8
	Time step	0.005 sec
	Total steps	500000 steps

탄성계수로써 500 GPa을 사용하였고, 점착력 값으로써 0을 입력하여 점착력을 고려하지 않았다. 점착력을 0으로 둔 이유는 극한평형해석 이론에서 점착력에 의한 힘의 요소를 고려하지 않기 때문이다. 수직 스프링의 강성은 탄성계수 보다 100배 큰 값을 사용하였으며 전단 스프링은 수직 스프링에 비해 0.5배 값을 적용하였다. 한 스텝에서 허용 가능한 변위는 해석 스케일의 0.0025배 까지 가능하도록 하였다. 만약 해당 스텝에서 해석 스케일의 0.0025배 이상의 변위가 발생한다면 변위함수에 의한 오차가 크다고 판단하여 해석 시간을 줄여서 다시 해석하도록 하였다. 허용 겹침 각은 1.5° 로 하여 1.5° 이내의 평행한 절리가 선-선 접촉으로 인식할 수 있도록 접촉찾기 알고리듬에 적용하여 해석을 수행하였다. 한 스텝 내에서는 8회의 개폐수렴반복 해석을 수행하도록 하였으며 8회 이상 개폐변환과정을 적용하여도 해석이 수렴하지 않을 때에는 해석 시간을 1/3배 줄여 해석하도록 하였다. 이와 같은 조건을 적용하여 주어진 층상사면을 불연속 변형해석을 이용하여 해석하였고 한 스텝당 0.005 초의 시간 강격으로 총 50,000 스텝을 해석하였다.

해석결과는 그림 3.89와 같다.

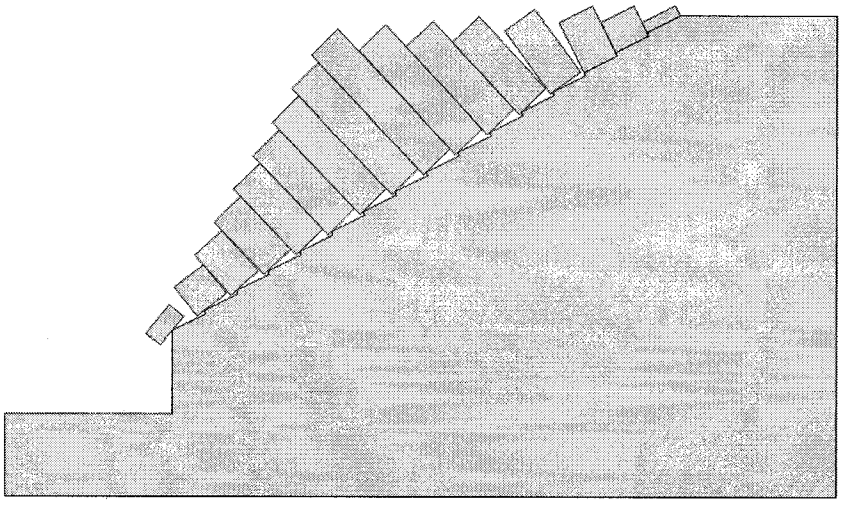


(a) 해석시작시

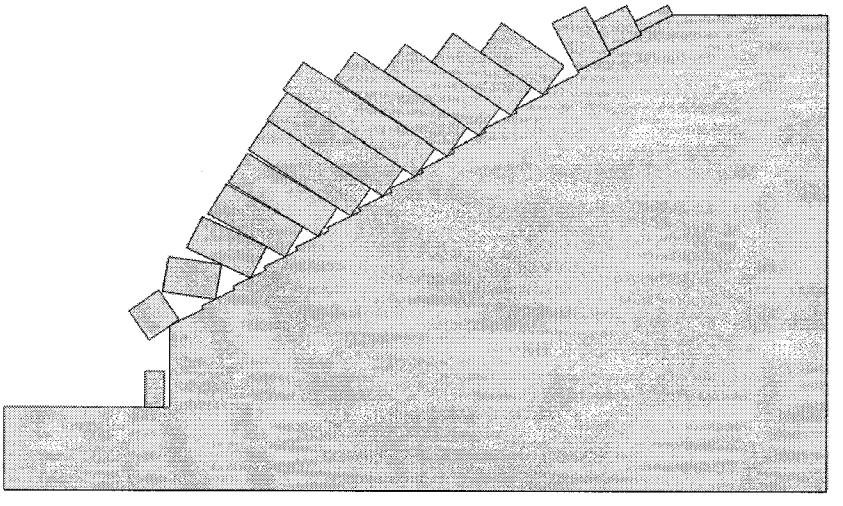


(b) 3,000 steps 후

그림 3.89 불연속변형해석 결과: 층상사면에서의 블록거동

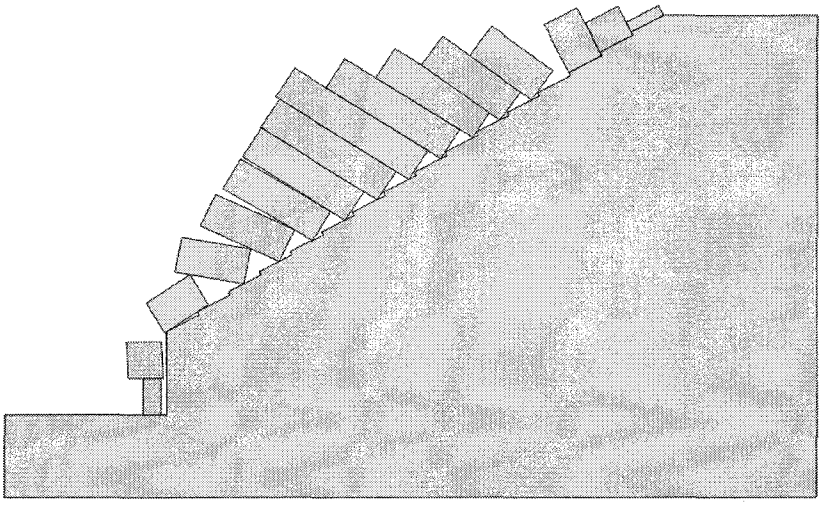


(c) 6,000 steps 후



(d) 37,000 후

그림 3.89 계속



(e) 50,000 steps 후

그림 3.89 계속

해석결과 각 블록의 파괴가 시작되는 시점에서의 파괴양상이 이론해와 일치하는 결과를 얻었다. 1번 블록과 2번 블록은 미끄러짐에 의해 파괴가 발생하였으며 14, 15, 16번 블록은 해석 종료 시점까지 안정함을 알 수 있다. 미끄러짐에 의해 파괴가 일어나는 블록과 안정한 블록 사이에 있는 나머지 블록들은 전도에 의해 파괴가 시작되었다. 그림 3.90은 파괴가 시작되는 시점에서 사면의 아래 부분을 확대한 것이다. 1번과 2번 블록의 파괴시작 양상과 3번 이후의 블록의 파괴 양상과의 차이를 확인할 수 있다. 결과적으로 파괴양상이 이론해와 같음을 알 수 있다.

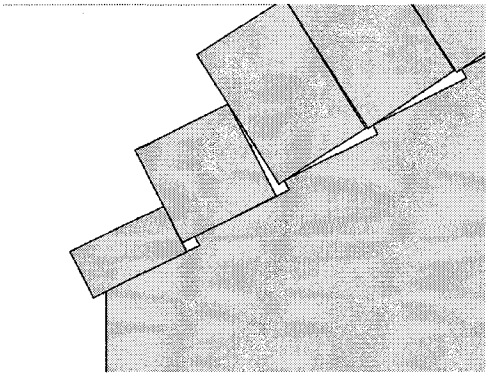


그림 3.90 블록이 파괴되는
시점에서의 확대 그림

층상 사면 블록의 해석의 이론해를 구하기 위해 사용되는 극한평형해석법은 기존의 불연속 변형해석에 적용되던 Mohr-Coulomb 전단모델과 마찬가지로 각 블록에 가해지는 하중을 한 점에서 작용하는 것으로 환산하여 계산한다. 그러나 개발된 불연속 변형해석의 선-선 접촉해석 기법에서는 접촉에 의한 블록간의 마찰력이 선하중의 형태로 접촉면에 걸쳐 분포하므로 실제 물리현상에 더 가까운 해석이라 할 수 있다. 따라서 새로운 선-선 접촉해석기법을 적용하여 해석을 수행한 결과는 극한평형해석의 이론해를 통해 구한 해석결과 보다 더 물리적 현상을 근사하게 모사하고 있다고 할 수 있을 것이다.

(3) 직접전단실험을 이용한 Barton-Bandis 모델 검증

Bandis(1981)는 Barton-Bandis 모델에 대한 연구로서 여러가지 조건에서 직접전단실험을 수행하였다. 본 절에서는 그 실험결과를 Bandis의 실험조건과 같은 조건하에서 Barton-Bandis 모델을 적용한 불연속 변형해석의 결과와 비교·검토 하였다.

① 수직응력을 변화시킨 직접전단실험

그림 3.91은 JRC값은 10.6, JCS값이 2000 kPa이고 절리면의 길이가 9 cm인 암석시편에 수직응력을 각각 10, 34, 90 kPa로 가해준 상태에서의 실험을 수행하여 얻은 전단응력-전단변위 곡선과 이를 이용한 수치 모델링 결과를 나타낸 것이다.

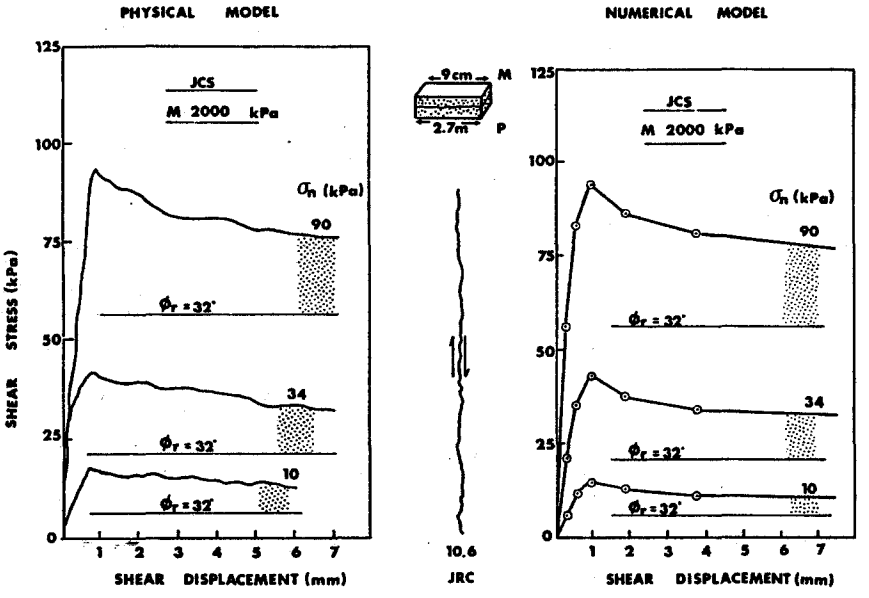


그림 3.91 3가지 응력단계에서의 직접 전단 실험 결과
(after Barton et al., 1987)

본 절에서는 불연속 변형해석을 이용하여 실제실험과 같은 형태의 전단모델을 만들고 이를 해석하였다. 해석에 사용한 입력변수로는 Bandis가 수행한 시험과 마찬가지로 잔류마찰각 ϕ_r은 32°이고, JRC와 JCS는 각각 10.6, 2000 kPa로 하였다. 작성한 불연속 변형해석에서의 블록의 구성형태는 그림 3.92과 같다.

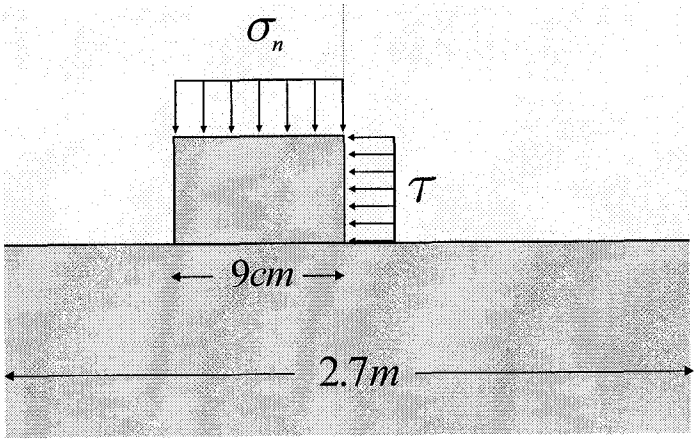
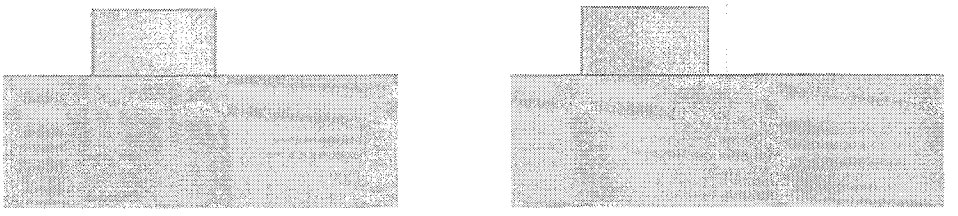


그림 3.92 직접전단시험 모사를 위한
불연속변형해석 모델링

구성된 블록을 불연속 변형해석을 통해 그림 3.93와 같은 해석을 수행하였다. 해석은 1000 스텝까지 수행하였으며, 한 스텝의 시간 간격은 0.01 초였다.



(a) (b)

그림 3.93 불연속변형해석 결과: (a) 1 step 후 (b) 100 step 후

얻어진 전단응력-전단변위 결과를 Barton-Bandis의 수치모델에 의한 결과와 비교하였다. 그림 3.94 - 그림 3.96는 각각 수직압이 90 kPa. 34 kPa, 10 kPa일때의 수치모델에 의한 결과와 불연속변형해석을 이용한 결과를 나타낸 것이다.

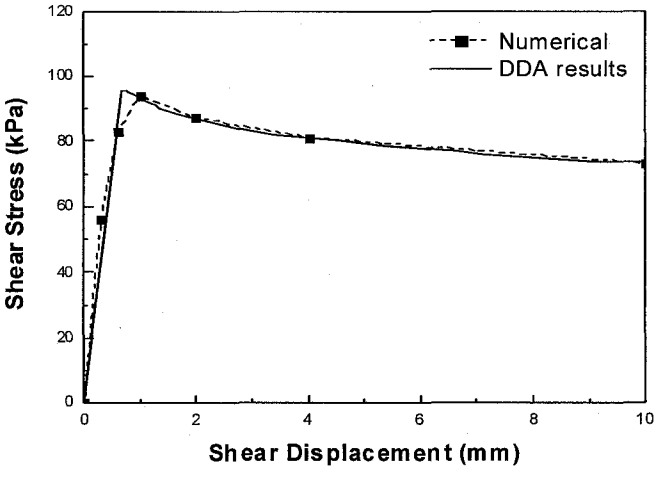


그림 3.94 수직응력이 90 kPa 일때의 전단응력-전단변위 곡선

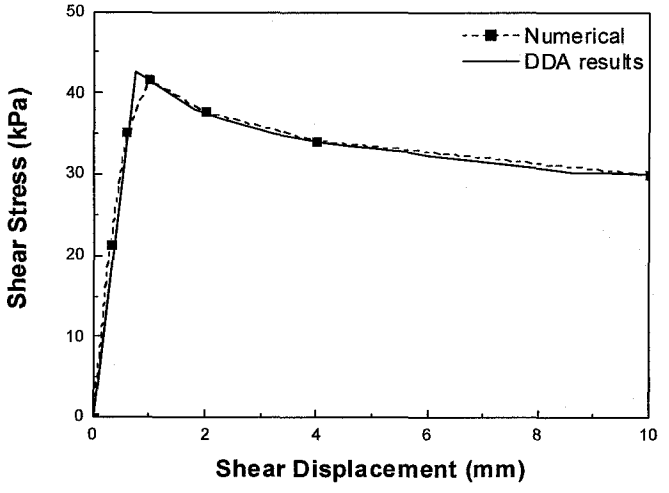


그림 3.95 수직응력이 34 kPa 일때의 전단응력-전단변위 곡선

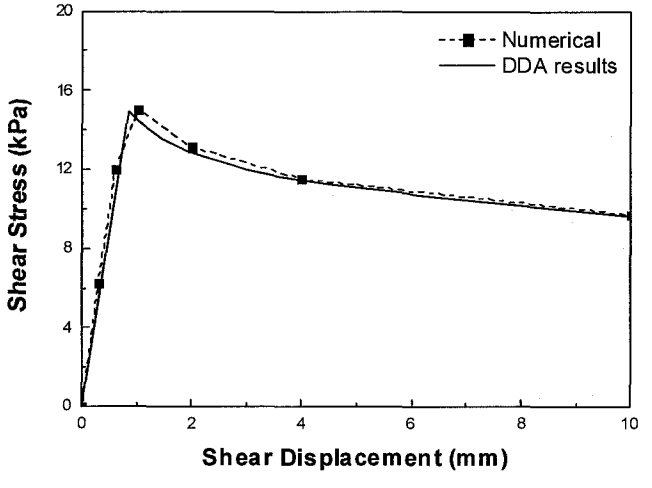


그림 3.96 수직응력이 10 kPa 일때의 전단응력-전단변위 곡선

불연속 변형해석을 이용하여 해석한 결과 적용한 Barton-Bandis 모델의 수치값과 매우 비슷함을 알 수 있다. 특히 전단 파괴이후에 거칠기가 파괴되면서 전단강도가 감소하는 효과가 아주 잘 구현되었음을 확인할 수 있다.

미세한 오차가 발생하고 있는 원인은 블록이 맞물림 상태에 있을 때의 변위가 각 스텝에서 누적하여 발생하여 실제 발생하지 않은 변위를 얻었기 때문으로 보인다. 블록이 미끄러짐 상태에 있을 때는 각 해석 단계에서 접촉스프링을 설치하는 곳이 계속 업데이트 되지만 맞물림 상태에서는 접촉이 발생하는 첫 지점에 고정되기 때문이다. 따라서 맞물림 상태에서 매 스텝에서 발생하는 변위가 미끄러짐 상태에서의 변위와 마찬가지로 누적되어 오차의 원인이 되었을 것으로 보인다.

미끄러짐이 발생하기 이전에 맞물림 상태에서의 거동은 실제 절리면에서 거칠기가 형성(mobilization)되는 효과를 표현하지 못하는 것이 한계점으로 작용하고 있다. 수치모델의 경우 거칠기 형성효과에 의해 전단 파괴이전의 거동이 비선형 거동을 보임에 비해, 불연속 변형해석의 경우 최대전단 변위와 전단강성에 의한 직선거동을 보임을 알 수 있으며 이는 향후 연구에 의해 충분히 개선될 수 있을 것으로 보인다.

② JRC를 변화시킨 직접전단실험

그림 3.97은 JCS 값이 2,000 kPa이고 절리면의 길이가 9 cm인 암석 시편에 수직응력을 90 kPa로 가해준 상태에서 JRC값을 각각 6.5, 7.5, 10.6, 16.6 으로 달리하여 직접전단실험을 수행하여 얻은 전단응력-전단변위곡선을 나타낸 것이다.

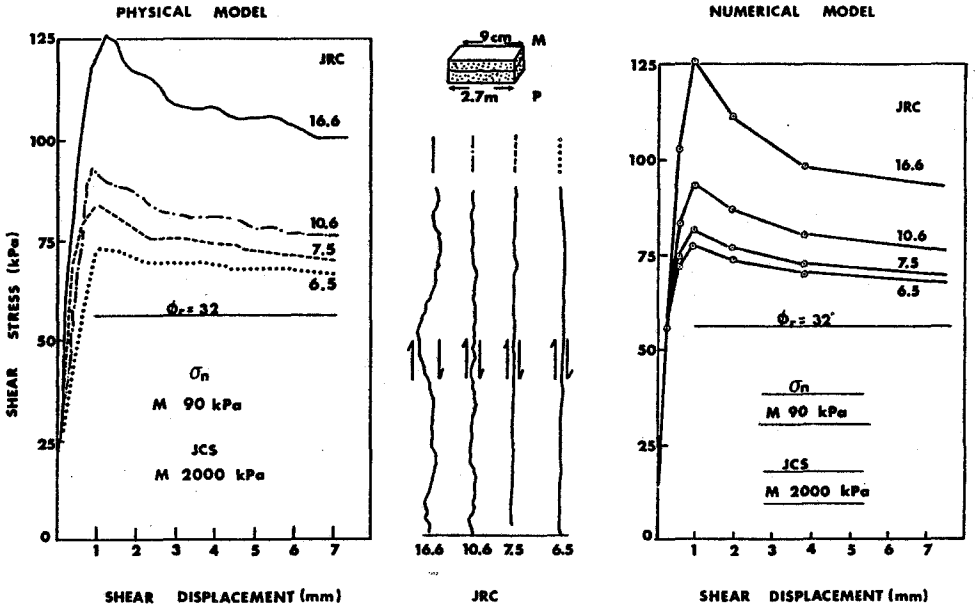


그림 3.97 JRC값을 달리했을때의 전단거동 (after Barton et al., 1987)

수직응력에 따른 전단응력-전단변위 실험과 마찬가지방법으로 불연속 변형해석에 적용하여 해석을 수행하여 얻어진 결과는 그림 3.98와 같다.

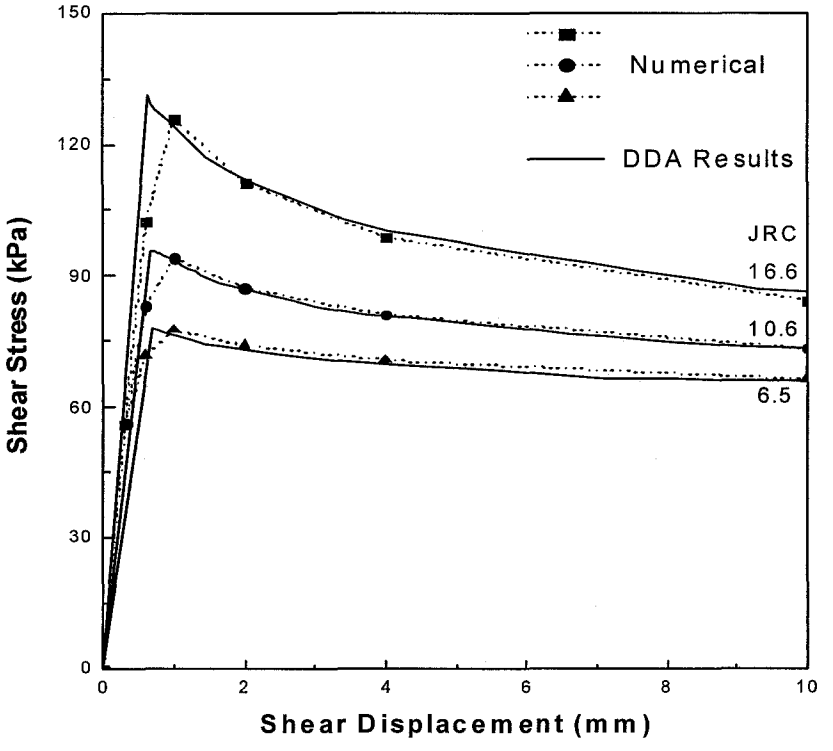


그림 3.98 JRC값을 달리 했을 때의 불연속변형해석 결과와
Barton-Bandis의 모델의 결과 비교

그림 3.98에서 알 수 있듯이 JRC를 달리하며 직접전단실험을 한 결과도 수직응력을 달리하여 실험한 결과와 마찬가지로 Barton-Bandis가 제시한 모델과 거의 일치하는 해석결과가 얻어졌다.

수직응력상태와 JRC를 각각 달리하여 직접전단시험을 한 모델을 이용하여 검증한 결과 불연속 변형해석에서 Barton-Bandis 절리모델이 잘 적용되었음을 확인할 수 있다.

제 4 장. 2차년도 연구 수행 내용

4.1 불연속면 전단거동 수치해석

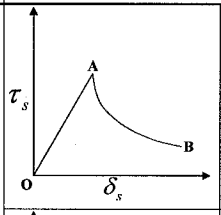
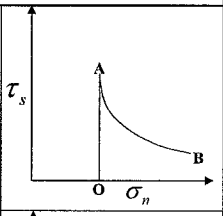
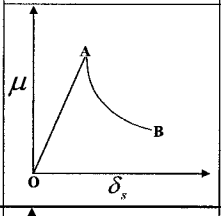
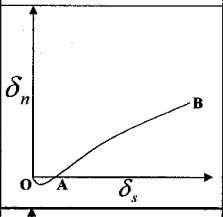
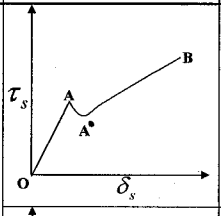
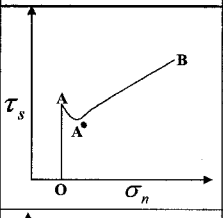
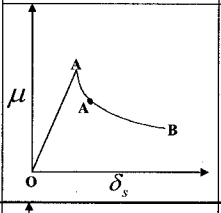
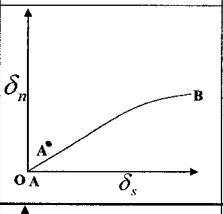
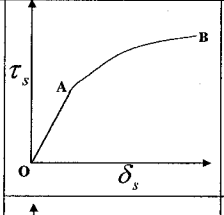
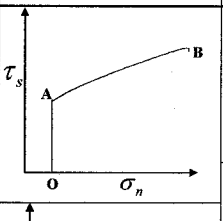
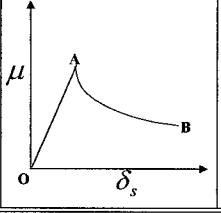
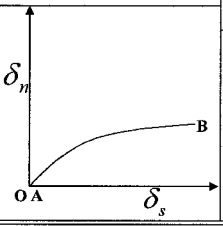
실험실 시험 또는 현장 실험에서 관측된 암석 절리의 실험적 결과는 특정 시험 조건하에서 절리 거동을 결정하는 기본 자료를 제공한다. 이러한 절리 거동을 수치적으로 모사하기 위해서는 절리면에 대한 구성 모델이 필요하다. 구성 모델의 수식화는 기본적으로 경험적인 접근법과 이론적인 접근법의 두 가지 접근법을 따른다 (Ohnishi et al., 1996). 현재 널리 사용되고 있는 Barton-Bandis 모델과 Gooman 모델 등이 경험적 모델에 속하며, Saeb & Amadei (1992)가 이론적 모델에 속한다.

Plesha (1987)는 Patton의 이론을 확장한 소성 접촉 이론에 기초하여 거칢각 손상을 고려한 모델을 개발하였다. Son et al. (2003)은 Maksimovic (1996) 절리 모델을 이용하여 절리 거동에 대한 유한요소 해석을 수행하였고, Lee et al. (2001)은 절리 거칠기를 일차 거칠기와 이차 거칠기로 나눈 손상 모델을 개발하였다. 그러나 이러한 수치 해석은 일정수직하중 경계 조건에 대해서만 절리 거동을 모사하였다.

일정수직강성(CNS) 조건에서의 절리 거동을 모사하기 위해 Saeb & Amadei (1990)은 일정수직하중(CNL) 조건의 절리 거동을 이용한 도해적인 방법을 사용하였으며, Haque & Ranjith (2004)는 UDEC 내의 연속 항복 모델(continuously yielding model)을 이용하여 실험실 시험 결과와 수치해석 결과를 비교하였다.

1차년도 연구결과에서 일정수직강성 조건의 불연속면 직접전단시험을 기초로 하여 전단거동에 대한 모델을 Type I, Type II 그리고 Type III로 구분하여 제안하였다. 이러한 전단거동에 대한 모델을 표 4.1에 요약하여 정리하였다.

표 4.1 불연속면 전단거동 모델

모델	전단 거동		시료 종류	초기조건 ($\sigma_{n0} - K_n$)	시험수 C(D)*
Type I			인 장 절 리 복제시료	0.5 MPa-0.2 MPa/mm 0.2 MPa-0.1 MPa/mm 0.2 MPa-0.2 MPa/mm 0.5 MPa-0.5 MPa/mm 0.1 MPa-0.2 MPa/mm	15(15) 10(10) 5(15) 3(4) 1(15)
			자 연 절 리 복제시료	0.5 MPa-0.2 MPa/mm 0.1 MPa-0.2 MPa/mm	2(2) 1(3)
			인장 암석 절리시료	0.5 MPa-0.2 MPa/mm	1(1)
Type II			인 장 절 리 복제시료	0.1 MPa-0.2 MPa/mm 0.2 MPa-0.2 MPa/mm 0.2 MPa-0.5 MPa/mm 0.1 MPa-0.5 MPa/mm 0.5 MPa-0.5 MPa/mm	14(15) 10(15) 7(10) 4(15) 1(4)
			자 연 절 리 복제시료	0.1 MPa-0.2 MPa/mm	2(3)
			인장 암석 절리시료	0.1 MPa-0.5 MPa/mm 0.1 MPa-1.0 MPa/mm	2(2) 2(4)
Type III			인 장 절 리 복제시료	0.1 MPa-1.5 MPa/mm 0.1 MPa-1.0 MPa/mm 0.1 MPa-0.5 MPa/mm 0.2 MPa-0.5 MPa/mm	9(9) 9(9) 11(15) 3(10)
			자 연 절 리 복제시료	0.1 MPa-1.5 MPa/mm	3(3)
			인장 암석 절리시료	0.1 MPa-1.0 MPa/mm	2(4)

여기서, τ_s=전단응력, δ_s=전단변위, σ_n=수직응력, μ=마찰계수(전단응력/수직응력), δ_n=수직변위 그리고 σ_{n0}과 K_n은 각각 초기수직응력과 수직강성을 나타낸다.

* C(D): D는 같은 초기조건에서 수행된 총 실험 수이고, D는 같은 초기조건에서 그 Type 모델을 보이는 실험 수이다.

Type I은 수직응력이 비교적 높은 0.5 MPa과 수직강성이 낮은 0.1 MPa/mm 또는 0.2 MPa/mm인 초기 조건에서 주로 나타났으며, 일정수직하중 조건의 절리면 전단거동과 비슷한 전단변위-전단응력의 거동을 보이고 있다. 높은 초기 수직응력에서는 높은 일차 정점 전단응력을 가지게 되고 이는 많은 거칠기 파쇄를 의미한다. 이후 낮은 수직 강성으로 수직응력의 증가가 크지 않기 때문에 거칠기의 손상과 엇물림에 의한 전단응력을 감소시키는 경향이 수직응력 증가에 따른 전단응력을 증가시키는 경향보다 더 강하여 전단응력-전단변위 곡선의 AB 구간에서 전단응력의 증가가 거의 없거나 오히려 감소하는 거동을 보이고 있다. 전단응력-수직응력 곡선에서 점 A까지는 일정한 수직응력을 유지하다가 수직 변위의 발생으로 수직응력은 증가하나 전단응력이 점점 감소하는 경향을 보이고 있다.

일정수직강성 조건의 Type II의 전단거동은 Type I에서 Type III으로 넘어가는 중간 단계의 거동을 보이고 있다. 실험 조건 중 비교적 낮은 초기 수직응력과 낮은 수직강성의 초기 조건에서 Type II의 전단거동이 거칠기가 거친 인장절리 복제시료에서 나타나고 있으며, 초기 수직응력이 0.1 MPa 또는 0.2 MPa이고, 수직강성이 0.2 MPa/mm 또는 0.5 MPa/mm일 경우 주로 나타났다. 그러나 거칠기가 작은 자연절리면 복제시료의 경우 초기 수직응력이 0.1 MPa이고, 수직강성이 0.2 MPa/mm에서 Type I의 거동을 보였다. 이는 일정수직강성 조건에서 절리면 거동의 특성은 거칠기 손상과 수직응력 증가량에 영향을 받기 때문에 거칠기가 작을 경우 거친 절리면 보다 상대적으로 수직응력 증가량이 작아 거친 절리면에서 Type II를 보이는 같은 초기조건에서 Type I의 거동이 나타난다. 전단응력-전단변위 곡선에서 Type II의 특징은 일차 정점 전단응력 A 이후에 전단 응력이 A′까지 감소한 이후 다시 A′B 구간에서는 전단응력이 증가하는 것이다. 일차 정점 전단강도 이후 2차 거칠기의 파쇄와 절리면 엇물림이 일어나 전단 응력을 감소시키는 요인이 전단응력을 증가시키는 요인보다 우세하게 작용하여 A′까지 전단응력이 감소하나 이후 수직응력의 증가로 다시 전단응력이 증가하는 현상을 보이고 있다. Johnston et. al (1987)은 톱니모양의 시료에 대하여 이러한 전단응력 저하 현상을 절리면 사이의 점착 결속력(cohesive bond)이 사라지는 것으로 설명하고 있다. 전단응력-수직응력 곡선에서

도 이러한 점착 결속력이 사라져서 AA′ 구간에서는 Type I과 같이 감소하는 거동을 보이다가 다시 A′B 구간에서는 증가하는 거동을 보이고 있다.

Type III의 전단거동은 초기 수직응력이 낮고, 수직 강성이 높을 경우 일정수직강성 조건에서 주로 나타났다. 즉 초기 수직 응력이 0.1 MPa이고, 수직 강성이 0.5 MPa/mm, 1.0 MPa/mm 그리고 1.5 MPa/mm인 경우 인장절리 복제시료에서 주로 Type III의 거동이 나타났다. 자연 절리 복제시료의 경우 거칠기가 작기 때문에 수직 강성이 높아도 증가되는 수직응력이 작아 주로 수직 강성이 1.5 MPa/mm인 경우에 Type III의 거동을 보이고 있다. Type III의 거동은 일차 정점 전단응력이후 전단응력의 감소 없이 바로 증가하는 형태를 보이고 있으며, 다른 두 거동에 비하여 AB 구간에서 전단응력-수직응력 곡선이 비교적 선형에 가까운 거동을 보이고 있다.

4.1장에서는 1차 년도에 제안한 불연속면 전단거동의 모델을 수치 해석적으로 모사하는 방법(안)을 제안하였다. 이를 위해 개별요소법인 UDEC (Universal Distinct Element Code)의 BB (Barton-Bandis) 모델을 이용하여 일정수직강성 조건의 세 가지 Type에 대하여 불연속면 거동을 모사하고, Barton-Bandis 모델을 이용한 해석적 접근 방법으로 Type I에 대하여 Barton-Bandis 모델의 JRC_m(mobilized Joint Roughness Coefficient)을 수정하여 일정수직강성 조건의 절리 거동을 보다 정확히 모사하고자 하였다. 또한 불연속 암반의 탄성계수와 포아송비를 예측하기 위해 개별요소를 이용한 지반탄성정수 산정 해석방법(안)을 제안하고 수치해석 모델링을 수행하였다.

4.1.1 UDEC BB 모델

UDEC (Itasca Consulting Group, 2000)은 수치해석 방법 중 개별요소법(discrete element method)의 개념을 사용하는 프로그램이다. 개별요소법에서는 암반은 개별 블록들의 집합으로 표현되고, 절리들은 개별 물체 사이의 경계면으로 간주된다. 개별요소법에서 계산은 모든 접촉에서의 힘-변위 법칙과 모든 블록에서의 뉴톤의 제2법칙을 번갈아 적용하며 수행된다. 힘-변위 법칙은 알고 있는 변위로부터 접촉력(contact force)을 찾기 위해 사용되며, 뉴톤의 제2법칙은 블록에 작용하는 알고 있는 힘으로부터 야기되는 블록의 이동을 주관한다. 이러한 해를 구하는 체계는 연속체 해석을 위해 사용되는 양적 유한차분법 (explicit finite difference method)을 이용한다.

UDEC 내에 절리의 강도와 변위를 모사하기 위해 Barton-Bandis 모델이 이식되어 있다. BB 모델에서 수직 변위는 수직응력과 전단변위의 함수로 표현되고, 정점 전단강도 이후 절리의 손상은 JRC_m의 개념을 이용하여 고려하고 있다(Barton et al., 1985). JRC_m는 절리의 길이, 수직응력, 전단변위 그리고 전단변위 이력의 함수로 표 4.2와 같이 정규화 된 전단변위 (u/u_{peak})와 정규화 된 절리면 거칠기 (JRC_m/JRC_{peak})의 관계를 보여주고 있다. 전단변위에 대한 JRC_m가 결정되고 접촉점에 작용하는 수직응력이 σ_n일 때, 극한 전단응력(σ_s^l)은 Barton 식에 의해 다음과 같이 구해진다.

$$\sigma_s^l = \sigma_n \cdot tan\left(JRC_m \cdot log_{10}(JCS_n/\sigma_n) + \phi_r\right) \tag{4.3}$$

여기서 JCS_n은 실제 절리 길이에 대한 절리면 벽면 강도이며 ϕ_r은 잔류 마찰각을 나타낸다.

표 4.2 UDEC BB모델에 사용되는 전단변위에 따른 JRC_m 값

u/u_{peak}	JRC_m/JRC_{peak}	u/u_{peak}	JRC_m/JRC_{peak}
0.00	$-\phi_r/RUFF$	4.00	0.70
0.20	$-0.25 \cdot \phi_r/RUFF$	6.00	0.60
0.30	0.00	8.00	0.55
0.45	0.50	10.00	0.50
0.60	0.75	20.00	0.40
0.80	0.90	40.00	0.30
1.00	1.00	60.00	0.20
1.50	0.90	80.00	0.10
2.00	0.85	100.00	0.00
3.00	0.75		

* $RUFF = JRC_n \cdot log_{10}(JCS_n/\sigma_n)$

수직팽창 증분(Δu_n)은 JRC_m과 전단변위 증분 그리고 현재 접촉면의 수직응력에 의해 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta u_n = \Delta u_s \cdot tan\left(\frac{1}{M} \cdot JRC_m \cdot log_{10}(JCS_n/\sigma_n)\right) \tag{4.4}$$

여기서 M은 손상 계수 (damage coefficient)로 Barton & Bakhtar (1987)은 절리면에 가해지는 수직응력에 따라 1에서 2사이의 값을 가진다고 정의하였다. 그러나 UDEC에서는 손상 계수가 2로 프로그램 내에 고정되어 있다.

일정수직강성 조건에서의 절리면 전단 시험을 모사하기 위해 그림 4.1과 같이 UDEC을 이용하여 두개의 상부 블록과 하부 블록을 생성시켰다. 상부 블록의 크기는 가로 × 세로가 150 mm × 60 mm으로 실험실 시료의 크기와 동일하게 하였으며, 하부 블록의 크기는 가로 × 세로가 250 mm × 60 mm으로 전단변위 증가에 따른 접촉점 에러를 막기 위해 상부 블록보다 크게 생성시켰다. CNS 전단 실험과 동일한 경계조건을 부여하기 위해 FISH 함수를 사용하여 수직팽창 증가에 따른 수직응력 증가를 계산하여 다시 경계조건의 수직응력에 입력하도록 하였다.

일정수직강성의 대표적인 전단 거동인 Type I, Type II 그리고 Type III에 대하여 UDEC BB 모델을 이용하여 실험실 시험 결과와 수치해석 결과를 비교하였다.

UDEC BB 모델에 사용된 절리와 경계 조건에 대한 입력 변수는 표 4.3과 같다.

표 4.3 UDEC BB 모델에 사용된 입력변수

	K_n MPa/m	K_s MPa/m	JRC_n	JCS_n MPa	ϕ_r	K_{mass} MPa/mm	σ_{n0} MPa
Type I	5000	1500	15.8	29.5	33	0.2	0.5
Type II	5000	1500	17.4	29.5	33	0.2	0.1
Type III	5000	1500	16.4	29.5	33	0.5	0.1

*K_{mass}는 주변 암반의 수직강성으로 절리면의 수직강성 K_n과 혼동을 피하기 위해서 표기.

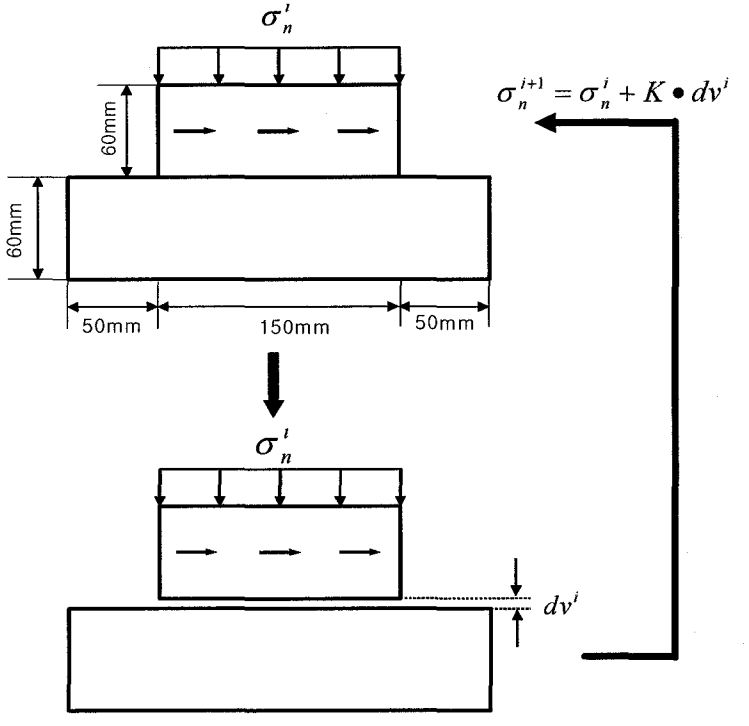
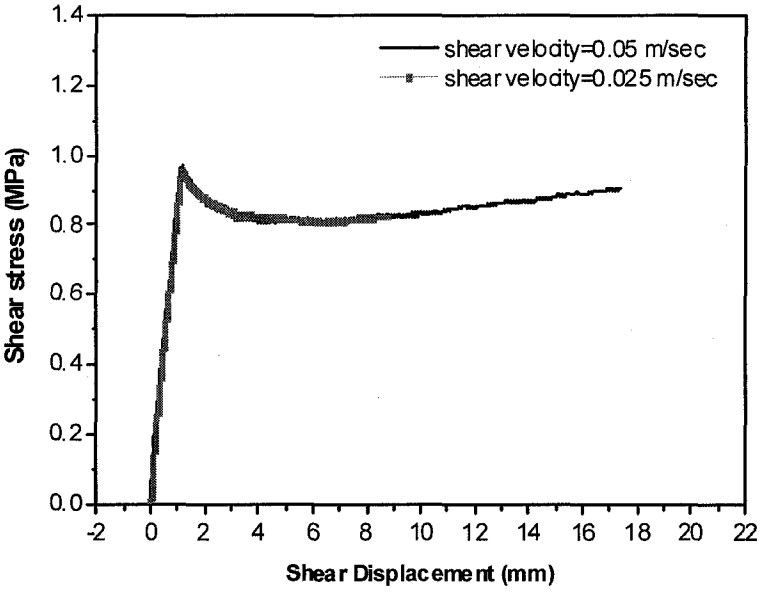


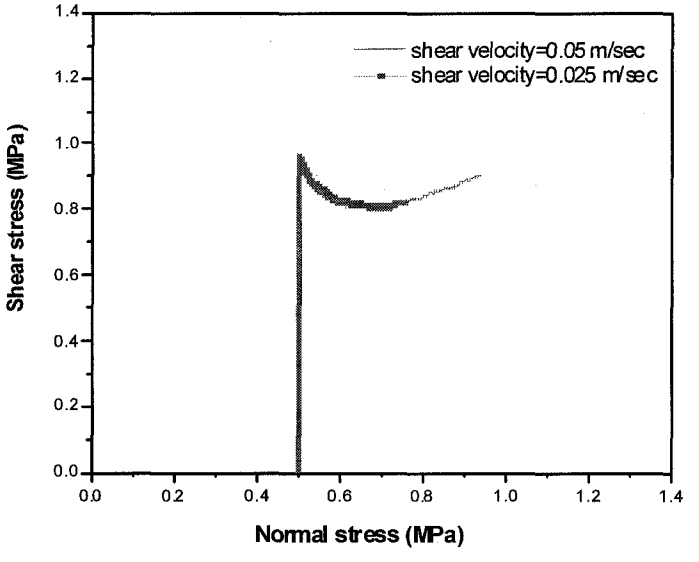
그림 4.1 일정수직강성 조건에서 UDEC BB 모델을 이용한 직접전단 시험 모사

UDEC을 이용한 수치해석의 경우 절리의 구성모델에 대한 입력 변수 뿐 아니라 블록 모델에 대한 입력 변수가 필요하다. 블록은 탄성체로 가정하였으며, 블록에 대한 입력변수로는 밀도 2,140 kg/m^3, 탄성계수 13.7 GPa 그리고 포아송비는 0.16이다.

상부 블록의 전단변위 속도에 따른 수치해석 안전성을 살펴보기 위하여 전단변위 속도를 0.025 m/sec과 0.05 m/sec에 설정하고 직접 전단 수치해석을 수행하였다. 전단변위 속도는 수치해석상 정적해석 모델을 동적으로 해석하기 위해 필요하고, 실제 물리적 현상과는 관계가 없는 값이다. 그림 4.2에서 볼 수 있듯이 전단변위 속도에 관계없이 전단응력-전단변위 그래프와 전단응력-수직응력 그래프가 동일함을 알 수 있다. 따라서 전단변위 속도를 0.05 m/sec로 설정하여 수치해석을 수행하였으며, 전단변위 속도를 0.05 m/sec는 수치해석적으로 전단속도에 관계없이 안전한 값을 보장한다고 할 수 있다.



(a) 전단응력-전단변위



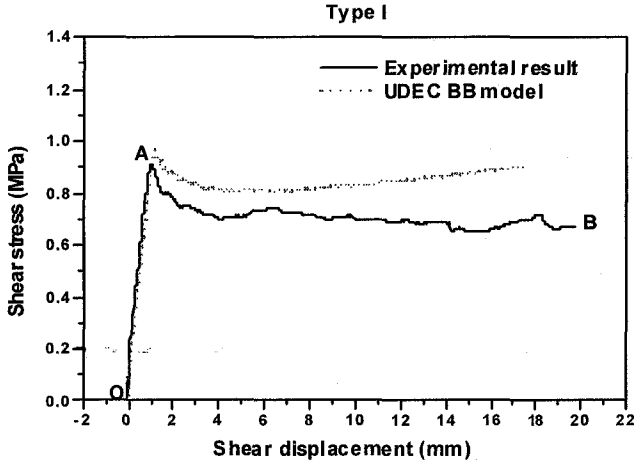
(b) 전단응력-수직응력

그림 4.2 상부블록 전단변위 속도에 따른 UDEC 수치해석 결과

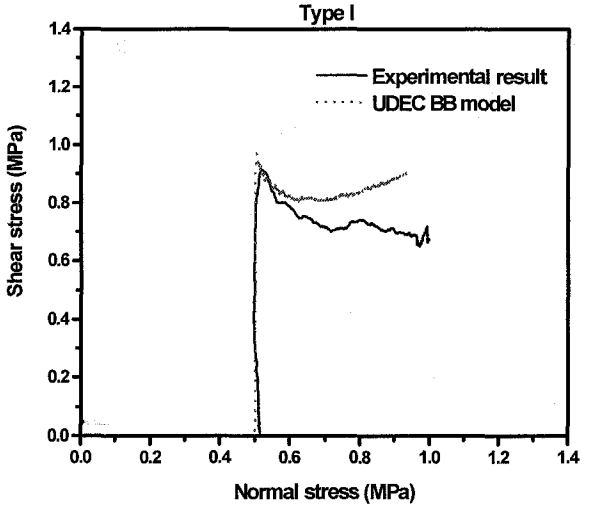
그림 4.3 ~ 그림 4.5는 각각 일정수직강성 조건에서 Type I. Type II 그리고 Type III에 대한 실험 결과와 수치해석 결과를 보여주고 있다. Type I의 경우 1차년도 결과에서와 동일하게 실험 결과의 마찰 계수와 BB 모델의 마찰계수의 비교에서도 나타나듯이 BB 모델이 전단응력에 대해 과대평가 되고 있음을 알 수 있다. 따라서 Type I에 대해서는 JRC_m 값과 손상 계수에 대한 평가가 다시 되어야 한다고 생각된다. Type II와 Type III의 경우 전단응력-전단변위 곡선에서 BB 모델의 수치해석 결과와 실험 결과가 다소 차이를 보이고 있다. 이는 BB 모델의 경우 정점 전단강도를 보이는 전단변위는 수직응력에 상관없이 식 (4.5)으로 계산되기 때문이다. 따라서 실험 결과보다 u_{peak}값이 크게 계산되어 전단응력과 수직 변위가 차이를 보이고 있는 것처럼 보이나 전단응력-수직응력의 곡선에서 수치해석 결과와 실험 결과가 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 이는 1차년도 결과의 Type II와 Type III에서 실험 결과와 BB 모델의 마찰 계수 비교 결과도 일치하는 것이다. 일정수직하중 조건의 실험 결과로 만들어진 경험적 Barton 모델은 일정수직강성 조건의 Type II와 Type III에서도 사용 가능한 모델이라고 생각이 되나 Barton 모델의 경우 시료의 크기에만 의존하는 일정 정점 전단변위 모델은 수직응력에 따라 정점 전단변위가 바뀌기 때문에 수정될 필요가 있다고 판단된다.

$$u_{peak} = \frac{L_n}{500} \cdot \left(\frac{L_n}{L_0}\right)^{0.33} \tag{4.5}$$

여기서 L_0는 실험실 크기의 절리 길이를 나타내고 있으며, 일반적으로 JRC_0의 값을 평가하는 10 cm이다. L_n은 실제 모델에 사용된 절리의 길이이다.

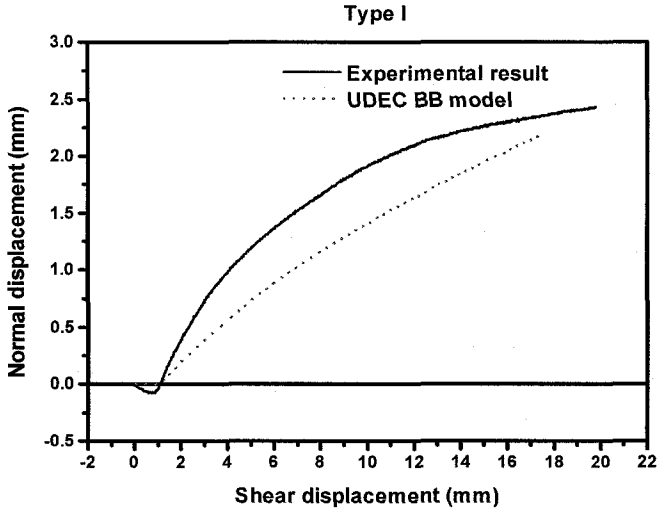


(a) 전단응력-전단변위



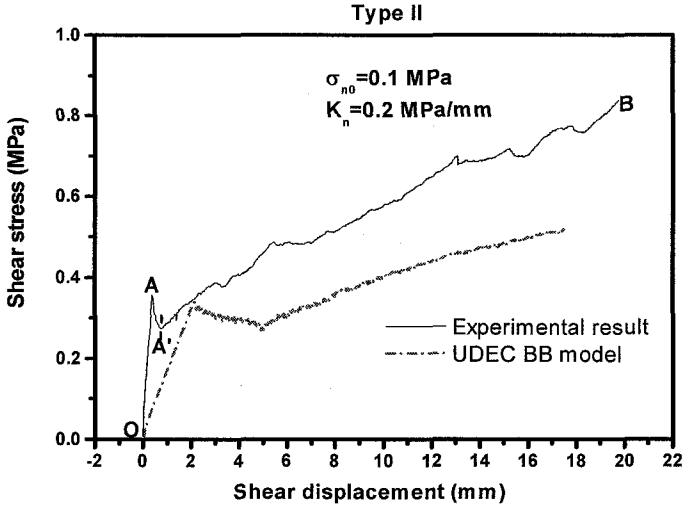
(b) 전단응력-수직응력

그림 4.3 일정수직강성 조건 Type I의 실험과 수치해석 결과 비교(계속)



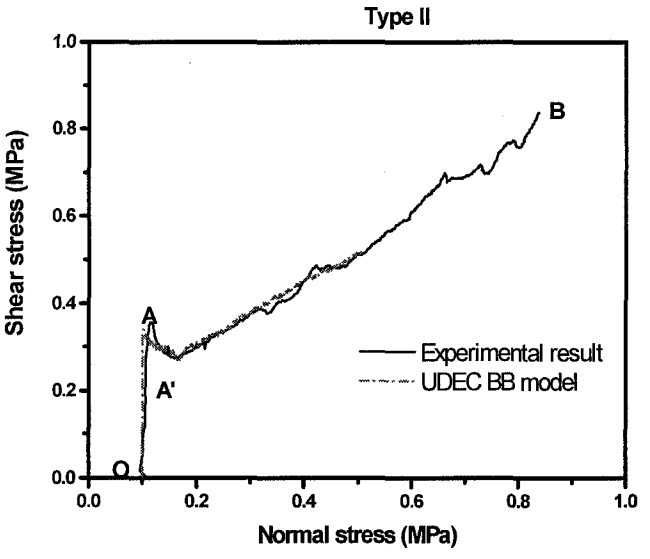
(c) 수직변위-전단변위

그림 4.3 일정수직강성 조건 Type I의 실험과 수치해석 결과 비교.

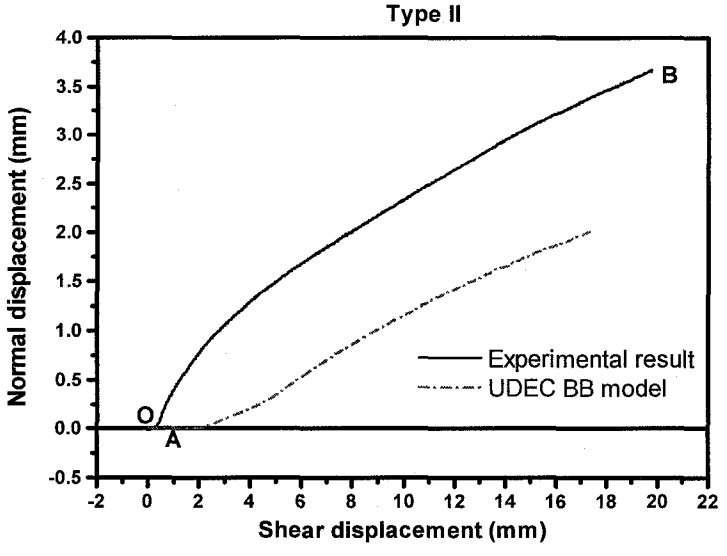


(a) 전단응력-전단변위

그림 4.4 일정수직강성 조건 Type II의 실험과 수치해석 결과 비교(계속)

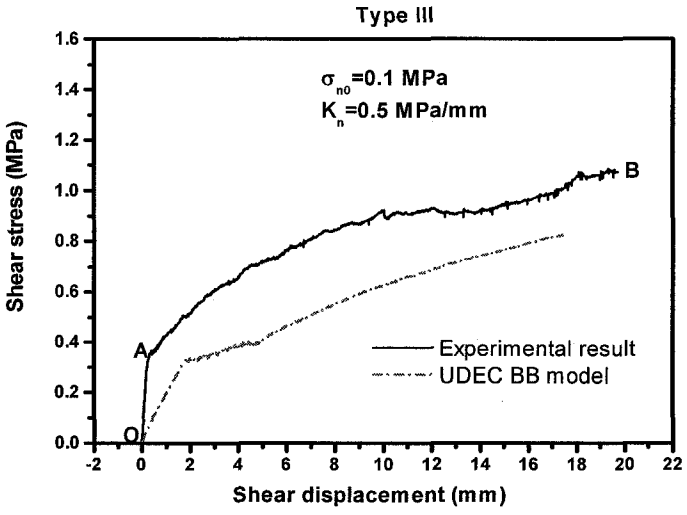


(b) 전단응력-수직응력

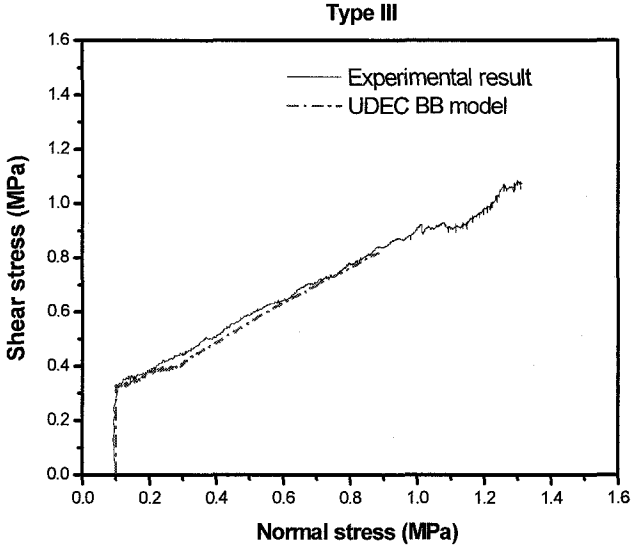


(c) 수직변위-전단변위

그림 4.4 일정수직강성 조건 Type II의 실험과 수치해석 결과 비교.

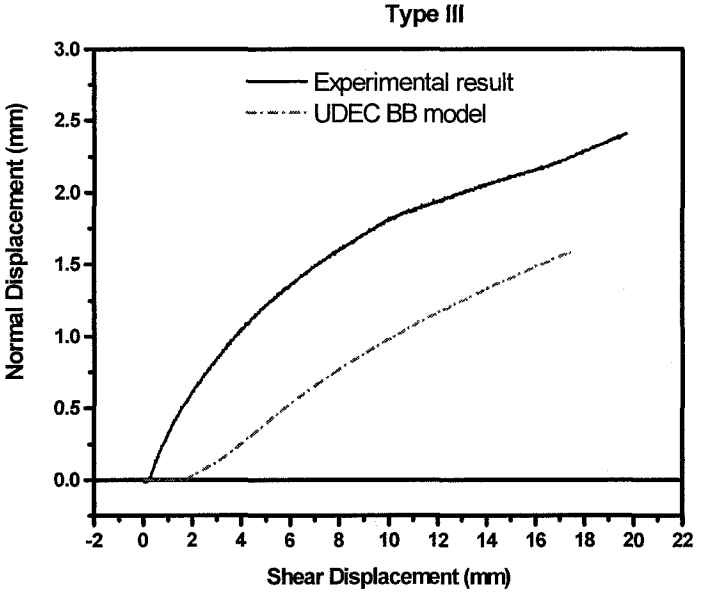


(a) 전단응력-전단변위



(b) 전단응력-수직응력

그림 4.5 일정수직강성 조건 Type III의 실험과 수치해석 결과 비교(계속)



(c) 수직변위-전단변위

그림 4.5 일정수직강성 조건 Type III의 실험과 수치해석 결과 비교.

4.1.2 해석적 방법(JRC-JCS 모델)

일정수직강성 조건의 Type I의 경우 전단응력에 대해 Barton 모델이 과대평가되고 있음을 알 수 있다. 따라서 UDEC BB 모델에서 사용되고 있는 JRC_m와 손상계수 (damage coefficient)가 수정될 필요가 있다. UDEC 내의 JRC_m와 손상 계수는 외부에서 수정이 불가능한 변수이기 때문에 이를 평가하기 위해서 Barton 모델에 사용되는 식을 이용하여 일정수직강성 조건의 전단 거동을 모사하는 프로그램을 개발하였다.

일정수직강성 조건을 모사하기 위해서는 수직변위-전단변위는 주변 수직 강성에 의해 증가하는 수직응력과 상호 작용하는 것을 고려해야 한다. 증가되는 전단변위(du)에 의해 거칠기가 존재하는 절리면은 수직 팽창각(d_n)에 의해 수직 팽창 증분(dv)을 계산되고, 일정한 수직응력에서 수직 팽창각은 전단변위에 따라 변화한다. 따라서 일정수직강성 조건의 절리 거동을 모사하기 위해서는 변화하는 수직응력과 전단변위에 따른 수직 팽창각을 예측하는 것이 중요하다.

그림 4.6은 이러한 접근 방법을 설명하고 있다. 그래프의 오른쪽은 두개의 일정한 수직응력에서 전단변위에 따른 수직변위를 나타낸 것이고, 왼쪽은 수직변위에 따른 증분 되는 수직응력을 나타낸 것이다. 전단변위가 u^i일 때 수직응력 σ_n^i의 수직 팽창 곡선에 있는 점 1을 가정할 경우, 전단변위가 u^{i+1}로 증가하면 새로운 수직 변위 v^{i+1}과 증가되는 수직응력 σ_n^{i+1}을 계산해야 한다. 이러한 새로운 점 2를 찾기 위해 다음 두식을 반복 계산하면 수직 변위 v^{i+1}과 증가되는 수직응력 σ_n^{i+1}이 결정된다.

$$v^{i+1} = v_a^i + (u^{i+1} - u^i) \cdot tan\,(d_n^{i+1}) \tag{4.6}$$

$$\sigma_n^{i+1} = \sigma_n^i + K(v^{i+1} - v^i) \tag{4.7}$$

여기서 K는 주변 암반의 수직 강성을 나타내는 값이고, 수직 팽창각 d_n^{i+1}은 다음 식으로 계산된다.

$$d_{n(mob)} = \frac{1}{M} JRC_m \cdot log\left(\frac{JCS}{\sigma_n}\right) \tag{4.8}$$

여기서 M은 손상 계수를 나타내며 JCS는 절리면 벽면 강도이다.
식 (4.8)을 식 (4.6)에 대입해서 정리하면 다음과 같다.

$$v^{i+1} = v_a^i + (u^{i+1} - u^i) \cdot tan\left(\frac{1}{M} JRC_m^{i+1} \cdot log\,(\frac{JCS}{\sigma_n^{i+1}})\right) \tag{4.9}$$

따라서 새로운 점 2를 찾기 위해서는 식 (4.7)와 식 (4.9)을 만족하는 증가하는 수직 변위 v^{i+1}과 수직응력 σ_n^{i+1}을 반복 계산해서 찾는 것이다. 새로 계산된 v_{new}^{i+1}과 이전의 v_{old}^{i+1}값의 차이가 0.001보다 작으면 식 (4.7)와 식 (4.9)을 만족하는 것으로 결정하였다. 수직응력 σ_n^{i+1}가 결정되면 아래의 Barton 식에 의해 전단응력이 결정된다.

$$\tau_{CNS} = \sigma_n^{i+1} \cdot tan\left(JRC_m^{i+1} \cdot log(\frac{JCS}{\sigma_n^{i+1}}) + \phi_r \right) \tag{4.10}$$

그림 4.7은 이러한 해석 과정을 나타낸 순서도이고, 증분 되는 전단변위 du는 0.05 mm로 설정하였다.

표 4.4는 해석적 방법과 UDEC BB 모델에 사용되는 JRC_m과 손상 계수의 값을 나타낸 것이고, 두 해석의 결과를 비교하기 위해서 해석적 방법에 사용되는 값은 UDEC에서 사용하는 값과 동일하게 결정하였다. 그림 4.8은 해석적 방법으로 구한 결과와 UDEC BB 모델을 이용한 수치해석 결과를 보여주고 있으며 두 결과가 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 따라서 같은 입력 값을 사용할 경우 개발된 해석적 방법은 UDEC의 해석 결과와 동일하다고 할 수 있다.

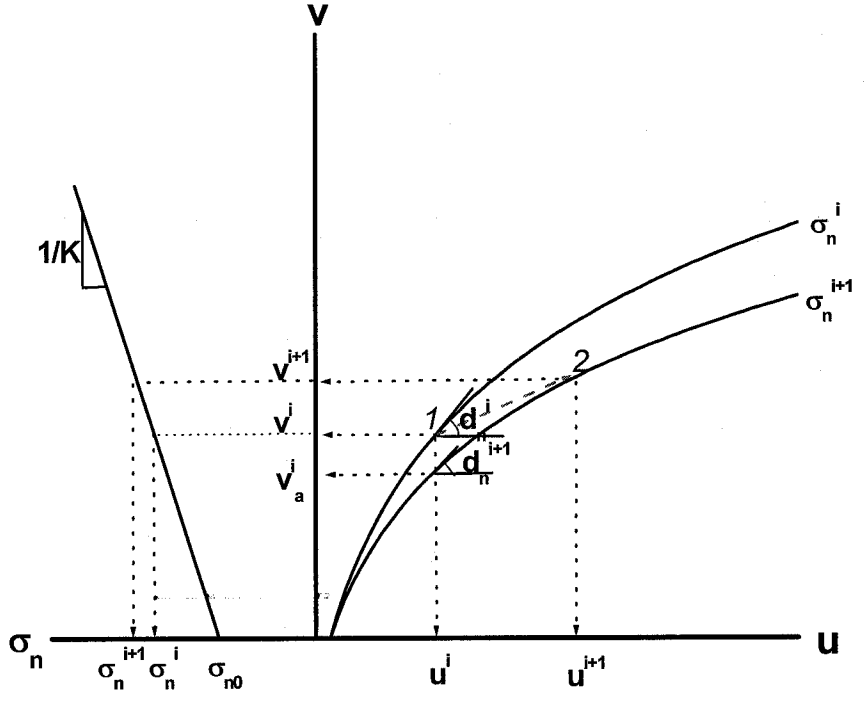


그림 4.6 일정수직강성 조건에서 JRC-JRC 모델을 이용한 해석적 모델

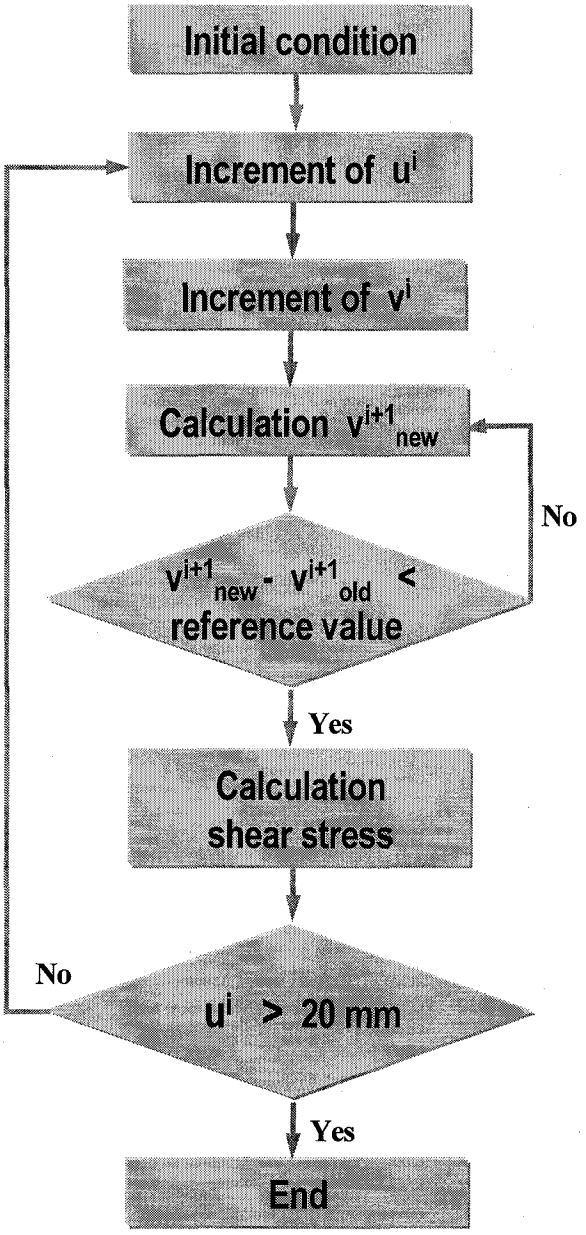
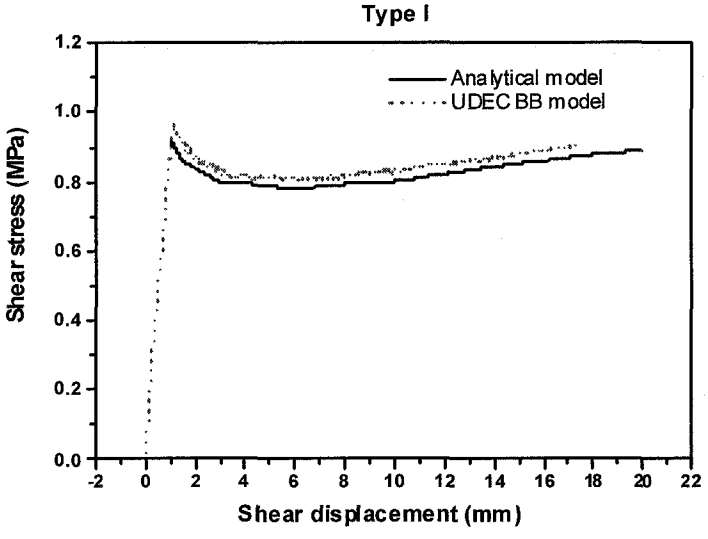


그림 4.7 일정수직강성 조건에서 JRC-JCS 모델을 이용한 해석적 모델링 순서도

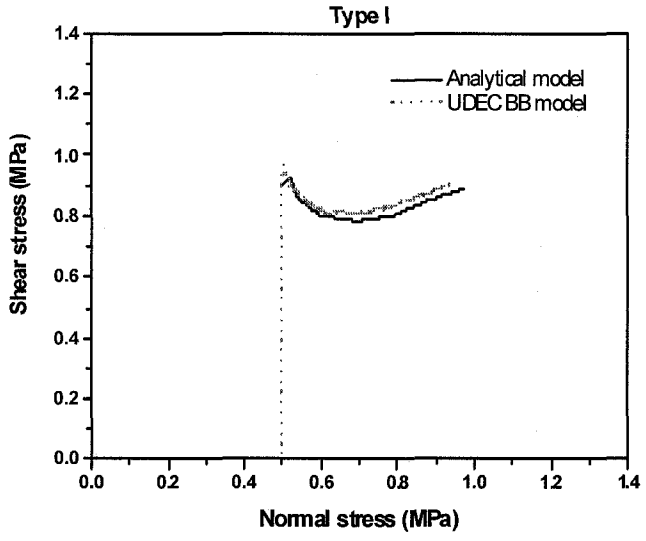
표 4.4 UDEC BB 모델과 해석적 모델에 사용된 JRC_m과 손상계수

$\frac{u}{u_{peak}}$	Barton-Bandis 모델		해석적 모델	
	$\frac{JRC_m}{JRC_{peak}}$	손상계수	$\frac{JRC_m}{JRC_{peak}}$	손상계수
1	1.0	2.0	1.0	2.0
1.5	0.9		0.9	
2	0.85		0.85	
3	0.75		0.75	
4	0.7		0.7	
6	0.6		0.6	
8	0.55		0.55	
10	0.5		0.5	
20	0.4		0.4	

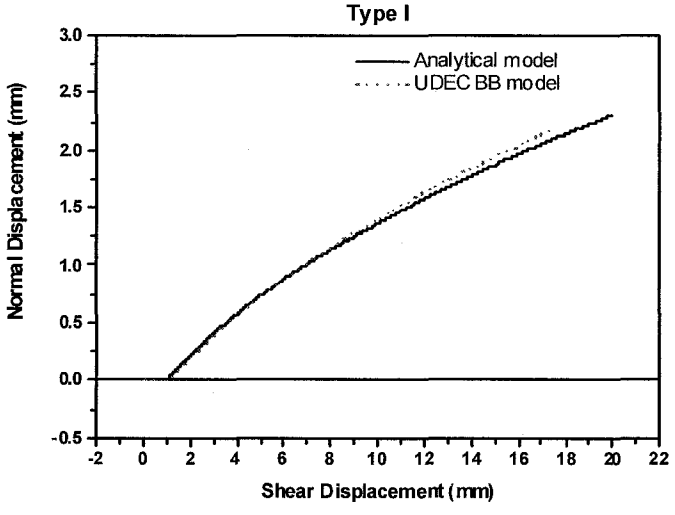


(a) 전단응력-전단변위

그림 4.8 일정수직강성 Type I에 대한 UDEC BB 모델과 해석적 모델 결과 비교 (계속)



(b) 전단응력-수직응력



(c) 수직변위-전단변위

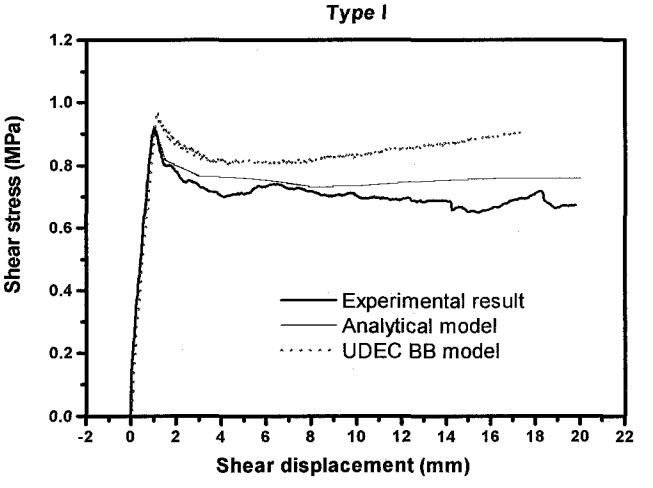
그림 4.8 일정수직강성 Type I에 대한 UDEC BB 모델과 해석적 모델 결과 비교

일정수직강성 조건의 Type I에서 과대평가 되는 Barton-Bandis 모델을 수정하기 위해서 해석적 모델에 표 4.5와 같이 JRC_m과 손상 계수의 값을 이용하여 실험 결과와 비교하였다. 그림 4.9는 Type I에 대한 실험 결과 UDEC BB 모델의 수치해석 결과 그리고 해석적 모델 결과를 보여주고 있다. UDEC BB 모델에서 과대평가 되

고 있는 전단응력은 수정된 JRC_m과 손상 계수를 이용한 해석적 모델에 의해 실험결과와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 따라서 높은 초기 수직응력과 낮은 수직강성의 초기 조건에서 나타나는 일정수직강성 조건의 Type I 거동에 대해서는 표 4.5와 같이 Barton 모델의 수정이 필요하다고 판단된다.

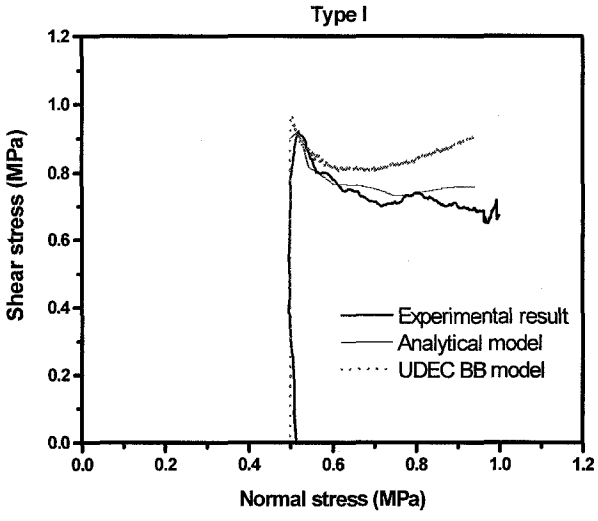
표 4.5 UDEC BB 모델과 해석적 모델에 사용된 수정된 JRC_m과 손상계수

$\frac{u}{u_{peak}}$	Barton-Bandis 모델		해석적 모델	
	$\frac{JRC_m}{JRC_{peak}}$	손상계수	$\frac{JRC_m}{JRC_{peak}}$	손상계수
1	1.0	2.0	1	1.8
1.5	0.9		0.85	
2	0.85		0.8	
3	0.75		0.7	
4	0.7		0.65	
6	0.6		0.55	
8	0.55		0.45	
10	0.5		0.4	
20	0.4		0.25	

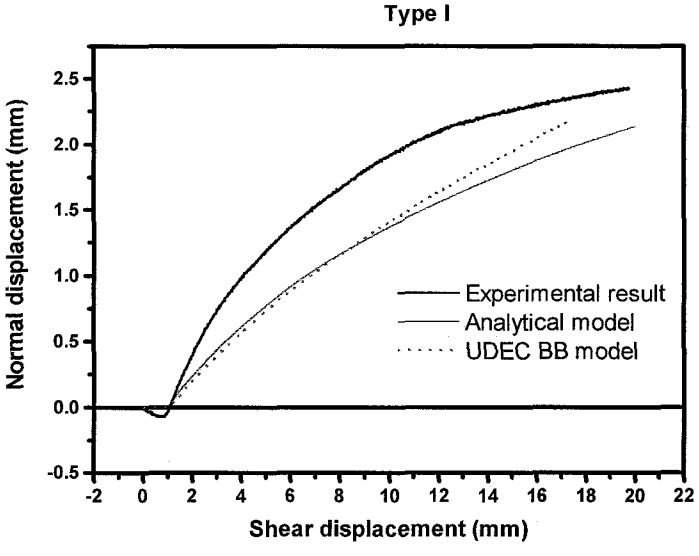


(a) 전단응력-전단변위

그림 4.9 Type I의 실험결과와 수정된 JRC_m, 손상계수를 사용한 해석 모델 비교 (계속).



(b) 전단응력-수직응력



(c) 수직변위-전단변위

그림 4.9 Type I의 실험결과와 수정된 JRC_m, 손상계수를 사용한 해석 모델 비교

4.1.3 지반 탄성정수 산정(안)

불연속 암반의 역학적 거동은 암석 자체의 역학적 특성보다는 불연속면의 특성에 의해 더 많은 영향을 받기 때문에 불연속 암반에 관련된 공학적 문제들을 처리하는데 있어서 이러한 불연속면들의 역학적 거동을 이해하고 해석하는 것이 중요하다. 일반적으로 조사 단계에서 얻을 수 있는 현지 암반의 물성값들은 대상지역내의 노두나 시추공들에서 행해진 각종 조사, 현장시험 및 시추 코어를 이용한 실내시험들로부터 유추하는 것이 일반적이며, 대규모 현지 암반을 대상으로 역학적 물성을 직접 측정하는 것은 거의 불가능하다. 따라서 지금까지 암반의 역학적 물성을 평가하는 주된 방법은 RMR, Q 시스템 그리고 GSI 등 암반분류 시스템을 이용한 경험적 관계를 이용한 것으로 현장 및 실내에서 수행되는 여러 시험들로부터 구한 결과들은 단순한 보조차원으로 활용되어왔다.

이러한 암반분류시스템을 이용한 경험적인 방법은, 경험적 관계의 유효성, 응력의존적인 변수, 입력 자료의 불확실성과 공간적 변화라는 담정을 포함하고 있지만 터널 등의 지하구조물 설계분야에 폭넓게 사용되어 왔다(박의섭 & 류창하, 2005). 경험적 방법에 대한 대안으로 암반물성을 이론적-수치적해석적 기법을 통하여 계산하는 방법이 이용될 수 있다. 즉, 암반의 역학적 물성을 무결암과 불연속면의 역학적 거동 그리고 불연속면의 기하학적 형상으로부터 계산하는 것이다. 따라서 본 연구에서는 개별요소법인 UDEC을 이용하여 불연속 암반의 탄성정수인 탄성계수와 포아송비를 수치해석적으로 산정하였다.

불연속 암반의 역학적 성질은 절리망의 기하학적 특성에 크게 영향을 받는다. 이러한 절리망은 특정 방향성을 나타내며, 특징적인 분포특성을 가져 전체적인 역학적 이방성을 나타낸다. 따라서 등가물성값 추정에 앞서 불연속면의 지질학적 정보를 이용한 통계적 절리망을 구현하는 것이 중요하다. 본 연구에서는 3차원 불연속망 형성에 관한 연구를 수행하였으며 자세한 내용은 4.2장에 소개되어 있다. UDEC에 사용된 무결암과 절리의 물성값 그리고 절리망에 대한 입력 변수는 표 4.6과 같다.

표 4.6 UDEC 모델에 사용된 입력 변수

무결암		절리				
탄성계수 (GPa)	포아송비	절리군	경사/ 경사방향	피셔상수 (K)	수직강성 (GPa/m)	전단강성 (GPa/m)
84.6	0.24	1	8/145	5.9	434	434
		2	88/148	9.0	434	434
		3	76/21	10.0	434	434
		4	69/87	10.0	434	434

불연속 암반을 등가 매질로 가정하기 위해서는 역학적 성질이 일정해지는 암반 블록의 크기를 결정해야한다. 일반적으로 불연속 암반에서의 블록의 변형 거동을 불연속면의 기하학적 형태와 역학적 물성에 크게 영향을 받기 때문에 절리망은 역학적으로 불균질성 (heterogeneity)을 가지고 있다. 연속체 해석을 위한 절리망의 등가 지반정수를 구하기 위해서는 탄성계수와 포아송비와 같은 암반의 탄성정수가 일정해지는 대표요소체적(Representative Elementary Volume, REV)의 크기를 구하는 것이 선행되어야 한다(그림 4.10). 이러한 대표요소체적은 절리의 길이, 간격, 연결도와 같은 개별 균열망의 기하학적 형태에 따라 달라지기 때문에 해석크기 변화에 따른 수리전도도의 변화 양상을 관찰하여 대상 절리 암반의 대표요소체적을 결정해야한다. 따라서 본 연구에서는 등가수리전도도를 구하기 위한 해석영역의 크기를 0.25 × 0.25 m에서 8 × 8 m로 변화 시키면서 탄성계수와 포아송비를 구하여 역학적으로 균질성 (homogeneity)을 가정할 수 있는 대표요소체적의 크기를 결정하였다.

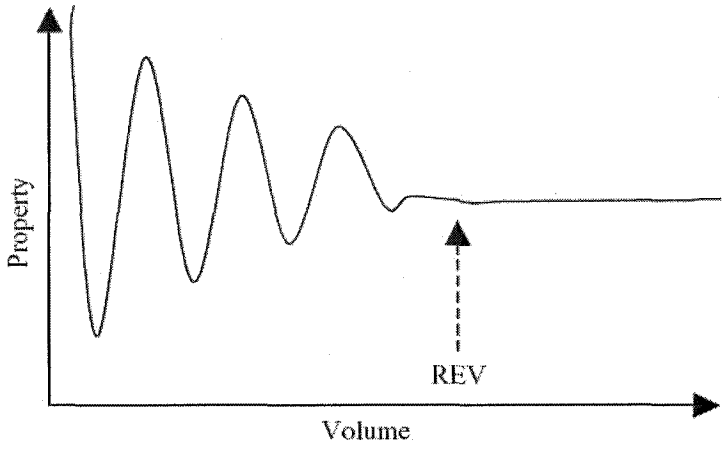
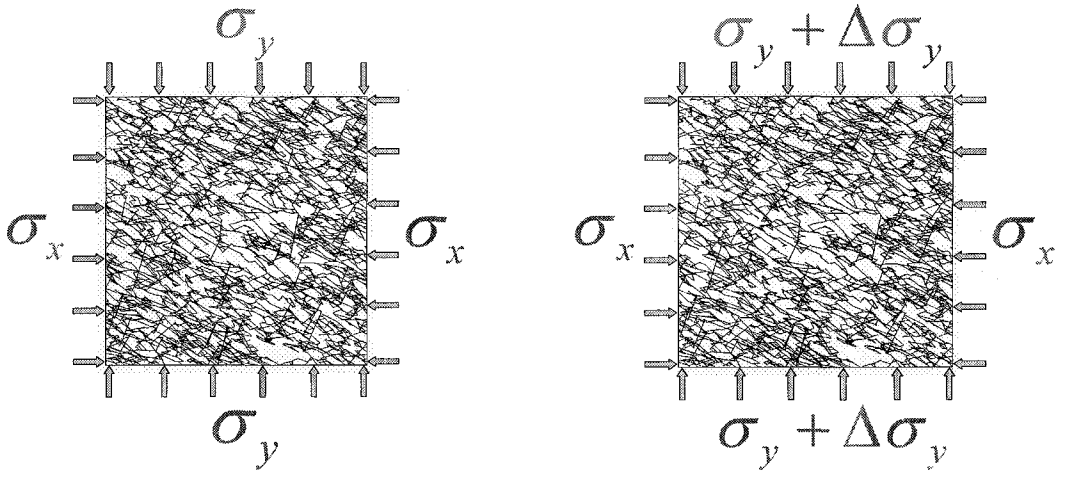
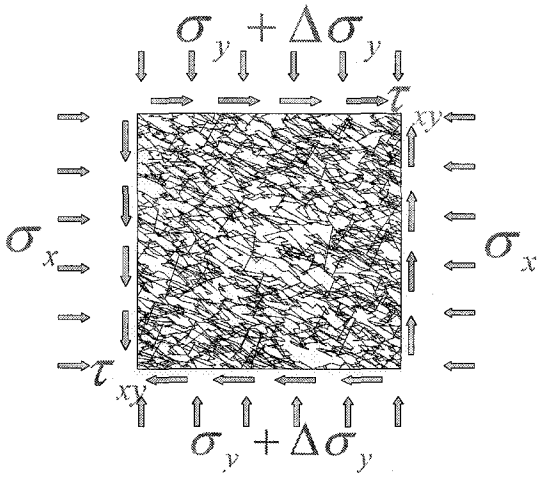


그림 4.10 대표요소체적(REV)의 정의

그림 4.11은 모델에 사용된 경계 조건을 나타내고 있다. 경계조건(1)은 이축 상태를 나타내고 있으며, σ_x는 5 MPa, σ_y는 2 MPa로 설정하였다. 경계조건(2)는 경계조건(1) 상태에서 y 방향으로 수직응력을 2 MPa에서 10 MPa까지 증가시키면서 수직응력 증가에 따른 변형률의 증가와 감소를 계산하여 탄성계수와 포아송비를 결정하였다. 경계조건(3)은 경계조건(2)에서 전단응력을 0.1 MPa에서 0.5 MPa까지 증가시키면서 전단변형계수와 전단변형률을 계산하였다. UDEC 모델을 이용한 변형계수와 포아송비의 결과는 그림 4.12와 같으며 모델 크기가 커지면서 변형계수가 일정해지는 경향을 볼 수 있었고, 대표요소크기는 이 모델의 경우 7 m 이상이라고 할 수 있다.



경계조건 (1) 경계조건(2)



경계조건(3)

그림 4.11 UDEC 모델에 사용된 경계조건

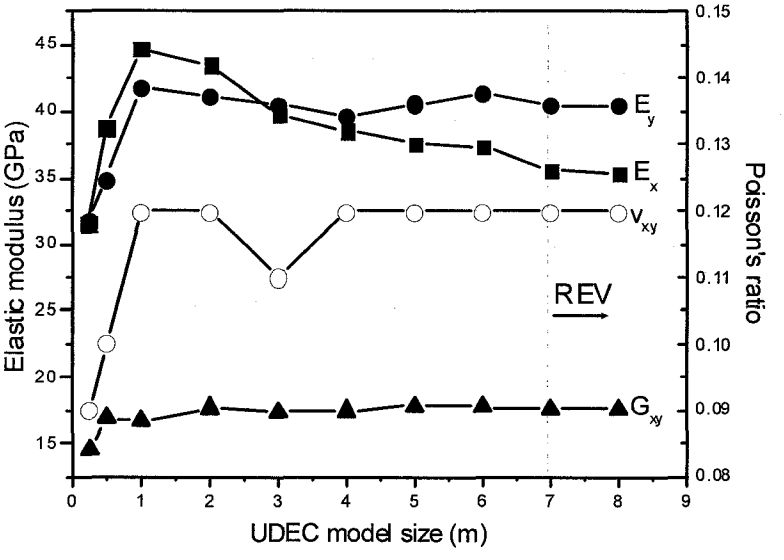


그림 4.12 UDEC을 이용한 지반탄성정수 산정 결과

4.2 불연속면 연결망 모델의 구성 및 현장 적용

4.2.1불연속연결망모델의구성

현장 자료를 취득하여 해석의 통계적 입력 자료로 사용할 경우 기본적으로 자료의 구조화가 반드시 필요하다. 서로 연관성 있는 자료들끼리 묶어서 한 군(set)으로 지정하고 각 군에서의 통계적 분포 함수를 알아내어야 객관적이고 구조화된 해석이 가능하다.

본 연구에서 기본적인 불연속면의 형태는 포아송 디스크 모델을 이용하였다. 이 경우 필요한 입력 자료는 불연속면의 방향과 불연속면 원판의 지름 그리고 발생 개수가 되며, 불연속면의 방향은 방향 분포에, 지름은 길이분포, 그리고 발생 개수는 체적 밀도를 따르게 된다. 다음 장에서 이 3가지 분포 추정에 대한 이론에 대해서 간략히 소개하겠다.

(1) 불연속면의 방향 분포

불연속면 방향을 통계적으로 표현하기 위해서는 비슷한 양상을 보이는 불연속면들끼리 묶어서 여러 절리군으로 구분하게 된다. 같은 지역에서 발견된 불연속면들 중에서 같거나 혹은 비슷한 원인으로 발생하는 불연속면들은 그 형태나 방향이 비슷하므로, 같은 절리군으로 모아진 자료들을 이용하여 하나의 군(set)을 대표하는 분포함수와 추정치들을 만들 수 있다.

절리군에 대한 통계학적인 연구의 초점은 주로 각 절리군의 방향 분포에 대한 함수 결정과 절리군을 구분하기 위한 각 절리군의 경계 결정으로 나누어진다. 절리군의 경계를 구분하는 방법은 여러 가지가 있으나 대표적으로 평사투영법(stereographic projection)을 이용하여 불연속면의 극점을 나타내고 이들의 밀도를 이용하여 불연속면의 경계를 육안으로 구분하는 것이다. 이러한 방법은 약간의 경험을 이용하여 효과적인 구분을 할 수 있으나, 개인차에 따라 그 분석 결과가 달라질 수 있으므로 객관성이 부족하다. 이러한 단점을 보완하기 위하여 Shanley & Mahtab(1976)과 Mahtab & Yegulalp(1992) 등은 절리군에 속한 불연속면의 밀집도를 이용하여 군집 알고리듬(clustering algorithm)에 대해 연구 발표 하였다. 이 연

구에서는 랜덤한 사건에 대한 확률을 다음과 같은 포아송 분포로 표현 가능하다고 보았다.

$$P(t,v)=\frac{e^{-\lambda v}(\lambda v)^t}{t!} \tag{4.11}$$

식(4.11)에서, t는 발생사건을 λ는 이벤트 발생빈도, v는 발생간격을 나타낸다.

절리군의 방향 정보를 극점으로 반투영구상에 나타내고 임의 조사원에 포함되는 극점의 임계 빈도를 설정한 후, 이 임계 빈도 이상의 극점이 조사되는 경우 그 조사원 안에 속하는 극점들을 같은 절리군으로 판별하는 것이다. 이 방법은 절리군 분석을 객관적이고 정해진 알고리듬에 따라 시행한다는 장점이 있으나 방향 분포가 복잡하고 절리군 수가 많아질 경우 그 조사 순서에 따라서 절리군 판별이 큰 영향을 받는 경우가 발생한다. 최근에는 이러한 단점을 극복하기 위한 여러 변수들을 함께 고려하는 방법들이 연구되고 있다.

절리군의 방향 분포는 매우 다양한 형태를 지니고 있다. 그 형태는 타원형, 띠형, 비대칭형 등 다양하게 나타날 수 있으나 이를 분포함수로 표현하는 것은 매우 복잡하다. 본 연구에서는 투영구 상에서 절리군이 원형의 밀집 형태를 띠는 Fisher 분포를 사용하였다. Fisher(1953)는 방향 자료의 모집단이 어떠한 참 값을 중심으로 분포하고있다고 가정하였는데, 이는 절리군의 방향 분포가 중심점을 기준으로 분포하고 있는 생각과 정확히 일치한다. 절리군에 속하는 임의의 한 점이 중심점과 θ에서 $\theta+d\theta$의 각을 이룰 확률 $P(\theta)$는 다음과 같다.

$$P(\theta)=\eta e^{K\cos\theta}d\theta \tag{4.12}$$

여기에서 Fisher 상수 K는 전체적인 분포의 모양을 결정하는 상수이며, η는 다음 식을 만족시키는 값이 된다.

$$\int_0^{\pi} P(\theta) = 1 \tag{4.13}$$

식(4.13)을 만족시키는 η의 값은 다음과 같다.

$$\eta = \frac{K \sin\theta}{e^{K} - e^{-K}} \tag{4.14}$$

이 식을 식(4.12)에 다시 대입하고 $d\theta$로 나누게 되면, 다음과 같은 확률밀도함수(PDF)를 얻을 수 있다.

$$f(\theta) = \frac{K \sin\theta e^{K\cos\theta}}{e^{K} - e^{-K}} \tag{4.15}$$

자료의 밀집도를 나타내는 상수 K는 최우도 추정법에 의해서 추정될 수 있으며, 이는 식(4.16)의 다음의 관계를 만족한다.

$$\frac{e^{k} + e^{-k}}{e^{k} - e^{-k}} - \frac{1}{k} = \frac{|r_n|}{M} \tag{4.16}$$

여기에서, k는 K의 추정치이며 r_n은 단위방향벡터의 합벡터, M은 그 개수이다. Fisher는 많은 자료를 가진 경우, 큰 M에 대해서 추정치 k는 식(4.17)과 같이 나타낼 수 있다고 하였다.

$$k = \frac{M - 1}{M - |r_n|} \tag{4.17}$$

Watson(1966)은 이 추정치는 k가 3이상일 경우 정확하다고 검증하였으며, Mardia (1972)는 K값이 큰 경우 비편향된 추정치(unbiased estimator)인 k를 다음과 같이 제안하였다.

$$k = \frac{M-2}{M-|r_n|} \tag{4.18}$$

Fisher 분포에서 임의의 한 방향이 가지는 확률 $P(\theta_1 < \theta < \theta_2)$는 식(4.19)와 같이 주어진다.

$$P(\theta_1 < \theta < \theta_2) = \int_{\theta_1}^{\theta_2} f(\theta)d\theta = \frac{e^{K\cos\theta_1} - e^{K\cos\theta_2}}{e^K - e^{-K}} \tag{4.19}$$

이 식에서 $\theta_1 = 0$이라고 하면 $P(<\theta)$는 식(4.110)과 같다.

$$P(<\theta) = \int_0^{\theta} f(\theta)d\theta = \frac{e^K - e^{K\cos\theta}}{e^K - e^{-K}} \tag{4.20}$$

K가 5이상의 큰 값을 가질 경우, e^{-K}항은 무시할 수 있을 정도로 작은 값이 되며, 이를 제거하면 결과적으로 식(4.21)을 얻을 수 있다.

$$P(<\theta) = 1 - e^{K(\cos\theta - 1)} \tag{4.21}$$

방향단위벡터의 합벡터인 r_n이 참 값(중심점)의 방향과 θ이내의 각도를 이룰 확률은 식(4.22)로 근사되며, 이는 합벡터에 대한 신뢰구간을 설정하는데 사용된다.

$$P_r(<\theta) \approx 1 - e^{K|r_n|(\cos\theta - 1)} \tag{4.22}$$

3.1.2 불연속면의 밀도

일반적으로 불연속면에 대한 조사는 조사선을 이용한 1차원적인 방법과 조사창을 이용하는 2차원적인 방법이 주로 사용된다. 이러한 방법은 직관적으로 볼 때 1

차원적인 선밀도와 2차원적인 평면밀도에 대한 정보를 준다. 그러나 불연속면의 3차원적인 입체 모델링을 위해서는 궁극적으로 3차원적인 체적밀도에 대한 정보가 필요하기에 여기에서는 평면밀도 등을 이용하여 체적밀도를 구하는 기존의 방법과 본 연구에서 사용된 양끝 내포선을 이용하여 불연속면의 밀도와 직경분포를 함께 구하는 최신 연구에 대해서 언급한다.

(1) 단위 면적당 발생빈도

Mauldon(1998)은 조사창에서 구해진 불연속면선의 개수를 이용하여 평면밀도를 계산하는 방법을 제안 하였다. 직사각형 조사창의 예로 그 방법을 소개하면 다음과 같다.

높이가 H이고 폭이 W인 직사각형 조사창에서 평면밀도는 다음과 같은 식으로 계산된다.

$$\rho_A = \frac{N - N_T + N_C}{2WH} \qquad (N = N_C + N_D + N_T) \tag{4.23}$$

여기에서 N_C는 양끝내포선의 개수, N_D는 한끝내포선의 개수, N_T는 양끝외포선의 개수이고, N은 모든 조사된 불연속면선의 개수이다. 위와 같은 불연속면선의 구분은 불연속면선 양끝단의 관찰여부로 결정된다. 그림 3.1에서 보듯이 조사창 내부에 양끝단이 모두 존재할 경우 양끝내포선(contained trace), 양끝단 중에서 어느 한쪽만 내부에 있을 경우에는 한끝내포선(dissect trace) 그리고 양끝단이모두 외부에 있을 경우 양끝외포선(transect trace)라고 한다.

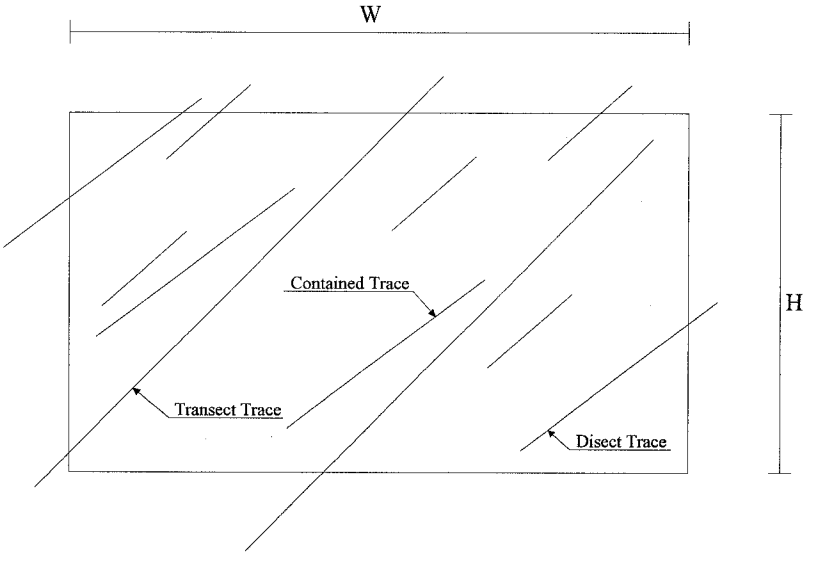


그림 4.13 암반 노두에 교차하는 불연속면 (after Priest, 1993)

(2) 단위 부피당 발생 빈도

송재준과 이정인(2001)의 연구에 따르면 불연속면 원판이 조사창에 교차하여 생성되는 불연속면선 중에서 그 중심이 조사창 내부에 존재하는 불연속면선의 수를 계산하는 과정을 통해서 체적밀도를 유도하였다. 불연속면선의 총 개수 N_S는 다음과 같다.

$$N_S = V(s)\,\rho_V\,c(s)\,ds \tag{4.24}$$

여기에서 s는 원판의 직경, ρ_V는 체적밀도, $V(s) = A\sin\phi \cdot s$로써 불연속면 원판이 위치 가능한 영역의 부피이며 ϕ는 조사창의 법선벡터와 불연속면면의 법선벡터가 서로 이루는 예각의 크기, A는 조사창의 면적이다.

식(4.24)을 직경 전구간에 대해서 적분하여 불연속면의 총수를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$N_i = A\sin\phi \cdot \rho_V \int_0^{S_x} s \cdot c(s) ds = A\sin\phi \cdot \rho_V \mu_S \tag{4.25}$$

여기에서 S_X는 최대 직경이며 μ_S는 평균 직경을 의미한다.

한편 앞서 평면 밀도에서구한 식(4.23)을 식(4.24)에 대입하면 평면 밀도와 체적 밀도의 관계식을 얻을 수 있다.

$$\rho_V = \frac{\rho_A}{\sin\phi \cdot \mu_S} \tag{4.26}$$

3.1.3 불연속면의 크기 분포

불연속면선의 길이분포 분석은 현장의 조사선이나 조사창 조사를 통하여 얻어진 조사선 길이를 이용하여 발생하는 불연속면의 직경 분포를 추정하는 것이다. 이 장에서는 길이를 분포를 조사하는데 조사선 조사를 이용한 기존의 방법을 설명하였다. 본 연구에서는 조사창 조사를 통하여 불연속면의 길이분포와 체적 밀도를 함께 추정하는 방법을 사용하였는데 이는 불연속면의 밀도를 추정하는 부분에서 자세히 설명하도록 한다.

(1) 조사선 조사를 이용한 길이 분포 추정

많은 경우 조사 지역은 수목으로 인하여 관찰이 불가능하거나 접근이 어려워 불연속면선의 전길이를 조사하지 못하는 경우가 많다. 이런 경우에 조사선의 반길이를 측정하여 길이분포를 추정하게 된다. Priest & Hudson(1981)은 다음과 같은 방법으로 불연속면의 반길이 분포 $h(l)$을 추정하였다.

그림 4.13에서 길이 ab = m 이라 할 때, 확률밀도분포 $g(m)$과 불연속면의 전길이 분포에 대한 확률밀도함수 $f(m)$는 식(4.27)과 같이 주어진다.

$$\int_0^\infty g(m)dm=1 \quad \text{or} \quad k\int_0^\infty f(m)dm=1 \tag{4.27}$$

여기에서 $f(m)$은 식(4.28)을 만족시키므로, 결과적으로 식(4.29)를 얻을 수 있다.

$$\int_0^\infty m\cdot f(m)dm=\mu_L \tag{4.28}$$

$$\therefore g(m)=\frac{mf(m)}{\mu_L} \tag{4.29}$$

여기에서 μ_L은 $f(m)$의 평균이다.

조사선의 전길이가 $m\sim m+dm$에 놓이게 되는 확률은 $g(m)dm$이 되며, 반길이 조사의 시작점이 되는 i 점은 랜덤하게 발생하여 그 확률은 $1/m$이 된다. 따라서 불연속면선의 전길이가 $m\sim m+dm$에 놓이고, 반길이가 $l\sim l+dl$에 놓이게 되는 확률 $P(m,l)$은 식(4.30)과 같이 나타난다.

$$P(m,l)=g(m)dm\cdot(\frac{1}{m})dl \tag{4.30}$$

이 때 불연속면선의 반길이가 모든 m에 대해서 $l\sim l+dl$ 사이에 놓이게 되는 확률은 $P(m,l)$을 l에 대해서 적분하여 나타낼수 있다.

$$P(l)=\int_l^\infty(\frac{1}{m})dl\cdot g(m)dm \tag{4.31}$$

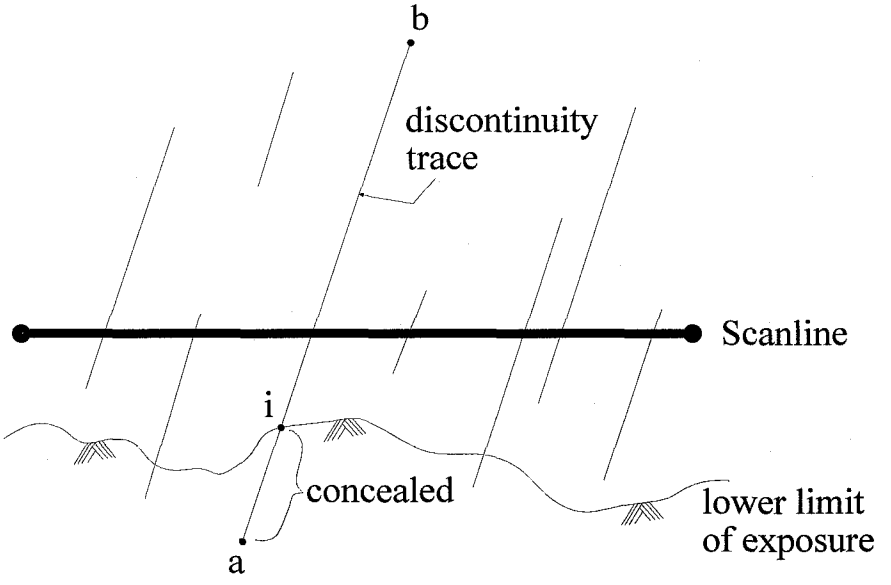


그림 4.14 조사선에 교차하는 불연속면

(after Priest and Hudson, 1981)

또한 조사된 반길이 분포는 식(4.30)과 같이 주어지므로 식(4.31)의 결과를 대입하면 식(4.33)와 같은 결과를 얻을 수 있다.

$$h(l) = \int_l^\infty (\frac{1}{m}) g(m) dm \tag{4.32}$$

$$h(l) = \int_l^\infty \frac{f(m)dm}{\mu_L} = \frac{1-F(l)}{\mu_L} \tag{4.33}$$

여기에서 μ_L은 $f(m)$의 평균이고, $F(l)$은 $f(m)$의 누적분포이다.

식(4.33)은 불연속면선의 반길이 조사를 통해서 이론적인 확률밀도 분포를 제공한다.

(2) 입체학적 접근법을 이용한 크기 분포 추정

Warbuton(1980)은 입체학적 접근법을 이용하여 불연속면 원판의 직경분포 $c(s)$와 불연속면선 분포 $f(l)$과의 관계를 유도하였다. 먼저 그림 4.15에서

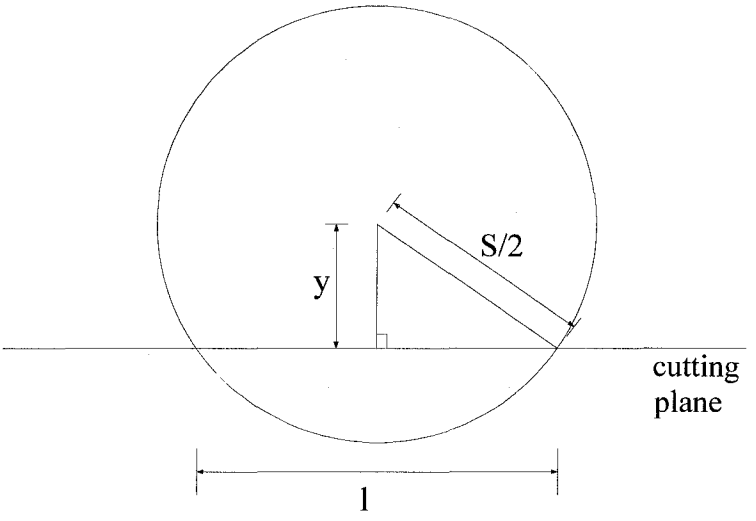


그림 4.15 원판형 불연속면에 의해서 발생되는 불연속면의 자취
(after Warburton, 1980a)

보듯이 조사면과 불연속면 원판이 서로 만나서 생기는 불연속면선 l을 만든다. 여기에서 단위 면적당 불연속면 직경이 $s \sim s+ds$인 원판의 개수는 식(4.34)와 같이 주어진다.

$$N_s = s\cos\delta \cdot \lambda_v \, c(s)ds \tag{4.34}$$

식(4.34)를 바탕으로 모든 직경에 대해서 길이가 l인 조사선을 만드는 불연속면 원판의 개수는 적분 방정식으로 계산되며 식(4.35)과 같다.

$$N_a = \int_0^\infty \lambda_V \cos\delta \cdot s \cdot c(s) ds \tag{4.35}$$

여기에서 $\mu_s = \int_0^\infty s \cdot c(s) ds$ 라고 하면 식(4.35)은 다음의 식으로 정리된다.

$$N_a = \lambda_V \cos\delta \cdot \mu_s \tag{4.36}$$

앞서 나온 식들의 전개를 좀 더 확장하여 생성된 불연속면 원판의 반지름의 범위가 $s \sim s+ds$ 이고 중심의 위치가 $y \sim y+dy$ 라고 하면 이때 확률은 다음과 같다.

$$P_{sy} = \frac{2}{\mu_s} c(s)\, ds\, dy \tag{4.37}$$

Pythagoras' theorem을 이용하여 dy 에 관한 식을 dl 로 치환하면 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$P_{sl} = \frac{1}{\mu_s} c(s)\, ds \frac{l\, dl}{\sqrt{s^2 - l^2}} \tag{4.38}$$

P_l 은 식(4.38)는 s 의 전길이에 대한 적분을 통하여 구할 수 있다.

$$P_l = \frac{l\, dl}{\mu_s} \int_l^\infty \frac{c(s)\, ds}{\sqrt{s^2 - l^2}} \tag{4.39}$$

식(4.39)를 통하여 조사선의 전길이에 대한 확률밀도함수인 $f(l)$ 을 구할 수 있다.

$$f(l) = \frac{1}{\mu_s} \int_l^{\infty} \frac{c(s)\,ds}{\sqrt{s^2 - l^2}} \qquad (l \square\ s) \tag{4.40}$$

식(4.39)는 분모항 때문에 직접적인 수치의 적분은 불가능하나 확률론적인 접근법을 이용한 수치적 해법을 통해서 계산이 가능하다.

(3) 최소자승법을 이용한 직경분포와 체적빈도 추정

송재준(2005)은 최소자승법을 이용하여 오차와 편향을 최소화하는 직경 분포의 추정법을 개발하였는데, 이 추정 방법은 현장에서 조사한 양끝내포선(contained trace)의 분포로부터 직접적으로 불연속면의 직경분포를 구하며, 이 과정에서 체적빈도도 같이 제공한다. 얻어진 추정치와 분포는 기존의 방법에 비해 표본의 크기가 작은 경우에서도 높은 정밀도를 보였다.

(2)장에서 체적밀도를 구하는 경우와 같이 높이가 H이고 폭이 W인 조사창에서 길이가 l인 양끝내포선이 위치 가능한 지역은 그림 4.17의 빗금 친 영역이 된다. 그 넓이는 식(4.41)과 같이 계산된다.

$$A_l^c = (W - l \cdot \cos\theta)(H - l \cdot \sin\theta) \tag{4.41}$$

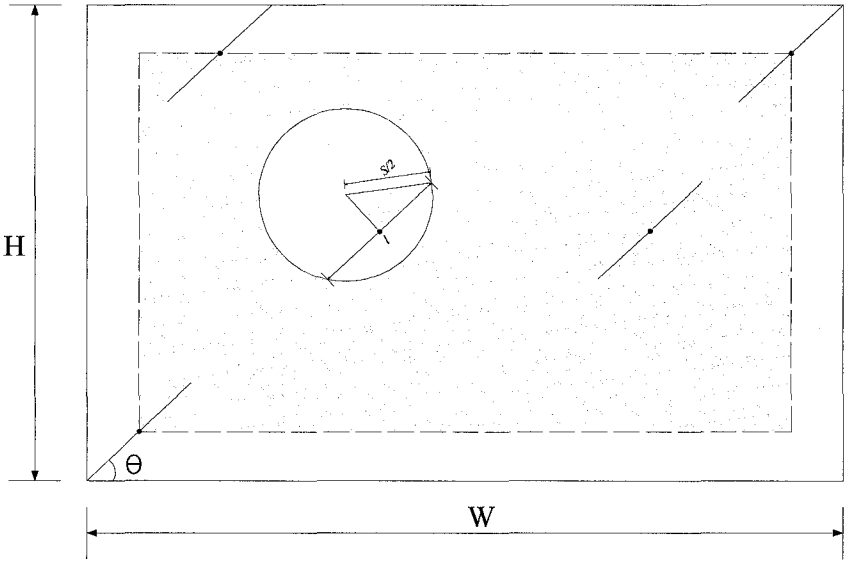


그림 4.16 조사창에서 길이 l의 포함 자취가 발생하기 가능한 위치 (after 송재준, 2005)

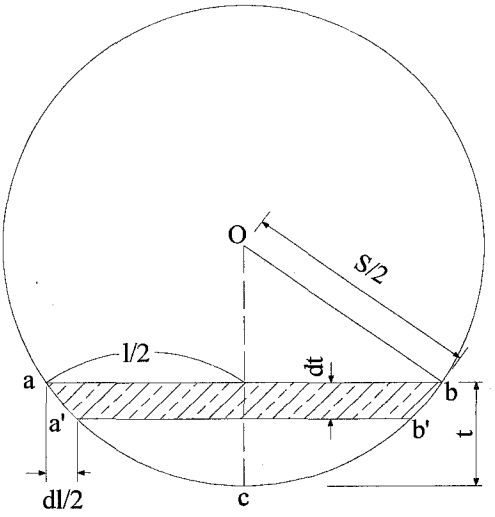


그림 4.17 *dt* 와 *dl* 사이의 관계 (after 송재준, 2005)

다음으로는 불연속면 원판의 직경을 고정시키고 이 원판의 중심이 이동하면서 양끝 내포선을 만드는 경우를 살펴보면 그림 4.18과 같은 모습의 형태를 가정할 수 있다. 이때 t와 s 사이의 관계는 식(4.42)와 같으며 이산함수의 형태를 표현하기 위해 구간의 거리를 정의하고 식(4.42)를 미분하여 식(4.43)와 같이 나타낼 수 있다.

$$t = \frac{s - \sqrt{s^2 - l^2}}{2} \tag{4.42}$$

$$dt = \frac{\sqrt{s^2 - (l - dl)^2} - \sqrt{s^2 - l^2}}{2} \tag{4.43}$$

조사창에서 관찰되는 길이가 l인 양끝내포선의 평균 개수(N_l^c)는 양끝 내포선을 만드는 다양한 직경의 불연속면원판들의 중심점 개수와 같다. 불연속면원판 중심점의 체적빈도(λ_V)와 원판의 직경분포($c(s)$)가 알려져 있다고 하면 중심점의 개수는 평행육면체의 부피와 체적 빈도의 곱으로 구할 수 있다. 불연속면면의 법선벡터와 조사창의 법선벡터가 서로 이루는 예각을 ϕ라 할 때 평행육면체의 부피는

$A_l^c \sin\phi \cdot dt$ 가 된다. 그러므로 그 개수는 다음과 같은 식으로 구할 수 있다.

$$N_l^c = 2A_l^c \sin\phi \cdot \lambda_V \int_0^{S_{\max}} c(s)\, dt\, ds \tag{4.44}$$

실제 현장에서 조사한 양끝내포선의 직경분포는 $c(s)$ 와 같은 확률밀도함수가 아닌 이산 분포의 형태를 가질 수 밖에 없다. 그러므로 식(4.44)를 이산분포의 형태로 바꾸면 불연속면선 길이 l 과 원판직경 s 는 각각 $i\,dl$ 과 $j\,dl$ 로 바꾸어 식(4.45)의 형태로 나타낼 수 있다.

$$N_l^c = A_l^c \sin\phi \cdot \lambda_V dl^2 \sum_{j=i}^{n} [(\sqrt{j^2-(i-1)^2} - \sqrt{j^2-i^2}) \cdot c_j] \tag{4.45}$$

여기에서 n은 c(s)의 이산분포로 바꾸었을 때 분할구간의 개수가 되며, 식(4.45)은 치환하여 다음과 같은 간략한 식으로 바꿀 수 있다.

$$\begin{aligned} N_l^c &= \sum_{j=i}^{n} a_{ij} c_j \\ a_{ij} &= A_i^c \sin\phi \lambda_V dl^2 \left(\sqrt{j^2-(i-1)^2} - \sqrt{j^2-i^2}\right) \end{aligned} \tag{4.46}$$

식(4.46)이 이론적으로 의미하는 바는 $(i-1)dl \sim idl$ 의 구간에 속하는 양끝내포선의 개수이다. 실제 같은 구간에 속하는 현장조사 자료의 양끝내포선의 개수를 $N_l^{c'}$ 라고 하면 각 구간의 오차제곱합은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$E^2 = \sum_{i=1}^{n} \left[N_l^{c'} - \sum_{j=i}^{n} a_{ij} c_j \right]^2 \tag{4.47}$$

상기 식의 오차 제곱합이 최소가 되는 경우의 직경분포를 구하기 위해 식(4.48)과 같이 c_k 에 대해서 편미분한다.

$$\frac{\partial E^2}{\partial c_k} = -2\sum_{i=1}^{n}\left[\left(N_l^{c'} - \sum_{j=i}^{n} a_{ij}c_j\right)\cdot a_{ik}\right]^2 = 0, \qquad 0 \le k \le n \tag{4.48}$$

정리하면 아래와 같다.

$$\sum_{i=1}^{k}\sum_{j=i}^{n} a_{ik}a_{ij}c_j = \sum_{i=1}^{k} N_l^{c'}\cdot a_{ik}, \qquad 1 \le k \le n \tag{4.49}$$

행렬식의 표현으로 바꾸면 다음과 같이 간단히 나타낼 수 있다.

$$\left[A_{kj}\right]\left[c_j\right] = \left[b_k\right] \tag{3.40}$$

상기 식들에서 나타나는 a_{ki} 또는 a_{ij} 는 체적빈도 λ_V 를 포함하고 있다. 여기에서 체적빈도는 하나의 상수로 취급되므로 0이 아닌 임의의 상수로 가정하고 직경분포를 구하여도 상관이 없다. 확률밀도함수의 정의상 전체면적의 합은 언제나 1로 정규화되기 때문에 체적빈도를 1로 가정하고 직경 분포를 구하면 그 전체 면적이 체적빈도를 의미하게 된다.

3.1.4 불연속면 연결망의 연결 분석

(1) 폐다각형 선별법

통계적 불연속면 연결망 모델링에 따라서 생성된 공간상의 불연속면를 이용하여 이론을 적용하기 위해서는 암반 사면에 1차적으로 생성되는 폐다각형을 찾는 과정이 우선되어야 한다. 선별된 폐다각형은 암반 사면의 후보 블록으로 지정이 된다. Jing & Stephansson(1994)은 제시한 평면 상에서 폐다각형을 구성하는 이론을 제시하였다. 이들이 제시한 다각형 선별법의 주요 특징과 과정은 다음과 같은데 그림 4.19에서 보듯이 크게 4개의 단계로 구분된다.

먼저 사면의 경계와 불연속면 조사선의 양끝단을 조사하여 그림 4.19의 1과 같은 형상을 구성한다. 여기에서 모든 정보는 선분으로 구성된다.

다음으로 모든 선분들 간의 교점을 조사한다. 이 후에 교점이 아닌 선분의 양끝점과 교점이 1개 이하인 선분은 모두 제거하고 그림 4.19의 2와 같은 형상을 구성한다. 세번째로는 그림 4.19의 3그림에서 보듯이 모든 교점에 번호를 지정하고 각 이웃한 교점끼리 2개의 양방향 벡터를 $\overrightarrow{v_i, v_{i+1}}$, $\overrightarrow{v_{i+1}, v_i}$로 구성한다. 폐다각형을 찾기 위해서는 임의의 한 점에서 출발하여 다음 교점까지 진행하고 그림 4.20에서 보듯이 반시계 방향으로 가장 작은 각을 가지는 방향의 선분으로 진행한다(smallest left turn principle). 그리고 지나간 곳의 벡터는 사용했다고 기록한다. 계속 이 원칙에 의거하여 진행하다가 출발점으로 다시 돌아왔을 경우 하나의 블록을 찾은 것으로 기록되며, 다음 블록을 찾게 된다.

도상의 모든 벡터가 다 사용됨과 동시에 블록의 판별도 종료하게 된다. 판별된 블록은 그림 4.21의 예처럼 폐다각형의 외부를 지칭하는 외부블록(exterior block), 폐다각형의 내부를 지칭하는 내부블록(interior block) 그리고 블록 내부에 다른 내부블록이존재하는 복합블록(multiply-connected block)으로 나뉘게 된다. 이 과정은 볼록한 형태 및 오목한 형태의 다각형을 모두 선별하며 각 교점간의 연결성에 대한 정보와 블록의 종류에 대한 정보를 제공한다.

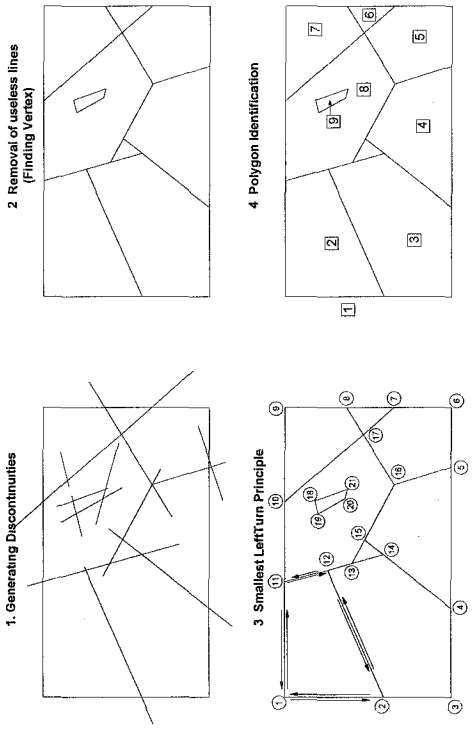


그림 4.19 폐다각형 찾기 처리 과정

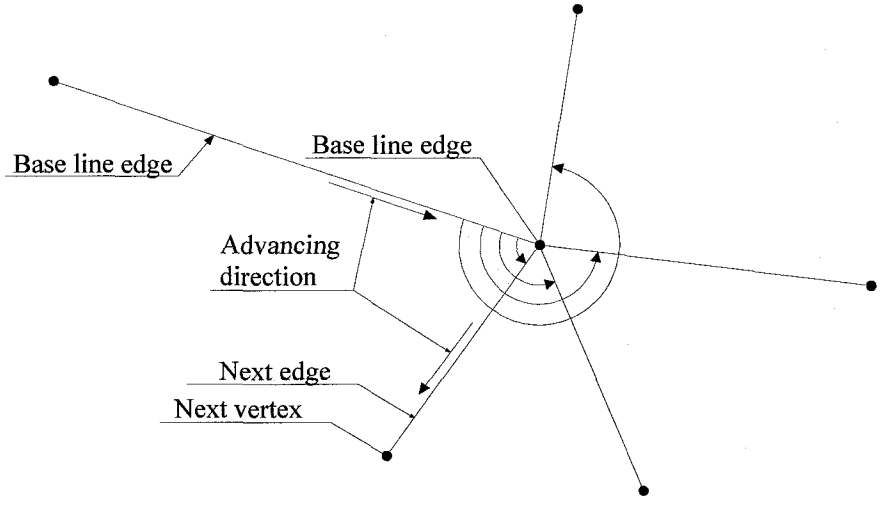


그림 4.20 블록의 다음 모서리를 찾기 위한 일반적인 방법

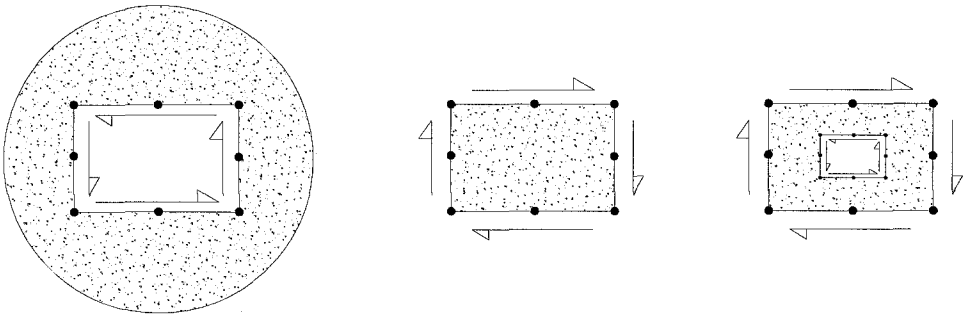


그림 4.21 블록 타입. (a) 외부 블록 (b) 내부 블록 (c) 여러 개가 연결된 블록 (after Jing & Stephansson, 1994)

(2) 2차원 암반면과 교차하는 불연속면 분석

고정된 불연속면의 통계적 분포에 따라서 생성된 불연속면은 암반사면에 불연속면 연결망을 구성하게 된다. 이 불연속면 연결망을 구성하는 것이 암반 사면의 블록을 찾는 첫번째 과정이 되는데 이 항에서는 그 불연속면망의 절점들을 찾는 과정을 소개한다. 계산상의 편의를 위해서 사면은 원점을 지나는 것으로 가정한다. 이 경우에 사면과 교점 등의 거리를 구하는 것이 간단해진다.

사면과의 불연속면의 자취를 구하기 위한 수식사용을 위해 먼저 다음을 정의한다.

사면의 법선벡터 S는 (a, b, c)이며 이를 통하여 사면의 평면 방정식은 $ax + by + cz = 0$으로 정의한다. 그리고 사면의 네 모서리에 해당하는 좌표를 설정한다. 다음으로는 발생된 원판의 법선벡터는 $V\ (e, f, g)$로, 원판의 중심은 (s, t, u), 반지름은 r로 정의하면 원판을 포함하는 평면의 방정식은 원판의 중심을 지나게 되므로 $ex + fy + gz = es + ft + gu$로 정의된다. 여기에서 $es + ft + gu = h$로 간단히 다시 정의한다.

원판을 포함하는 평면과 암반 면과의 교선은 식(3.41)와 같이 두 법선 벡터의 외적

으로 구할 수 있다.

$$S \times V = \begin{vmatrix} i & j & k \\ a & b & c \\ e & f & g \end{vmatrix} = (bg - cf, ce - ag, af - be) \tag{3.41}$$

여기에서 식(3.41)은 식(3.42)와 같이 치환하여 정의한다.

$$\begin{aligned} be - cf &= l \\ ce - ag &= m \\ af - be &= n \end{aligned} \tag{3.42}$$

두 평면이 완전히 평행한 경우를 제외하고는 두 무한 평면의 교선을 식(3.43)와 같이 매개변수 T를 통해서 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{x - x_0}{l} &= \frac{y - y_0}{m} = \frac{z - z_0}{n} = T \\ x &= lT + x_0 \\ y &= mT + y_0 \\ z &= nT + z_0 \end{aligned} \tag{3.43}$$

여기에서 *(x0, y0, z0)*는 교선 위에 임의의 한 점이다.

이 직선이 점이 아닌 이상 X, Y, Z 평면 중 하나의 평면과 마주치게 되는데 여기에서는 XY 평면과 서로 교점을 생성한다고 가정하면 이 때 z_0의 값은 0을 가지게 되며 각각 $x_0 = -b \times h \div n$, $y_0 = c \times h \div n$으로 쓸 수 있다. 이 식(3.43)의 직선의 방정식을 만족하는 한 점 *(x0, y0, z0)*과 원판의 중심점 *(s, t, u)*과의 거리가 원판의 반지름 이내라면불연속면원판이 사면과 교차하게 된다. 이를 통해 식(3.44)를 얻을 수 있으며 이를 전개한 후 치환을 통하여 식(3.45)로 간략히 나타낼 수 있다.

$$(lT+\frac{-b\times h}{n}-s)^2+(mT+\frac{c\times h}{n}-t)^2+(nT-u)^2=r^2 \tag{3.44}$$

$$\alpha T^2+\beta T+\gamma=r^2 \tag{3.45}$$

여기서 $\alpha=l^2+m^2+n^2$

$$\beta=l\times(x_0-s)+m\times(y_0-t)+n\times(z_0-u) \tag{3.46}$$

$$\gamma=(x_0-s)^2+(y_0-t)^2+(z_0-u)^2 \tag{3.47}$$

식(3.44)의 2차 방정식은 $\beta^2-\alpha\gamma>0$인 경우에 풀면 2개의 T값을 얻을 수 있고 이 두 값을 각각 직선의 방정식인 식(3.43)에 대입하여 불연속면원판과 사면을 포함하는 평면이 서로 교차하여 생기는 불연속면선의 양 끝점을 구할 수 있다.

(3) 암반 내부의 불연속면의 교차점 분석

앞선 과정에서 사면을 포함하는 평면과 불연속면원판과의 교점을 구했으나 이 중에서 사면의 외부에 존재하는 불연속면의 자취는 사용하지 않으므로 삭제하여야 한다. 이 중에서 불연속면선이 사면의 내부에 완전히 포함되는 양끝내포선과 한쪽 끝만이 사면에 포함되는 한끝내포선, 그리고 양끝이 모두 사면의 외부에 있는 양끝외포선은 모두 포함 시켜야 한다.

이 과정은 다음의 2가지 경우로 나누어 생각해 볼 수 있다. 최소 한 점이 조사창의 내부에 속하는 양끝내포선과 한끝내포선의 경우에는 사면의 4개의 꼭지점 정보를 이용하여 구한다. 사면의 서로 대각선의 두 점을 다음과 같이 $p1(x_1, y_1, z_1)$, $p2(x_1, y_1, z_1)$라고 두고 앞서 구한 불연속면선의 양끝점을 각각 $t1(x_3, y_3, z_3)$, $t2(x_4, y_4, z_4)$라고 두면 이 두 점이 다음의 식(3.46)를 만족시키면 두 점 중에서 최소한 한 점이 사면 내부에 존재하게 된다.

$$\begin{vmatrix} x_1 < x_3 < x_2 \\ y_1 < y_3 < y_2 \\ z_1 < z_3 < z_2 \end{vmatrix} \quad or \quad \begin{vmatrix} x_1 < x_4 < x_2 \\ y_1 < y_4 < y_2 \\ z_1 < z_4 < z_2 \end{vmatrix} \tag{3.48}$$

다음은 양끝 내포선의 경우로 사면을 가로지르게 되므로 사면을 구성하는 4개의 선분과 불연속면선이 이루는 선분이 서로 교차하는지의 여부를 따지면 알 수 있다. 양쪽 선분의 4점은 모두 사면을 포함하는 평면 위에 존재하므로 Z 값에 대한 고려 없이 2차원적인 고려를 해도 상관없다.

X자 형태로 형태로 두 직선이 서로 교차한다고 하면 두 직선의 식은 식(3.49)와 같이 놓을 수 있다.

$$\begin{pmatrix} x = x_1^{\,i} + (x_2^{\,i} - x_1^{\,i}) \cdot t_i \\ y = y_1^{\,i} + (y_2^{\,i} - y_1^{\,i}) \cdot t_i \end{pmatrix} \quad \& \quad \begin{pmatrix} x = x_1^{\,j} + (x_2^{\,j} - x_1^{\,j}) \cdot t_j \\ y = y_1^{\,j} + (y_2^{\,j} - y_1^{\,j}) \cdot t_j \end{pmatrix} \tag{3.49}$$

두 식을 매개변수를 통하여 풀면 식(3.50)와 같이 교점을 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} x_s &= \frac{1}{\Delta}\left[(x_1^{\,j} y_2^{\,j} - x_2^{\,j} y_2^{\,j})(x_2^{\,i} - x_1^{\,i}) - (x_1^{\,i} y_2^{\,i} - x_2^{\,i} y_2^{\,i})(x_2^{\,j} - x_1^{\,j})\right] \\ y_s &= \frac{1}{\Delta}\left[(x_1^{\,i} y_2^{\,i} - x_2^{\,i} y_2^{\,i})(y_1^{\,i} - y_2^{\,i}) - (x_1^{\,j} y_2^{\,j} - x_2^{\,j} y_2^{\,j})(y_1^{\,j} - y_2^{\,j})\right] \end{aligned} \tag{3.50}$$

$$\begin{aligned} \Delta &= \begin{vmatrix} y_1^{\,i} - y_2^{\,i} & x_2^{\,i} - x_1^{\,i} \\ y_1^{\,j} - y_2^{\,j} & x_2^{\,j} - x_1^{\,j} \end{vmatrix} \\ t_i &= \frac{x_s - x_1^{\,i}}{x_2^{\,i} - x_1^{\,i}}, \quad t_j = \frac{x_s - s_1^{\,j}}{x_2^{\,j} - x_1^{\,j}} \end{aligned} \tag{3.51}$$

여기에서 식(3.51)에서 구한 t_i,와 t_j의 값이 $0 \le t_i, t_j \le 1$를 만족시키면 교점 (x_s, y_s)는 두 선분 위에 서로 존재하게 된다.

3.1.5 현장 자료 조사 및 현장 적용

(1) 현장 자료 조사

대상 부지는 전남 광양에 위치한 대규모 암반 사면이다. 먼저 수평과 비슷하게 보이는 많은 층리들이 관찰되며 사면의 중심을 사선으로 가로 지르는 대규모의 큰 층리들로 인하여 많은 블록이 형성됨을 관찰할 수 있었다.

불연속면의 조사는 사면 상부에 위치한 2번째 소단에서 폭 20m, 높이 5.6m의 직사각형 조사창을 설치하여 수행하였다. 조사창 즉 사면의 경사방향/경사각은 240/65 이다. 절리군은 절리군 분포와 체적밀도를 산정하기 위하여 조사 가능한 대부분의 양끝 내포선을 조사하였고 그와 별개로 층리는 따로 구분하여 그 방향 정보와 길이를 조사하였다. 그 결과 조사창에서 13개의 층리면을 조사되었고 그 경사방향/경사각은 220/15 였다.

(2) 불연속면 연결망 모델 구성

가. 방향 분포의 추정

현장에서 조사창 조사를 통해 이루어진 자료를 토대로 절리군 분석을 하기 위해서 그림 4.22에서 보는 바와 같이 불연속면 극점을 평사투영도에 나타내고 그 밀도를 분석하였다. 여기에는 각기 조사된 절리군의 자료와 함께 현장에서 지배적 구조를 이루고 있는 층리에 대한 극점도 나타내었다. 이를 통해서 알아낸 절리군의 방향정보는 표 3.1에 정리되었다.

표 3.1 3개의 절리군의 방향 자료

Set No.	Trend / Plunge	Fisher Constant
1	103 / 83	27
2	358 / 89	52
3	34 / 78	64

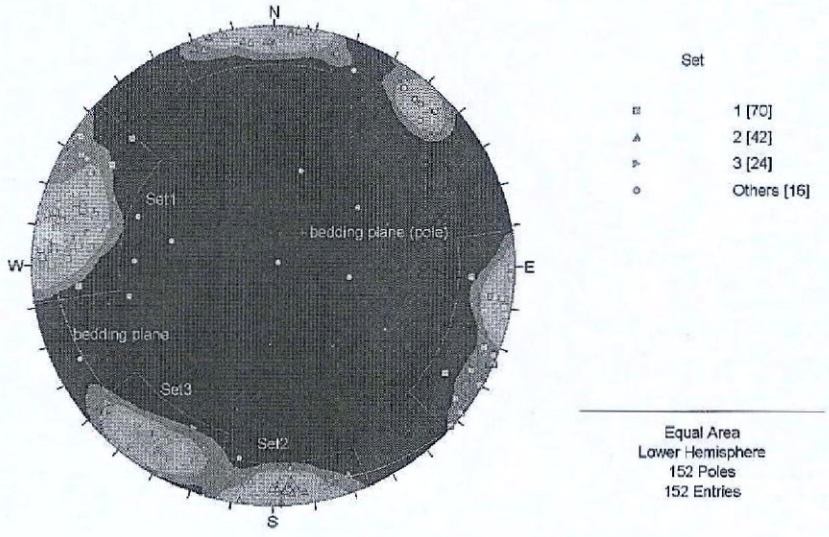


그림 4.22 불연속면 극점의 평사 투영

나. 크기 분포와 단위 부피당 발생 빈도 추정

암반 사면의 불연속면에 대한 조사 결과는 다음과 같다. 방향정보를 이용해서 각 절리군 별로 나눈 후에 조사된 불연속면 길이에 대해서 그 결과를 히스토그램으로 나타내었다. 그림 4.23 ~ 그림 4.25은 조사된 불연속면의 길이를 일정한 구간별로 나눈 다음에 그 이산분포를 나타낸 것이다.

그림 4.26 ~ 그림 4.28는 각각 절리군 1, 2, 3번에 대한 직경분포를 보여준다. 직선은 조사된 불연속면 자취를 식(4.49)에 적용한 결과 나타난 불연속면 직경 분포이다.

이 결과들을 이용하여 최종적으로 표현된 단위 부피당 발생 빈도는 표 3.2와 같다.

표 3.2 절리군의 단위 부피당 발생 빈도

Set No.	Volumetric Frequency (m-3)
1	0.962
2	0.455
3	0.710

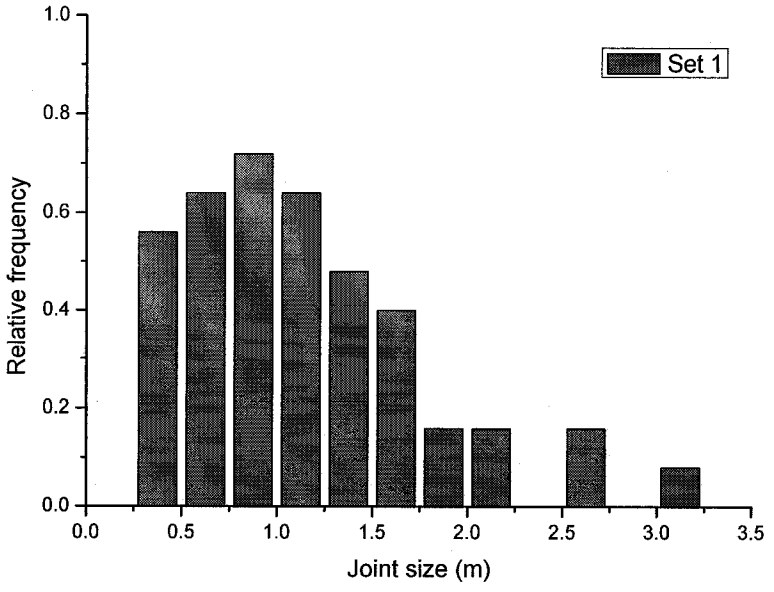


그림 4.23 조사된 절리군, 1군

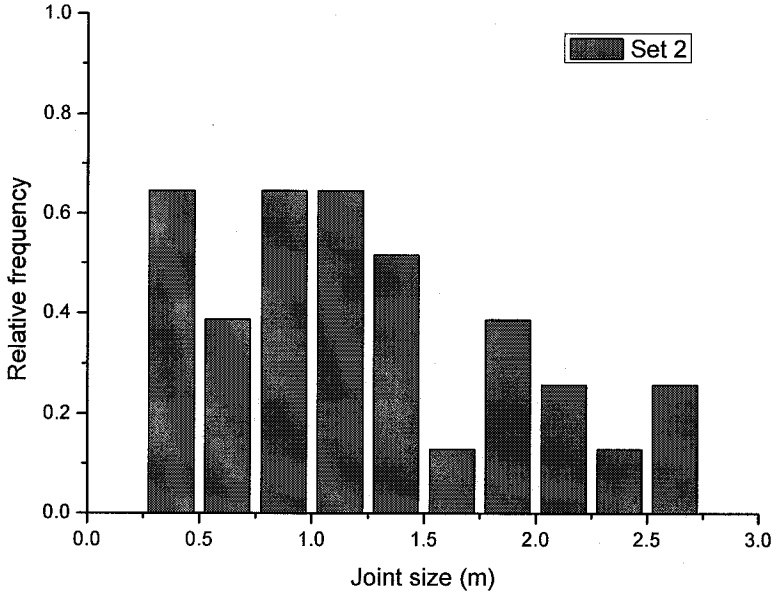


그림 4.24 조사된 절리군, 2군

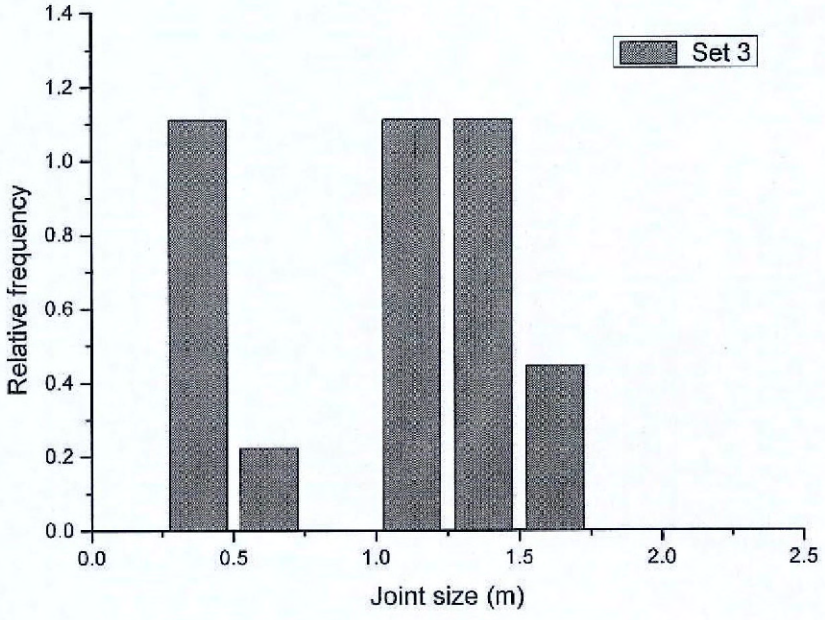


그림 2.26 조사된 절리군, 3군

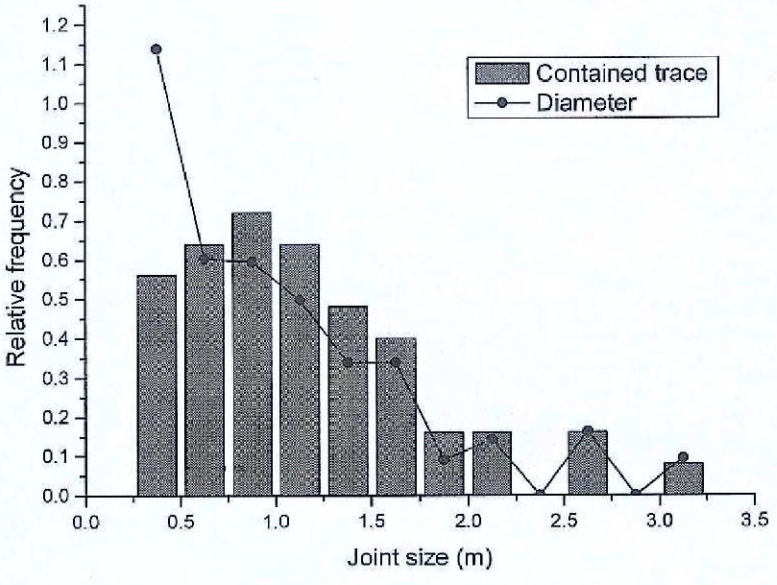


그림 4.26 불연속면의 크기 분포 추정치, 1군

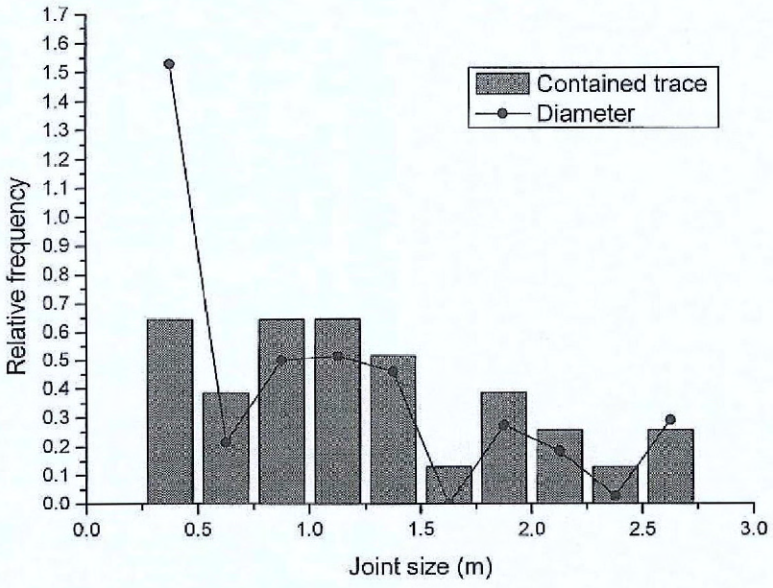


그림 4.27 불연속면의 크기 분포 추정치, 2군

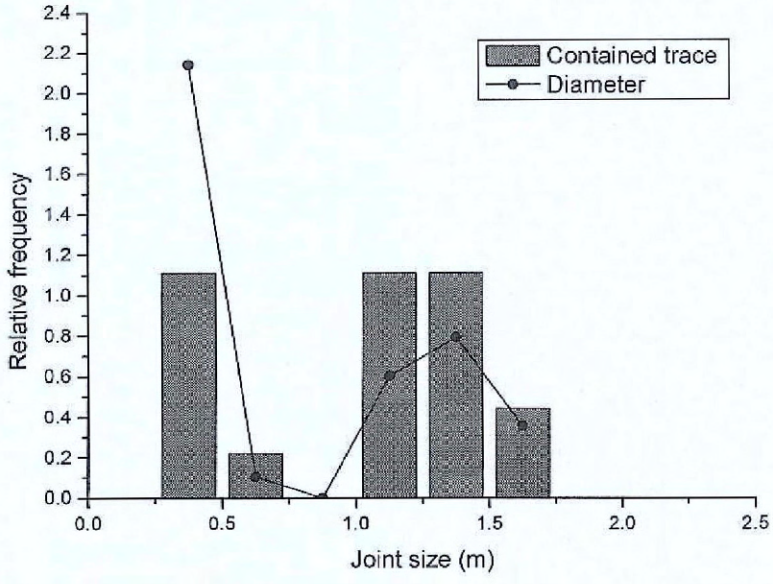


그림 4.28 불연속면의 크기 분포 추정치, 3군

(3) 3차원 불연속면 연결망의 생성

현장 조사된 자료에 따라 통계적 분석을 수행하고 그림 4.29와 같이 3차원 불연속면 연결망을 생성했다.

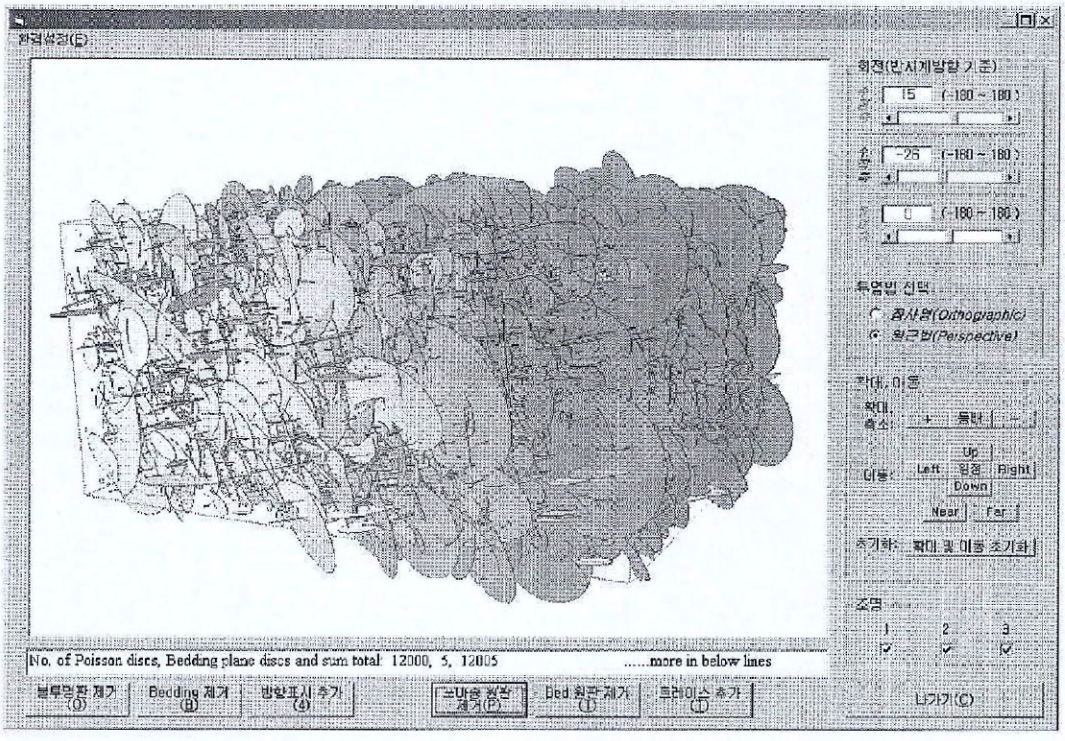


그림 4.29 조사된 영역에서 발생된 불연속면 연결망

4.3 2차원 불연속 변형해석의 지보재 적용

4.3.1 록볼트에 의한 보강효과 구현

본 연구에 의해 개발 중인 록볼트의 구현은 현재 2가지 접근방법을 이용하고 있다. 우선 첫 번째는 Shi(1984)가 제시한 연결봉(connecting bar)에 의한 부행렬을 이용하는 방법으로 Kim(1999), Moosavi(2006)등에 의해 연구가 진행되어 오고 있는 방법이다. 또 다른 한가지 방법은 접촉스프링을 이용하는 방법이다. 이는 접촉 스프링을 이용하여 블록 간의 접촉을 모사하는 방법을 응용하여, 이와 유사한 방법으로 록볼트 요소와 블록의 요소간의 거동을 제약하는 방법이다.

(1) 연결봉(Connecting Bar)을 이용하는 방법

① 연결봉 구현 이론

Shi(1984)는 그림 4.29과 같이 블록 i의 점 (x_1, y_1)과 블록 j상의 점(x_2, y_2)을 연결하는 연결봉에 의한 록볼트 지지방법을 제시하였다.

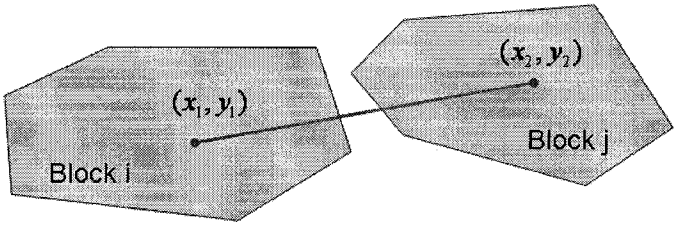


그림 4.29 연결봉(Connecting bar)이 설치된 두 블록

여기서 bar의 길이를 l 이라고 하여 식(4.62)과 같이 두 점을 이용하여 표현할 수 있다.

$$l = \sqrt{(x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2} \tag{4.62}$$

이 때, 각 스텝에서 발생하는 bar의 변위 dl 은,

$$
\begin{aligned}
dl &= \frac{1}{l}\{(x_1-x_2)(dx_1-dx_2)+(y_1-y_2)(dy_1-dy_2)\} \\
&= \frac{1}{l}\{(x_1-x_2)(u_1-u_2)+(y_1-y_2)(v_1-v_2)\} \\
&= \{(u_1-u_2)\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \end{pmatrix}-(u_2-v_2)\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \end{pmatrix}\} \\
&= \left([D_i]^T[T_i]^T\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \end{pmatrix}-[D_i]^T[T_i]^T\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \end{pmatrix}\right)
\end{aligned}
\tag{4.63}
$$

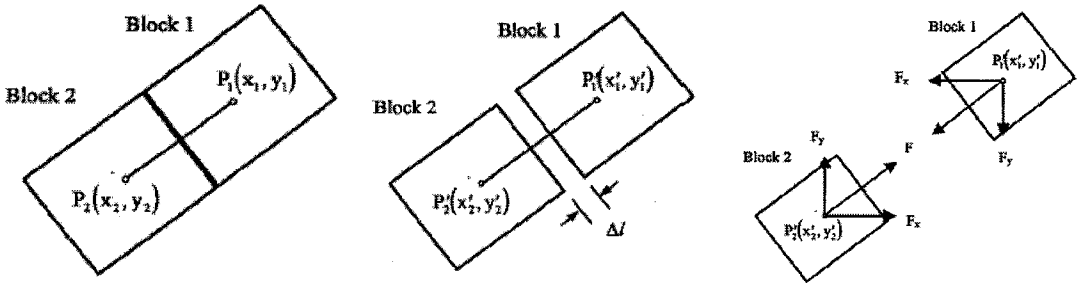
과 같이 행렬의 형태로 표현할 수 있다. 여기서 l_x와 l_y는 x과 y 방향의 방향 코사인이다. 정의된 변위를 dl을 이용하여 포텐셜 에너지를 표현하는 식은 다음과 같다.

$$
\begin{aligned}
\Pi_b &= -\frac{1}{2}fdl = \frac{s}{2l}dl^2 \\
&= \frac{s}{2l}\left[(u_1 \quad u_2)\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \end{pmatrix}-(v_1 \quad v_2)\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \end{pmatrix}\right]^2 \\
&= \frac{s}{2l}[D_i]^T[T_i]^T\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \end{pmatrix}(l_x \quad l_y)[T_i][D_i]-\frac{s}{l}[D_i]^T[T_i]^T\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \end{pmatrix}(l_x \quad l_y)[T_j][D_j] \\
&+\frac{s}{2l}[D_j]^T[T_j]^T\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \end{pmatrix}(l_x \quad l_y)[T_j][D_j]
\end{aligned}
\tag{4.64}
$$

식 (4.64)에서 얻어진 연결봉에 의한 포텐셜에너지를 최소화하는 과정에서 얻어지는 강성행렬 $[K_{ii}]$, $[K_{ij}]$, $[K_{ji}]$, $[K_{jj}]$을 전체행렬에 추가한다. 더해지는 부행렬은 다음 식 (4.65)와 같다.

$$
\begin{aligned}
k_{rs} &= \frac{\partial^2\Pi_b}{\partial d_{ri}\partial d_{si}} = \frac{s}{2l}\frac{\partial^2}{\partial d_{ri}\partial d_{si}}\left([D_i]^T[E_i]^T[E_i][D_i]\right) && \rightarrow [K_{ii}] \\
k_{rs} &= \frac{\partial^2\Pi_b}{\partial d_{ri}\partial d_{sj}} = -\frac{s}{l}\frac{\partial^2}{\partial d_{ri}\partial d_{sj}}\left([D_i]^T[E_i]^T[G_j][D_i]\right) && \rightarrow [K_{ij}] \\
k_{rs} &= \frac{\partial^2\Pi_b}{\partial d_{rj}\partial d_{si}} = -\frac{s}{l}\frac{\partial^2}{\partial d_{rj}\partial d_{si}}\left([D_i]^T[G_j]^T[E_i][D_i]\right) && \rightarrow [K_{ij}] \\
k_{rs} &= \frac{\partial^2\Pi_b}{\partial d_{rj}\partial d_{sj}} = \frac{s}{2l}\frac{\partial^2}{\partial d_{rj}\partial d_{sj}}\left([D_i]^T[G_j]^T[G_j][D_i]\right) && \rightarrow [K_{jj}] \\
& && for\ r,s=1,\ldots,6
\end{aligned}
\tag{4.65}
$$

김용일(1999)은 Shi의 연결봉의 개념을 발전시켜 록볼트에 선하중(preloading)을 가해주는 연구를 수행하였다. 그는 각 스텝에서 계산된 변위를 이용하여 록볼트에 작용하는 축력 F를 구하고, 다음 스텝에 록볼트에 작용하는 preloading으로 가해주는 알고리듬을 적용하였다. 그 과정인 그림 4.30에 나타나있다. 그림 4.30의 (a)와 같이 록볼트가 설치된 경우, 블록에 발생하는 가상의 변위 $\triangle l$ 을 계산하고 이를 통해 얻어진 힘 F 가 (c)에서와 같이 록볼트의 양 끝점에 점하중의 형태로 가해진다.



(a) 록볼트 초기상태 (b) 변위 발생 (c) 가해지는 preloading

그림 4.30 preloading이 적용되는 록볼트

가해지는 x방향과 y방향 힘의 크기는 식(4.66)와 같다.

$$F_x = s\frac{dl}{l}l_x, \quad F_y = s\frac{dl}{l}l_y \tag{4.66}$$

② 해석수행

연결봉 이론을 개발중인 불연속 변형해석 프로그램에 적용하여 간단한 터널단면에 대한 해석을 수행하였다. 터널단면은 그림 4.31과 같다. 나비 14m, 높이 13m의 해석영역의 중간에 그림과 같은 터널의 굴착하였고, 터널의 나비는 4m, 높이는 3m로 하였다.

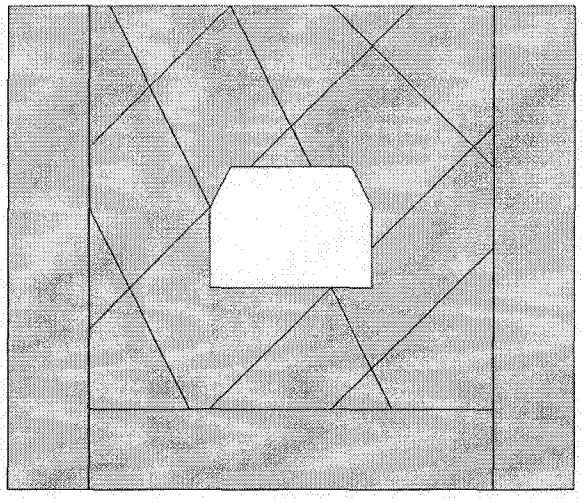


그림 4.31 록볼트 적용을 위한 터널해석 단면

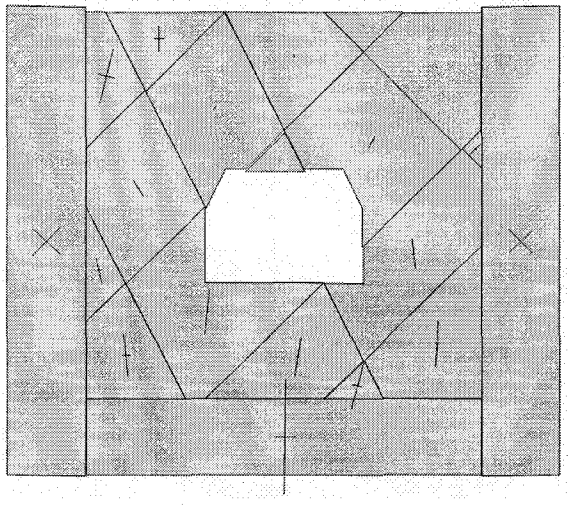
해석을 수행하는 데에 사용한 입력변수들은 다음과 같다.

표 4.9 사면의 파괴해석을 위한 불연속변형해석 입력변수

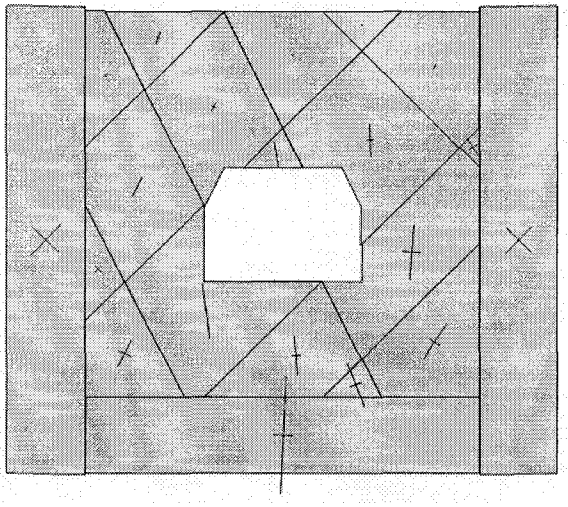
Input parameter		Value
Rock properties	Unit mass	2.5 t/m^3
	Young's modulus	500 GPa
	Poisson's ratio	0.25
	Friction angle	30°
Analysis properties	Stiffness of normal spring	10000 GN/m^3
	Stiffness of shear spring	5000 GN/m^3
	Allowable displacement	0.0025
	Max. overlap angle	1.5°
	OCI limit	8
	Time step	0.002 sec

그림 4.31의 해석대상을 이용하여 록볼트를 설치한 경우와 설치하지 않은 경우 각각에 대해 해석을 수행하고 그 결과를 비교하였다. 록볼트를 설치한 블록은 터널의 천장부에 속한 블록이다. 그림 4.32에 해석결과가 나타나있다. 그림 4.32의 (a)는 록볼트를 설치하지 않고 해석을 1,000 스텝 수행한 결과이다. 각 블록내부의 십자가형태의 선은 블록의 주응력을 나타낸다. 낙석이 일어나는 키블록에 아무런 힘을 받지 않고 블록의 낙하가 발생하고 있음을 확인할 수 있다. 반면 그림 4.32의 (b)에서 키

블록은 록볼트에 의해 지지되어 있는 상태이다. 블록은 수직방향으로 응력을 받고 있어, 록볼트가 충분히 지지효과를 발휘하고 있음을 확인할 수 있다.



(a) 록볼트를 설치하지 않은 경우



(b) 록볼트를 설치한 경우

그림 4.32 록볼트를 설치한 경우와 설치하지 않은 경우의 해석 결과 비교

(2) 접촉스프링을 이용한 방법

① 접촉 스프링의 기본 이론

불연속 변형해석의 해석과정에서 블록간의 접촉이 발생했을 때, 접촉면(edge)에 대해 접촉의 수직방향과 전단방향의 두 방향으로 접촉에 대한 부행렬 K_{ij}, F_i, F_j 를 전체행렬에 추가한다($i \neq j$). 이때 더해지는 K_{ij}는 스프링에 의해 발생된 i 블록과 j

블록간의 강성 부행렬이고, F_i와 F_j는 접촉 스프링과 마찰력에 의해 각 블록에 발생한 힘 부행렬이다. 이것의 물리적인 의미는 전체 행렬에 K_{ij}, F_i, F_j를 추가함으로써, 접촉면의 수직한 방향으로 수직스프링을 설치하여 두 블록간의 관입이 일어나는 것을 막으며, 전단방향으로 전단스프링과 마찰력을 이용하여 접촉하는 블록이 전단방향으로 자유롭게 미끄러지는 것을 제약해 주는 것이다.

불연속 변형해석에서 접촉의 전단방향 거동은 크게 2가지 형태로 나눌 수 있다. 첫째는 맞물림 상태(locked condition)로서 강성이 매우 강한 스프링에 의해 전단방향으로의 거동이 제약 받고 있는 상태이다. 이는 전단면이 파괴가 일어나기 이전의 거동을 모사하는데 용이하다. 다른 한 가지 상태는 미끄러짐 상태(sliding condition)로서 전단방향 스프링을 설치하지 않고 자유롭게 미끄러지게 놓아두되, 수직응력의 크기와 접촉면의 성질에 따른 일정한 크기의 마찰력이 가해지고 있는 상태이다. 맞물림 상태와 미끄러짐 상태의 결정은 접촉점에서의 전단력과 마찰력의 크기를 비교함으로써 이루어진다. 전단력이 마찰력보다 클때 미끄러짐이 발생하며, 마찰력이 전단력보다 클 때 맞물림 상태에 있게 된다. 그림 4.33는 두 가지 형태의 전단거동을 보여준다.

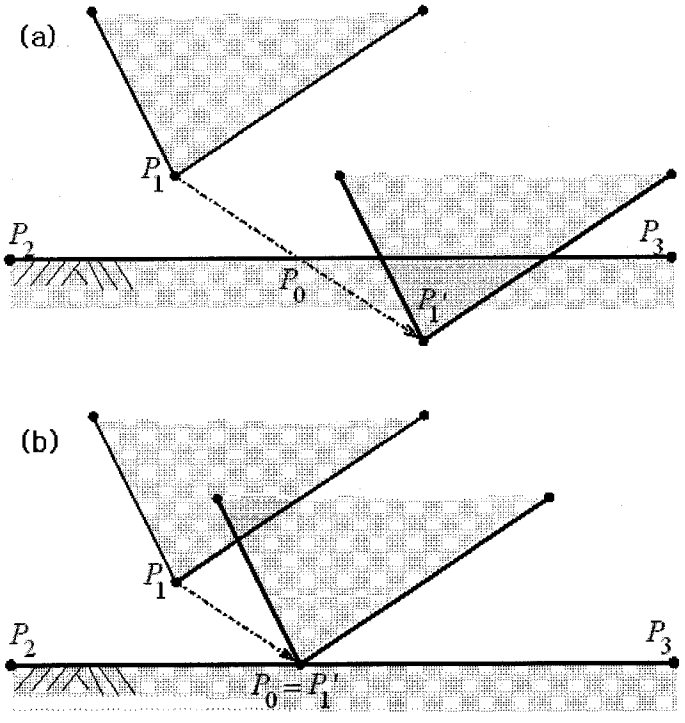


그림 4.33 블록의 접촉스프링에 의한 접촉 모사:

(a) 아무런 스프링을 설치하지 않은 경우
(b) 접촉스프링을 설치한 경우

그림 4.33(a)는 두 블록간의 접촉에 의한 부행렬을 고려하지 않고 해석하였을 때 발생할 수 있는 해석결과로서 블록들 사이의 변위에 아무런 제약이 없으며 자유롭게 관통할 수 있다. 그림 4.33(a)의 거동은 수직방향과 전단방향으로 접촉 스프링에 의한 부행렬을 전체행렬에 더해줌으로서 그림 4.33(b)와 같은 해석결과를 얻게 된다. 접촉에 대한 아무런 부행렬을 추가하지 않을 경우, 그림 4.33(a)와 같이 A블록의 점 P_1이 선분 P_2P_3상의 점 P_0를 지나 B블록을 관통하는 해석과정이 있다고 하자. 그림 4.33(b)는 수직스프링과 전단스프링을 이용하여 엇물림 상태에 놓여 있는 결과를 모사하고 있는 것이다. P_1점의 해석 수행 후 위치는 P_0의 위치와 거의 같은 지점에 놓이게 된다.

- 수직 스프링 부행렬

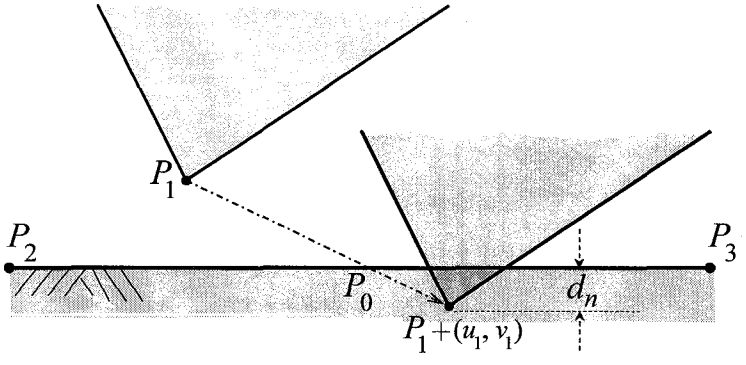


그림 4.34 수직접촉 스프링 설치 개념

그림 4.34과 같이 한 점 $P_1(x_1, y_1)$이 모서리 P_2P_3를 관입할 때, 세 꼭지점 P_1,P_2,P_3의 좌표와 변위를 (x_1, y_1), (x_2, y_2), (x_3, y_3), (u_1, v_1), (u_2, v_2), (u_3, v_3)이라 한다면 관입한 깊이 d_n은 다음 식과 같다.

$$d_n = \frac{\Delta}{l} = \frac{1}{l}\begin{vmatrix} 1 & x_1+u_1 & y_1+v_1 \\ 1 & x_2+u_2 & y_2+v_2 \\ 1 & x_3+u_3 & y_3+v_3 \end{vmatrix}, \tag{4.67}$$

$$l = \sqrt{(x_2+u_2-x_3-u_3)^2+(y_2+v_2-y_3-v_3)^2}$$

여기서 l은 모서리의 길이이다. 만약 점 P_1이 모서리P_2P_3를 관입했다면 d_n값은 음수이다. Δ는 세 점이 이루는 삼각형의 넓이를 의미하는데, 식(4.67)에 포함된 Δ는 다음과 같이 간단히 할 수 있다.

$$\begin{aligned} &\begin{vmatrix} 1 & x_1+u_1 & y_1+v_1 \\ 1 & x_2+u_2 & y_2+v_2 \\ 1 & x_3+u_3 & y_3+v_3 \end{vmatrix} \\ &= \begin{vmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 1 & u_1 & y_1 \\ 1 & u_2 & y_2 \\ 1 & u_3 & y_3 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 1 & x_1 & v_1 \\ 1 & x_2 & v_2 \\ 1 & x_3 & v_3 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 1 & u_1 & v_1 \\ 1 & u_2 & v_2 \\ 1 & u_3 & v_3 \end{vmatrix} \end{aligned} \tag{4.68}$$

변위를 고려하기 전의 세 점의 넓이를 S_0라 하고 이차무한소 항인

$$\begin{vmatrix} 1 & u_1 & v_1 \\ 1 & u_2 & v_2 \\ 1 & u_3 & v_3 \end{vmatrix}$$

는 매우 작으므로 Δ는 아래와 같다.

$$\Delta \approx S_0 + \begin{vmatrix} 1 & u_1 & y_1 \\ 1 & u_2 & y_2 \\ 1 & u_3 & y_3 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 1 & x_1 & v_1 \\ 1 & x_2 & v_2 \\ 1 & x_3 & v_3 \end{vmatrix} \tag{4.69}$$

이를 변위함수와 변위행렬을 이용하여 나타내면

$$\begin{aligned}\Delta = S_0 &+((y_2-y_3)\quad(x_3-x_2))[T(x_1, y_1)][D]\\ &+((y_3-y_1)\quad(x_1-x_3))[T(x_2, y_2)][D]\\ &+((y_1-y_2)\quad(x_2-x_1))[T(x_3, y_3)][D]\end{aligned} \tag{4.70}$$

그러므로 수직방향의 관입깊이는 식(4.71)과 같이 표현할 수 있다.

$$d=\frac{S_0}{l}+\begin{pmatrix}h_1 & h_2 & h_3 & h_4 & h_5 & h_6\end{pmatrix}\begin{pmatrix}d_{1i}\\ d_{2i}\\ d_{3i}\\ d_{4i}\\ d_{5i}\\ d_{6i}\end{pmatrix}+\begin{pmatrix}g_1 & g_2 & g_3 & g_4 & g_5 & g_6\end{pmatrix}\begin{pmatrix}d_{1j}\\ d_{2j}\\ d_{3j}\\ d_{4j}\\ d_{5j}\\ d_{6j}\end{pmatrix} \tag{4.71}$$

여기서

$$\begin{aligned}h_r &= [(y_2-y_3)t_{1r}(x_1, y_1)+(x_3-x_2)t_{2r}(x_1, y_1)]/l\\ g_r &= [(y_3-y_1)t_{1r}(x_2, y_2)+(x_1-x_3)t_{2r}(x_2, y_2)]/l\\ &+[(y_1-y_2)t_{1r}(x_3, y_3)+(x_2-x_1)t_{2r}(x_3, y_3)]/l\end{aligned} \tag{4.72}$$

이다. 그러므로

$$d=[H]^T[D]+[G]^T[D]+\frac{S_0}{l} \tag{4.73}$$

식 (4.73)를 이용하면 수직방향 스프링에 의한 변형률 에너지는 아래와 같이 정의할 수 있다.

$$
\begin{aligned}
\Pi_{ns} &= \frac{p}{2} d^2 \\
&= \frac{p}{2}\left([H]^T [D] + [G]^T [D] + \frac{S_0}{l} \right)^2 \\
&= \frac{p}{2}([D]^T [H][H]^T [D] + [D]^T [G][G]^T [D] + 2[D]^T [H][G]^T [D] \\
&\quad + 2\left(\frac{S_0}{l}\right)[D]^T [H] + 2\left(\frac{S_0}{l}\right)[D]^T [G] + \left(\frac{S_0}{l}\right)^2)
\end{aligned}
\tag{4.74}
$$

에너지최소화를 통해 식(4.75)와 같이 부행렬을 얻고, 이를 전체행렬에 더한다.

$$
\begin{aligned}
p[H][H]^T &\rightarrow [K_{ii}], \quad i = 1,...,n \\
p[H][G]^T &\rightarrow [K_{ij}], \quad i,j = 1,...,n \\
p[G][H]^T &\rightarrow [K_{ji}], \quad i,j = 1,...,n \\
p[G][G]^T &\rightarrow [K_{jj}], \quad j = 1,...,n \\
-p\left(\frac{S_0}{l}\right)[H] &\rightarrow [F_i], \quad i = 1,...,n \\
-p\left(\frac{S_0}{l}\right)[G] &\rightarrow [F_j], \quad j = 1,...,n
\end{aligned}
\tag{4.75}
$$

- 전단 스프링 부행렬

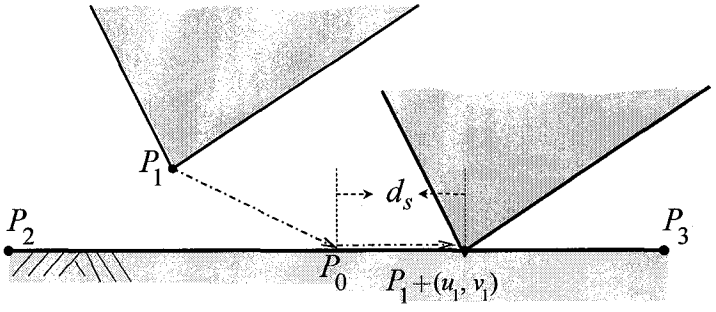


그림 4.35 수직접촉 스프링 개념

그림 4.35과 같이 점 P_1이 모서리 P_2P_3상의 점 $P_0(x_0, y_0)$에서 접촉을 한 뒤 모서리를 따라 미끄러졌다고 할 때, 미끄러진 거리는 식(4.76)와 같다.

$$
\begin{aligned}
d_s &= \frac{1}{l}\overrightarrow{P_0P_1}\cdot\overrightarrow{P_2P_3} \\
&= ((x_1+u_1)-(x_0+u_0) \quad (y_1+v_1)-(y_0+v_0))\begin{pmatrix}(x_3+u_3)-(x_2+u_2)\\(y_3+v_3)-(y_2+v_2)\end{pmatrix}
\end{aligned} \tag{4.76}
$$

식(4.76)에서 2차 무한소를 제거하면 미끄러진 거리는 식(4.77)과 같이 나타낼 수 있다.

$$
\begin{aligned}
d_s &\approx \frac{S_0}{l}+\frac{1}{l}(x_3-x_2 \quad y_3-y_2)\begin{pmatrix}u_1-u_0\\v_1-v_0\end{pmatrix}, \\
d_s &\approx \frac{S_0}{l}+\frac{1}{l}(x_3-x_2 \quad y_3-y_2)\begin{pmatrix}u_1\\v_1\end{pmatrix} \\
&\approx \frac{S_0}{l}+\frac{1}{l}(x_2-x_3 \quad y_2-y_3)\begin{pmatrix}u_0\\v_0\end{pmatrix}
\end{aligned} \tag{4.77}
$$

여기서

$$
S_0 = (x_1-x_0 \quad y_1-y_0)\begin{pmatrix}x_3-x_2\\y_3-y_2\end{pmatrix} \tag{4.78}
$$

이다.

$$
\begin{aligned}
[H] &= \frac{1}{l}[T(x_1, y_1)]\begin{pmatrix}x_3-x_2\\y_3-y_2\end{pmatrix}, \\
[G] &= \frac{1}{l}[T(x_0, y_0)]\begin{pmatrix}x_2-x_3\\y_2-y_3\end{pmatrix}
\end{aligned} \tag{4.79}
$$

이라 하면 식(4.79)은 식(4.80)와 같이 정리할 수 있다.

$$
d_s = [H]^T[D]+[G]^T[D]+\frac{S_0}{l} \tag{4.80}
$$

식(4.80)를 이용하여 전단방향 스프링에 의한 변형률 에너지는 아래의 과정과 같이 유도할 수 있다.

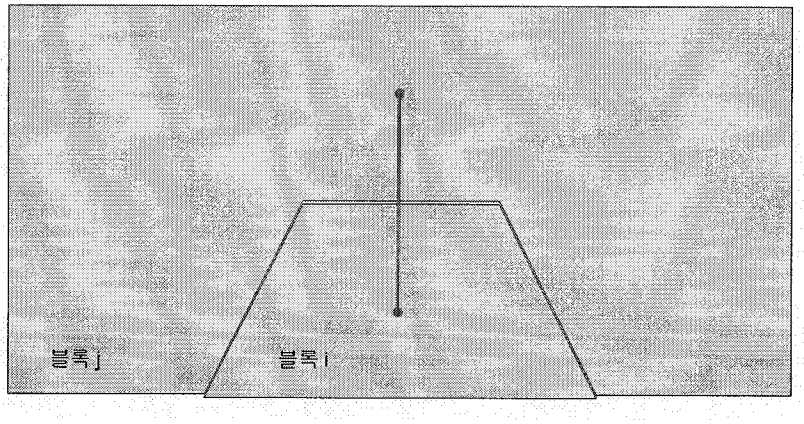
$$\Pi_{ss} = \frac{p}{2} d_s^{\,2}$$
$$= \frac{p}{2}\left([H]^T [D] + [G]^T [D] + \frac{S_0}{l} \right)^2$$
$$= \frac{p}{2}([D]^T [H][H]^T [D] + [D]^T [G][G]^T [D] + 2[D]^T [H][G]^T [D] +$$
$$+2\left(\frac{S_0}{l}\right)[D]^T [H] + 2\left(\frac{S_0}{l}\right)[D]^T [G] + \left(\frac{S_0}{l}\right)^2) \tag{4.81}$$

에너지최소화를 통해 식(4.82)과 같은 부행렬을 얻고, 이를 전체행렬에 더한다.

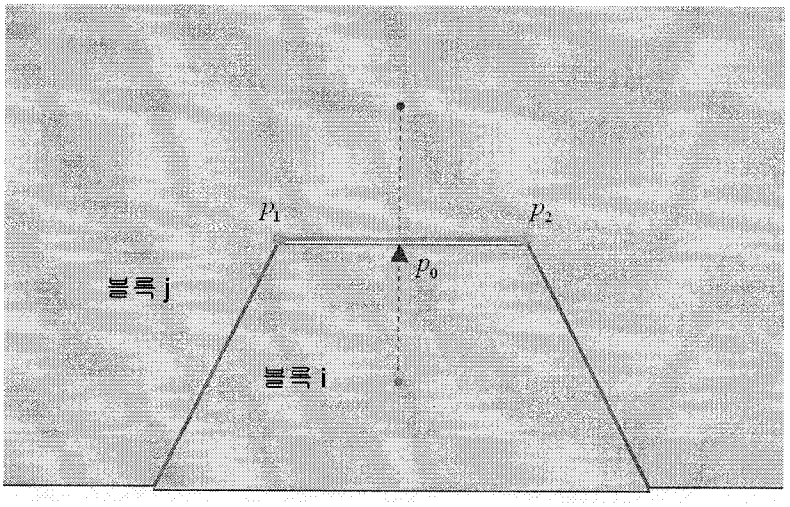
$$\begin{aligned}
p[H][H]^T &\rightarrow [K_{ii}], \quad i = 1,...,n \\
p[H][G]^T &\rightarrow [K_{ij}], \quad i,j = 1,...,n \\
p[G][H]^T &\rightarrow [K_{ji}], \quad i,j = 1,...,n \\
p[G][G]^T &\rightarrow [K_{jj}], \quad j = 1,...,n \\
-p\left(\frac{S_0}{l}\right)[H] &\rightarrow [F_i], \quad i = 1,...,n \\
-p\left(\frac{S_0}{l}\right)[G] &\rightarrow [F_j], \quad j = 1,...,n
\end{aligned} \tag{4.82}$$

② 록볼트로 적용하기 위한 접촉 스프링

접촉 스프링의 개념을 록볼트로 적용하기 위해서 접촉점(penetrating point)과 접촉선(reference line)을 결정해야 한다. 그림 4.36(a)는 록볼트가 설치된 두 블록을 나타낸다. 그림 4.36(a)와 같은 블록에 가상의 접촉선과 접촉점을 결정하면 그에 따라 수직접촉 스프링과 전단접촉 스프링이 추가된다. 그림 4.36(b)에서 선분 P_1P_2는 록볼트에 의해 i 블록에 설정된 접촉선, P_0 는 록볼트에 의해 j 볼록에 설정된 접촉점이다. 선분P_1P_2 와 점P_0 에 의해 더해지는 접촉스프링에 의한 부행렬은 앞 절에서 설명한 바와 같다.



(a) 록볼트가 설치된 두 블록



(b) 록볼트에 의한 가상선과 가상점
그림 4.36 접촉 스프링을 이용한 록볼트 구현

한편 설치된 록볼트의 파괴여부의 결정은 설치한 접촉스프링의 강성과 설정된 접촉점의 변위에 의해서 결정된다. 블록이 외부의 힘이나 응력으로 인해 록볼트가 설치된 부분에 받는 전단력 F_s와 수직하중 F_n은 식(4.83)과 같이 얻어진다.

$$F_s = k_s \cdot d_s, \quad F_n = k_n \cdot d_n \tag{4.84}$$

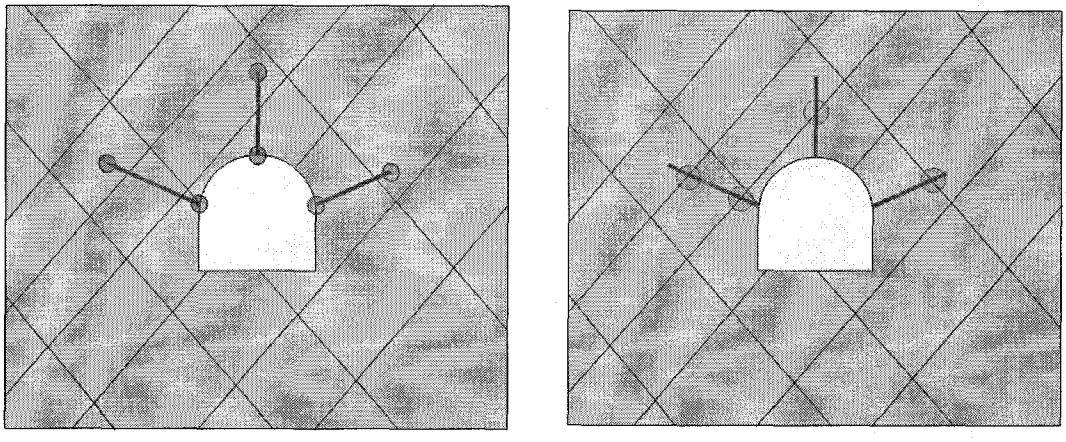
여기서 d_s와 d_n는 접촉 양 끝 지점에 설치된 수직스프링과 전단스프링에서의 접촉

점의 변위이고 k_s, k_n은 전단스프링과 수직스프링의 강성이다.

이를 록볼트의 록볼트의 입력 데이터로 설정한 축방향 강도와 전단강도와 그 크기를 비교하면 록볼트의 항복여부를 결정할 수있다. 록볼트가 항복하면 해당스텝 이후 설치된 접촉스프링을 제거함으로서 록볼트의 파괴를 모사한다.

(4.2) 2가지 방법을 이용한 록볼트 비교

그림 4.37는 2가지 방법으로 구현한 록볼트의 개념을 설명하는 그림이다. 그림 4.37(a)는 연결봉을 이용한 록볼트가 설치된 그림으로서 록볼트의 시작점과 끝점에 록볼트에 의한 힘이 적용된다. 반면 그림 4.37(b)는 접촉스프링을 이용하여 록볼트를 적용한 그림으로서 록볼트의 축과 두 블록간의 접촉지점의 교점에 록볼트에 의한 지지력이 작용한다.



(a) 연결봉을 이용한 록볼트의 적용위치 (b) 접촉스프링을 이용한 록볼트의 적용위치

그림 4.37 록볼트를 구현하는 2가지 방법의 지지력 작용점 비교

접촉스프링을 이용해 록볼트를 적용하는 두 번째 방법에 비해, 연결봉을 이용하여 실제의 록볼트를 적용하는 방법은 시작점과 끝점이 속한 블록의 강성행렬만을 추가시킨다. 그러므로 만약 그림 4.38과 같이 록볼트가 3개 이상의 블록을 관통할 경우 록볼트의 시작점과 끝점이 속하지 않는 영역의 블록은 록볼트의 영향을 받지 못하는 문제점이 발생한다.

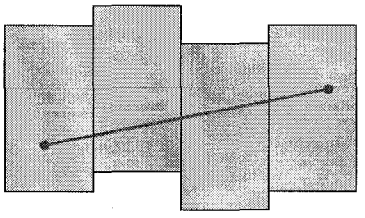


그림 4.38 4개의 블록을 관통하는 연결봉

반면, 접촉스프링을 이용한 록볼트는 블록간의 접촉지점 모두에 설치가 되므로 록볼트가 여러 블록을 관통하더라도 이를 자연스럽고 모사할 수 있다. 그림 4.37(b)의 터널단면에 설치된 3개의 록볼트 중 왼쪽 측면에 설치된 블록의 경우, 록볼트가 2개의 블록을 거쳐 설치되더라도 록볼트가 각 블록들을 관통하는 지점에 록볼트를 설치하여 보다 신뢰도 있는 해석이 수행될 수 있도록 한다. 그러나 접촉스프링은 불연속 변형해석을 수행하는 단계에서 복잡한 개폐반복해석(Open-Close iteration)을 수행하는 동안 계속해서 설치와 제거를 반복한다. 따라서 해석시간이 매우 늘어날 뿐만 아니라 해석의 안정성을 저하시키는 단점이 있다.

현재 개발 중인 불연속 변형해석에는 연결봉에 의한 방법과 접촉 스프링에 의한 방법이 모두 적용되어 있는 상태이다. 따라서 사용자의 필요나 선택에 따라 연결봉에 의한 방법이나 접촉스프링에 의한 방법을 선택하여 사용할 수 있도록 구현하였다.

4.3.2 숏크리트에 의한 보강효과 구현

현재 불연속 변해석에 관한 연구에서 숏크리트 지보에 관한 연구는 국내 뿐만 아니라 국제적으로도 그 연구 실적이 전무하다. Zhang et al.(2005)은 불연속 변형해석과 유한요소 해석기법을 혼합하여 FEM과 DDA해석을 번갈아 수행하는 알고리듬을 제시한 바 있다. 이를 통해 숏크리트를 유한요소 연결망으로 구성하는 방법이 연구되었으나 이는 각 해석단계에서 최소한의 변위 및 블록간의 관입 허용하며 FEM해석과 DDA해석을 번갈아 수행 하므로 한 step에서의 변위가 매우 작아 불연속 변형해석의 장점을 잃어버리는 결과를 야기시킬 수 있다.

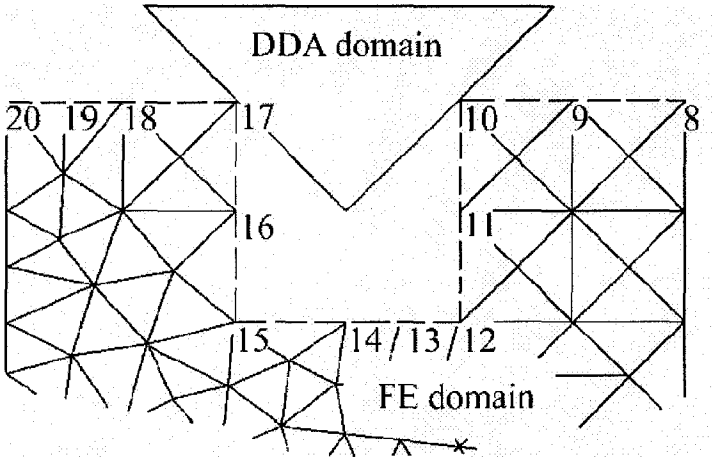


그림 4.39 불연속 변형해석과 유한요소법의 혼합방식 (Zhang et al., 2005)

본 연구에서는 전체해석 과정을 최대한 단순화 하면서도 숏크리트의 지보효과의 거동을 효율적인 알고리듬을 적용하기 위해 접촉 스프링을 이용한 숏크리트 알고리듬을 개발하였다. 이는 블록간의 상대변위가 발생하는 곳에 작용하는 숏크리트의 지지력을 접촉 스프링의 인장력과 전단력을 통해 지보하는 방법이다. 접촉스프링에 대한 기본이론은 접촉스프링의 이론식과 거의 흡사하지만 접촉상태가 열림(Open)과 닫힘(Locked)만 존재하며 미끄러짐(Sliding)상태는 발생하지 않는 것에 차이가 있다. 즉, 개폐반복해석 과정에서 숏크리트가 파괴되기 이전에는 수직방향 스프링과 전단방향 스프링이 항상 작용된다.

(1) 접촉 스프링을 이용한 숏크리트 설치

그림 4.40는 간단한 블록에서 숏크리트가 설치된 상태를 나타내고, 그림 4.41은 개발된 숏크리트 알고리듬에 의해 설정된 가상의 접촉점과 접촉선을 나타낸다.

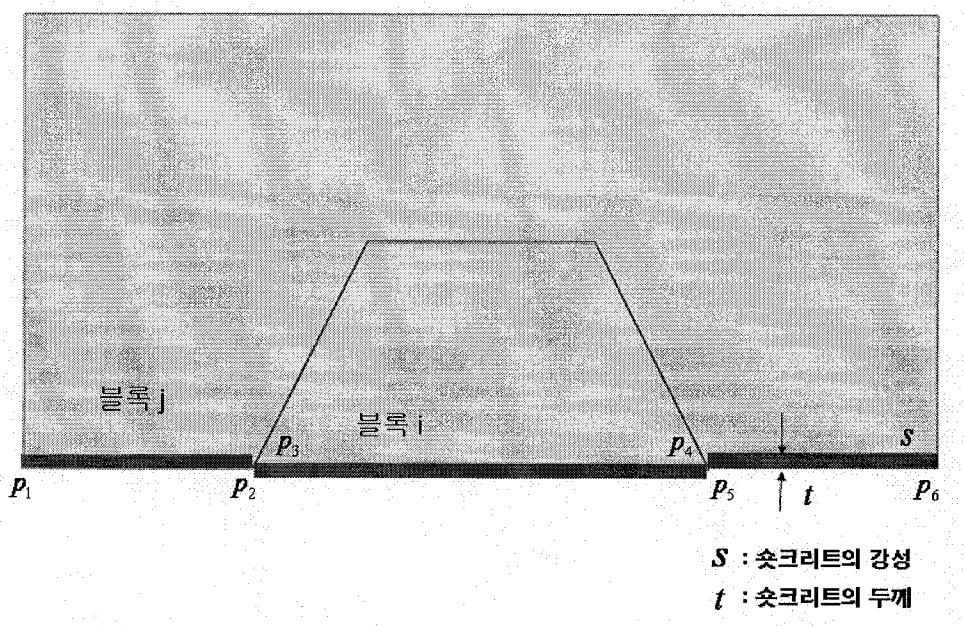


그림 4.40 숏크리트가 설치된 두 블록

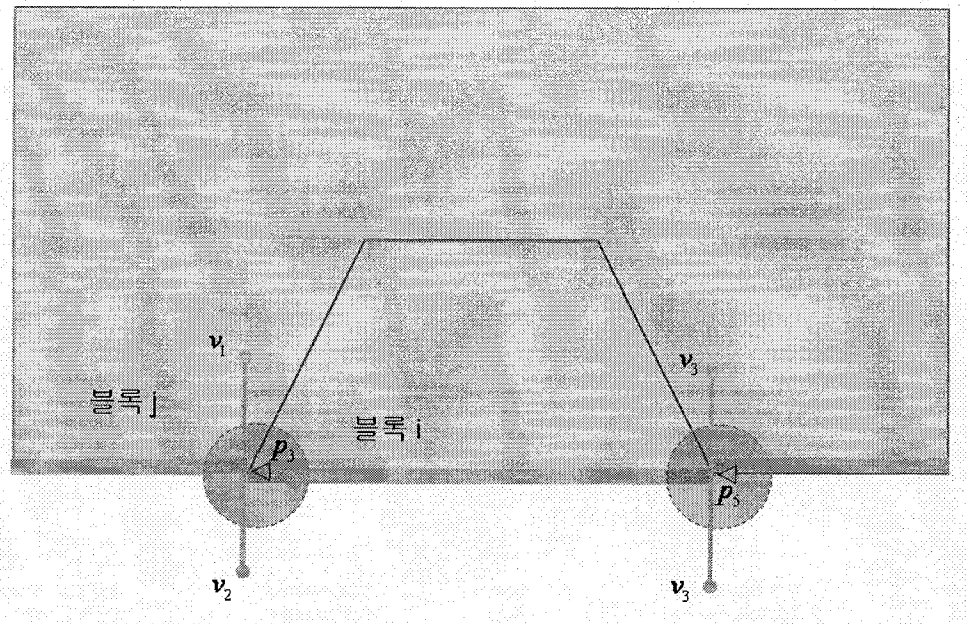


그림 4.41 접촉 스프링을 적용하여 구현한 숏크리트

그림 4.40에서 블록 i 의 선분 P_1P_2와 선분 P_5P_6 , 블록 j의 선분 P_3P_4의 3 선분에 숏크리트가 설치된다면, 숏크리트 간의 접촉찾기 알고리듬을 통해 그림 4.41과 같이 2곳의 접촉지점에 숏크리트에 의한 접촉 스프링이 더해진다. 숏크리트 간의 접촉찾기 알고리듬은 1차년도 보고서에 이미 소개된 바 있는 블록간의 접촉찾기 알고리듬과 거의 유사하다. 숏크리트 스프링의 설치가 필요한 접촉 찾기가 수행되고 나면 가상의 접촉선(reference line)과 접촉점(penetrating vertex)이 설정된다. 그림 4.41을 보면 블록i 에 가상의 접촉선 v_1v_2와 블록 j의 모서리 점인 P_3가 접촉점으로 설정되었고, 블록j 에 가상의 접촉선 v_3v_4와 블록 i의 모서리 점인 P_5가 접촉점으로 설정되었음을 알 수 있다.

한편 설치된 숏크리트의 파괴여부는 설치한 숏크리트에 의한 접촉스프링의 강성과 설정된 접촉점의 변위에 의해서 결정된다. 블록이 외부의 힘이나 응력으로 인해 숏크리트가가 설치된 부분에 받는 전단력 F_s와 수직하중 F_n을 받는다면, 이때의 전단력과 수직력은 식(4.85)과 같이 얻어진다.

$$F_s = k_s \cdot d_s, \quad F_n = k_n \cdot d_n \tag{4.85}$$

여기서 d_s와 d_n는 접촉 양 끝 지점에 설치된 수직스프링과 전단스프링에서의 접촉점의 변위이고 k_s, k_n은 전단스프링과 수직스프링의 강성이다.

이를 숏크리트의 입력 데이터로 설정한 축방향 강도와 전단강도와 그 크기를 비교하면 록볼트의 항복여부를 결정할 수 있다. 숏크리트의 전단강도와 인장강도는 숏크리트의 단위두께 당 인장강도 σ_T (MPa/m)와 전단강도 σ_s (MPa/m)와 숏크리트의 두께 t의 곱으로 표현된다. 따라서 숏크리트의 파괴조건 식은 다음 식 (4.86)와 같다.

$$k_s \cdot d_s > \sigma_s t \quad or \quad |k_n \cdot d_n| > \sigma_T t \tag{4.86}$$

식(4.86)에서 전단방향의 힘에 절대값이 붙은 이유는 블록의 이동에 의해 숏크리트에 작용하는 힘이 인장력이고, 접촉 스프링의 정의에 의해 인장력은 음수로 표현되기 때문이다.

숏크리트가 항복하면 해당스텝 이후 설치된 접촉스프링을 제거함으로서 숏크리트의 파괴를 모사한다.

(2) 해석 수행

설치된 숏크리트가 잘 작용하는지 확인하는 간단한 실험을 수행하였다. 해석대상은 그림 4.42와 같이 고인돌과 같은 형태로 지지되고 있는 블록에 간단한 낙하블록이 있다. 블록의 자중에 의해 숏크리트는 0.3 *MPa*의 힘을 받고 있다. 이때 강도가 10 *MPa/m* 인 숏크리트를 설치하였다. 그림 4.43의 (a)는 설치한 숏크리트의 두께를 0.01m, 그림 4.43의 (b)는 설치한 숏크리트의 두께를 0.02m 로 설치하고 나서의 해석 결과이다. 블록 자중에 의해 양쪽 숏크리트 스프링이 설치된 부분에 작용하는 힘이 0.15 *MPa* 이고, 숏크리트에 의한 허용 하중이 이 각각 0.1 *MPa*과 0.2 *MPa* 임을 고려한다면 타당한 결과라 할 수 있을 것이다. 따라서 접촉스프링을 이용한 숏크리트의 설치 및 파괴 모사가 잘 적용되었다고 볼 수 있다.

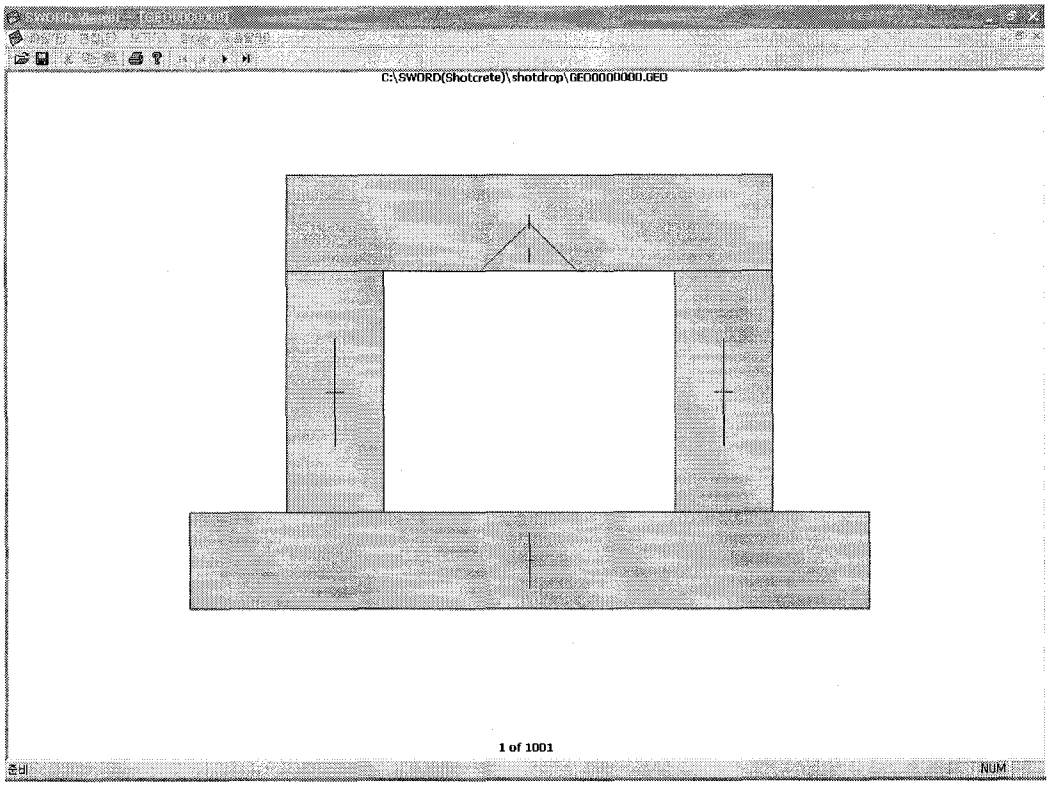
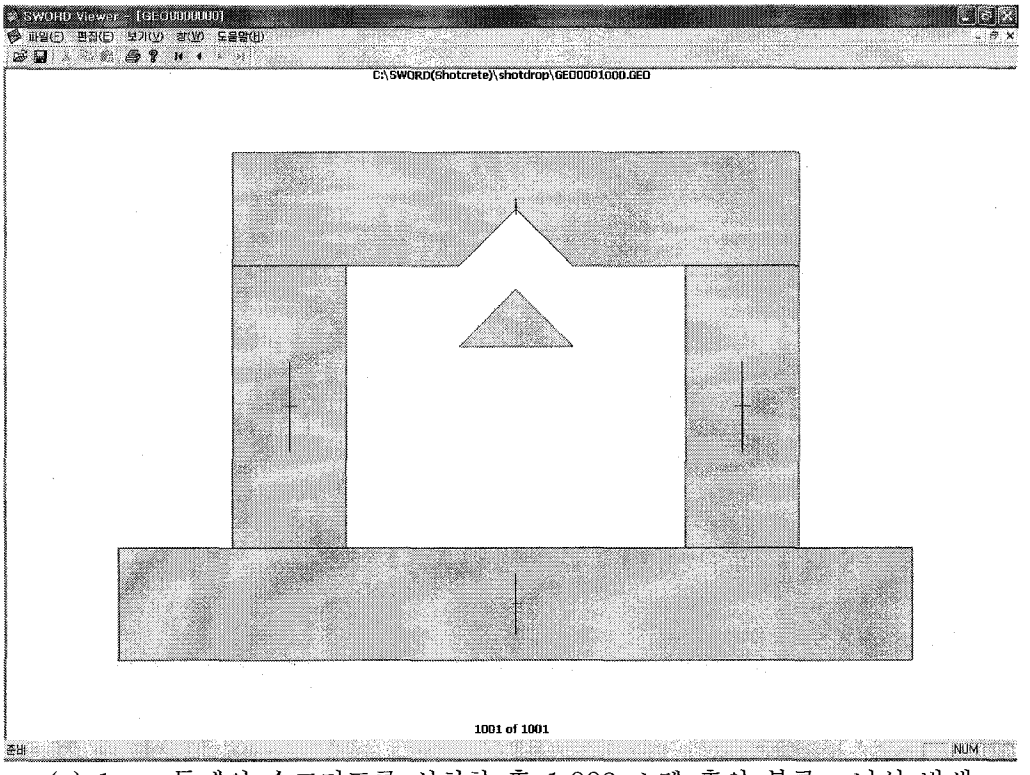
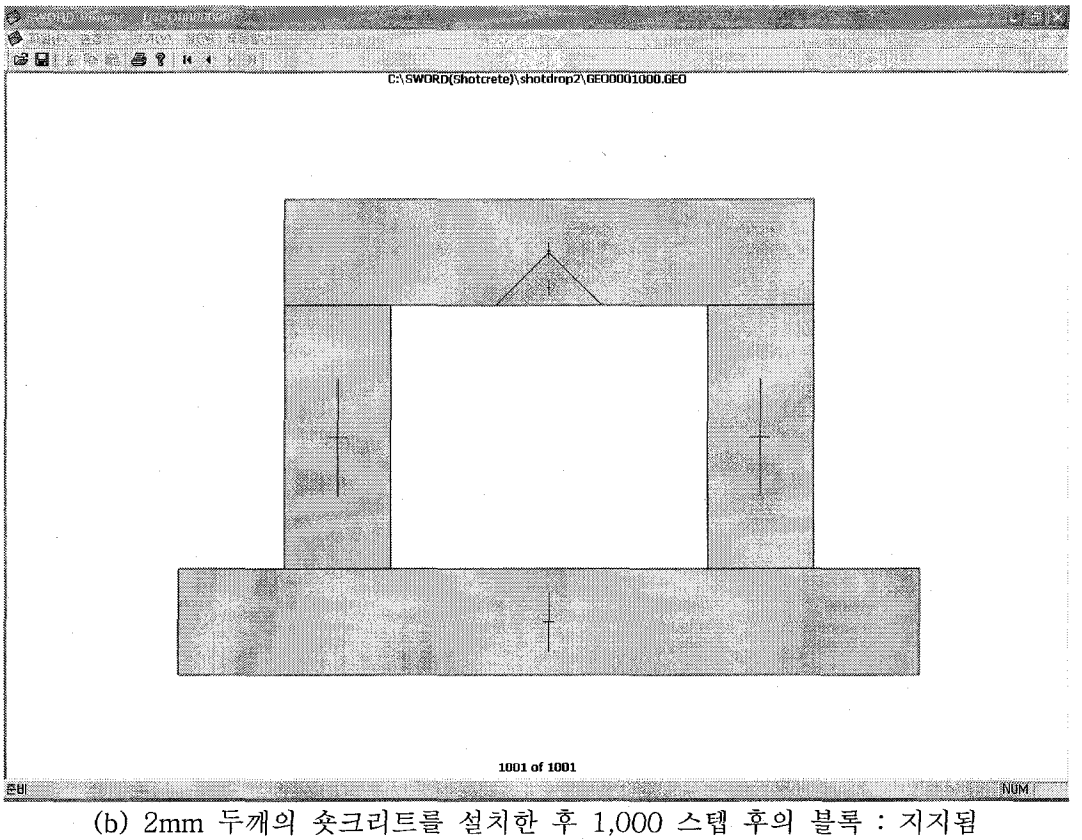


그림 4.42 숏크리트에 의한 볼록 거동해석을 위한 해석대상



(a) 1mm 두께의 숏크리트를 설치한 후 1,000 스텝 후의 블록 : 낙석 발생



(b) 2mm 두께의 숏크리트를 설치한 후 1,000 스텝 후의 블록 : 지지됨

그림 4.43 해석결과 비교

4.3.3 동적해석 구현

불연속 변형해석은 이론적으로 정적해석(static analysis)와 동적해석(dynamic analysis) 모두 해석이 가능하다. 현재 본 연구에 의해서 개발된 불연속 변형해석 프로그램은 유사 정적해석(quasi-static analysis) 방법을 사용하고 있다. 유사 정적해석 방법이란 한 스텝 내에서는 동적해석과 똑같은 원리로 해석을 수행하지만 다음 스텝이 진행될 때, 각 블록의 초기속도는 이전의 상태와 상관없이 0으로 두고 해석을 하는 방법이다. 유사 정적해석은 정적해석에 비해 해석의 안정성을 높일 수 있는데, 이는 관성에너지에 의한 강성 부행렬이 전체 행렬에 더해져서 구성된 방정식을 풀 때 해석의 안정성을 더해주는 역할을 한다.

그러나 유사 정적해석 방식은 블록의 개수가 많은 터널해석 등의 경우에 발생하는 복잡한 접촉관계를 해석할 때 해석의 문제점이 발생한다. 불연속 변형해석의 각스텝은 접촉문제에 있어서, 개폐반복해석(Open-Close Iteration)이 수렴하지 않을 경우 이를 수렴시키기 위해 한 step의 해석시간 Δt 를 줄인다. 이때 접촉관계가 복잡해질수록 수렴에 필요한 한 스텝의 시간은 줄어든다. 현재 약 50개 정도의 블록으로 구성된 터널해석의 경우 접촉수렴을 위해서는 한 스텝 당 0.0001초 정도의 수준가지 해석속도가 떨어진다. 이때 유사 정적해석의 경우 초속도를 0으로 함으로 인해 매 스텝 당 매우 적은 변위가 발생하고 이런 변위의 축소가 누적되면 해석의 결과로서 블록의 변위는 이동(displacement)에 의한 변위보다 변형(deformation)에 의한 변위가 훨씬 크게 작용하는 결과를 얻게 된다. 그림 4.44는 유사 정적해석을 이용해 터널의 단면을 해석한 결과이다. 해석결과를 보면 알 수 있듯이 대상 영역을 해석할 때 각 스텝 당 Δt가 매우 작아져서 키블록의 낙석에 의한 변형보다 블록의 침하에 의한 변형이 더 커져있음을 확인할 수 있다. 다시말해, 블록간의 복잡한 접촉관계가 이루어지고, 일부의 블록이 블록의 이동에 의해 큰 변위가 발생하는 경우, 유사 정적해석을 이용하여 해석을 수행한 결과는 신뢰할 수 없는 결과가 된다. 따라서 2차원 불연속 변형해석이 록볼트나 숏크리트에 의한 지지효과를 보다 잘 확인하고, 지지되지 못한 블록의 거동 등을 보다 신뢰성 있게 모사하기 위해서는 동적해석을 구현하는 것이 필요하다.

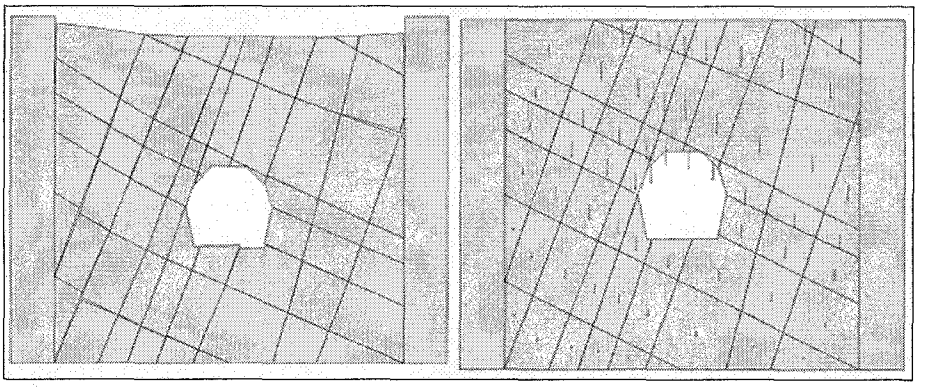


그림 4.44 유사 정적해석(quasi-static analysis)를 이용한 터널해석 결과

(1) 동적 해석 적용을 위한 관성 부행렬

불연속 변형해석에서 시간에 의한 관성 부행렬은 정적, 동적해석 모두에 사용되는데 차이점은 유사 정적해석의 경우 각 시간단계의 처음에서 속도가 0이고 동족해석에서는 바로 앞 시간단계의 속도를 사용한다는 점이다. 따라서 동적해석은 이전 해석단계에서 블록의 속도에 의한 힘하중 F_i가 추가됨으로서 구한할 수 있다.

$(u(t) \quad v(t))$를 블록 i의 점 $(x, \ y, \ z)$의 시간에 따른 변위, M을 단위체적당 질량이라고 할 때, 체적당 관성력은 다음 식(4.87)와 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{pmatrix} f_x \\ f_y \end{pmatrix} = -M \begin{pmatrix} \frac{\partial^2 u(t)}{\partial t^2} \\ \frac{\partial^2 v(t)}{\partial t^2} \end{pmatrix} \tag{4.87}$$

이를 이용하여 관성에 의한 포텐셜 에너지를 정의하고, 이를 불연속 변형해석의 전체 행렬에 추가하기 위한 메트릭스의 형태로 표현하면 다음 식 (4.88)과 같다.

$$
\begin{aligned}
\Pi_i &= -\int\int M(u \quad v)\begin{pmatrix} f_x \\ f_y \end{pmatrix} dxdy \\
&= \int\int M(u \quad v)\begin{pmatrix} \frac{\partial^2 u(t)}{\partial t^2} \\ \frac{\partial^2 v(t)}{\partial t^2} \end{pmatrix} dxdy \\
&= \int\int M[D_i]^T [T_i]^T [T_i] \frac{\partial^2 [D(t)]}{\partial t^2} dxdy \\
&= [D_i]^T \int\int [T_i]^T [T_i] dxdy \left(\frac{2M}{\Delta^2}[D_i] - \frac{2M}{\Delta}[V_0] \right)
\end{aligned}
\tag{4.88}
$$

여기서 Δ는 한 스텝의 시간간격이고, $[V_0]$는 초기속도이다. $[D_i]$는 다음 식 (4.89)과 같다.

$$
[D_i] = \frac{\Delta^2}{2}\frac{\partial^2 [D(t)]}{\partial t^2} + \Delta \frac{\partial [D(t)]}{\partial t} \tag{4.89}
$$

식(4.88)을 초기속도 $[V_0]$가 포함된 항과 그렇지 않은 항으로 분리하여 표현하면 식 (4.90)과 같이 표현할 수 있다.

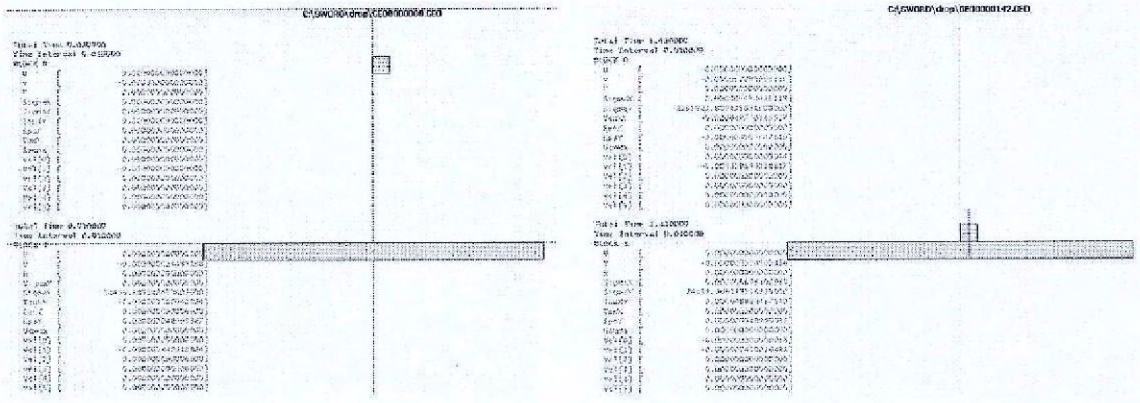
$$
\begin{aligned}
\Pi_i = & \frac{2M}{\Delta^2}[D_i]^T \int\int [T_i]^T [T_i] dxdy [D_i] \\
& + \frac{2M}{\Delta}[D_i]^T \int\int [T_i]^T [T_i] dxdy [V_0]
\end{aligned}
\tag{4.90}
$$

유사 정적해석의 경우 초기속도가 0이므로 초기속도가 포함되어 있지 않은 항만을 이용하여 관성부행렬을 구한다. 그러므로 동적해석을 구현하기 위해서는 이전 스텝의 블록의 속도를 다음 스텝의 초기 속도로 저장하고 식(4.90)식 전체를 에너지 최소화 원리를 이용하여 구한 평형방정식을 전체 행렬에 더해준다. 에너지 최소화 원리를 이용해서 의한 부행렬을 구하는 과정은 본 연구의 1차년도 보고서에서 자세히 기술한 바 있으므로 생략하도록 한다.

(2) 동적 해석 적용한 후의 해석

우선 적용한 동적해석의 신뢰성을 확인하기 위해 간단한 해석을 수행하였다. $1m^3$ 크기의 블록을 지상에서 10m 높이에서 자유낙하 시키고 지상에 도착하는 시간을 측정하였다.(그림 4.45) 입력물성은 표 4.9의 그것과 거의 일치한다. 9.8 m/s^2의 중력가속도를 가지고 10m 높이에서 낙하하는 물체의 경우 약 14.1 초 후에 지면에 도달하게 된다.

기존의 유사 정적해석의 경우 매 스텝의 초기속도를 0으로 두었기 때문에 실제 물리현상과 똑같은 낙하시간을 얻을 수 없었다. 그러나 동적해석을 적용하여 불연속 변형해석을 수행한 결과, 그림 4.46과 같이 낙하 이론에 의한 이동거리와 블록의 이동거리가 일치함을 확인할 수 있었다.



(a) 낙하전의 모습 (b) 지면에 도달한 상태의 모습

그림 4.45 유사 정적해석(quasi-static analysis)를 이용한 터널해석 결과

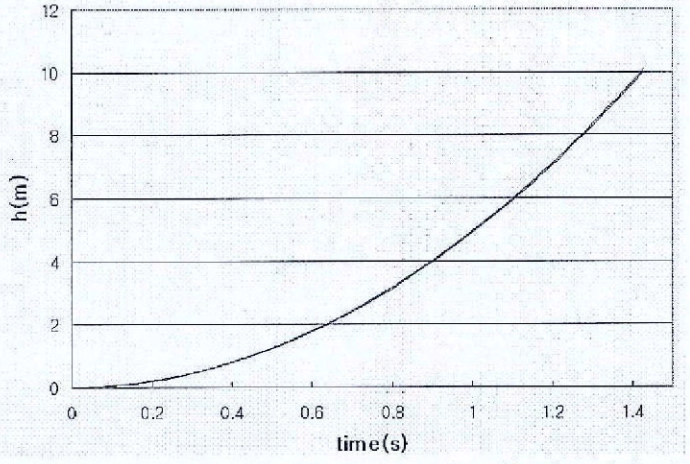
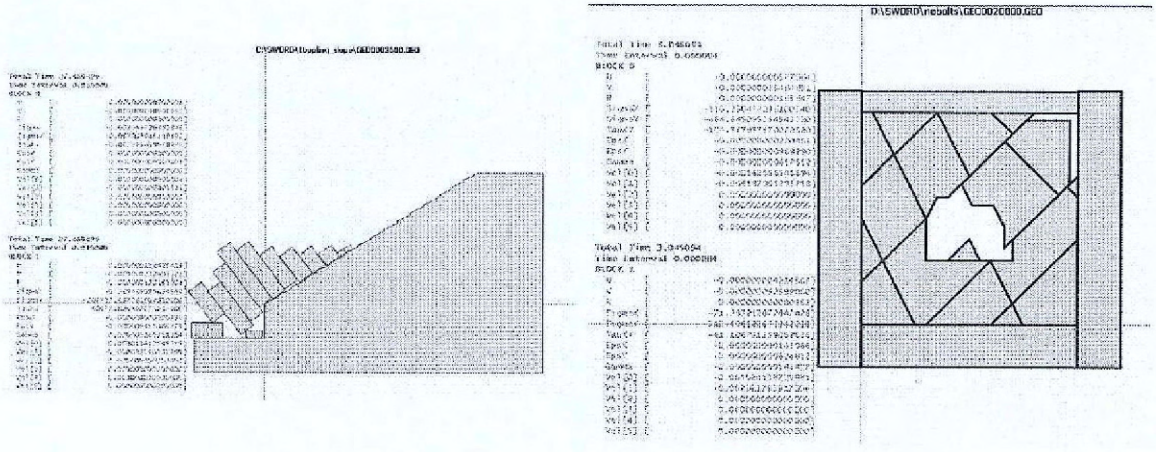


그림 4.46 낙하시킨 블록의 시간 - 블록의 이동거리 관계

그림 4.47은 동적 해석을 적용하여 블록의 거동을 해석한 결과의 예이다. 예를 통해 확인할 수 있듯이, 여러 블록들의 상호작용에 의해 복잡한 접촉관계를 맺게 되어 스텝 당 해석시간 Δt가 매우 작아지더라도 각 블록의 속도가 저장되어 다음 스텝에 전달됨으로써 블록의 대변위를 자유롭게 모사할 수 있게 되었다.



(a) 사면에서의 블록의 전도파괴 거동　　(b) 터널단면에서의 키블록의 낙석 거동

그림 4.47 동적해석을 적용하여 수행한 블록의 대변위 해석결과

제 5 장. 3차년도 연구 수행내용 (1) : 3차원 암반블록의 구성

지하 구조물에 불연속면으로 존재하는 지질학적 평면인 단층, 절리와 균열 등에 의해 형성된 암반블록은 지질구조의 관점에서 평면에 의해 절단된 3차원 블록 시스템이다. 불연속면의 기하학적 분포와 물리적 성질은 암반의 역학적 거동을 지배하는데 이러한 블록 시스템으로써 암반은 암석역학 수치해석 분야의 주제가 되어 왔으며 대표적으로 개별요소법(DEM), 블록이론(Block Theory) 그리고 불연속변형해석(Discontinuous Deformation Analysis)가 있다.

실제로 3차원 암반은 많은 복잡한 형상의 암반블록의 집합체이고 블록간의 물리적 경계를 나타내는 구조적 평면에 의해 구분된다. 따라서 불연속 암반의 역학적인 해석을 위해 암반을 구성하는 암석블록들을 정확히 찾아내는 것이 필요하다. 암반 내에 불연속면(절리, 단층, 균열)에 의해 형성되는 3차원 블록의 기하학적 정보와 위상학적 정보를 이용하여 암반을 블록시스템으로 재구성하고 이러한 블록시스템의 요소인 다면체 블록을 정의하고 수집할 수 있는 알고리듬이 필요하다.

불연속면에 의해 형성되는 3차원 암반블록을 찾는 연구는 Lin et al (1987) 에 의해 조합 위상학을 이용하여 블록을 판정하는 프레임워크가 처음 소개되었다. Heliot (1988)은 3차원의 크기가 무한한 불연속면으로 나누어지는 볼록한 다각형 블록을 생성하는 블록생성언어를 (Block Generation Language) 개발하여 3DEC에 적용하였으며 Lanru Jing 와 Stephansson (1994) 은 Lin의 연구를 바탕으로 2차원 공간상에 불연속면이 선분으로 주어졌을 때 2차원 다면체 블록을 구성하는 알고리듬을 제시하였다. 이어 Lanru Jing (2000) 과 Jun Lu (2002) 은 3차원 개별요소해석을 위한 입력 자료로써 유한한 크기의 원형 평판 불연속면들에 의해 형성되는 3차원 블록을 찾는 알고리듬을 제시하였다.

3차원 암반블록을 구성하는 방법은 다음과 같이 3가지로 구분할 수 있다.

가) 작도법 (Constructive Solid Geometry) : 사면체, 육면체 또는 구 등의 단순체를 기본요소로 하여 변환연산 및 집합연산을 적용함으로써 더 복잡한 형태의 블록을 만드는 기법으로 3D PFC 등 여러 수치해석기법의 전처리기로 사용된다. 그림 5.1. 과 같은 도메인을 작도법으로 표현하면 { (C1 U C2) - C1 } 이 된다.

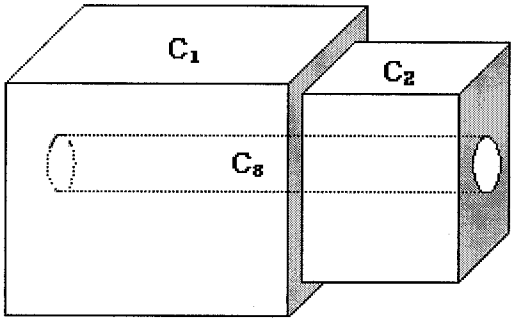


그림 5.1 작도법에 의해 기존의 블록에서 새로운 블록을 구성

나) 연속 공간 분할법 : 초기 블록을 순차적으로 입력된 무한 크기의 불연속면에 의해 잘라냄으로써 블록을 구성하는 기법으로 3DEC등 개별요소법의 전처리기로 사용된다. 그림 5.2 에서처럼 무한 크기의 불연속면을 가정하였기 때문에 암반블록의 형태는 모두 볼록 다면체이다. 직관적이고 프로그래밍이 쉬우며 불연속면의 크기와 형태를 입력할 필요가 없지만 터널을 모사하기 위해서는 무수히 많은 인공 불연속면이 필요하고 불연속면의 연결도와 블록의 수가 과장된다. 블록의 수는 해석의 전체 자유도와 동일하다.

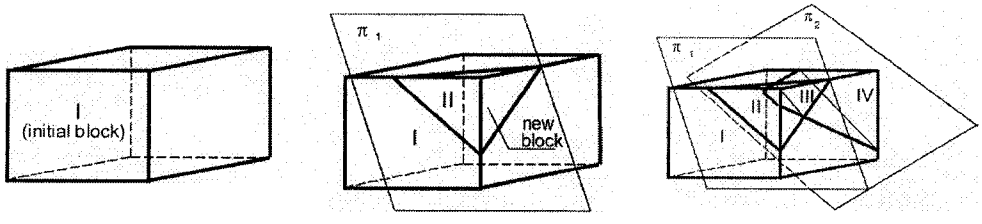


그림 5.2 연속 공간 분할법 을 이용한 블록 생성법

다) 경계표현법 : 다면체의 경계 표면을 수학적으로 표현하는 위상학 이론을 적용하여 여러 불연속면에 의해 형성된 절점과 절점의 위상정보를 통해 개별블록을 표현하는 기법이다. 블록의 형태는 볼록하거나 오목할 수 있고 내부에 공동을 포함할 수 있으며 구멍이 있는 등 다양한 블록을 표현할 수 있으며 형성된 블록 자체가 불연속 암반의 공학적 구조를 잘 정의한다.

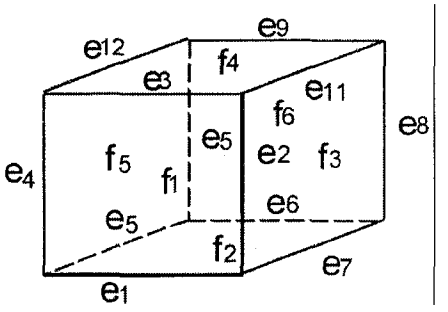


그림 5.3 정육면체의 경계 표현

3차원 블록 구성 알고리듬에 의해 찾아진 블록은 3차원 불연속 변형 해석의 입력자료 및 개별 요소법, 블록이론의 해석입력자료 그리고 3차원 유한요소법과 경계요소법 등에서 수리 네트워크 생성 분야에 적용할 수 있을 것으로 생각된다.

상기한 3가지 방법 중, 위상학 이론을 이용한 경계표현법이 실제 3차원 블록을 구성할 때 가장 적합한 방법이라고 판단되며, 따라서 본 연구에서는 다양한 형태의 블록을 표현할 수 있으며 형성된 블록 자체가 불연속 암반의 공학적 구조를 잘 정의하는 경계표현법을 사용하였다.

5.1 불연속면과 3차원 암반블록, 다면체

5.1.1 3차원 공간상의 불연속면

불연속면은 보통 원형 평판으로 가정한다. 이때 불연속면은 경사(Dip), 경사방향(Dip direction), 중심의 좌표와 (Ci) 원의 반지름으로 표현된다. 이를 지역 좌표계와 전체 좌표계에서 표시하면 그림 5.4 와 같다.

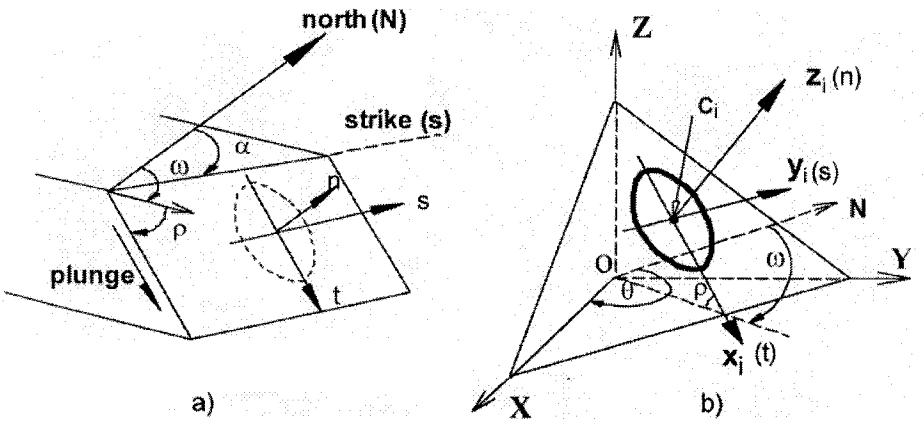


그림 5.4 불연속면의 지역 좌표계와 전체 좌표계

두 개의 원형평판 불연속면에 의해 형성되는 교점과 교선은 두 불연속면의 크기와 위치관계에 의해 결정된다. 그림 5.3 와 같이 두 개의 유한 크기의 불연속면이 만난다면 교점은 v_n, v_m 이 되고 이 둘을 연결하는 교선은 e_k 가 된다.

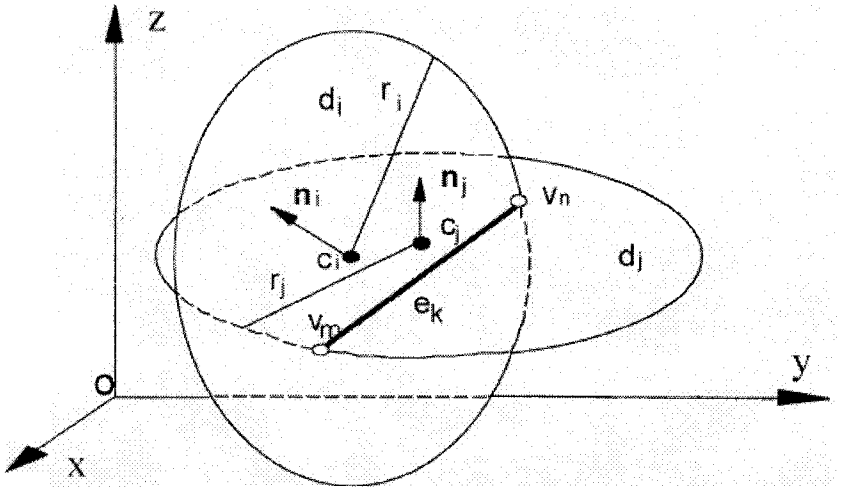


그림 5.5 두 원형 평판 불연속면의 교점과 교선

불연속면을 보통의 다각형으로 정의할 수도 있는데 이때는 다각형에 관련된 데이터와 경사 그리고 경사방향의 정보를 갖는다.

5.1.2 3차원 암반블록 (다면체)

다면체는 수학적 관점에서 3차원 유클리드 공간에 닫혀있는 지향면의 집합으로 정의되며 구 또는 토러스와 동형사상의 관계가 있다. 즉, 위상학적으로 상등이다. 하나의 다면체는 다음과 같은 특성을 갖는다.

가) 다면체의 두 면은 공통되는 내부의 절점을 갖지 않다
나) 지향선은 오직 두 개의 면에 의해 공유된다.
다) 한 다면체의 지향면의 집합은 두 개의 부분집합으로 분리될 수 없다. (다면체는 한 조각이어야 한다.)
라) 다면체의 모든 절점에서 지향면들과 이 점을 공유하는 절점들은 다음과 같은 리스트로 표현할 수 있다. (f1, e1, f2, e2, .. , fn, en, fn+1=f1 , 여기서 fi와 fi+1은 ($1 \leq i \leq n$) 지향선 ei 를 공유하고 ei 는 이 절점과 연결되어 있다.)

다면체는 질량, 무게, 부피, 지향선의 길이, 지향면의 면적, 지향선과 지향면 사이의 각도 등 측정 가능한 성질과 절점의 개수, 지향선의 개수, 지향면의 개수 및 절점과 지향선 그리고 지향면의 위상학적 관계 등의 위상학적 성질을 모두 가지고 있다. 다면체의 위상학적 특성 중 위상변환에 대한 불변량은 오일러의 법칙으로 표현할 수 있다. 식 5.1은 블록시스템의 지배방정식으로 사용된다.

$$Nv + Nf - Ne = 2 * (Nb - Nh) \qquad (5.1)$$

여기서, Nv 는 절점의 개수, Nf 는 면의 개수, Ne 는 모서리의 개수
Nb 는 블록의 개수, Nh는 공동의 개수이다.

5.2 3 차원 블록의 구성요소

3 차원 암반블록은 지향면들로 둘러 쌓인 유한공간인 지향 다면체로써 표현할 수 있는데 3 차원 지향다면체의 수치적 표현 요소로 구분하면 그림 5.6과 같다. 지향다면체는 절점, 지향모서리, 지향회로 그리고 지향면을 포함한다.
다면체의 구성요소 중 지향면은 오직 하나의 외부 지향회로와 하나 또는 여러 개

의 내부 지향회로를 포함하며 유한하고 연속적이며 닫혀있는 3 차원 평면이다. 지향면의 방향은 외부지향 회로의 법선벡터의 방향과 동일하며 지향면의 법선벡터는 지향다면체의 외부를 향해있다.

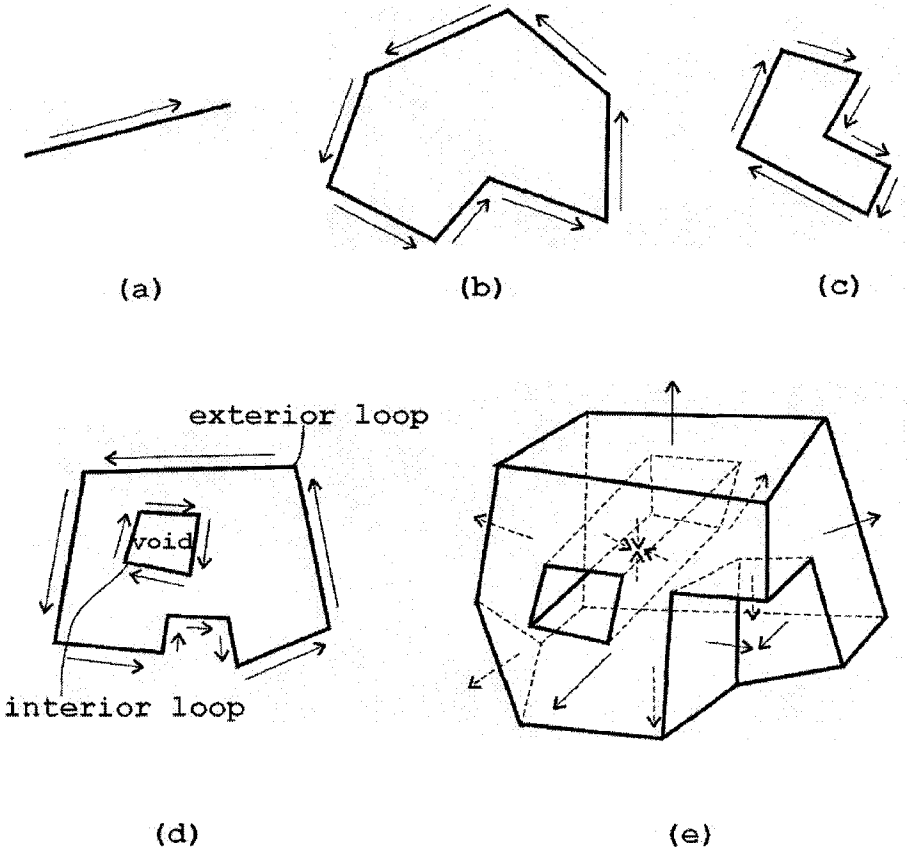


그림 5.6 다면체 블록의 구성 요소와 방향성

(a) 지향모서리 (b) 외부지향회로 (c) 내부지향회로 (d) 지향면 (e) 지향다면체

한 지향모서리의 끝점이 다음 지향모서리의 시작점이 되도록 정렬하여 방향성이 있는 경계가 있다면 이를 지향회로라고 한다. 모든 지향모서리는 순서상 이웃한 지향모서리가 아니면 겹치지 않는다. 지향회로의 방향성이 시계 방향인 것을 내부 지향회로로 정의하고 반시계 방향인 것을 외부 지향회로로 정의하면 지향회로의 변을 따라 이동할 때 왼편은 지향회로의 내부가 되고 오른편은 지향회로의 외부가 된다. 하나의 지향면은 지향회로들의 합집합으로 표현된다. 이 때 몇 개의 절점을 제외하고는 다른 두 회로 사이에 만나는 절점이 없어야 한다.

지향모서리는 주변 지향면과의 접선의 집합으로 정의된다. 지향모서리의 절점은 지향다면체의 절점에 속해있고, 한 지향모서리상의 모든 점은 절점을 제외하고 지

향다면체의 오직 두 개의 지향면과 공유한다.

절점은 하나의 지향다면체의 2개의 지향모서리의 교차점이거나 3개의 지향면의 교차점으로 얻어질 수 있다.

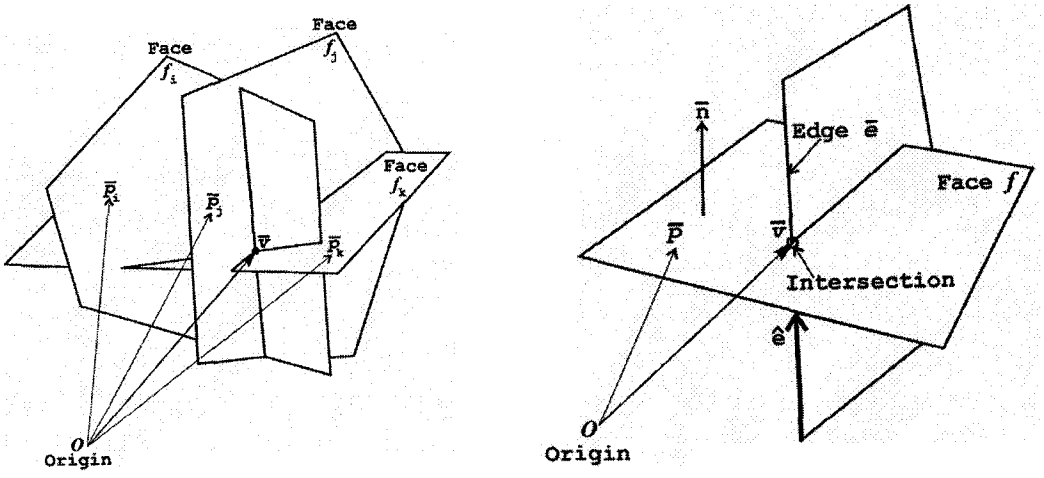


그림 5.7 세면의 교점, 면과 모서리의 교점으로 얻어지는 하나의 절점

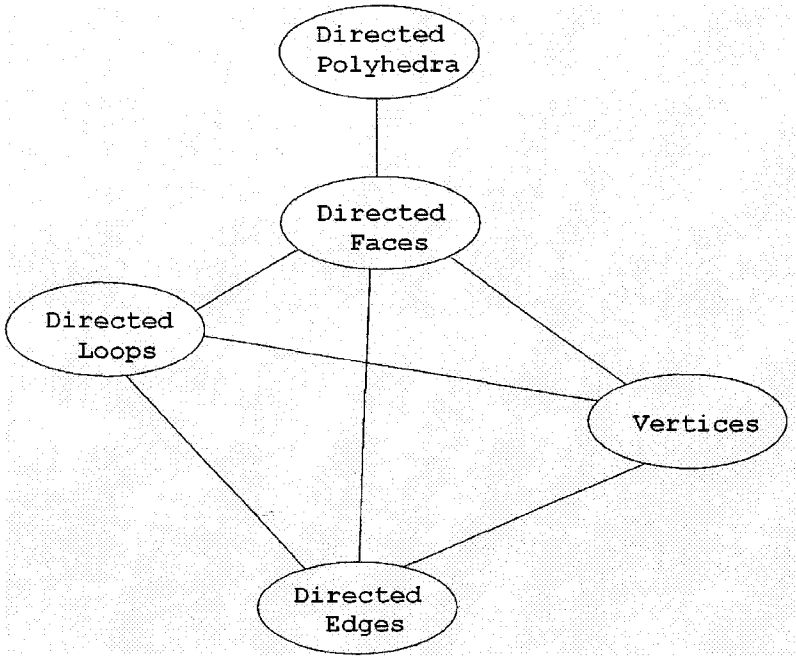


그림 5.8 지향 다면체의 구성 요소들의 관계

지향면의 다른 요소는 그대로 두고 회로의 방향만 반대인 면을 지향면의 반향면

이라하고 지향모서리의 경우 시작점과 끝점을 바꾼 모서리를 지향모서리의 반향모서리라고 한다.

지향다면체의 요소들 사이에 위상학적 정보들은 그림 5.8과 같이 서로 공유하고 있는 양상을 보인다.

5.3 3차원 암반 블록의 자료구조

3차원 암반블록 즉, 지향 다면체의 각 표현 요소들의 기하학적, 위상학적 정보를 연결리스트를 사용하여 자료구조로 표현하면 그림 5.9 와 같다. 점선으로 표현된 사각형은 하나의 지향다면체를 나타내고 이들의 연결리스트는 전체 암반블록 시스템을 표현한다.

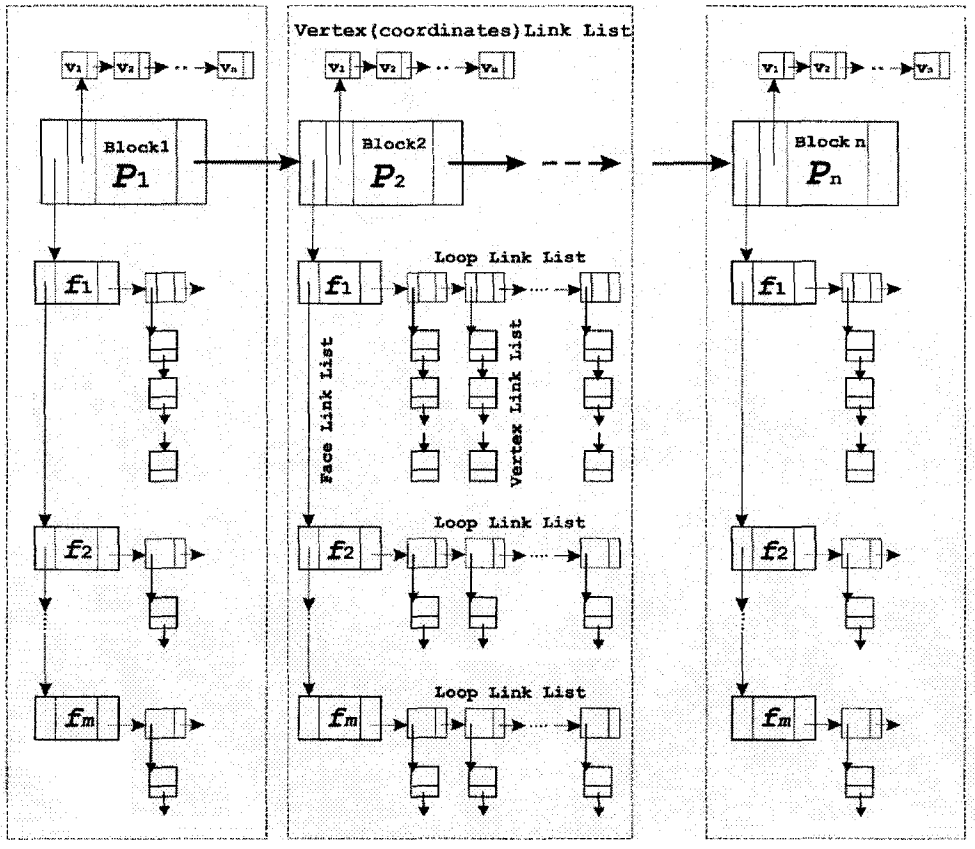


그림 5.9 3 차원 블록의 자료구조

하나의 지향다면체를 나타내는 자료의 내부에 저장된 절점의 연결리스트는 그 지향다면체에 속해있는 모든 절점의 기하학적 위치를 저장한다. 그리고 하나의 지향면은 하나의 외부 지향회로와 여러 개의 내부지향회로로 구성되어 있어 역시 연결리스트로 표현하고 저장된다. 하나의 지향회로는 회로를 구성하는 절점의 인덱스와 방향 정보를 포함한다. 지향회로에 저장되는 절점의 인덱스를 통해 절점의 기하학적 위치정보를 얻을 수 있고 절점이 어떤 면과 모서리에 의해 형성되었는지 알 수 있다.

5.4 3 차원 블록 구성 알고리듬

5.4.1 입·출력

3차원 블록 구성 알고리듬은 초기 암반 블록 자료 (해석대상이 되는 유한크기의 3차원 암반블록으로써 불연속면에 의해 분할이 가능한 영역) 과 불연속면 자료 (다양한 크기, 형상의 불연속면 또는 절리군)를 그 대상으로 삼는다. (그림 5.10)

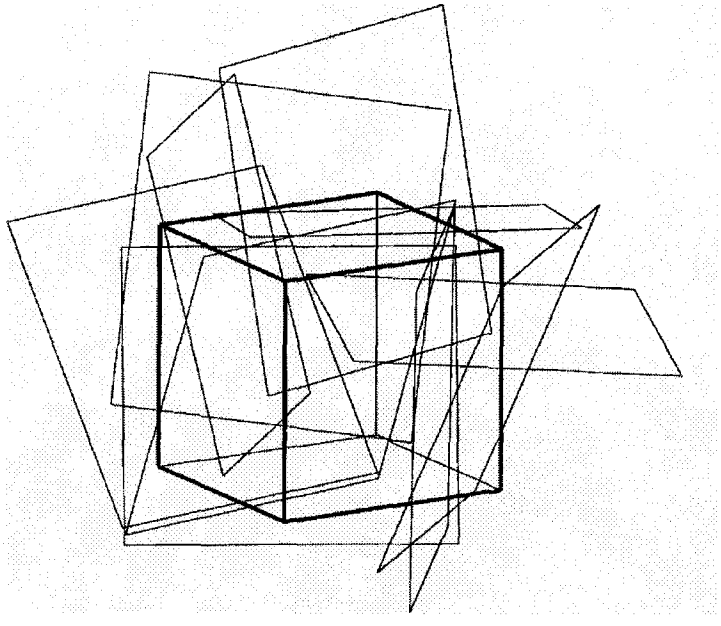


그림 5.10 입력 자료로써 초기 암반 블록과 불연속면

입력 자료로부터 전체 도메인 내의 블록시스템과 개별 블록 데이터. 즉, 블록의 기

하학적, 위상학적 정보를 출력 자료로써 저장하게 된다. (그림 5.11)

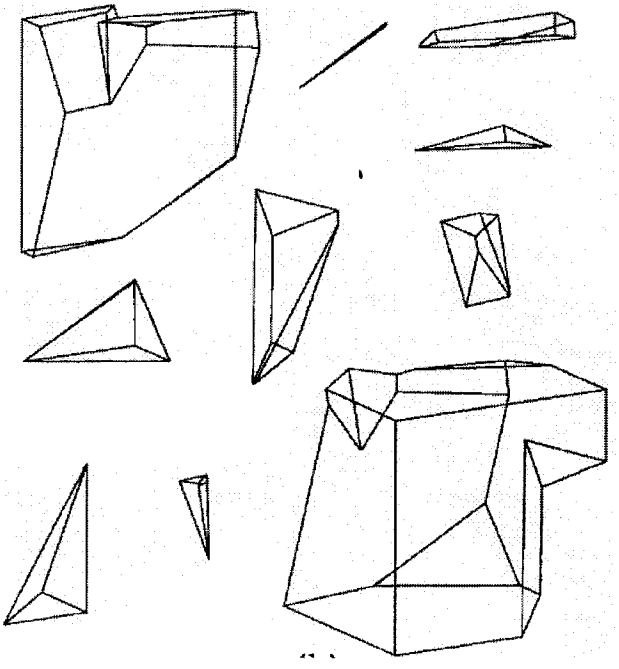


그림 5.11 불연속면에 의해 구성된 다면체 블록

5.4.2 순서도

3차원 암반블록 시스템을 구성하는 알고리듬은 지향다면체의 요소를 정의하는 순서와 반대방향으로 이루어진다. 즉 불연속면 데이터로부터 절점을 찾는 것으로 시작해서, 지향모서리, 지향회로, 지향면 그리고 개별 지향다면체를 찾는 것으로 끝난다. 각 단계에 대한 개괄적인 설명이다.

가) 공간상의 면들과 모서리들로부터 새로운 교점을 찾고 원천정보와 함께 보조 연결리스트에 저장한다. 찾아진 모든 점들은 그들의 모서리-면 과 면-면 관계에 의해 순서를 조정한다.

나) 각 지향면에 대해 새로운 보조 모서리 연결리스트를 도입한다. 무향모서리 ab의 두개의 지향모서리는 두 개의 독립된 모서리 연결리스트의 노드에 저장한다. 이때 새로운 절점이 절단면의 경계모서리에 삽입될 때는 경계모서리의 방향성과 동일한 하나의 지향모서리만 연결리스트에 추가된다. 절단면은 불연속면과 초기암반블록의 면을 모두 포함한다.

다) 보조연결리스트의 자료를 사용해서 지향회로를 탐색한다. 이어서 가능한 모든 지향면을 찾는다.

라) 임시적으로 면의 정보를 저장하는데 사용될 다른 보조 연결리스트를 도입한다. 절단면에 연관된 새로운 면은 이 보조 연결리스트에 반대방향의 반향면으로 저장된다. 반면에 초기암석블록의 면과 연관된 새로운 면은 원래의 면과 같은 방향의 지향면만 생성한다.

마) 지향다면체를 찾기 전에 초기암석블록 외부의 모든 면을 삭제한다. 이후 블록을 찾고 연결리스트를 생성하고 모든 보조연결리스트를 삭제한다.

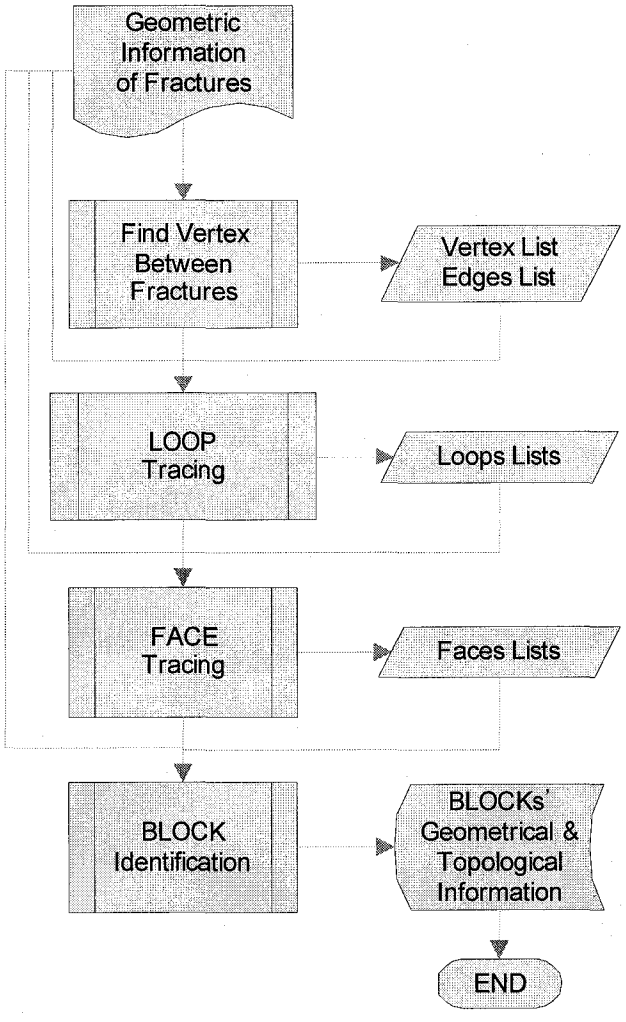


그림 5.12 3 차원 암반 블록 구성 알고리듬

5.4.3 새로운 절점과 지향모서리의 생성

3차원 암반 블록의 구성 알고리듬의 첫 번째 단계로 세 개의 면이 만나서 생기는 교점 또는 한 개의 면과 한 개의 모서리가 만나서 생기는 교점을 찾는다. 초기암반 블록의 면이 n 개이고 불연속면이 m개라고 가정한다.

(1) 세 면의 교점

평행하지 않은 세 개의 면은 하나의 교점을 갖는다 (그림 5.7). 이때 세 면 중 적어도 하나는 초기암반블록에 속해 있지 않아야 한다. 세 면이 각각 fi, fj, fk 이라면 각 면의 단위 법선벡터가 ni, nj, nk 이고 각 면 위에 있는 임의의 위치벡터를 pi, pj, pk 라 하면 세 면의 교점의 위치는 식 5.2 와 같다.

$$\vec{v} = \left(\vec{n_i}\cdot\vec{p_i}, \vec{n_j}\cdot\vec{p_j}, \vec{n_k}\cdot\vec{p_k}\right)\cdot\left[\vec{n_i}, \vec{n_j}, \vec{n_k}\right]^{-1} \qquad (5.2)$$

식 5.2 에 의해 찾아진 세 면의 교점이 세면의 내부에 있는지 검사해야 한다. 평면 (회로의) 위의 점이 같은 회로의 내부에 있는지 점검하는 것은 면적을 이용하는 방법과 원호거리법 등이 있다.

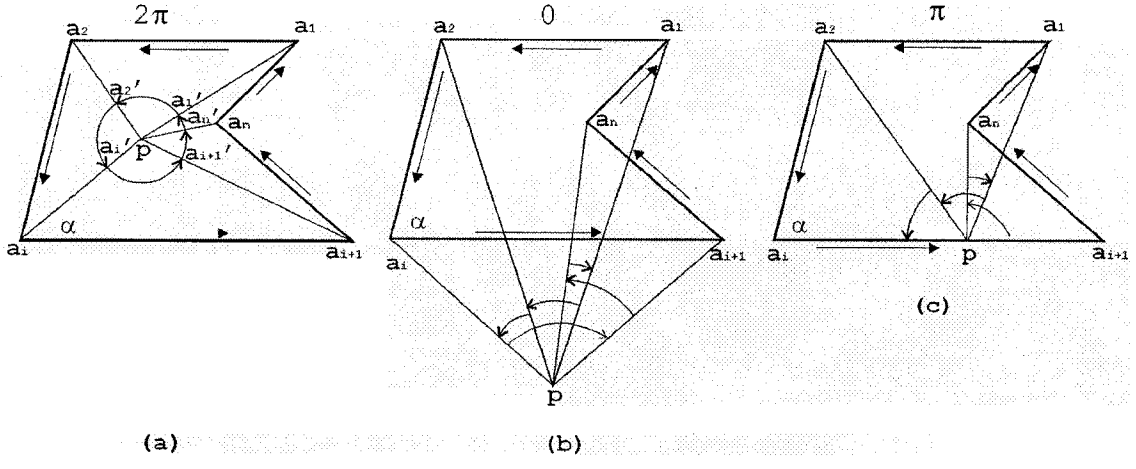


그림 5.13 부호있는 원호 거리법 (외부지향루프에 대해)

원호거리법에 의하면 교점과 지향모서리가 이루는 각(단위원 상에서 호의 길이)의 합이 2π 이면 교점은 회로의 내부에 있고 0이면 회로의 외부에 있다. 그리고 π이면 회로의 경계 모서리 중 하나에 존재한다. 반대로 내부 지향회로에 대해서는 -2π일 때 회로의 외부에 존재하고 0일 때 회로의 내부 그리고 $-\pi$일 때 경계 모서리중 하나에 존재한다. 세 면이 이루는 교점은 세 면 모두에 대해 내부에 있을 때만 새로운 절점으로 선택된다.

(2) 하나의 면과 모서리의 교점

불연속면과 초기암석블록의 면의 크기가 유한하므로 그림 5.7에서 보이는 바와 같이 새로운 교점이 면의 경계에서 나타날 수도 있다. Vs가 모서리 e의 시작점, p가 면 fp 의 한 점이라고 하면 교점의 위치벡터는 식 5.3 과 같다.

$$\vec{v} = \vec{v}_s + \left[(\vec{p} \cdot \vec{n} - \vec{v}_s \cdot \vec{n}) / (\vec{n} \cdot \hat{e}) \right] \hat{e} \qquad (5.3)$$

이 교점도 모서리와 면 모두의 내부에 존재할 때 새로운 절점으로 선택된다.

(3) 새로운 절점의 저장

새로운 절점을 저장하기 위해 다른 두 면의 쌍에 해당하는 절점을 저장하는 보조 연결리스트 PLF를 셋업한다. 이 연결리스트는 세 면의 교점이나 한 면과 한 모서리의 교점 모두에 대해 사용할 수 있다. 예를 들어 세 면의 교점이 있다면 그 교점은 세 개의 다른 면 쌍 - f1~f2, f1~f3, f2~f3 - 에 해당되는 위치에 각각 저장될 것이고 모서리-면의 교점의 경우에 모서리를 구성하는 하나 또는 두 개의 면을 찾은 후 교점을 3개의 다른 면 쌍에 해당되는 장소에 저장한다.

(4) 정렬

PLF 연결리스트를 참고하여 방향성이 없는 모서리 리스트가 각 면에 대해 생성될 수 있다. (여기서 면은 불연속면이나 초기 암석 블록에 속한 면을 의미한다.)

PLF 연결리스트 내의 교점의 순서를 다시 정렬해야 할 필요가 있다. 따라서 단순정렬 알고리듬을 적용하여 정렬된 절점 리스트를 얻는다.

(5) 모서리 연결리스트 셋업

회로를 탐색하기 전 마지막 단계는 모서리의 보조연결리스트를 구성하는 것이다. 그림 5.14 에서 원래 면은 4 개의 절점을 (acdf) 갖는 다각형인데 다른 6 개의 면에 의해 절단되면 10 개의 선분들과 13 개의 새로운 교점이 생성된다. 따라서 절점의 총 개수는 17 개이다. 이 절점들 중 e와 b는 원래 면의 경계에 있으므로 ab, bc, cd, de, ef, fa는 원래 면의 경계에 의해 형성된 지향 모서리이므로 그것들의 반향모서리는 고려하지 않아도 된다. 반면에 지향모서리는 g,h,i,j,k,l,m,n,o,p,q 중 적어도 하나의 내부 절점에 의해 형성된다. 예를 들어 모서리 hj 는 반향 모서리 jh 를 갖는다. 따라서 전체 지향모서리의 개수는 30개이다.

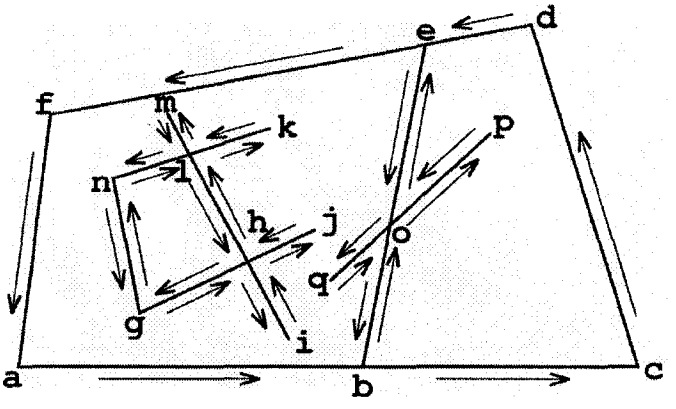


그림 5.14 하나의 면에서 지향모서리의 예

모든 면에 대해 모서리를 저장하는데 사용되는 자료구조는 그림 5.15 와 같다. 첫 번째 포인터는 면에 대한 인덱스이고 두 번째 포인터는 각 면의 지향모서리 들의 인덱스이다.

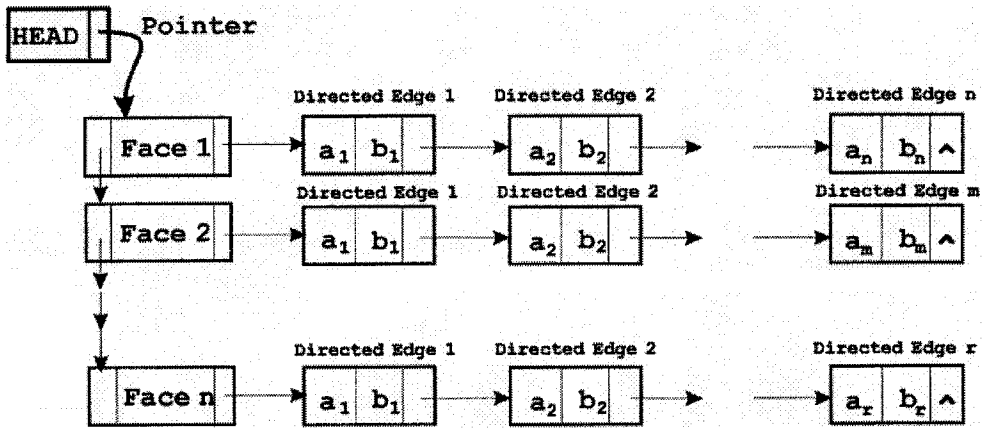


그림 5.15 지향면의 지향모서리를 저장할 때 사용하는 보조 연결리스트

5.4.4 회로 탐색

회로를 탐색하는데 앞 절에서 생성된 모서리 연결리스트를 사용한다. 그림 5.16 에서 지향면은 외부지향회로(abcdhja)와 내부지향회로(qprsp)를 갖는다. 다른 면에 의해 절단된 후 해당되는 모든 지향모서리는 화살표로 표시하였다. 외부나 내부의 지향회로를 따라가면 진행방향의 왼편이 비어있지 않는 부분임을 알 수 있다.

회로를 탐색하기 전에 각 지향모서리의 플래그를 0으로 설정한다. 탐색이 진행되면서 지향모서리가 선택되면 모서리에 해당하는 플래그를 1로 설정하여 다른 회로의 후보가 되는 것을 막는다.

일반성을 유지하면서, 모서리 연결리스트 중에서 임의의 지향모서리를 선택할 수 있다. 예를 들어 첫 번째 회로의 첫 번째 모서리가 (jk)라고 가정하면 (jk)의 플래그를 1로 바꾼다. 그러면 두 번째 모서리는 최대 오른손각 법칙에 의해 결정된다. k에서 시작되는 두 개의 지향모서리 (ka), (kl) 이 두 번째 모서리의 후보가 된다. 최대 오른손각 법칙에 의해 자동적으로 하나가 선택되는데 이 경우에는 (kl)이 되고 (kl)의 flag를 1로 바꾼다. 계속 진행하여 절점 j까지 오게 되면 첫 번째 닫힌 지향회로 (C0 = jklnmnonij)가 구해진다.

첫 번째 회로가 구해진 후에 모서리 연결 리스트에 남아있는 지향모서리로부터 임의의 모서리를 선택한다. (bc)를 예로 들면 이것은 두 번째 회로의 첫 번째 모서리가 된다. (cd)는 유일하게 연결된 모서리이므로 회로의 두 번째 모서리가 된다. 최대 오른손각 법칙을 계속 적용하여 끝 절점이 시작절점과 일치하면 두 번째 회로가

완성된다. (C1 = bcdyrsqxghinonmnlkab) 같은 식으로 남아있는 모서리 중 하나를 골라, 나머지 3개의 회로를 찾는다 (C2 = defvwv′f′g′ug′e′g′vtvfgxpyd), (C3 = a′b′c′d′a′) (C4 = a′d′c′b′a′). C3와 C4 회로는 방향만 다르다.

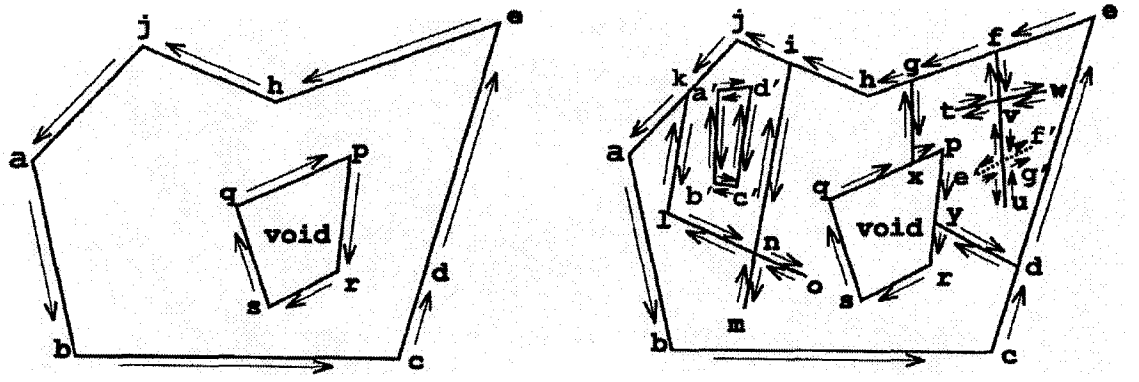


그림 5.16 초기 지향면과 모서리에 의해 잘려진 지향면

회로를 탐색하는데 가장 중요한 규칙은 최대오른손각 법칙이고 다음과 같다.
현재모서리가 e_0 이고 n개의 모서리 e_i 와 e_i' 중 다음 모서리로 선택되는 것은

① n=0 이면 자신의 반향모서리가 (e_0') 유일한 다음 모서리가 된다.
② n≥1 이면 e_0와 e_i 가 이루는 오른손각을 Θ_i 를 구한다.

$$\theta_i = \pi - \cos^{-1}(\hat{e}_0 \cdot \hat{e}_i) \quad if \quad (\hat{e}_i \times \hat{e}_0) \cdot \overline{n} \geq 0$$
$$\theta_i = \pi + \cos^{-1}(\hat{e}_0 \cdot \hat{e}_i) \quad if \quad (\hat{e}_i \times \hat{e}_0) \cdot \overline{n} < 0 \qquad (5.4)$$

의 관계로 표현된다.

여기서 n은 회로가 있는 면의 법선벡터이다. 회로의 다음 모서리가 되는 모서리는 Θ_i 가 최대값을 갖는 모서리이다.

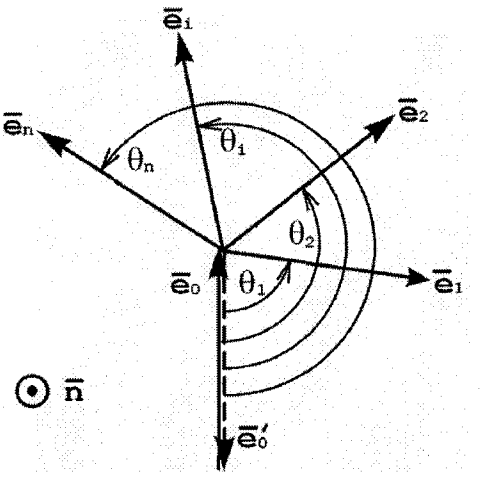


그림 5.17 회로 탐색을 위한 최대오른손각 법칙

최대 오른손각 법칙을 사용하면 반향모서리로 구성되는 퇴행 회로가 있을 수 있다. 시작 모서리를 임의로 선택할 수 있고 퇴행회로가 존재할 수 있기 때문에 다음 모서리의 후보를 선택하는 것이 유일한 것은 아니다. 예를 들어 그림 5.18 에서 찾아진 C2 = defvwv′f′g′ug′e′g′vtvfgxpyd 의 경우 시작 모서리를 (fv) 로 선택하면 (fvwvg′f′g′ug′e′g′vtvf) 가 하나의 회로가 되고 (defvwvg′f′g′e′g′vtvfgxpyd) 와 (defgxpyd)가 다른 회로가 된다. 다른 경우로 (vg′)을 시작 모서리로 하면 (vg′f′g′ug′e′g′v), (fvwvtvf) 와 (defgxpyd)의 회로가 형성된다. 이러한 문제점을 해결하기 위해 모든 인접한 퇴행 회로를 모두 묶어서 노드의 개수가 최대인 회로를 구성한 후에 공통 절점에서 인접한 비퇴행 회로에 붙인다. 퇴행회로 (vg′f′g′ug′e′g′v), (fvwvtvf)의 경우 (fvwvtvf) 와 (defgxpyd)는 공통 절점 f를 갖으므로 (fvwvtvf) 와 (defgxpyd) 를 결합하여 더 큰 회로를 만들고 이것과 (vg′f′g′ug′e′g′v)는 공통 절점 v를 갖으므로 모든 퇴행회로의 성분을 포함한 더 큰 회로를 형성하게 된다.

회로 탐색 알고리듬을 요약하면 표 5.1 과 같다.

표 5.1 회로 탐색 알고리듬

순 서	요 약
입력	하나의 지향면의 지향모서리들의 연결 리스트
출력	하나의 지향면의 지향회로들의 연결 리스트
시작	모든 모서리의 플래그를 0으로 셋업하고 지향면의 법선벡터를 구한다.
1단계	만약 모든 모서리들의 플래그가 1이면 4단계로 간다. 그렇지 않으면 플래그가 0인 지향모서리를 (e0) 선택하여 새로운 회로 탐색을 시작한다. e0 를 초기 모서리이자 현재 모서리가 되고 플래그를 1로 세팅한다
2단계	모서리 연결리스트로부터 플래그가 0인 모서리중 시작 절점이 현재 지향모서리 e0 의 종점과일치하는 모서리를 찾는다 (1) e0 의반향모서리가 존재하면 e0' 로 설정 (2) n개의 비-반향모서리가 존재하면 ei (i=1…n)로 설정하고 오른손각을 계산한다. 3단계로 이동
3단계	n이 1 이상이면 최대오른손각을 ($\Theta max = max(\Theta 1,\cdots,\Theta n) = \Theta k$) 계산한다. ek 의 플래그를 1로 세팅한 후 새로운 현재 모서리로 설정한다. 만약 반향모서리가 유일한 후보라면 반향모서리의 플래그를 1로 세팅하고 새로운 현재 모서리로 설정한다. 만약 현재 모서리의 끝 절점이 시작 모서리의 시작 절점과 같다면 새로운 회로가 찾아진 것이므로 1단계로 이동한다. 그렇지 않으면 2단계로 이동한다.
4단계	찾아진 회로를 내부 회로와 외부 회로로 구분한다. 퇴행회로의 경우 유일해를 제공하기 위해 가능하다면 가장 가까운 이웃회로와 연결하도록 시도한다.
끝	

5.4.5 지향면 탐색

일반적으로 단순연결 또는 다중연결 도메인의 경우에 하나의 지향면은 오직 하나의 외부 지향회로와 0개 이상의 내부 지향회로로 이루어져있다. 지향면을 탐색하기 위해서는 외부회로와 내부회로의 관계가 필요하다. 최대 오른손각 법칙을 사용하여 회로를 탐색하기 때문에 다른 회로들간에 또는 동일한 회로 내부는 서로 만나는 점이 없다는 것이 자명하다. 따라서 외부회로와 내부회로는 회로의 법선 벡터의 방향에 의해 구분될 수 있다. 예를 들어 하나의 면의 법선벡터와 회로의 법선벡터의 내적이 1이면 외부회로, -1이면 내부회로인 것으로 구분한다. 하나의 면이 s개의 회로를 갖고 이중 외부회로가 r개 있으면 외부 회로 그룹과 $\{c_1, c_2, \cdots, c_r\}(r<=s)$ 내부회로 그룹으로 $\{c_{r+1}, c_{r+2}, \cdots, cs\}$ 구분할 수 있다. 이때 새로운 지향면을 탐색하는 과정은 다음과 같다.

① 모든 외부회로 그룹 내의 회로들은 새로운 지향면 f_i (i=1…r)의 외부 지향회로가 된다. 따라서 새로운 지향면은 모두 r개가 된다.

② 내부회로 그룹 내의 회로는 그것이 포함된 외부회로를 소유하는 지향면의 내부회로가 된다.

예를 들면 그림 5.16 에서 탐색된 5 개의 회로 중 c_0, c_4, c_4 와 c_0 는 하나의 새로운 지향면을 형성하고 c_1, c_2, c_3는 각각 3개의 새로운 지향면을 형성한다.

5.4.6 지향 다면체 탐색

공간상에 2 차원의 면을 탐색하는 과정이 완료되면 블록을 탐색하는데 사용되는 지향면 연결리스트를 생성할 수 있다. 블록을 찾는 작업의 복잡도는 위상기하학의 중첩 이론에 의해 2차원상의 면을 찾는 작업의 복잡도와 이론상 동일하다. 또한 블록을 탐색하는 기준으로 2차원에서 사용한 최대 오른손각 법칙을 적용하면 지향면의 각 지향모서리에 대해 다음 지향면이 될 수 있는 면들을 찾는 기준은 최대 오른손각 법칙을 다음 그림과 같이 3차원으로 확장하여 사용한다. 2차원의 경우 지향모서리의 단위 법선벡터가 중요 요소가 되었듯이 3차원의 경우엔 지향면의 단위 법선벡터가 중요 요소다.

f_0 가 블록 탐색과정 중 현재 선택된 지향면이면 f_0' 은 f_0 의 반향면이라고 한다.

이때 e는 면 f_0 의 지향모서리이다. 이때 새로운 다면체의 다음 지향면이 될 가능성이 있는 면이 n개 있으면 그 면들은 e의 반향모서리를 갖고 있어야 한다. 일반화된 오른손각 법칙은 다음과 같다. (그림 5.18)

$$\theta_i = \pi - \cos^{-1}(\vec{n}_i \cdot \vec{n}_0) \quad if \ (\vec{n}_0 \times \vec{n}_i) \cdot \hat{e} < 0$$
$$\theta_i = \pi + \cos^{-1}(\vec{n}_i \cdot \vec{n}_0) \quad if \ (\vec{n}_0 \times \vec{n}_i) \cdot \hat{e} \geq 0 \qquad (5.6)$$

여기서 n_0 는 f_0 의 법선벡터이고 n_i 는 f_i 의 법선벡터이다.

① n=0 이면 자신의 반향면이 (f_0') 유일한 다음 지향면이 되고 f_0' 는 새로운 다면체에 속한다.

② n≥1 이면 각 면에 대해 오른손각을 Θ_i 를 구한다. 다음 지향면이 되는 모서리는 최대 오른손각 $\Theta_{max} = \max(\Theta_1,\cdots,\Theta_n) = \Theta_k$ 을 이루는 면 f_k (1<=k<=n) 가 새로운 다면체에 포함된다.

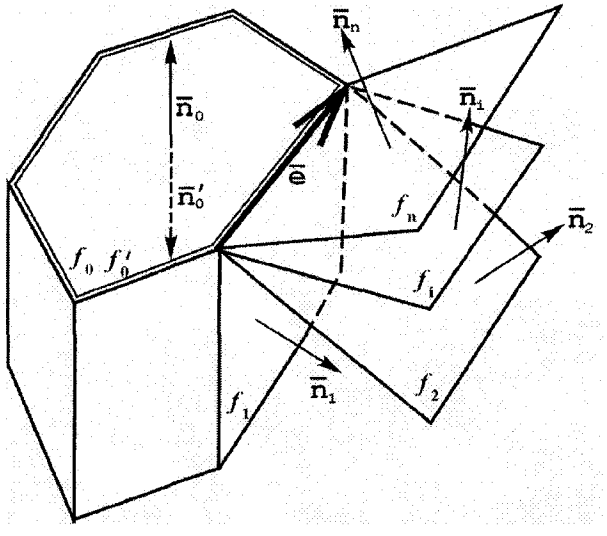


그림 5.18 최대 오른손각 법칙의 일반화

지향면 탐색과 다면체 탐색의 차이점은 다음과 같다. 지향면 탐색에 있어서 하나의 모서리는 단 두 개의 절점을 갖는다. 즉 시작 절점과 끝 절점을 갖는다. 그러나 지향 다면체 탐색에서는 하나의 면이 세 개 또는 그 이상의 모서리가 다른 면들 사이의 공통 연결 부분이 될 수 있고 따라서 면의 검색이 세 방향 이상으로 이루어져야 한다.

표 5.2 다면체 탐색 알고리듬

순 서	요 약
입력	지향면의 연결 리스트
출력	지향 다면체
1단계	초기 암반블록 외부의 모든 면은 제거한다. 모든 지향면과 지향 모서리의 플래그를 1로 세팅한다.
2단계	모든 면의 플래그가 2이면 (모든 지향모서리의 플래그가 1) 8단계로 이동한다. 그렇지 않으면 연결리스트에서 플래그가 0인 지향면을 임의로 선택하고 새로운 다면체를 위한 현재 지향면 f_0 로 셋업한다.
3단계	지향면 f_0 중 플래그가 0인 지향 모서리 e 를 임의로 선택하고 e를 현재 모서리로 설정한 후 플래그를 1로 설정한다. 현재 모서리 e 의 반향모서리를 갖고 있는 지향면을 검색한다. (1) 반향면이 있으면 f_0' 로 설정 (2) n 개의 다른 비-반향면이 있으면 f_i (i=1,…,n) 이라고 설정하고 최대 오른손각을 계산한다. 4단계로 간다
4단계	n이 1 이상이면 최대오른손각을 ($\Theta_{max} = \max(\Theta_1,\cdots,\Theta_n) = \Theta_k$) 계산한다. 모서리 e에 대해 면 f_k 의 플래그에 1을 더한다 그렇지 않으면 모서리 e에 대해 면 f_0' 의 플래그에 1을 더한다 만약 새롭게 마크된 면이 새로운 다면체에 처음 나타나는 것이면 다면체 자료구조에 면을 추가한고 5단계로 간다.
5단계	지향면 f_0 의 모든 모서리가 마크되지 않았다면 3단계로 간다. 그렇지 않고 새로운 다면체의 모든 면의 플래그가 2라면 7단계로 간다. 그렇지 않으면 6단계로 간다.
6단계	새로운 다면체의 면의 집합에서 플래그가 2가 아닌 지향면을 선택하고 f_0 로 설정한 후 3단계로 간다.
7단계	새로운 지향 다면체가 탐색되었다. 2단계로 간다.
8단계	포함관계와 다중 연결 블록을 검사한다.

다면체 검색 알고리듬은 표 5.2 와 같다. 공동이 있는 다중연결 블록의 경우 서로 다른 닫힌 표면들 간의 포함관계를 검사하는 것이 필요하고 입력 자료로 면의 연결리스트가 사용된다. 면의 연결리스트는 모서리의 연결리스트와 유사하다.

크기가 유한한 불연속면에 의해 잘려져 생긴 블록에 있어서 다면체 탐색과정 이후 블록 내부에 여분의 불연속면이 남아 있게 된다. 마찬가지로 선분에 의해 잘려져 생긴 다각형의 경우에도 지향면 탐색 이후 여분의 선분이 남아 있게 된다. 여분의 불연속면은 크기와 모양과 위치가 동일하고 법선 벡터의 방향만 다른 반향면들로 구성되어 있고 여분의 선분들은 반향 모서리로 구성되어 있다. 이러한 여분의 면과 선분들은 블록의 역학적 거동을 모사하는데 사용되지 않으므로 제거하여야 한다.

그림 5.19 는 여분의 면과 모서리를 삭제하는 과정을 보여준다. 블록 내부에 존재하는 여분의 면을 제거한 이후 다른 면에 남아 있는 여분의 선분을 삭제한다. 선분 ab의 경우에는 두개의 모서리를 합하면 되지만 선분 cd의 경우에는 제거 한 이후 두 개의 면을 합쳐야 될 필요가 있다.

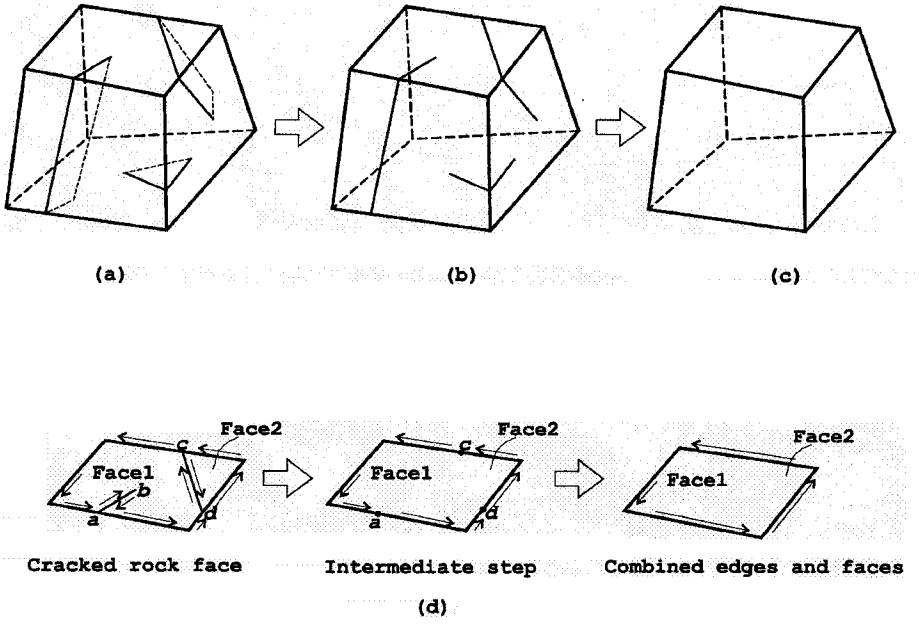


그림 5.19 여분의 면과 선분의 삭제 (a) 탐색된 다면체 (b) 여분의 면이 제거된 다면체 (c) 여분의 면과 선분이 제거된 다면체 (d) 다면체의 한 면에서 여분의 선분을 제거하는 과정

5.5 3차원 블록 판별 알고리즘의 구현

5.4 절에서 기술한 블록 판별 알고리즘을 C++ 프로그래밍 언어를 사용하여 구현해서 윈도우에서 사용할 수 있는 프로그램인 "BLOCK" 을 제작하였다.

객체 지향적 설계를 통해 암반블록 판별에 필요한 자료 구조와 알고리즘을 C++ 클래스를 사용하여 구현하였다. 다양한 형태의 다각형이나 다면체 블록의 시각적 표현을 위해 각각의 자료구조에(클래스) 그래픽 요소를 도입하여 최종적으로 구성된 블록시스템을 확인 할 수 있다. 프로그램 "BLOCK"은 사용자 편의의 GUI 환경을 이용한 프로그램구동 방식을 택하였다.

5.5.1 3차원 블록 판별 프로그램 "BLOCK"

(1) 입력과 출력

3차원 블록의 판별에 사용되는 입력 자료는 초기 암반 블록 - 해석대상이 되는 유한크기의 3차원 암반블록 (터널 혹은 사면을 지향성 다면체로 표현)으로써 불연속면에 의해 분할이 가능한 영역 - 과 불연속면 데이터 가 사용된다. 불연속면 데이터는 다양한 크기(무한, 유한), 형상(원형, 타원형, 다각형 등)의개별 불연속면 또는 불연속면 군의 통계 특성을 이용하여 발생한 불연속면을 포함한다. 두 가지 입력 자료로부터 해석을 수행한 결과는 3차원 암반블록의 블록시스템과 개별 블록 데이터.즉, 블록의 기하학적, 위상학적 정보 등이 있다.

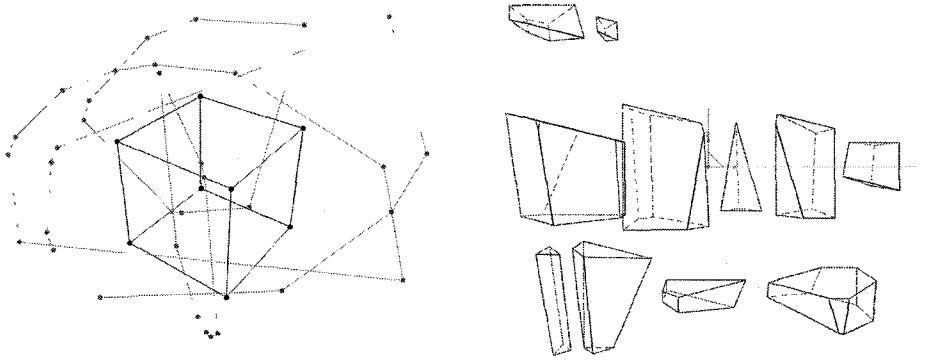


그림 5.20 (a)정육면체 도메인과 다각형 절리(a)와 결과블록(b)

(2) 프로그램의 구동

BLOCK 프로그램을 윈도우에서 구동한 모습은 그림 5.20 와 같다. 전체적인 틀을 Microsoft에서 제공하는 MFC (Microsoft Foundation Class) 의 다중 문서 인터페이스를 (Multiple Document Interface) 사용하였다. XYZ 축과 그리드가 표시 표시된 클라이언트 영역이 View이고 이 View에 표시할 데이터가 Document 에 존재하는 Document-View 방식이다.

프로그램의 메뉴나 툴바를 통해 도메인과 불연속면 군 또는 불연속면을 구성하고저장하거나 이를 이용하여 블록 판별 해석을 수행할 수 있다.

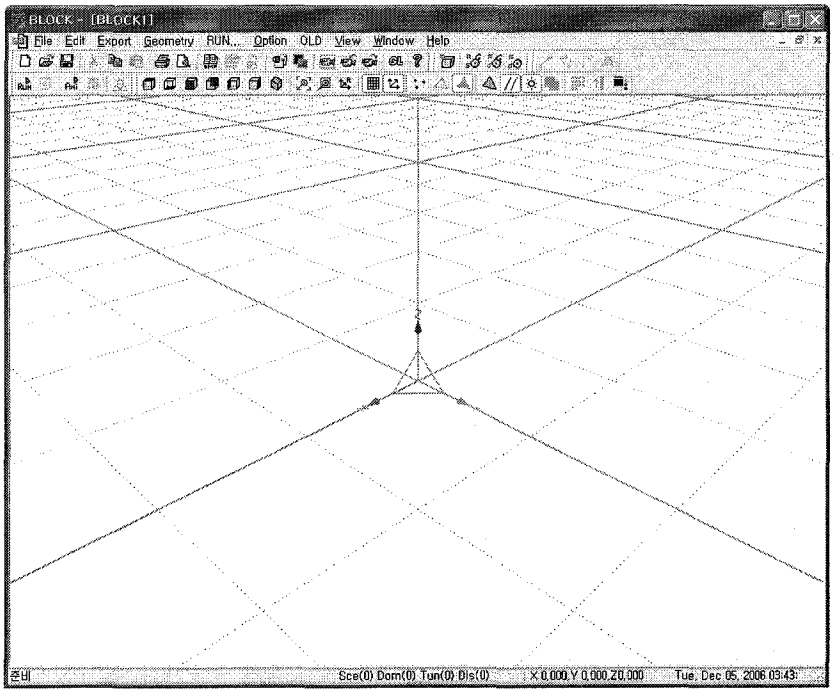


그림 5.21 Windows XP에서 구동되는 "BLOCK" 프로그램 예제

(3) 개발 방향

절리나 단층 등의 불연속면에 의해 형성되는3차원 암반블록을 찾는 알고리즘을 구현하는데 크게 다음과 같은 사항이 고려되었다.

객체 지향 설계 - 자료구조 개념들의 클래스화, 클래스사이의 계통적 관계를 (상속, 포함관계, 사용관계, 개념구현 관계) 정의하고 각 클래스의 연산집합을 구현

효율성 - 수치 연산이나 여타의 계산 과정에서 객체의 복사를 최소화하며 꼭 필요한 연산만 하도록 알고리즘을 조직화한다.

확장성 - 구현된 자료구조는 (클래스) 추가사항이나 개선사항을 최소한의 수정으로 적용할 수 있도록 한다. (예를 들어 곡면 불연속면의 적용)

에러처리 - 예기치 않는 에러나 수치 계산에서 발생하는 오류를 점검하고 에러 발생 시 에러의 원인을 출력.

활용가능성 - 다면체요소를 사용하는 개별 요소법(DEM), 블록이론(Block Theory) 또는 불연속 변형 해석과 (DDA) 같은 프로그램의 전처리기로 (pre-processor) 사용할 수 있도록 한다.

(4) 도메인 정의

프로그램 "BLOCK" 을 이용하여 블록 판별을 수행하기 위한 입력 자료로 도메인과 불연속면이 있다. 도메인은 그림 5.22 의대화상자를 통해 기본적인 형태의 여러 개의 도형과 이들의 CSG 연산, 즉 집합연산을 (Union, Intersection, Difference, Not) 적용한 것으로 정의할 수 있다. 기본 도형을 추가하고 (add버튼) 선택한 후 Transform 버튼을 누르면 그림 5.23 과 같은 대화상자가 팝업 되는데 여기서 도형의 평행이동, XYZ 축에 대한 회전변환, 크기 변환, 그리고 임의의 축에 대한 회전변환을 정의할 수 있다. Import와 Export 버튼은 기본 도형을 파일로 입, 출력하는 기능을 한다.

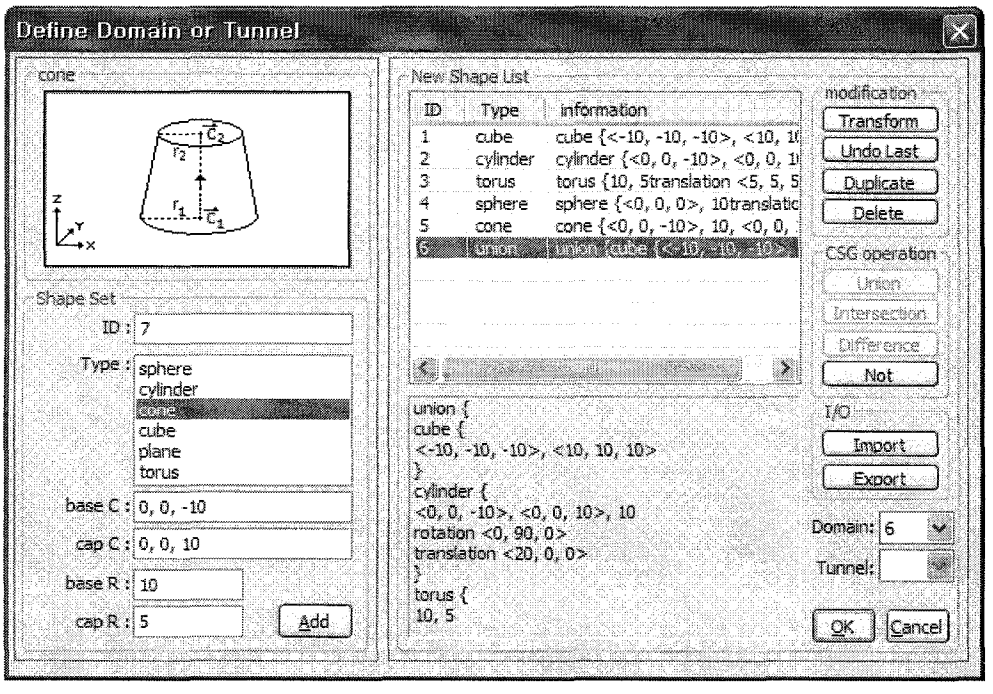


그림 5.22 "BLOCK"에서의 영역 정의 화면

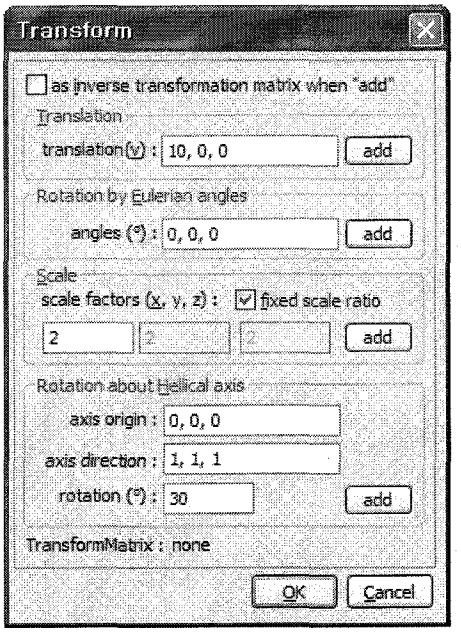


그림 5.23 역영이동 dialog box.

그림 5.22 와같이 육면체, 실린더, 토러스, 구, 콘 등의 다섯 개의 기본 도형을 추가하고 각각에 적절한 변환을 가한 후에 이들을 다시 Union 연산한 도형을 정의하고 이것을 평행이동과 회전이동을 한 후의 결과화면은 그림 5.24 와 같다. 실선과 표면이 쉐이드 처리된 것이 Union 연산한 도메인이다. 실선만으로 표시된 기본 도형은 최종 도메인을 얻기 위한 중간 단계로써 사용하는 것이다.

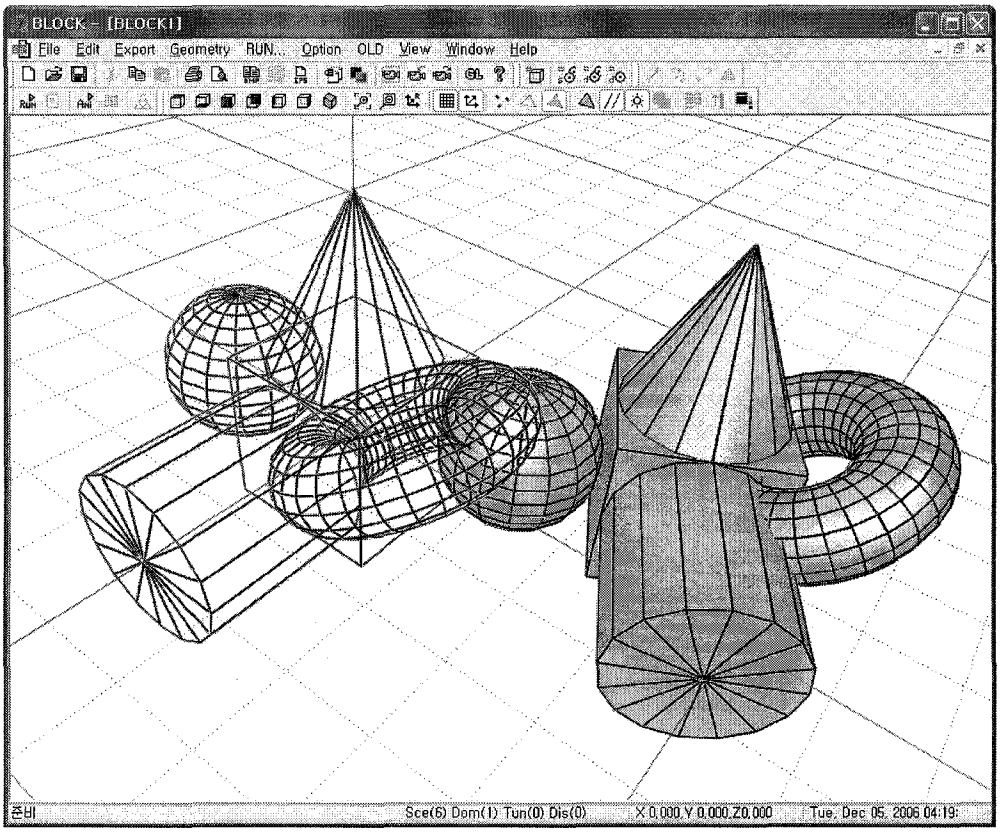


그림 5.24 영역결합 및 이동을 통한 복잡한 영역정의

(5) 불연속면 군의 정의

3 장에서 기술한 통계적3차원 불연속면의 생성 기법을 구현하여 그림 5.25 의 대화상자를 통하여 여러 개의 불연속면 군을 정의할 수 있다. 군의 통계적 특성으로 불연속면의 체적 빈도, 중심의 좌표에 대한 분포와 범위, 불연속면 방향의 분포와 중심 방향, 불연속면의크기 분포와 분포 특성치 등을 설정할 수 있다. 4개의 불연속면 군을 정의하고 각 불연속면 군에 해당하는 불연속면을 발생은 그림 5.26 의대화상자에서 수행하는데 발생된 불연속면의 극점이 스테레오넷 상에 표시된다. 실제 각 군에 대해 79 개의 원형, 삼각형, 사각형, 다각형 형태의 불연속면을 발생시킨 모습은 그림 5.27 과 같다.

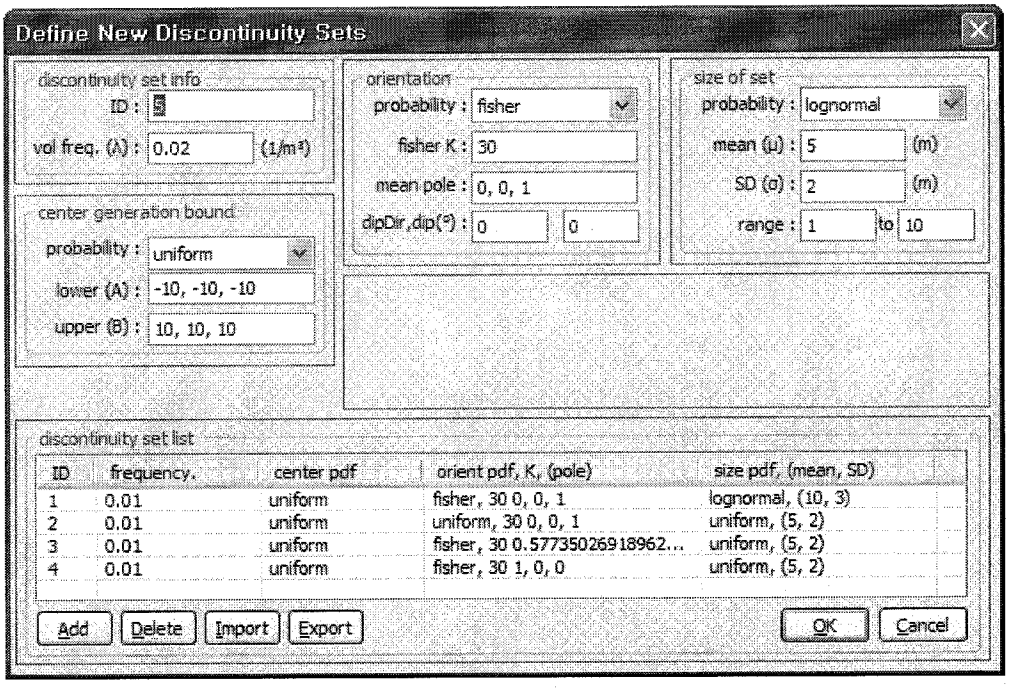


그림 5.25 절리군 정의를 위한 dialog box.

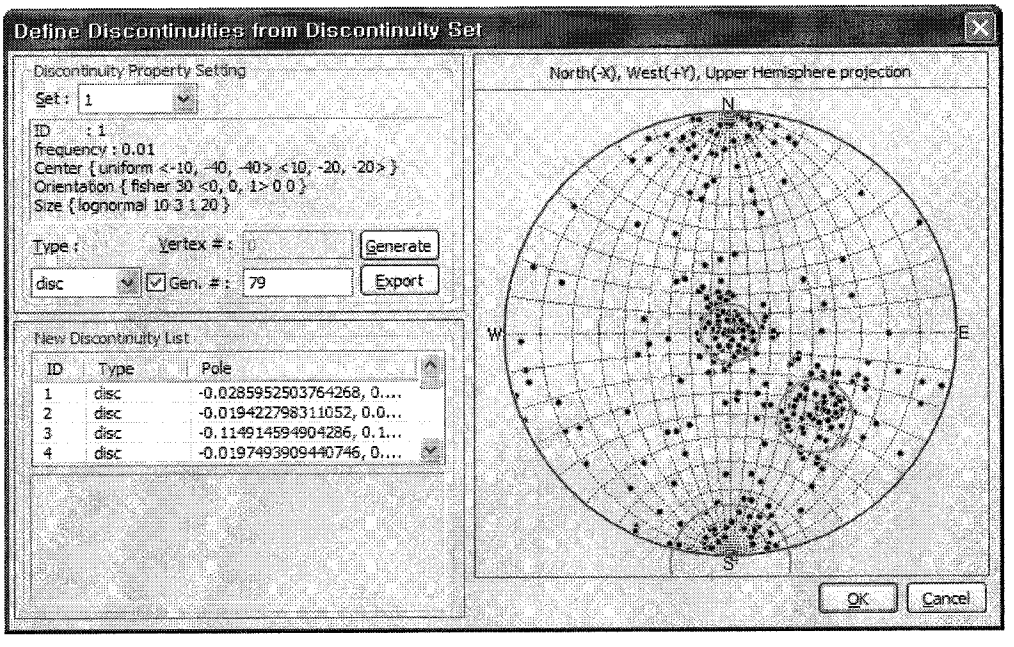


그림 5.26 각 절리군에서의 개별절리 생성을 위한 dialog box.

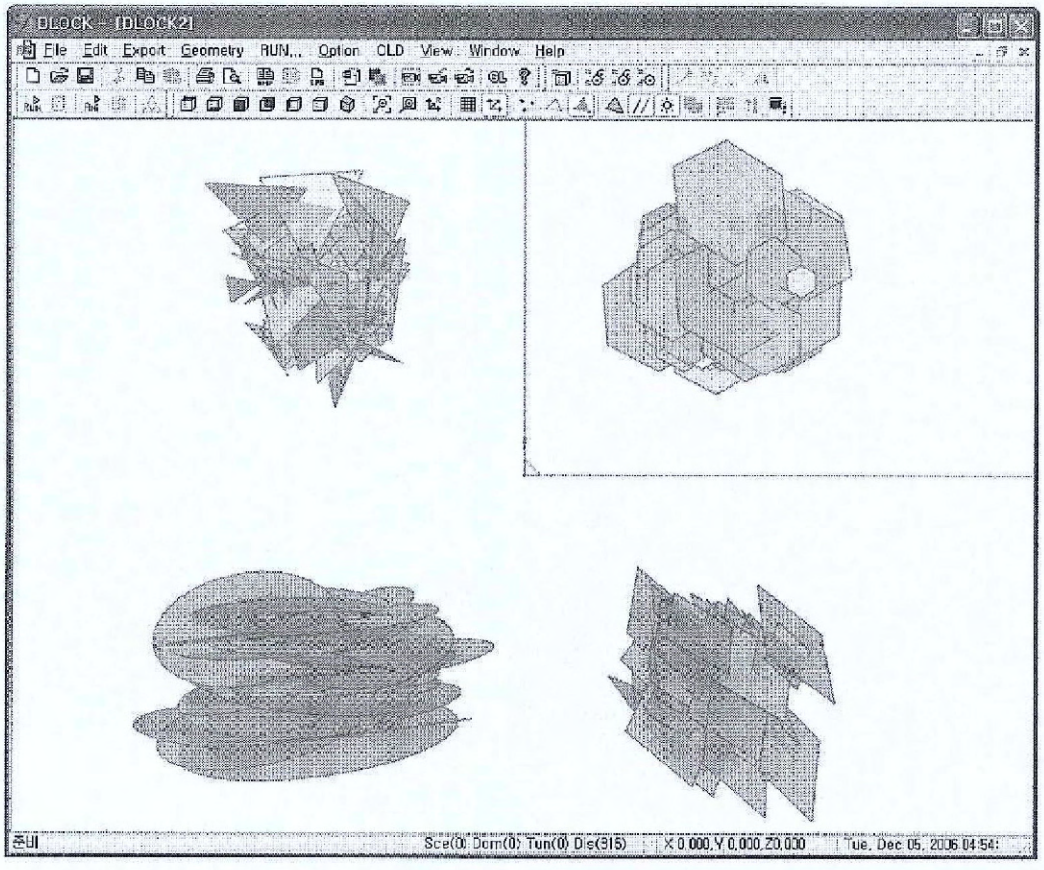


그림 5.27 절리군을 통한 절리 생성예제:
lower-left (set 1), upper-left (set 2),lower-right (set 3), upper-right (set 4)

(6) 개별 불연속면의 정의

불연속면 군을 이용하여 통계적으로 불연속면을 발생시키는 것 외에 필요에 따라 직접 절점의 좌표를 입력하거나 오목한 형태의 불연속면을 만드는 작업은 그림 5.28 의대화상자를 통해 이루어진다. 여기서 디스크 형, 원에 내접하는 임의 형태의 다각형 또는 삼각형, 사각형, 다각형의 절점의 좌표를 직접 입력하여 얻는 다각형 형태의 불연속면을 정의할 수 있다. Import, Export 기능을 활용하여 작성한 불연속면을 저장하거나 다시 불러올 수 있다.

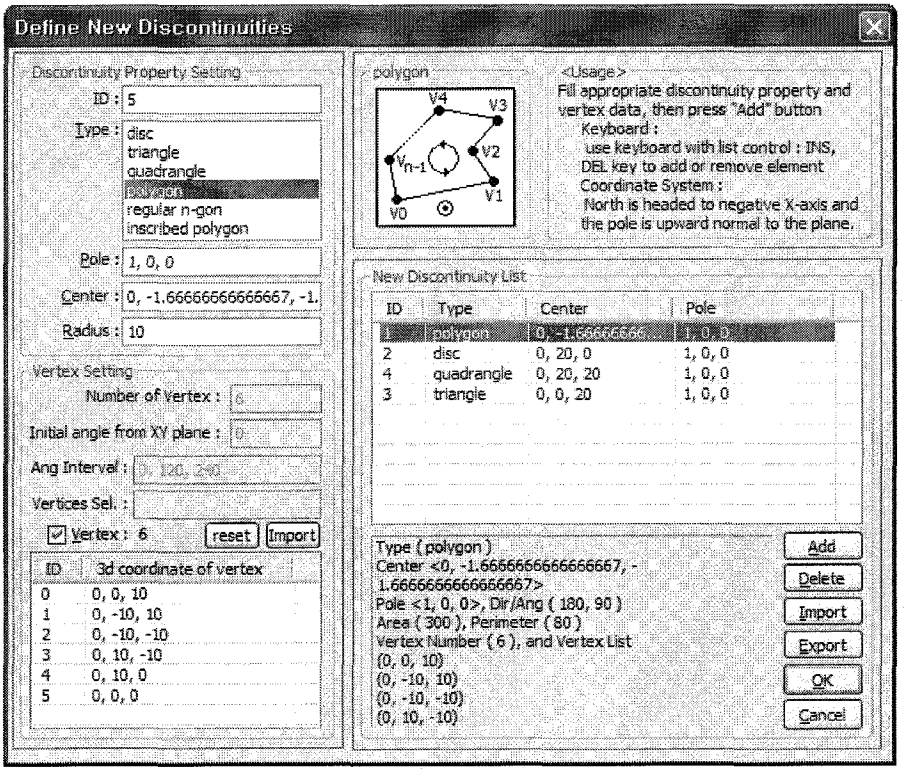


그림 5.28 개별 절리를 정의하기 위한 A dialog box.

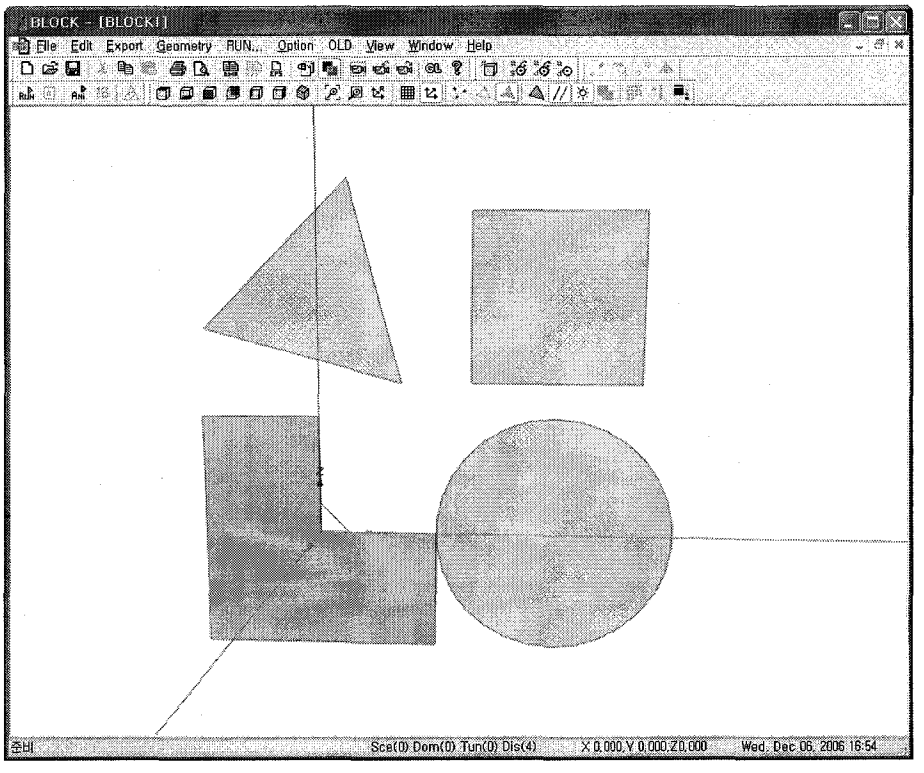


그림 5.29 개별 절리의 생성.

(7) 개별 블록의 판별해석

프로그램의 메뉴 (RUN…) 또는 툴바 RUN 을 선택하여 실행하면 그림 5.30 의대화상자가 실행된다. 여기에서 기존에 정의한 도메인이나 불연속면을 불러올 수 있고 해석 단계를 정한 후에 RUN 버튼을 통해 해석이 수행되며 해석의 진행 백분율이 RUN버튼 옆의 Progress Bar 에 표시가 된다.

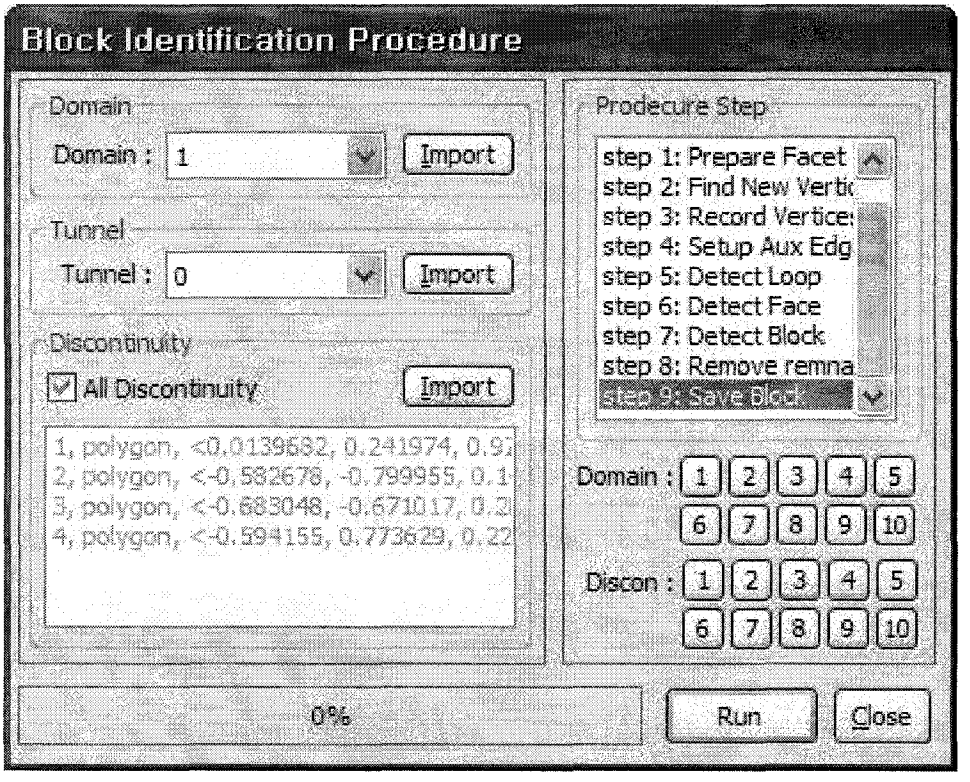


그림 5.30 개별 블록 판별 dialog box.

(8) 개별 블록의 정보

그림 5.30 에서 step 9, 즉 블록의 저장 단계까지 계산을 하게 되면 그림 5.31 의대화상자가 활성화 된다. 이것은 판별된 블록의 위상학적 특성과 블록의 입체 체적 그리고 블록을 포함하는 최소 육면체의 중심의 좌표를 계산하여 보여준다.

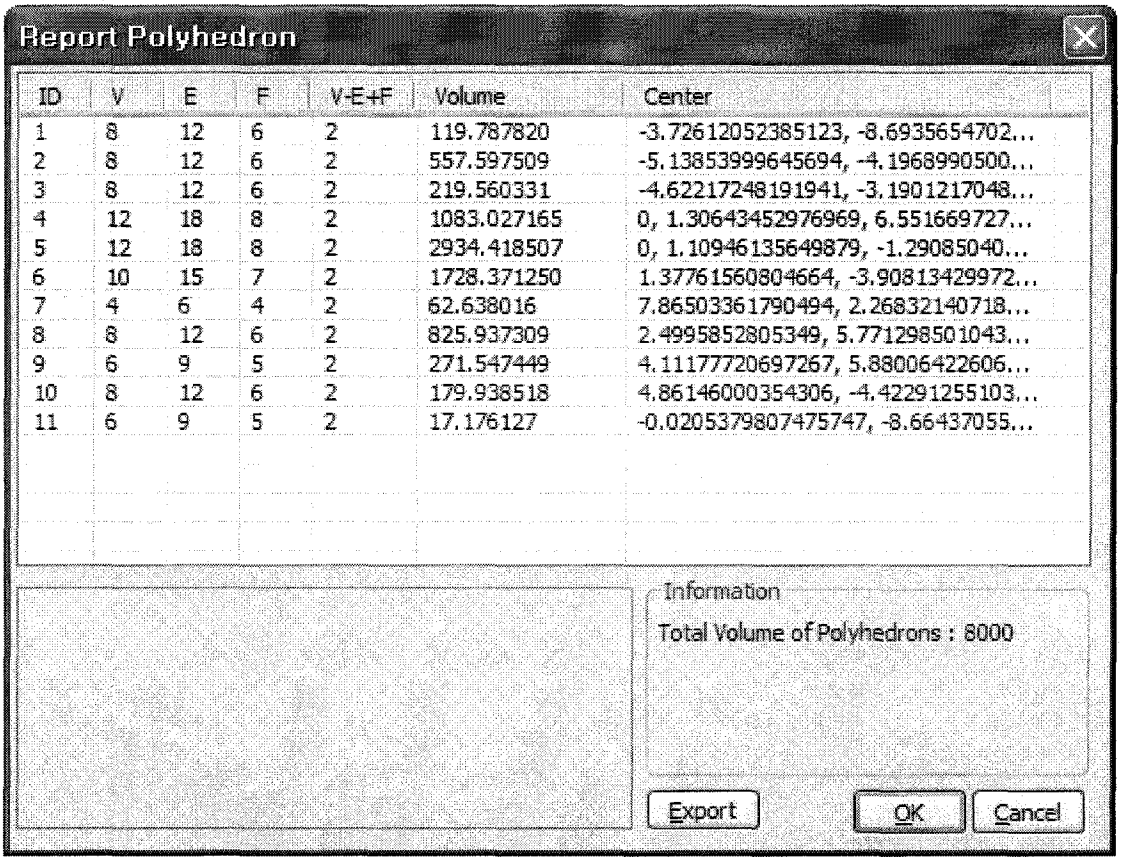


그림 5.31 개별 블록 정보 화면.

5.5.2 "BLOCK" 프로그램의 구조와 클래스

다면체의 표면은 3차원 vertex, edge, face들로 구성되어 있으며 요소 사이의 관계를 포함한다. Polyhedron_3는 Halfedge Data structure를 사용하여 구성한다. 표면이 닫혀있는 경우 다면체라고 한다.

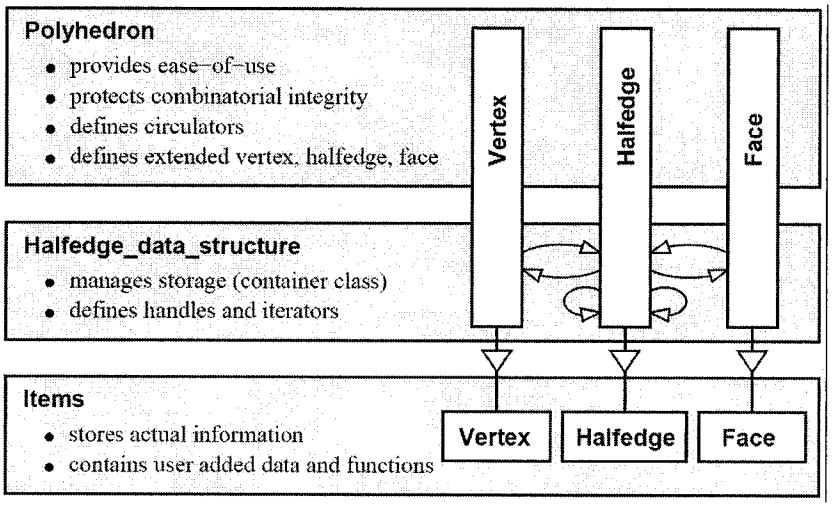


그림 5.32 다면체 정의를 위한 클래스(Class).

Halfedge 자료구조는 edge 중심의 자료구조로 절점과 변, 면 등의 포함관계를 유지해야한다. 다면체에서 각 변은 서로 다른 방향의 두 개의 Halfedge로 분할되고 각 Halfedge에 포함면과 포함절점을 저장한다. 각각의 면과 절점에 대해 하나의 Halfedge를 저장한다.

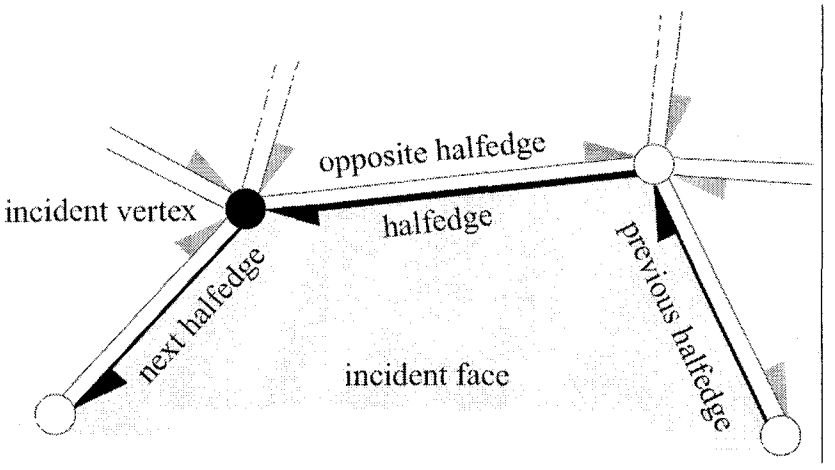


그림 5.33 Edge 중심의 자료구조 : Halfedge Data Structure(HDS), FE-structure, Doubly Connected Edge List (DCEL)

5.5.3 BLOCK 프로그램의 검증 및 적용

블록 판별 알고리즘을 구현한 프로그램이 다각형 불연속면이 있는 다면체 암반블록에서 개별 블록을 찾아내는 과정에 대한 검증을 위한 해석을 실시하여 그 결과를 정리하였다. 블록 판별 해석에 쓰이는 입력 자료는 BLOCK 프로그램을 이용하여 각 해석의 도메인과 불연속면 데이터를 작성하여 이용하였다.

각 해석의 결과는 다면체 블록의 자료구조를 (클래스) 그대로 나타내는 출력자료와 다면체를 표현하는 단순화된 출력자료, 각 개별블록의 위상학적 특성 (오일러 수), 체적, 중심좌표의 출력자료 그리고 BLOCK 프로그램에 구현된 오목한 다각형을 그래픽으로 처리한 결과를 분석하여 제시하였다.

알고리즘과 프로그램을 위한 1차 해석으로써 서로 평행한 불연속면이 기존 블록을 잘라내면서 3차원요소망과 같은 형태의 개별블록들을 판별하는 해석을 (Convex_Mesh) 수행하여 전반적인 프로세스, 즉 각 불연속면과 기존 블록의 면들로부터 새로운 절점을 찾고 그 절점들을 이용하여 각 면에서 모서리 리스트를 작성하며, 이들로부터 지향 회로, 지향면 그리고 최종적으로 지향 다면체를 찾아내는 일련의 과정에 오류가 존재하지 않음을 보였다.

오목한 블록이 만들어지는 경우 알고리즘이 이를 효과적으로 고려하는지 검증하기 위해 불연속면의 크기가 작은 경우에 대한 해석을 수행하였다. L자 형태의 오목

한 블록이 나오는 경우 (L_Shape), 한쪽은 개방되어있고 한쪽은 막혀있는 터널 형태의 오목한 블록이 나오는 경우 (Tunnel) 그리고 토러스와 같이 블록 내부에 통로가 만들어지는 경우에 (Torus) 대한 해석을 수행하였다.

단순연결 블록과 더불어 다중 연결 블록, 즉 내부 블록과 외부 블록이 혼재하는 경우 이를 처리할 수 있는지 검증하기 위해기본 대상 블록의 내부에 공동이 존재하는 경우 (Cavity) 해석을 수행하였다.

블록들이 모두 볼록한 다면체를 이루는 경우, 즉 불연속면의 크기가 도메인에 비해 큰 경우 불연속면의 개수에 따라 판별된 블록의 수와 모양이 변하는 양상을 알아보기 위한 해석을 수행하였다. 한 변의 길이가 20 m 인 정육면체 대상 블록에 대해 불연속면의 개수가 4 개, 10 개 그리고 20 개에 대한 해석을 각각 수행하였다 (각각 Convex1, Convex2, Convex3).

Concave1, Concave2, Concave3 해석은 불연속면개수에 따라 오목 다면체를 찾는 해석이다.

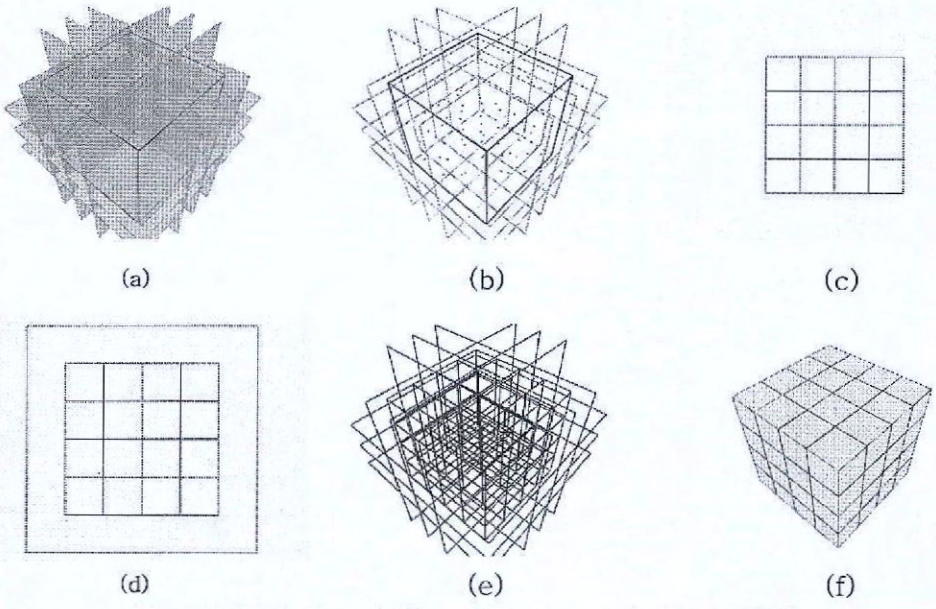
방향성이 있는 불연속면 군 2개를 정의하여 군의 적용에 따른 볼록 다면체를 찾는 해석은 Two Set, 그리고 다중 연결 블록이 나타나도록 불연속면을 발생시켜 해석을 수행한 것이 MT_Block이다.

(1) 3차원 요소망 블록 (Convex_Mesh)

3차원 암반블록의 판별 알고리즘을 검증하는 해석으로 BLOCK 프로그램을 이용하여 그림 5.34 (a)와 같은 한 변의 길이가 20인 정육면체 도메인과 불연속면의 법선 벡터 방향이 X, Y, Z 좌표축에 평행한 9개의 정사각형 불연속면에 대해 블록 판별 해석을 수행하였다. 법선 벡터의 방향이 같은 불연속면 사이에는 새로운 접점이 형성되지 않으며 불연속면의 모든 모서리가도메인과 만나지 않기 때문에 이 해석의 결과는 정육면체의 각 변을 3등분함으로써 얻을 수 있는 구조화된 3차원 요소망과 동일한 결과를 보여야 하고 해석 결과는 그림 5.34 에 정리하였다.

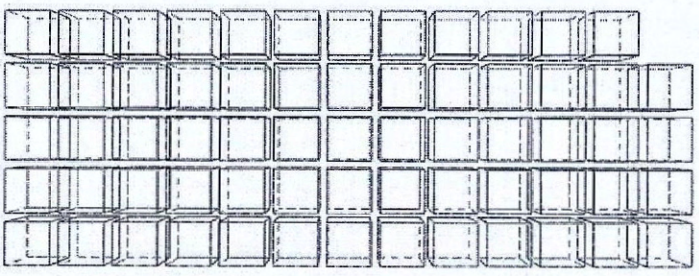
각 개별블록은 모두 정육면체로 절점(V), 모서리(E) 그리고 면의 개수는 (F) 각각 8, 12, 6 으로 동일하고 입체 체적 값은 125로 모두 같다. 총 64 개의 블록으로 이루어져있으며 모든 블록이 내부에 공동이 없는 볼록한 형태이므로 오일러 상수는

모두 2의 값을 갖는다. 블록체적의 산술 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일한 결과를 보였다.



(a) (b) (c)

(d) (e) (f)



(g)

그림 5.34 개별 블록 판별 과정, Case 1(Convex_Mesh):

(a) a cubic domain to be cut by 9 rectangular discontinuity faces of large size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (117 vertices from three faces' intersection, 0 vertices from Edge-face intersection) ; (c) atypical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) convex blocks after identification; (g) 64 convex blocks translated after identification.

(2) L 형태 블록 (L_Shape)

3차원 암반블록의 판별 알고리즘을 검증하는 해석으로 BLOCK 프로그램을 이용하여 그림 5.35 (a)와 같은 한 변의 길이가 20 인 정육면체 도메인과 x, y, z 축에 각각 평행한 5개의 불연속면에 대해 블록 판별 해석을 수행하였다.

오목한 블록을 형성하며 그 형태가 영어 대문자 L 과 같게 나오도록 불연속면의 크기와 방향을 설정하였고 불연속면들의 모서리 중 일부는 기존의 정육면체 블록과 만나도록 하였다. 해석 결과는 그림 5.35 에 제시한 바와 같다.

볼록한 개별블록 4개는 모두 직육면체로 절점(V), 모서리(E) 그리고 면의 개수는 (F) 각각 8, 12, 6 으로 동일하고 입체 체적 값은 500로 모두 같다. 또한 오목한 L 자형태의 블록은 절점, 모서리, 면의 개수가 각각 12, 18, 8 인 블록이고 입체 체적은 6000 이다. 모든 블록의 체적의 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

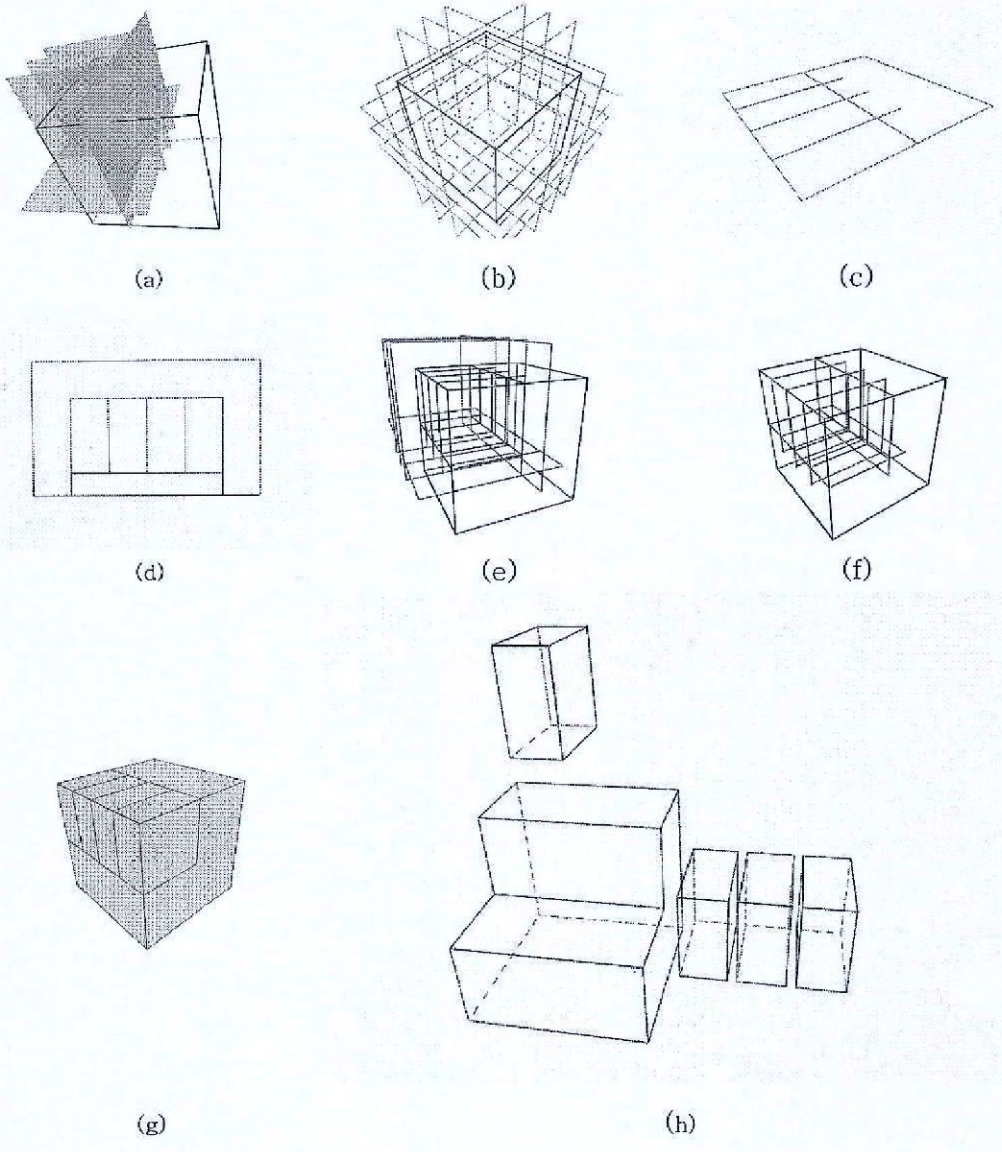


그림 5.35 개별 블록 판별 과정, Case 2 (L_Shape):

(a) a cubic domain to be cut by 5 rectangular discontinuity faces of small size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (18 vertices from three faces' intersection, 10 vertices from Edge-face intersection); (c) atypical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) concave block has fracture plane and line mark on its faces; (g)convex and concave blocks after identification and removal process; (h) 5 blocks translated after identification.

(3) 터널 블록 (Tunnel)

3차원 암반블록의 판별 알고리즘을 검증하는 해석으로 BLOCK 프로그램을 이용하여 그림 5.36 (a)와 같은 한 변의 길이가 20 인 정육면체 도메인과 x, y, z 축에 각각 평행한 5개의 불연속면에 대해 블록 판별 해석을 수행하였다.

오목한 블록을 형성하며 그 형태가 터널과 같게 나오도록 불연속면의 크기와 방향을 설정하였고 불연속면들의 모서리 중 일부는 기존의 정육면체 블록과 만나도록 하였다. 해석 결과는 그림 5.36 에 제시한 바와 같다.

모두 2개의 개별블록으로 이루어져있으며 볼록한 블록은 한 변의 길이가 10인 정육면체이고 입체체적은1000이다. 기본 정육면체 블록에서 정육면체 개별블록을 차집합 연산을 한 것과 같은 터널형태의 블록의 경우 절점(V), 모서리(E) 그리고 면의개수는 (F) 각각 16, 24, 11이므로 오일러 수는 3이 되고 입체 체적 값은 7000 이다. 모든 블록의 체적의 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

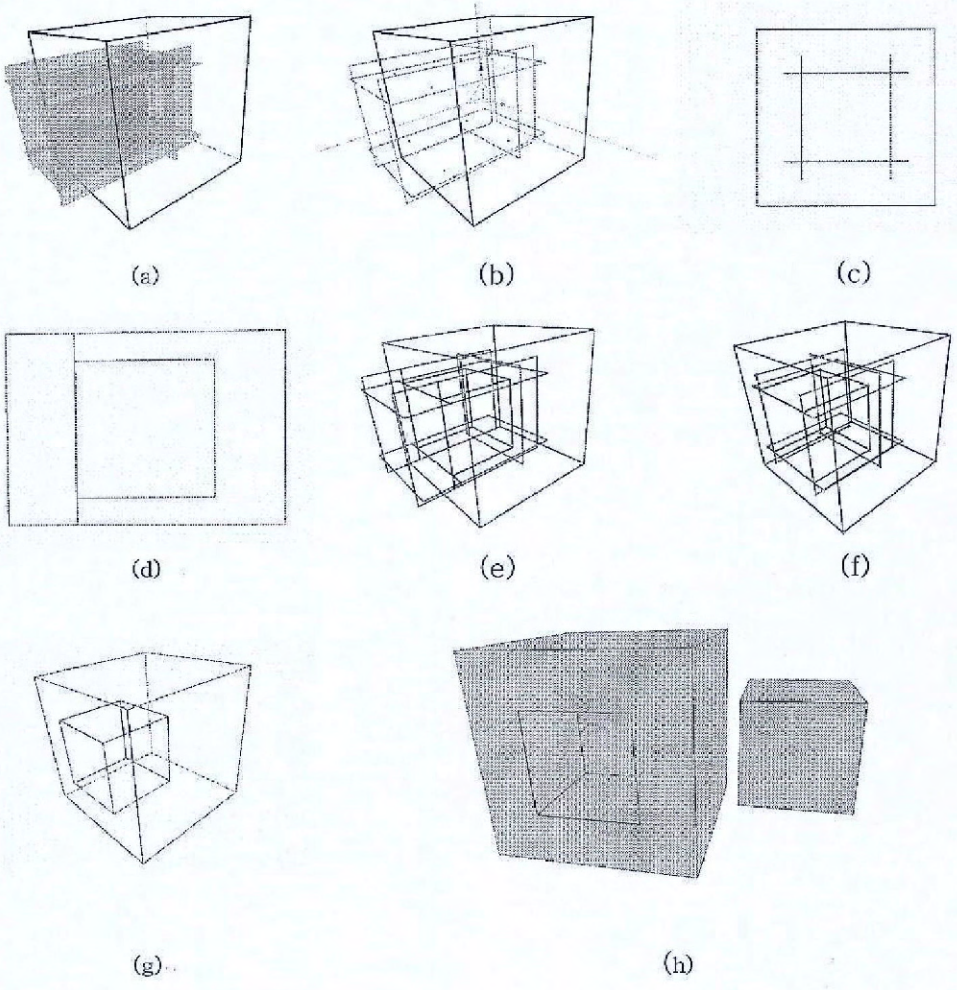


그림 5.36 개별 블록 판별 과정, Case 3 (Tunnel):

(a) a cubic domain to be cut by 5 rectangular discontinuity faces of small size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (8 vertices from three faces' intersection, 8 vertices from Edge-face intersection); (c) atypical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) concave block has fracture plane and line mark on its faces; (g)convex and concave blocks after identification and removal process; (h) 2 blocks translated after identification.

(4) 토러스 블록 (Torus)

3차원 암반블록의 판별 알고리즘을 검증하는 해석으로 BLOCK 프로그램을 이용하여 그림 5.37 (a)와 같은 한 변의 길이가 20 인 정육면체 도메인과 x, y, z 축에 각각 평행한 4개의 불연속면에 대해 블록 판별 해석을 수행하였다.

오목한 블록을 형성하며 그 형태가 토러스와 같게 나오도록 불연속면의 크기와 방향을 설정하였고 불연속면들의 모서리 중 일부는 기존의 정육면체 블록과 만나도록 하였다. 해석 결과는 그림 5.37 에 제시한 바와 같다.

모두 2개의 개별블록으로 이루어져있으며 볼록한 블록은 직육면체이고 입체체적은 2000이다. 기본정육면체 블록에서 직육면체 개별블록을 차집합 연산을 한 것과 같은 토러스 형태의 블록의 경우 절점(V), 모서리(E) 그리고 면의 개수는 (F) 각각 16, 24, 10이므로 오일러 수는 2가 되고 입체 체적 값은 6000 이다. 모든 블록의 체적의 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

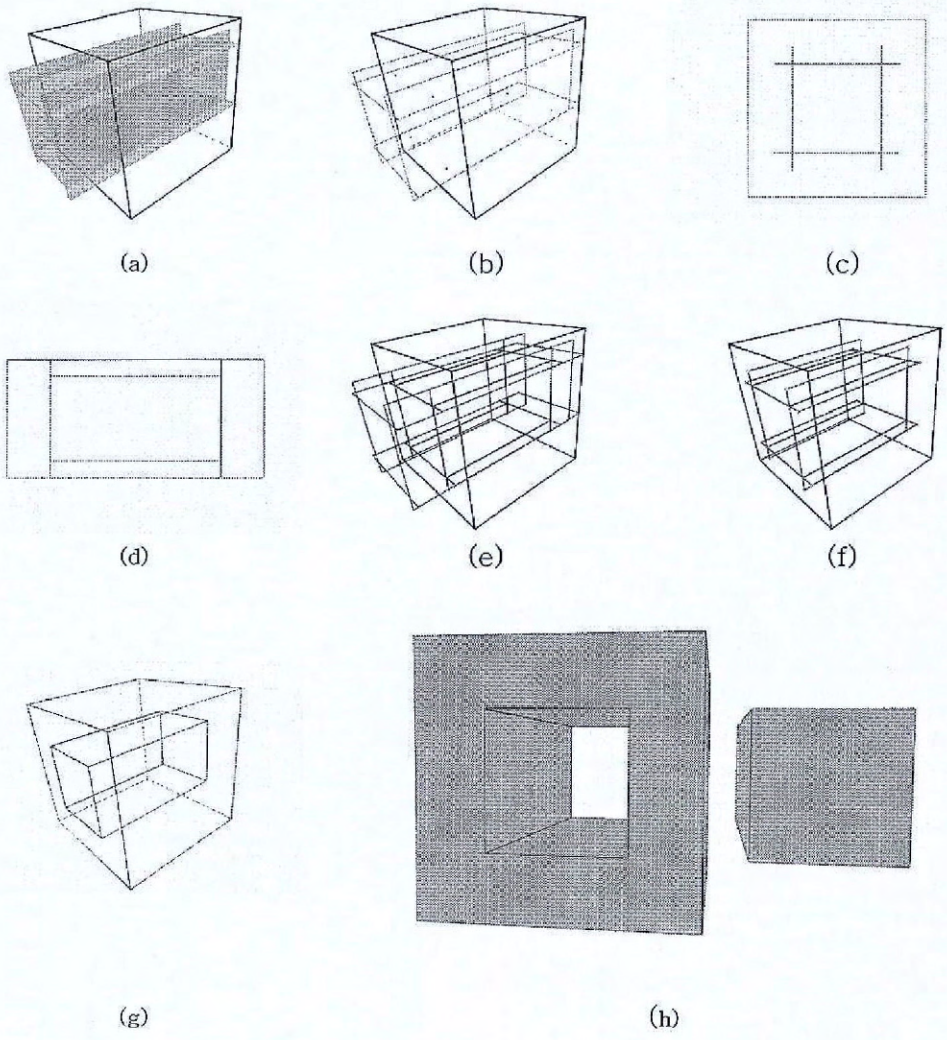


그림 5.37 개별 블록 판별 과정, Case 4 (Torus):

(a) a cubic domain to be cut by 4 rectangular discontinuity faces of small size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities' faces (8 vertices from three faces' intersection, 16 vertices from Edge-face intersection); (c) a typical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) concave block has fracture plane and line mark on its faces; (g) convex and concave blocks after identification and removal process; (h) 2 blocks translated after identification.

(5) 공동 블록 (Cavity)

3차원 암반블록의 판별 알고리즘을 검증하는 해석으로 BLOCK 프로그램을 이용하여 그림 5.38 (a)와 같은 한 변의 길이가 20 인 정육면체 도메인과 x, y, z 축에 각각 평행한 15개의 불연속면에 대해 블록 판별 해석을 수행하였다.

오목한 블록을 형성하며 블록 내부에 공동이 존재하도록 불연속면의 크기와 방향을 설정하였다. 공동은 외부 다면체에 (exterior polyhedron) 해당되고 공동과 동일하지만 방향이 반대인 평면을 갖는 내부 다면체가 (interior polyhedron) 동시에 생기는데 내부 다면체의 내부에 또 다른 공동이 있는 특이한 경우를 고려하도록 불연속면을 설정하였다. 이 해석에 사용된 모든 불연속면은 기본 블록의 내부에 있으며 기본 블록과 만나지 않는다. 해석 결과는 그림 5.38 에 제시한 바와 같다.

각 개별 블록의 절점의 개수, 모서리의 개수, 면의 개수, 오일러 상수, 체적 그리고 중심의 좌표를 표 5.3 에 정리하였다.

모두 10개의 개별블록으로 이루어져있다. 이 중에서 1번과10번 2개의 블록은 내부에 공동이 존재하는 다중 연결 다면체이다 (multi-connected polyhedron). 2개의 공동은 그것을 포함하는 블록에 포함시키는 알고리즘에 의해 적절하게 배치되었음을 확인 할 수 있다. 모든 블록의 체적의 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

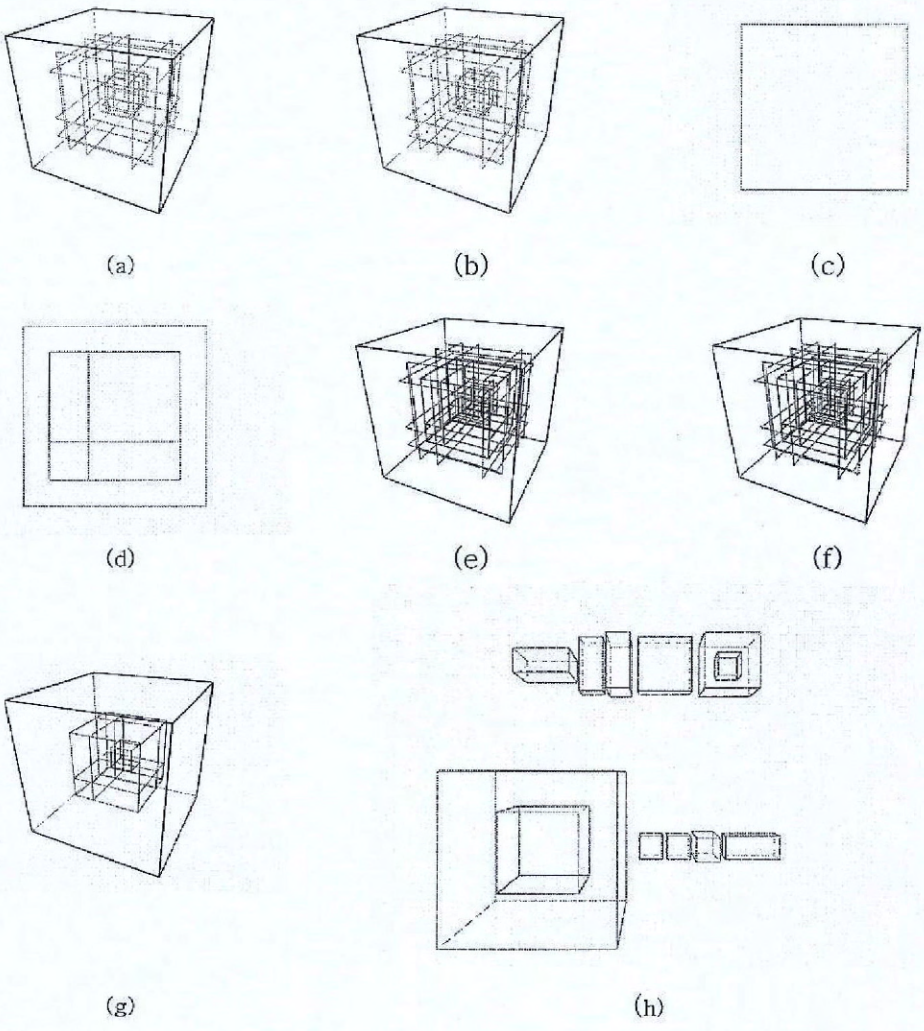


그림 5.38 개별 블록 판별 과정, Case 5 (Cavity):

(a) a cubic domain to be cut by 15 rectangular discontinuity faces of small size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (35 vertices from three faces' intersection, 0 vertices from Edge-face intersection); (c) atypical face of the domain; (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting; (f) multi-connected block has fracture plane and line mark on its faces; (g) convex and multi-connected blocks after identification and removal process; (h) 10 blocks translated after identification.

표 5.3 개별 블록의 특성값, Case 5 (Cavity).

Block ID	Vertex (V)	Edges (E)	Faces (F)	Euler N (V-E+F)	Volume (m^3)	Center (x,y,z)
1	16	24	12	4	7000.00	(0, 0, 0)
2	8	12	6	2	27.00	(1.5, 1.5, 1.5)
3	8	12	6	2	27.00	(-3.5, -3.5, -3.5)
4	8	12	6	2	63.00	(1.5, -3.5, -3.5)
5	8	12	6	2	63.00	(-3.5, 1.5, -3.5)
6	8	12	6	2	147.00	(1.5, 1.5, -3.5)
7	8	12	6	2	63.00	(-3.5, -3.5, 1.5)
8	8	12	6	2	147.00	(1.5, -3.5, 1.5)
9	8	12	6	2	147.00	(-3.5, 1.5, 1.5)
10	16	24	12	4	316.00	(1.5, 1.5, 1.5)
Total	96	144	72		8000.00	

(6) 볼록 다면체 (Convex1)

불연속면이 크기가 커서 각 불연속면의 모서리가 기본 블록의 모든 면과 만나지 않을 때와 같이 특별한 경우에 도메인 내에는 볼록한 형태의 개별 블록들만 존재하게 된다. 초기의 육면체 형태의 기본 암반 블록과 4개의 불규칙한 다각형 형태의 불연속면과 블록 판별 이후의 새로운 블록 시스템을 그림 5.39 에 도시하였다.

Convex1 의 결과는 무한한 크기의 불연속면을 사용하였을 때 결과와 같은데 이는 앞에서도 언급한 바와 같이 불연속면의 어떤 모서리도 도메인과 만나지 않기 때문이다. 그림 5.39 (b) 는 6개의 기본블록의 면과 4개의 불연속면들 중에 세면의 교점과 한 면과 다른 면에 속한 모서리의 교점을 점으로 표시한 것이다. 그림 5.39 (c) 는 기본 블록의 여섯 개의 면 중에서 면의 법선벡터가 +x 축을 향하는 면에서 검색된 지향면을 나타내고 그림 5.39 (d) 는 한 개의 불연속면이 다른 면에 의해 잘리면서 형성되는 지향면을 나타낸다. 그림 5.39 (e) 는 기본 블록과 불연속면의 모든 면들에 의해 서로 잘려져 이루는 새로운 면들을 모두 표시한 것이고 그림 5.39 (f) 는 검색된 새로운 면들을 이용해 찾아낸 개별 블록들을 평행 이동하여 도시한 결과이다.

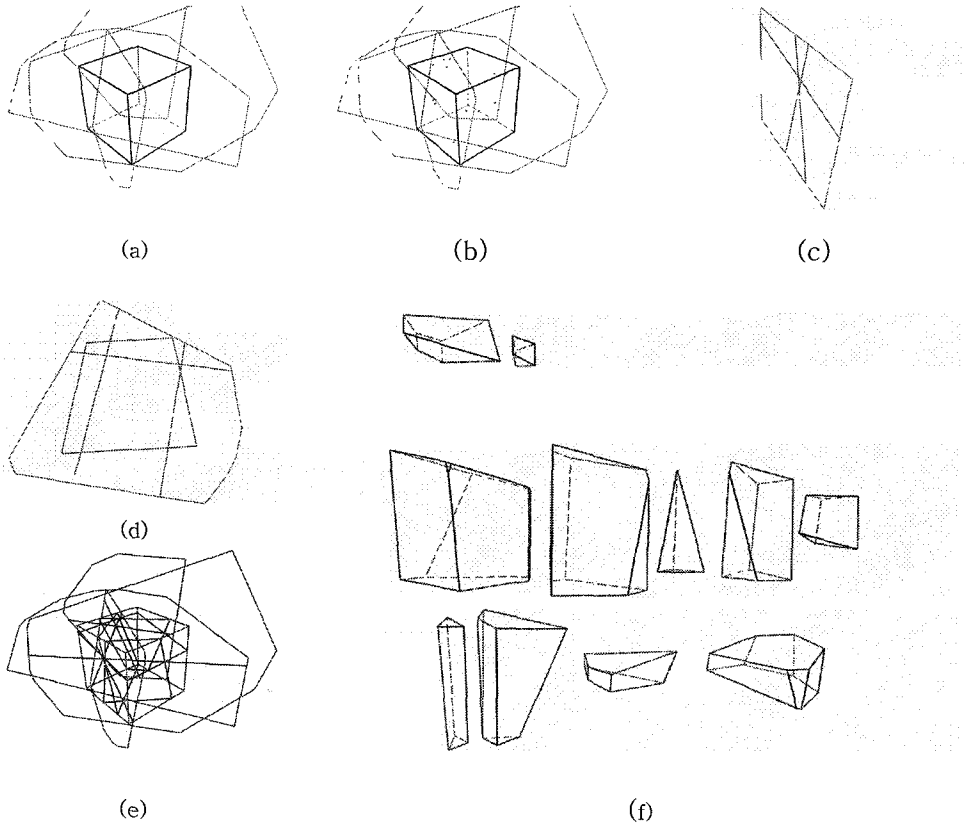


그림 5.39 개별 블록 판별 과정, Case 6 (Convex1):

(a) a cubic domain to be cut by 4 polygonal discontinuity faces of large size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (29 vertices from three faces'intersection, 10 vertices from Edge-face intersection) ; (c) a typical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) 11 convex blocks after identification (operation of translational movement is performed for each block)

각 개별 블록의 절점의 개수, 모서리의 개수, 면의 개수, 오일러 상수, 체적 그리고 중심의 좌표를 표 5.4에 정리하였다. 총 11개의 블록으로 이루어져있으며 모든 블록이 내부에 공동이 없는 볼록한 형태이므로 오일러 상수는 모두 2의 값을 갖는다. 블록 체적의 산술 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

표 5.4 개별블록의 특성값, Case 6 (Convex1).

Block ID	Vertex (V)	Edges (E)	Faces (F)	Euler N (V-E+F)	Volume (m^3)	Center (x,y,z)
1	8	12	6	2	119.78	(-3.72612, -8.69357, -0.942379)
2	8	12	6	2	557.60	(-5.13854, -4.1969, -0.895018)
3	8	12	6	2	219.56	(-4.62217, -3.19012, 7.65762)
4	12	18	8	2	1083.03	(0, 1.30643, 6.55167)
5	12	18	8	2	2934.42	(0, 1.10946, -1.29085)
6	10	15	7	2	1728.37	(1.37762, -3.90813, -0.985346)
7	4	6	4	2	62.64	(7.86503, 2.26832, -3.11237)
8	8	12	6	2	825.94	(2.49959, 5.7713, -2.50555)
9	6	9	5	2	271.55	(4.11178, 5.88006, 6.46689)
10	8	12	6	2	179.94	(4.86146, -4.42291, 7.57002)
11	6	9	5	2	17.17	(-0.020538, -8.66437, 8.70915)
Total	90	135	67		8000.00	

(7) 볼록 다면체 (Convex2)

내부 블록이 볼록한 크기가 큰 불연속면이 추가될 때, 기존 면들과 만나서 발생하는 교점이 많아지기 때문에 한 면에서 형성되는 모서리 리스트는 더욱 복잡해지며 많아진다.

Convex1과 동일한 기본 블록에 불연속면이 10개인 경우에 개별 블록을 찾는 해석을 수행하였고 그 결과는 그림 5.40 와 같다.

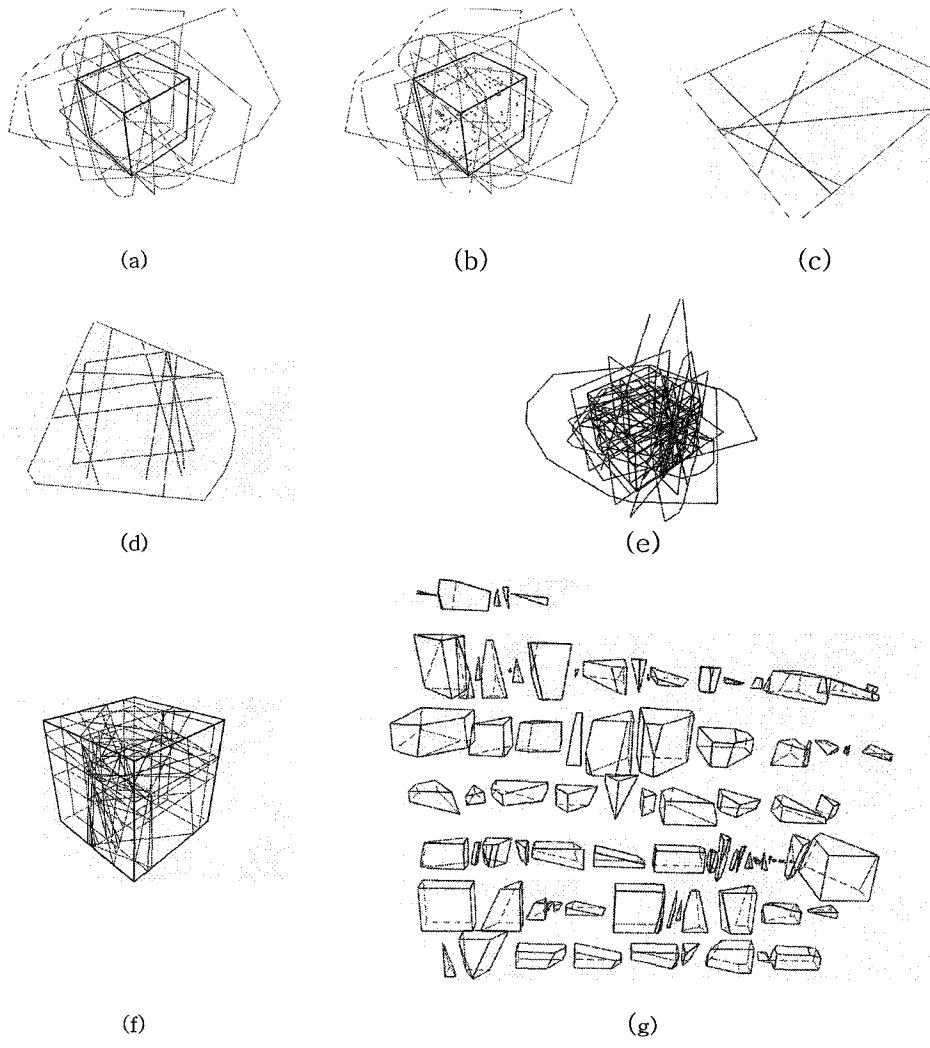


그림 5.40 개별 블록 판별 과정, Case 7(Convex2):

(a) a cubic domain to be cut by 10 polygonal discontinuity faces of large size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (174 vertices from three faces' intersection, 68 vertices from Edge-face intersection) ; (c) atypical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) convex blocks after identification; (g) 91 individual convex blocks

각 개별 블록의 절점의 개수, 모서리의 개수, 면의 개수, 오일러 상수, 체적 그리고 중심의 좌표를 표 5.5 에 정리하였다. 총 91개의블록으로 이루어져있으며 모든 블록이 내부에 공동이 없는 볼록한 형태이므로 오일러 상수는 모두 2의 값을 갖는다. 블록 체적의 산술 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

표 5.5 개별블록의 특성값, Case 7(Convex2).

Block ID	Vertex (V)	Edges (E)	Faces (F)	Euler N (V-E+F)	Volume (m^3)	Center (x,y,z)
1	8	12	6	2	10.62	(-8.5, -8.88362, -5.77147)
2	10	15	7	2	158.75	(-8.5, -5.33917, -5)
3	10	15	7	2	104.23	(-8.5, -5, 2.08964)
4	10	15	7	2	85.06	(-8.5, -5, 6.04036)
5	10	15	7	2	91.02	(-8.5, -5, 7.84542)
6	8	12	6	2	16.07	(-8.5, 1.80988, 7.65762)
7	12	18	8	2	148.68	(-8.5, 5, 6.83625)
8	6	9	5	2	1.83	(-8.5, 8.68411, 3.50674)
9	12	18	8	2	112.61	(-8.5, 5, 1.99051)
10	8	12	6	2	300.00	(-8.5, 5, -5)
생략 (60 blocks)						
82	4	6	4	2	0.74	(-7.63175, -0.584342, 7.17794)
83	10	15	7	2	256.87	(0, -3.77745, 2.25742)
84	10	15	7	2	118.42	(0, -3.72848, 5.69966)
85	4	6	4	2	0.00495	(6.59125, 4.1372, 4.44312)
86	6	9	5	2	0.87	(7.80564, -0.669566, 5.15033)
87	6	9	5	2	0.30	(8.325, 3.09314, 4.67191)
88	10	15	7	2	32.26	(8.33074, 5.54017, 2.27728)
89	4	6	4	2	0.29	(9.25386, 1.60366, 1.34157)
90	4	6	4	2	0.70	(7.63787, -0.485962, 2.82115)
91	4	6	4	2	2.19	(8.00634, 6.74307, 3.79957)
Total	730	1095	547		8000.00	

(8) 볼록 다면체 (Convex3)

Convex1과 동일한 기본 블록에 불연속면이 20개인 경우에 개별 블록을 판별하였고 그 결과는 다음과 같다.

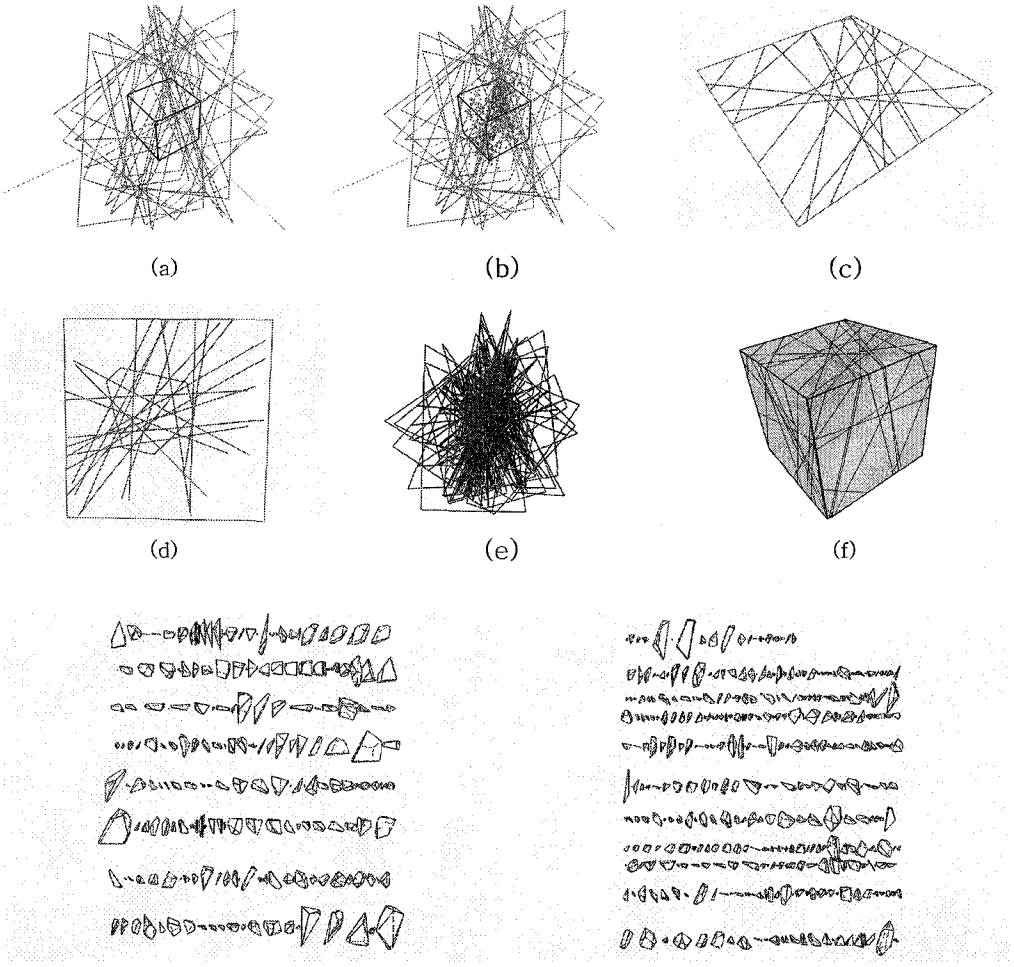


그림 5.41 개별 블록 판별 과정, Case 8(Convex3):

(a) a cubic domain to be cut by 20 rectangular discontinuity faces of large size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (1281 vertices from three faces' intersection, 370 vertices from Edge-face intersection) ; (c) atypical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) convex blocks after identification; (g) 644 individual convex blocks

각 개별 블록의 절점의 개수, 모서리의 개수, 면의 개수, 오일러 상수, 체적 그리고 중심의 좌표를 표 5.6 에 정리하였다. 총 644개의 블록으로 이루어져있으며 모든 블록이 내부에 공동이 없는 볼록한 형태이므로 오일러 상수는 모두 2의 값을 갖는다. 블록 체적의 산술 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

표 5.6 개별블록의 특성값, Case 8 (Convex3).

Block ID	Vertex (V)	Edges (E)	Faces (F)	Euler N (V-E+F)	Volume (m^3)	Center (x,y,z)
1	12	18	8	2	19.84	(-7.98388, -8.15313, -6.48674)
2	8	12	6	2	10.16	(-8.11612, -8.37886, -5.78652)
3	10	15	7	2	14.57	(-8.17907, -7.82553, -0.601039)
4	18	27	11	2	82.22	(-6.98016, -7.13552, 1.88868)
5	6	9	5	2	2.23	(-9.46128, -8.82969, 3.51298)
6	18	27	11	2	28.59	(-8.27023, -7.19802, 6.30239)
7	10	15	7	2	10.23	(-8.92313, -7.61407, 7.21069)
8	8	12	6	2	1.31	(-8.92198, -7.27607, 9.46487)
9	12	18	8	2	1.98	(-8.52754, -5.03105, 9.20036)
10	8	12	6	2	1.42	(-8.81915, -4.88962, 9.27373)
생략 (624 blocks)						
635	8	12	6	2	3.38	(-5.57297, -3.02784, 5.12712)
636	4	6	4	2	0.02	(4.48444, 2.36265, 3.40108)
637	4	6	4	2	0.001754	(-8.17567, 0.741153, -8.61414)
638	4	6	4	2	0.81	(-5.74734, -3.67714, 6.14056)
639	4	6	4	2	0.14	(5.20707, 3.78967, -5.11224)
640	6	9	5	2	0.07	(3.75486, 4.69109, -4.03824)
641	6	9	5	2	0.03	(3.52233, 4.64777, -4.22896)
642	4	6	4	2	0.50	(3.9533, 2.3293, -7.4509)
643	4	6	4	2	2.67	(1.08066, 5.87046, -0.489993)
644	4	6	4	2	0.000576	(3.81092, 5.04014, -4.44774)
Total	5184	7776	3880		8000.00	

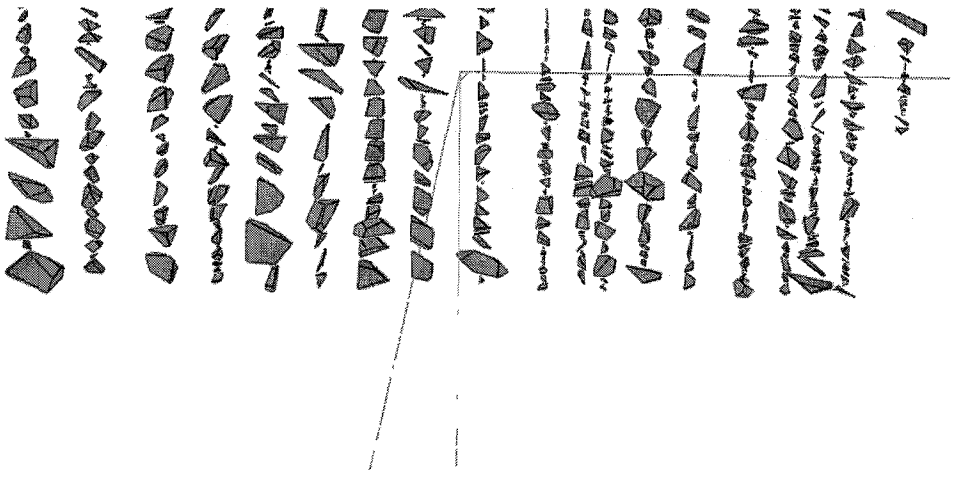


그림 5.42 개별 블록들의 형상, Case 8(Convex3)

Convex1,Convex2, Convex3 의 해석에 결과를 표 5.7 에 비교 정리하였다. 불연속면의 크기가 크기 때문에 불연속면들 사이의 교점이 생길 확률이 기본블록과 불연속면들 사이에 교점이 존재할 확률보다 크다. 또한 불연속면 사이의 교점의 수는 면의 개수가 a 에서 b 개로 증가할 때 보통 $\prod_{n=a}^{b}\frac{n+1}{n-2}=\frac{{}_{b+1}C_3}{{}_{a}C_3}$ 배로 증가한다. 표 5.7 에서 보는 바와 같이 불연속면의 개수가 4 에서 10으로 증가할 때 3면의 교점의 개수가 2에서 59로 30배 증가했고 (수식으로 계산하면 30 배) 10에서 20으로 증가할 때 3면의 교점의 개수가 59개에서 847개로 14배 증가 했다 (식에서는 11배).

펜티엄4 1.5GHz 컴퓨터를 이용하여 600 여개의 블록을 판별하는데 30초의 시간을 소요하였다. (이 시간 중에는 계산 중간에 파일로 메시지를 출력하고 화면에 블록을 그리는 시간도 포함되어있다.) 그러나 불연속면의 개수가 많아짐에 따라 판별된 블록의 개수가 기하급수적으로 늘어나면 계산시간은 불가피하게 길어질 수밖에 없을 것이다.

표 5.7 Convex 1, Convex2, Convex3의 3가지 경우의 해석 결과 요약

		Convex1	Convex2	Convex3
Number of Domain Faces		6	6	6
Number of Discontinuities		4	10	20
Three Faces Intersection Points	3 discontinuities	2	59	847
	1 Domain face 2 discontinuities	10	74	338
	2 Domain faces 1 discontinuity	17	41	96
	Total	29	174	1281
Edge-Face Intersection Points	Discontinuity's edge Discontinuity face	10	68	370
	Discontinuity's edge Domain face	0	0	0
	Total	10	68	370
Num. All Directed Faces		93	761	6914
Num. Directed Faces inside Domain		67	547	3880
Num. Directed Polyhedron		11	91	644
Calculation Time Cost (seconds)		0.04	0.36	33.608

(9) 오목 다면체 (Concave1)

유한한 크기의 불연속면에 의해 형성되는 개별 블록은 볼록한 다면체 이외에도 오목한 다면체의 형태를 가질 수 있다. 초기의 육면체 형태의 기본블록과 20 개의 유한한 크기의 불연속면에 의해 형성되는 블록은 그림 5.43 와 같다.

불연속면의 모서리가 기본 블록과 만나기 때문에 형성되는 블록의 형태는 볼록한 블록만 생기는 경우에 비해 더 복잡하다.

불연속면의 발생조건은 다음과 같다. 중심의 좌표는 X, Y, Z 의 범위가 각각 (-20, 20) 크기의 체적에서 무작위로, 불연속면의 방향은 공간상에서 무작위로 발생시켰다. 불연속면의 크기가 너무 작으면 내부에 공동이 생길 수 있으므로 평균이 20이고 표준편차가 3인 대수정규분포를 따르는 크기로 발생시켜 15에서 25 사이의 값을 취하였다.

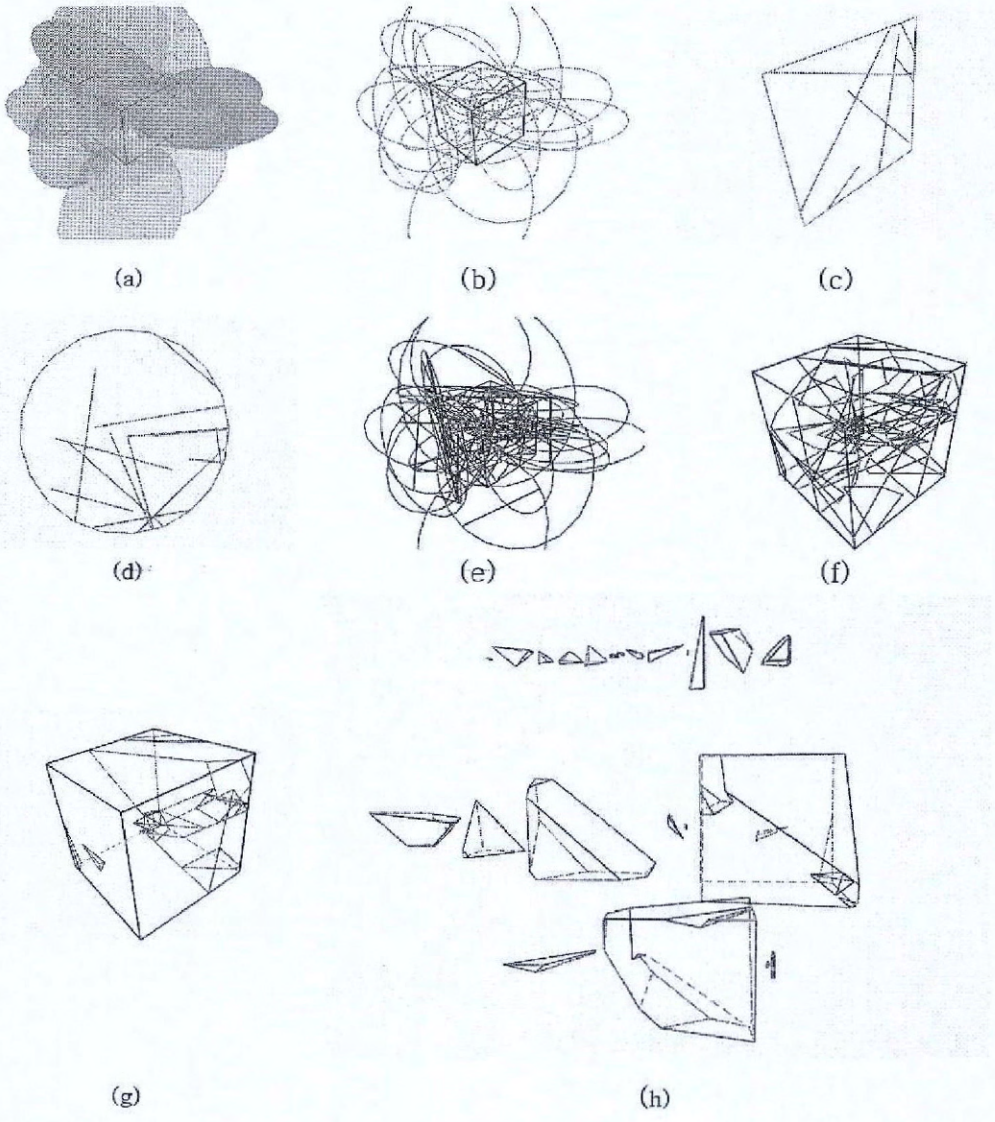


그림 5.43 개별 블록 판별 과정, Case 9(Concave1):

(a) a cubic domain to be cut by 20 polygonal discontinuity faces of small size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (140 vertices from three faces' intersection, 198 vertices from Edge-face intersection); (c) atypical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) concave block has fracture plane and line mark on its faces; (g)convex and concave blocks after identification and removal process; (h) 26 blocks translated after identification.

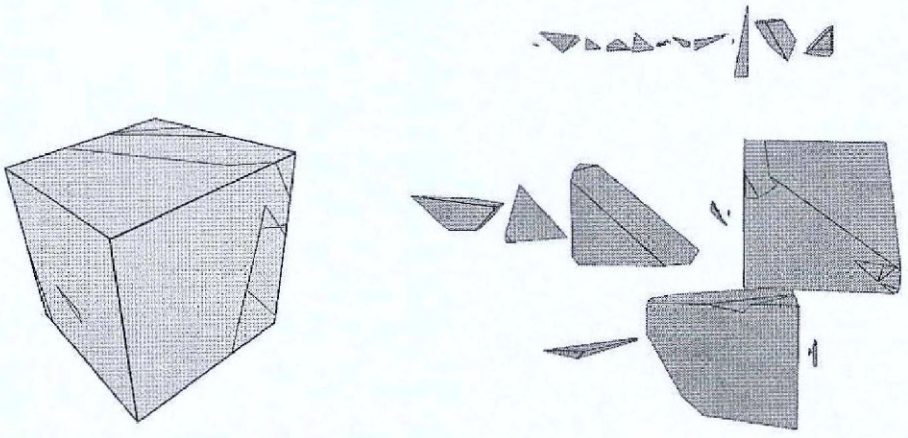


그림 5.44 개별 블록들의 형상 : Case 9(Concave1)

각 개별 블록의 절점의 개수, 모서리의 개수, 면의 개수, 오일러 상수, 체적 그리고 중심의 좌표를 표 5.8 에 정리하였다. 총 26개의 블록으로 이루어져있으며 5번 블록을 제외하고 모든 블록의 오일러 상수는 2이다. 블록 체적의 산술 합은 기본 블록의 체적과8000으로 동일하다.

표 5.8 개별블록의 특성값, Case 9 (Concave1).

Block ID	Vertex (V)	Edges (E)	Faces (F)	Euler N (V-E+F)	Volume (m^3)	Center (x,y,z)
1	9	13	6	2	1.11	(-9.12038, -9.76326, -8.2778)
2	6	9	5	2	0.05	(-9.42038, -9.75442, -6.89082)
3	34	46	14	2	1483.46	(-3.55646, 0, 1.65189)
4	6	9	5	2	8.15	(-6.50947, -3.98859, 9.48144)
5	50	68	21	3	5756.11	(0, 0, 0)
6	6	9	5	2	0.02	(-9.35725, 9.91378, 2.96422)
7	6	9	5	2	0.57	(-9.39107, 8.92172, 1.38991)
8	21	27	8	2	539.16	(-6.92034, 1.34342, -2.9175)
9	6	9	5	2	71.75	(-6.43894, 6.558, -6.10113)
10	13	18	7	2	77.96	(-7.82496, -3.67694, -7.57997)
11	18	24	8	2	26.32	(-7.78352, -8.12386, -8.17057)

12	9	13	6	2	16.38	(-8.06907, 6.92439, 0.728829)
13	6	9	5	2	3.67	(9.43917, -9.05697, -5.10656)
14	4	6	4	2	0.0009	(9.96438, -9.94074, 0.0918314)
15	4	6	4	2	1.03	(9.53371, -0.883964, -2.37819)
16	6	9	5	2	0.47	(-5.24396, -8.83131, -9.33762)
17	6	9	5	2	0.02	(-6.2827, -9.69977, -6.58357)
18	6	9	5	2	0.08	(-6.12933, -9.72375, -6.00463)
19	4	6	4	2	0.01	(-9.07286, -9.91624, -6.46861)
20	6	9	5	2	0.17	(-7.6159, -9.72952, -6.20512)
21	6	8	4	2	3.00	(-7.41778, 8.66457, 4.66733)
22	6	9	5	2	2.44	(-6.35511, -7.41726, -9.25506)
23	4	6	4	2	0.33	(-7.02773, 5.78498, 4.44918)
24	6	9	5	2	7.74	(-4.52788, -6.75586, -7.00419)
25	4	6	4	2	0.0031	(-5.7055, -7.4153, -8.52732)
26	4	6	4	2	0.0001	(-6.35322, -9.3751, -6.35831)
Total	256	361	158		8000.00	

(10) 오목 다면체 (Concave2)

초기의 육면체 형태의 기본블록과 Concave1의 경우와 같은 불연속면 발생조건에서 30 개의 유한한 크기의 원형 불연속면에 의해 형성되는 블록은 그림 5.45 와 같다. 불연속면의 모서리가 기본 블록과 만나기 때문에 형성되는 블록의 형태는 볼록한 블록만 생기는 경우에 비해 더 복잡하다.

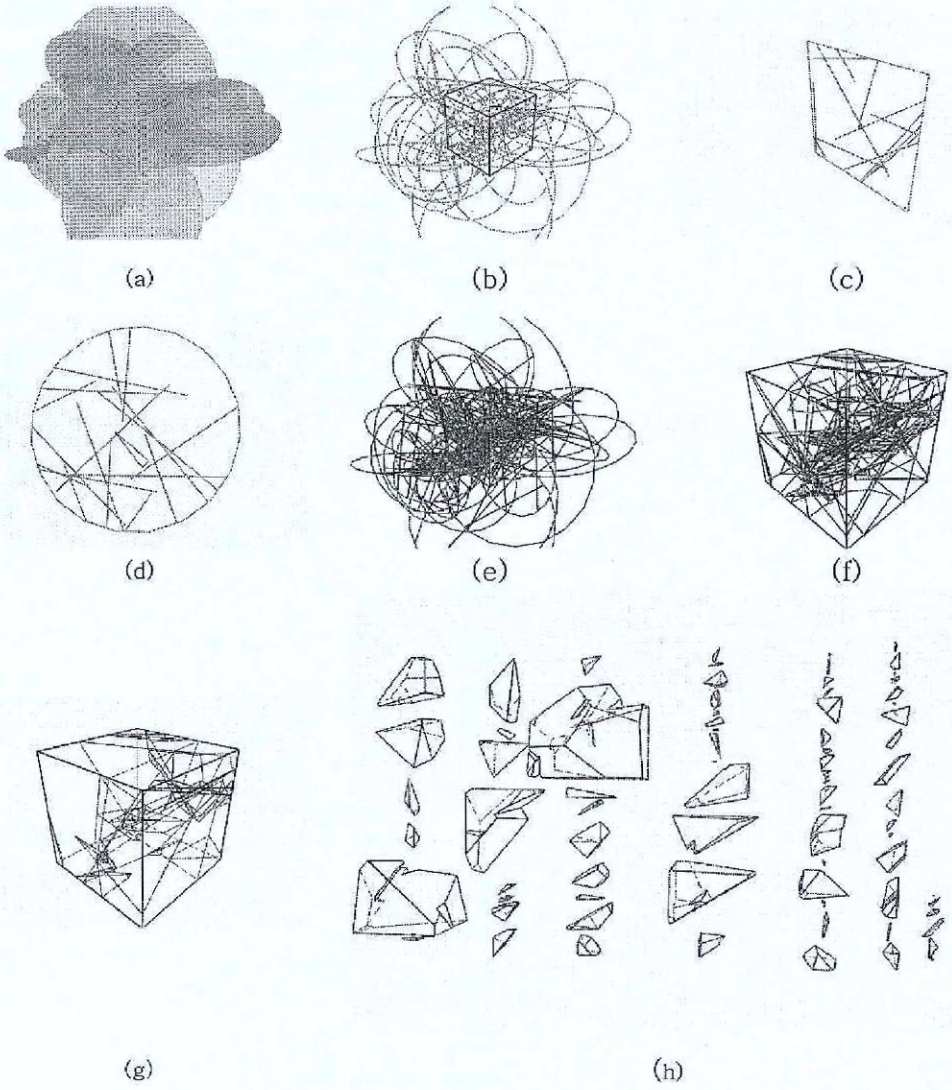


그림 5.45 개별 블록 판별 과정, Case 10(Concave2):

(a) a cubic domain to be cut by 30 polygonal discontinuity faces of small size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (423 vertices from three faces' intersection, 462 vertices from Edge-face intersection); (c) atypical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) concave block has fracture plane and line mark on its faces; (g)convex and concave blocks after identification and removal process; (h) 87 blocks translated after identification.

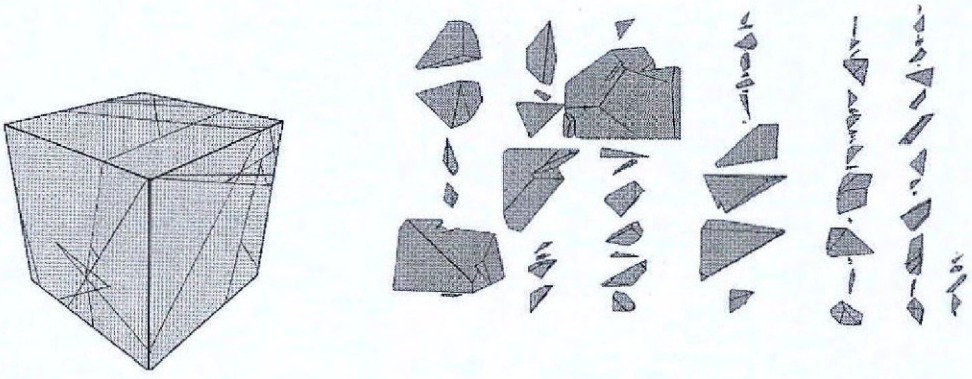


그림 5.46 개별 블록들의 형상 : Case 10(Concave2)

각 개별 블록의 절점의 개수, 모서리의 개수, 면의 개수, 오일러 상수, 체적 그리고 중심의 좌표를 표 5.9 에 정리하였다. 총87 개의 블록으로 이루어져있으며 24 번 블록을 제외하고 모든 블록의 오일러 상수는 2이다. 블록 체적의 산술 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

표 5.9 개별 블록의 특성값, Case 10 (Concave2).

Block ID	Vertex (V)	Edges (E)	Faces (F)	Euler N (V-E+F)	Volume (m^3)	Center (x,y,z)
1	9	13	6	2	1.11	(-9.12038, -9.76326, -8.2778)
2	6	9	5	2	0.05	(-9.42038, -9.75442, -6.89082)
3	45	59	16	2	1028.39	(-3.55646, -2.84229, 1.65189)
4	6	9	5	2	5.39	(-8.93802, -5.38075, 9.0979)
5	6	9	5	2	5.74	(-8.15111, -1.94506, 9.48144)
6	14	19	7	2	191.91	(-5.79907, -1.24418, 5.25368)
7	21	30	11	2	196.18	(-6.48722, 5.33221, 4.98497)
8	8	12	6	2	11.26	(-8.60707, 7.2015, 4.86247)
9	14	20	8	2	16.29	(-8.14196, 8.06842, 4.84471)
10	8	12	6	2	0.87	(-8.80055, 9.59218, 3.6806)

생략 (67 blocks)						
78	6	9	5	2	1.70	(-6.12447, 3.17329, 3.28993)
79	4	6	4	2	0.000136	(-6.35322, -9.3751, -6.35831)
80	4	6	4	2	0.02	(-5.50344, -4.54755, -5.8128)
81	4	6	4	2	0.000945	(8.82977, 2.39568, -2.58252)
82	6	9	5	2	0.03	(8.80614, 1.9137, -2.3964)
83	4	6	4	2	2.19	(-2.11934, 3.63764, 6.06853)
84	8	12	6	2	1.09	(-5.81392, 2.1508, -0.0222557)
85	4	6	4	2	0.44	(-6.13508, 1.83156, 2.62435)
86	6	9	5	2	0.18	(-5.96944, 4.28929, 2.04378)
87	4	6	4	2	0.000013	(-4.35148, 1.12469, -8.62722)
Total	852	1224	547		8000.00	

(11) 오목 다면체 (Concave3)

초기의 육면체 형태의 기본블록과Concave1 의 경우와 같은 불연속면 발생조건에서 60 개의 유한한 크기의 원형 불연속면에 의해 형성되는 블록은 그림 5.47 과 같다. 불연속면의 모서리가 기본 블록과만나기 때문에 형성되는 블록의 형태는 볼록한 블록만 생기는 경우에 비해 더 복잡하다.

불연속면의 형상은 Concave1과 Concave2인 경우에는 모서리의 개수가 20개인 다각형 형태였으나 Concave3의 경우에는 모서리의 개수가 10개인 다각형 불연속면으로 발생하였다.

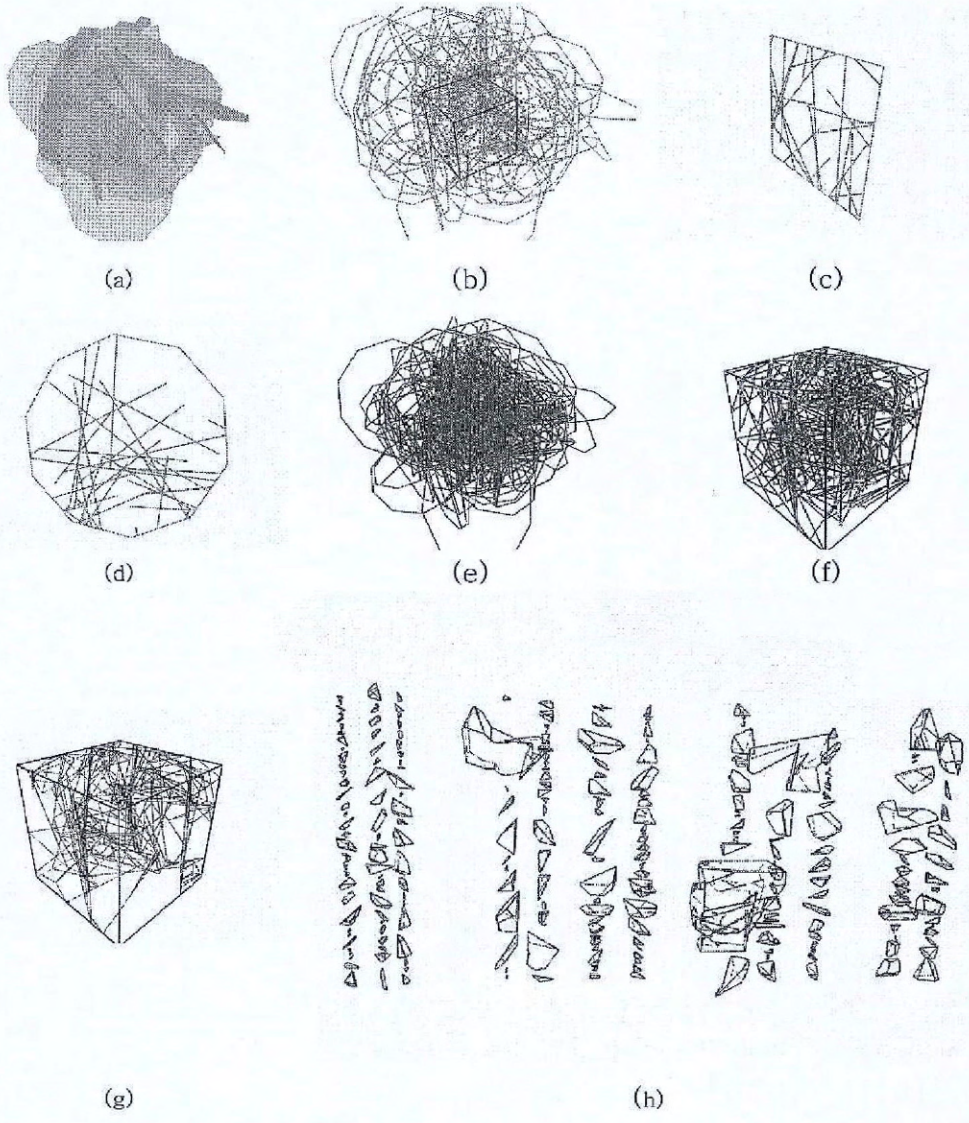


그림 5.47 개별 블록 판별 과정, Case 11(Concave3):

(a) a cubic domain to be cut by 60 polygonal discontinuity faces of small size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (1632 vertices from three faces' intersection, 1444 vertices from Edge-face intersection); (c) atypical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) concave block has fracture plane and line mark on its faces; (g)convex and concave blocks after identification and removal process; (h) 295 blocks translated after identification.



그림 5.48 개별 블록들의 형상 : Case 11(Concave3)

각 개별 블록의 절점의 개수, 모서리의 개수, 면의 개수, 오일러 상수, 체적 그리고 중심의 좌표를 표 5.10 에 정리하였다. 총 295 개의블록으로 이루어져있으며 78번 블록을 제외하고 다른 블록의 오일리 상수는 2이다. 블록 체적의 산술 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

표 5.10 개별 블록의 특성값, Case 11 (Concave3).

Block ID	Vertex (V)	Edges (E)	Faces (F)	Euler N (V-E+F)	Volume (m^3)	Center (x,y,z)
1	14	18	6	2	41.89	<-8.0347, -7.28395, -6.7627>
2	14	21	9	2	9.55	<-8.70158, -8.50021, -2.97058>
3	12	18	8	2	0.31	<-9.78076, -8.81992, -2.13528>
4	6	9	5	2	0.02	<-9.77129, -9.80142, -2.63787>
5	12	18	8	2	3.09	<-9.27332, -9.19069, -0.587199>
6	4	6	4	2	0.11	<-9.66191, -9.56812, 1.30837>
7	6	9	5	2	1.23	<-9.52738, -9.09098, 3.17639>
8	20	29	11	2	73.77	<-8.01335, -7.05221, 5.55535>
9	6	9	5	2	1.04	<-8.3703, -9.29941, 9.33147>
10	6	9	5	2	5.37	<-9.41195, -5.22003, 6.57755>
생략 (67 blocks)						

286	6	9	5	2	0.08	<1.30407, -8.02323, -3.19099>
287	4	6	4	2	0.16	<1.40708, -5.03395, -4.80061>
288	4	6	4	2	0.01	<-4.76563, 2.18792, -9.60443>
289	4	6	4	2	0.000004	<-9.84723, -7.65331, -0.684817>
290	6	9	5	2	0.001792	<-9.84656, -7.75691, -0.540085>
291	8	12	6	2	0.03	<-9.78056, -7.2793, 0.13516>
292	4	6	4	2	4.9 E-8	<-8.31784, -0.92987, 5.00302>
293	4	6	4	2	0.000292	<-5.38429, -1.3874, -7.98729>
294	4	6	4	2	0.01	<2.5437, -6.58534, -3.89967>
295	4	6	4	2	0.04	<-0.902428, -9.16307, 0.123711>
Total	2696	3906	1799		8000.00	

Concave1,Concave2, Concave3의 해석에 결과를 표 5.11 에 비교 정리하였다. 불연속면의 크기가 작은 경우 불연속면들 사이에 교점이 생길 확률이 불연속면의 크기가 아주 큰 경우에 비해 더 낮으므로 불연속면의 개수가 2배 증가할 때 세 면 사이의 교점은 대략 6배 정도 증가하는 것으로 나타났다 (Concave 2와 Concave 3).

펜티엄4 1.5GHz 컴퓨터를 이용하여 295 개의 블록을 판별하는데 30초의 미만의 시간을 소요하였다. (이 시간 중에는 계산 중간에 파일로 메시지를 출력하고 화면에 블록을 그리는 시간도 포함되어있다.) 불연속면의 크기가 커서 모든 블록이 볼록한 블록만 나오는 경우에 비해서 불연속면의 크기가 작은 경우에는 불연속면들이 만날 확률이 작아서 블록을 구성할 확률 또한 줄어들게 되어 계산시간이 더 작다.

표 5.11 SConcave1, Concave2, Concave3의 3가지 경우의 해석결과 요약

		Concave1	Concave2	Concave3
Number of Domain Faces		6	6	6
Number of Discontinuities		20	30	60
Three Faces Intersection Points	3 discontinuities	59	266	1221
	1 Domain face 2 discontinuities	45	106	323
	2 Domain faces 1 discontinuity	36	51	88
	Total	140	423	1632
Edge-Face Intersection Points	Discontinuity's edge Discontinuity face	164	412	1352
	Discontinuity's edge Domain face	34	50	92
	Total	198	462	1444
Num. All Directed Faces		682	2274	9228
Num. Directed Faces inside Domain		318	980	2746
Num. Directed Polyhedron		26	87	295
Calculation Time Cost (seconds)		0.751	2.735	26.146

(12) 불연속면 군 (Two Set)

실제 현장에서는 불연속면의 발생이 군의 형태를 띠고 있다는 가정 하에 불연속면 군을 분류하고 군의 특성을 통한 해석을 수행한다. 불연속면 군의 방향은 피셔 분포를 따른다고 가정하며피셔 상수가 큰 경우에는 각 불연속면이 스치면서 만나므로 수치 계산 시 오류가 발생할 확률이 크다. 이에 불연속면 군이 1개 있는 경우와 불연속면 군이 2개 있는 경우 블록 판별 해석을 수행하여 찾아진 블록의 형태와 수가 어떻게 변하는지 알아보았다.

표 5.12 에 두 불연속면 군에 대한 중심좌표, 방향, 크기에 대한 특성을 정리하였

다. 두 불연속면 군의 방향은 서로 직각을 이루고 있다. 불연속면의발생은 각 군에 대해 정사각형 불연속면을 8개씩 발생하였다. 기본블록은 한 변의 길이가 20인 정육면체를 사용하였다.

표 5.12 2 절리군의 입력값, Case 12 (Two Set).

Set ID	Center Range			Orientation		Size			
	x	y	z	PDF (K)	mean	PDF	mean	min	max
1	-1, 1	-1, 1	-10, 10	Fisher (80)	0, 0, 1	Uniform	30	28	32
2	-1, 1	-10, 10	-1, 1	Fisher (80)	0, 1, 0	Uniform	30	28	32

불연속면 군의 불연속면 발생에 따라 그림 5.49 (a) 와 같이 불연속면 군 1번만 있는 경우, (b) 와 같이 불연속면 군이 2번만 있는 경우 그리고 (c)와 같이 불연속면 군이 1번과 2번 모두 있는 경우에 대해서 블록 판별 결과를 도시하였다.

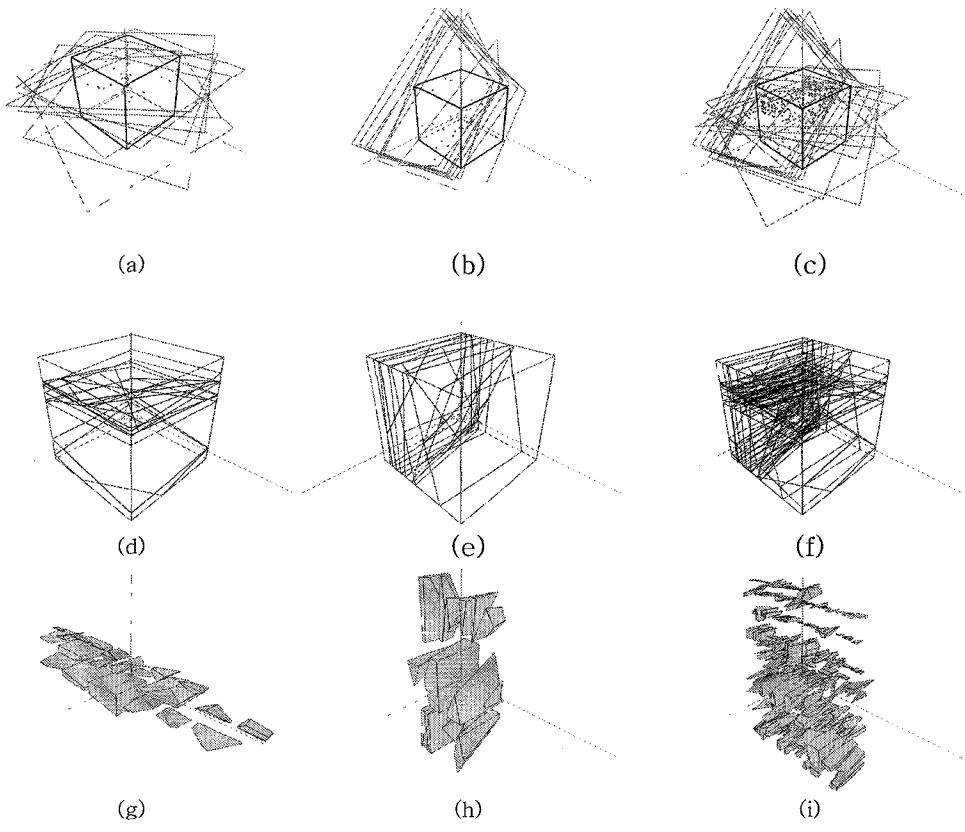


그림 5.49 개별 블록 판별 과정, Case 12(Two Set):

(a) a cubic domain and 8 discontinuities of Set1; (b) a cubic domain and 8 discontinuities of Set 2; (c) a cubic domain and 16discontinuities; (d) convex blocks for Set 1; (e) convex blocks for Set 2; (f)convex blocks for Set 1 and Set 2; (g) 26 individual blocks for Set 1; (h) 23 individual blocks for Set 2; (i) 201 individual blocks for Set 1 and Set 2

불연속면 군을 고려한 세 가지 해석에 대한 내용을 표 5.13 에 비교 정리하였다 불연속면의 개수가 증가한영향도 크겠지만 서로 직각인 불연속면이 만나면서 생기는 개별 블록의 개수가 커지는 것은 쉽게 예상할 수 있다.

표 5.13 Case 12 (Two Set)의 해석 결과 요약

		Set 1	Set 2	Set 1 & 2
Number of Domain Faces		6	6	6
Number of Discontinuities		8	8	16
Three Faces Intersection Points	3 discontinuities	7	10	169
	1 Domain face 2 discontinuities	20	20	168
	2 Domain faces 1 discontinuity	33	30	66
	Total	60	63	403
Edge-Face Intersection Points	Discontinuity's edge Discontinuity face	24	38	190
	Discontinuity's edge Domain face	0	0	0
	Total	24	38	190
Num. All Directed Faces		207	219	1960
Num. Directed Faces inside Domain		157	139	1208
Num. Directed Polyhedron		26	23	201
Calculation Time Cost (seconds)		0.28	0.38	2.604

(13) 다중연결 블록 (MC_Block)

불연속면의 크기가 아주 큰 경우에는 (기본도메인에 비해서) 판별된 블록의 형태는 모두 볼록한 블록이고, 불연속면의크기가 적당히 큰 경우 판별된 블록의 형태는 볼록한 블록이거나 오목한 블록이다. 그러나 전체 도메인의 크기에 비해 불연속면의 크기가 작은 것이 포함되어 있는 경우에 실제로 블록 내부에 공동이 있는 형태의 블록이 나타날 수 있으며 이를 다중 연결블록이라고 (Multi-Connected Block) 한다. 이절에서는 다중 연결블록이 발생하도록 불연속면을 발생시킨 후 해석을 수행하였다.

표 5.14 에 불연속면 군에 대한 중심좌표, 방향, 크기에 대한 특성을 정리하였다. 불연속면의 발생은 정사각형 불연속면을 25개 발생하였고 기본 블록은 한 변의 길이가 20인 정육면체를 사용하였다. 해석의 결과는 그림 5.50 에 도시하였다.

표 5.14 절리군의 입력자료, Case 13 (MC_Block).

Set ID	Center Range			Orientation		Size			
	x	y	z	PDF (K)	mean	PDF	mean	min	max
1	-10, 10			Uniform	-	Exp	15	5	30

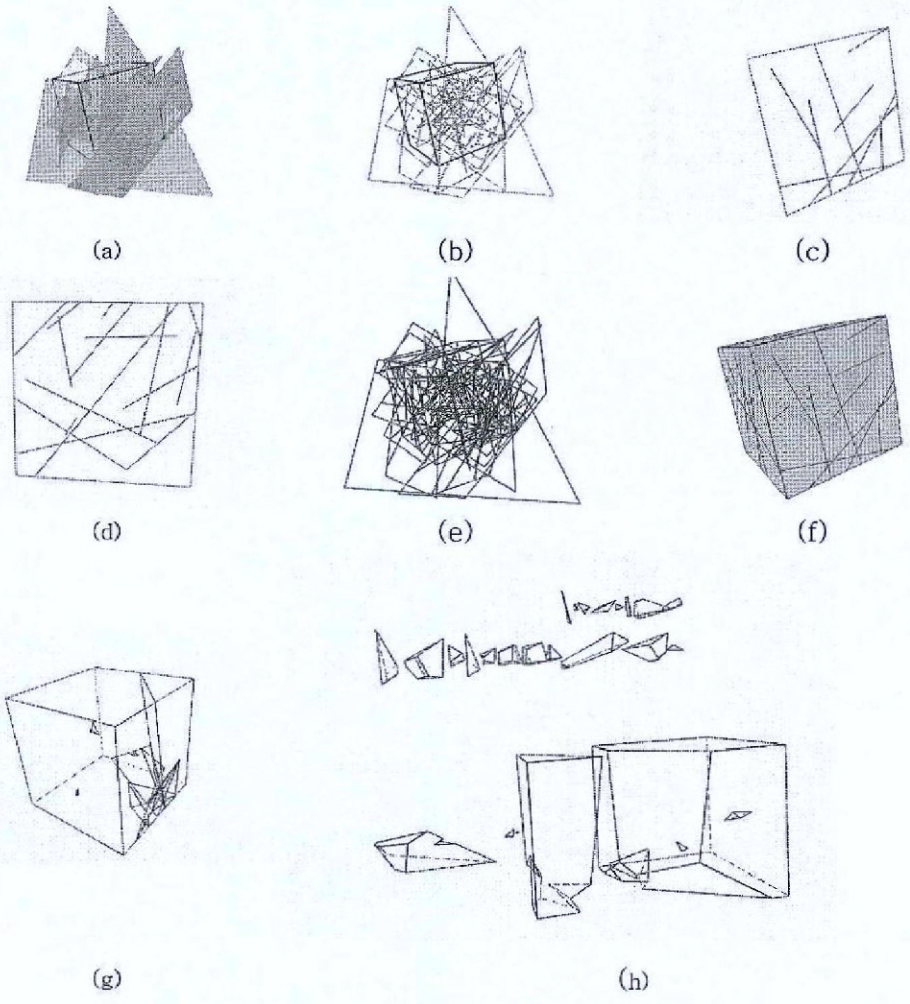


그림 5.50 개별 블록 판별 과정, Case 13(MC_Block):

(a) a cubic domain to be cut by 25 rectangular discontinuity faces of small size; (b) new intersection vertices from domain and discontinuities'faces (124 vertices from three faces' intersection, 269 vertices from Edge-face intersection); (c) atypical face of the domain: (d) a typical discontinuity face; (e) domain and faces after cutting ; (f) concave block has fracture plane and line mark on its faces; (g)convex, concave and multiply-connected blocks after identification and removal process; (h) 25 blocks translated after identification

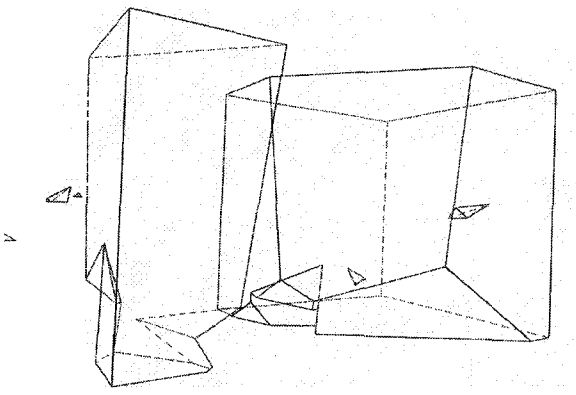


그림 5.51 2개의 공동을 갖는 다중 연결 블록.

각 개별 블록의 절점의 개수, 모서리의 개수, 면의 개수, 오일러 상수, 체적 그리고 중심의 좌표를 표 5.15 에 정리하였다. 총 25개의블록으로 이루어져 있으며 블록 1번은 내부에 삼각뿔 형태의 공동이 2개있는 다중 연결 블록으로 오일러 수는 6이다. 블록 체적의 산술 합은 기본 블록의 체적과 8000으로 동일하다.

표 5.15 개별 블록의 특성값, Case 13 (MC_Block).

Block ID	Vertex (V)	Edges (E)	Faces (F)	Euler N (V-E+F)	Volume (m^3)	Center (x,y,z)
1	39	54	21	6	6989.06	(0, 0, 0)
2	26	36	12	2	784.77	(-4.16116, 5.1608, 0)
3	4	6	4	2	0.01	(-9.76415, 4.53438, -9.89297)
4	6	9	5	2	0.20	(-9.53588, 3.83113, -9.53019)
5	19	26	9	2	116.29	(-5.65342, 0.194625, -7.56465)
6	4	6	4	2	0.26	(-9.60488, -1.57045, -6.69465)
7	8	12	6	2	10.08	(-7.30984, 5.15216, -8.22872)
8	9	13	6	2	10.00	(-6.50604, 4.34394, -5.87264)
9	4	6	4	2	1.58	(4.76622, 9.28187, -9.07029)
10	8	12	6	2	11.38	(0.343188, 8.66633, -8.79769)
11	10	15	7	2	8.33	(-1.55289, 8.54914, -8.87932)
12	6	9	5	2	3.77	(-3.73494, 9.17235, -9.03475)
13	4	6	4	2	0.000079	(-6.39981, 9.91415, -3.01775)
14	6	9	5	2	3.27	(-3.8485, 9.22045, -5.31322)
15	6	9	5	2	3.91	(-0.458257, 9.08067, -7.02823)
16	10	15	7	2	37.85	(0.218111, 7.3802, -7.49815)
17	8	12	6	2	10.65	(-4.04128, 9.12094, -6.17674)
18	8	12	6	2	0.75	(-2.31412, 8.99948, -7.77747)
19	6	9	5	2	6.40	(-4.89614, 6.74823, -8.88653)
20	6	9	5	2	0.23	(-2.09152, 7.49056, -8.82865)
21	4	6	4	2	0.10	(-3.90243, 7.91487, -7.62098)
22	4	6	4	2	0.86	(-4.44991, -6.38762, -0.078036)
23	4	6	4	2	0.15	(5.48132, -2.57455, -6.97238)
24	6	9	5	2	0.04	(-3.16006, 8.15241, -7.32834)
25	4	6	4	2	0.06	(-4.76855, 9.01853, -5.2112)
Total	219	318	153		8000.00	

제 6 장. 3차년도 연구수행 내용(2) : 3차원 불연속 변형해석 프로그램 개발

6.1 3차원 불연속 변형해석 기본이론

이번 절에서는 Shi(1984)가 개발한 2차원 불연속 변형해속 이론을 삼차원으로 확장하는 기본 이론을 정리하였다. 3차원 불연속 변형해석에서의 각 해석 단계(step)에서의 미지수인 변위변수와 이를 블록의 임의의 지점의 변위로 환산하는 변위함수를 소개하였고, 포텐셜 에너지를 최소화 하는 식에 의해 구성되는 평형방정식을 소개하였다.

6.1.1 변위변수와 변위함수

불연속 변형해석에 각 블록은 12개의 변수를 갖지는데 이를 변위 변수라 하여 $[D_i]$ 로 표현한다. i는 블록의 번호이다. 이때 $[D_i]$의 각 변수는 아래와 같다.

$$[D_i]=[u_0 \quad v_0 \quad w_0 \quad \alpha_0 \quad \beta_0 \quad \gamma_0 \quad \varepsilon_x \quad \varepsilon_y \quad \varepsilon_z \quad \gamma_{xy} \quad \gamma_{yz} \quad \gamma_{zx}]^T$$

각 변수를 설명하면, $(u_0 \quad v_0 \quad w_0)$는 블록 중심의 x, y, z 방향의 평행이동, $(\alpha_0 \quad \beta_0 \quad \gamma_0)$는, 각각 블록중심에서의 x축, y축, z축을 중심으로한 회정성분, $(\varepsilon_x \quad \varepsilon_y \quad \varepsilon_z \quad \gamma_{xy} \quad \gamma_{yz} \quad \gamma_{zx})$는 블록의 수직 및 전단 변형률이다.

변위 함수는 유한요소법의 형상함수(shape function)와 같다. 이 함수를 구하는 목적은 블록의 변위변수를 이용하여 볼록내의 임의의 점에서의 변형을 구하려는 것이다.

(1) 평행 이동에 대한 변위함수

블록 중심이 x, y, z 방향으로 각각 u_0, v_0, w_0만큼 평행 이동할 때 블록내의 임의의 점 (x, y, z)의 변위 (u, v, w)는 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_0 \\ v_0 \\ w_0 \end{pmatrix} \tag{6.1}$$

(2) 회전에 대한 변위함수

회전이 크지 않다고 가정하고 블록 내부의 점 (x, y, z)가 회전할 때 변위 (u, v, w)는 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -(y-y_0) & 0 & (z-z_0) \\ (x-x_0) & -(z-z_0) & 0 \\ 0 & (y-y_0) & -(x-x_0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} r_1 \\ r_2 \\ r_3 \end{bmatrix} \tag{6.2}$$

여기서, r_1은 z축을 중심으로 한 회전성분, r_2는 x축을 중심으로 한 회전성분, r_3는 y축을 중심으로 한 회전성분이며 식(6.3)과 같이 정의된다. 각 회전성분의 단위는 라디안이며 (x_0, y_0, z_0)는 블록의 무게 중심이다.

$$r_1 = \frac{1}{2}\left[\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y}\right],\ r_2 = \frac{1}{2}\left[\frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z}\right],\ r_3 = \frac{1}{2}\left[\frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x}\right] \tag{6.3}$$

(3) 수직 변형률에 대한 변위함수

블록의 수직변형률만을 고려할 때 블록내 임의의 점 (x, y, z)의 변위 (u, v, w)는 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (x-x_0) & 0 & 0 \\ 0 & (y-y_0) & 0 \\ 0 & 0 & (z-z_0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \end{bmatrix} \tag{6.4}$$

(4) 전단 변형률에 대한 변위함수

블록의 전단변형률만을 고려할 때 블록내 임의의 점 (x, y, z)의 변위 (u, v, w)는 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (y-y_0)/2 & 0 & (z-z_0)/2 \\ (x-x_0)/2 & (z-z_0)/2 & 0 \\ 0 & (y-y_0)/2 & (x-x_0)/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{bmatrix} \tag{6.5}$$

(5) 블록 변형행렬

무게중심이 $(x_0,\ y_0,\ z_0)$인 블록 내부의 임의의 점 (x, y, z)의 변위 (u, v, w)는 $(u_0,\ v_0,\ w_0,\ r_1,\ r_2,\ r_3,\ \epsilon_x,\ \epsilon_y,\ \epsilon_z,\ \gamma_{xy},\ \gamma_{yz},\ \gamma_{zx})$에 의해 발생된 변위들의 합이며 식 (6.1), (6.2), (6.4), (6.5)를 종합하면 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -(y-y_0) & 0 & (z-z_0) & (x-x_0) & 0 & 0 & \frac{(y-y_0)}{2} & 0 & \frac{(z-z_0)}{2} \\ 0 & 1 & 0 & (x-x_0) & -(z-z_0) & 0 & 0 & (y-y_0) & 0 & \frac{(x-x_0)}{2} & \frac{(z-z_0)}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & (y-y_0) & -(x-x_0) & 0 & 0 & (z-z_0) & 0 & \frac{(y-y_0)}{2} & \frac{(x-x_0)}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_0 \\ v_0 \\ w_0 \\ r_1 \\ r_2 \\ r_3 \\ \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{bmatrix} \tag{6.6}$$

식 (6.6)은 다음과 같이 간단히 표현할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = [T][D]$$

여기서 $[T]$는 식 (6.6) 우측 항의 앞에 곱해진 행렬로 블록의 변위함수가 되고 $[D]$는 뒤에 곱해진 행렬로 블록의 변위변수이다.

6.1.2 평형방정식

불연속 변형 해석은 유한요소법과 같이 전체의 포텐셜에너지를 구하여 이를 변위로 미분한 다음 평형방정식을 구성한다. 그러므로 평형방정식의 형태는 유한요소법의 그것과 동일하다. 평형방정식에서 변위의 계수인 강성행렬(stiffness matrix)은 블록의 역학적 성질에 의한 포텐셜에너지와 블록 사이의 접촉으로 인한 포텐셜에너지로부터 계산된다. 유한요소법과 동일하게 미지수는 변위이며 포텐셜에너지를 변위로 미분하여 생기는 상수를 우측 항으로 이항하여 평형방정식이 구성된다. n개의 블록이 있다고 가정할 때 포테셜에너지의 미분에 의해 구성되는 평형방정식은 다음

과 같다.

$$\begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} & K_{13} & \cdots & K_{1n} \\ K_{21} & K_{22} & K_{23} & \cdots & K_{2n} \\ K_{31} & K_{32} & K_{33} & \cdots & K_{3n} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ K_{n1} & K_{n2} & K_{n3} & \cdots & K_{nn} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \\ \vdots \\ D_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \\ \vdots \\ F_n \end{pmatrix} \tag{6.7}$$

여기서, $K_{ij}(i=1,\cdots,n,\ j=1,\cdots,n)$는 블록의 역학적 성질과 블록사이의 접촉에 의해 계산되는 강성행렬, $D_i(i=1,\cdots,n)$는 변위, $F_i(i=1,\cdots,n)$는 블록에 작용하는 힘이다.

각 블록이 12개의 자유도를 가지고 있기 때문에 식 (6.7) 행렬의 계수인 K_{ij}요소는 12X12행렬이 된다. 그리고 D_i, F_i는 12X1행렬이 된다. 부행렬(submatrix) $[K_{ij}]$는 블록 i의 역학적 성질에 의해 정해지고 $[K_{ij}]$는 i가 j와 다를 때 블록 i와 j의 접촉으로 정의된다.

이 평형방정식은 변위와 힘, 변형률과 응력에 의해 계산되는 전체 포텐셜에너지 Π를 최소화시킴으로써 얻어진다. 포텐셜에너지는 변위의 1차 또는 2차 함수이다. 포텐셜에너지가 1차 함수일 때 이것을 변위에 대해서 미분하면 상수항만 남는데 이것은 식 (6.7)의 F_i항을 구성한다. 2차 함수일 경우 이것을 변위에 대해서 한번 미분하면 변위항의 계수가 생기는데 이것이 식 (6.7)의 강성행렬을 구성한다. 식 (6.7)의 i번째 행의 부행렬은 다음과 같은 12개의 선형식으로 이루어져 있다.

$$\frac{\partial \Pi}{\partial d_{ri}} = 0 \tag{6.8}$$

여기서, d_{ri}는 블록 i의 12개의 변위변수이며 $r=1,\cdots,12$이다.

식 (6.8)을 각각의 변위변수에 대해서 설명하면 다음과 같다. x, y, z 방향으로 블록에 작용하는 모든 하중과 접촉력의 평형은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial \Pi}{\partial u_0}=0,\ \frac{\partial \Pi}{\partial v_0}=0,\ \frac{\partial \Pi}{\partial w_0}=0 \tag{6.9}$$

블록에 작용하는 모든 하중과 접촉력의 모멘트에 대한 평형은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial \Pi}{\partial r_1}=0,\ \frac{\partial \Pi}{\partial r_2}=0,\ \frac{\partial \Pi}{\partial r_3}=0 \tag{6.10}$$

x, y, z 방향으로 블록에 작용하는 모든 외력과 외부 응력의 평형은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \epsilon_x}=0,\ \frac{\partial \Pi}{\partial \epsilon_y}=0,\ \frac{\partial \Pi}{\partial \epsilon_z}=0,\ \frac{\partial \Pi}{\partial \gamma_{xy}}=0,\ \frac{\partial \Pi}{\partial \gamma_{yz}}=0,\ \frac{\partial \Pi}{\partial \gamma_{zx}}=0 \tag{6.11}$$

식 (6.7)의 강성행렬은 전체 포텐셜에너지를 두 번 미분하면 얻어지며 미지수인 변위변수들의 계수이다. 이것을 식으로 표시하면 식 (6.12)과 같다. 식 (6.12)의 모든 항은 12X12 부행렬을 이루고 이것은 전체 행렬인 식(6.7)의 $[K]$에 속하는 부행렬 (k_n)이 된다. 식(6.12)을 보면 $[K]$ 행렬이 대칭이라는 것을 알 수 있다.

$$k_n=\frac{\partial^2 \Pi}{\partial d_{ri}\partial d_{sj}} \tag{6.12}$$

여기서, $r,s=1,\cdots,12$이다.

식 (6.7)의 우측 항은 블록에 작용하는 외력과 응력에 의해 계산되는 항으로 전체 포텐셜에너지를 한번 미분했을때의 상수항이다. 그러므로 식 (6.13)과 같이 포텐셜에너지를 한번 미분했을 때 변수에 모두 0을 대입하여 남는 나머지가 상수항이 된다. 이 식은 12X1의 부행렬을 (f_r)을 이루고 부행렬 $[F_i]$에 더해진다.

$$f_r=-\frac{\partial \Pi(0)}{\partial d_n} \tag{6.13}$$

여기서 $r=1,\cdots,12$이다.

6.2 3차원 블록접촉 정의

블록간의 접촉이 발생하여 블록의 변위에 영향을 주는 것을 해석하는 것이 불연속 변형 해석 프로그램이다. 블록의 접촉은 블록의 위치관계가 변함에 따라 계속 변하므로 해석을 하면서 시간스텝이 바뀔 때마다 계속 접촉 찾기를 실행해야 한다. 이 절에서는 불연속 변형 해석에 사용하기 위한 블록간의 접촉을 찾는 방법을 설명하였다. 접촉 찾기에서 가장 중요한 것은 빠뜨리지 않고 중복되지 않게 접촉을 찾는 것이며 모든 접촉을 찾지 않으면 해석 스텝에서의 계산 결과에 오차가 발생할 수 있다. 블록간의 접촉을 찾을 때 계산상의 편의를 위해 블록의 면은 여러 개의 삼각형으로 나누어져 있다고 가정한다. 그러므로 점과 면과의 접촉은 점과 삼각형의 접촉이 된다.

이차원 불연속 변형 해석에서는 점-점, 점-모서리 접촉만으로 모든 접촉을 설명할 수 있지만 삼차원의 경우는 경우의 수가 많아지므로 더 복잡하다. 블록간의 접촉은 각 접촉 대상의 거리에 따라서 점-점(Vertex-Vertex) 접촉, 점-모서리(Vertex-Edge) 접촉, 점-삼각형(Vertex-Triangle) 접촉, 모서리-모서리(Edge-Edge) 접촉으로 분류할 수 있다. 이 분류는 자세하게 점, 모서리, 삼각형의 위치의 상호관계에 따라서 세부적인 분류를 할 수 있고 최종적인 접촉은 모두 점-삼각형 또는 모서리 위의 점-삼각형 접촉의 형태가 된다.

6.2.1 블록 입력자료와 접촉 가능 블록 찾기

블록간의 접촉을 찾기 위해서는 삼차원 블록의 모든 점, 모서리, 삼각형에 대한 입력자료가 필요하다. 그림 6.1과 같이 삼차원 블록을 만들면 불연속 변형 해석을 위한 입력자료가 생성되는데 표 6.1-표 6.6에 그림 6.1의 점, 모서리, 삼각형에 대한 자료의 예를 나타내었다. 이것은 쐐기 모양의 블록을 가지고 있는 4개의 블록이다.

표 6.1은 각 블록이 가지는 점의 처음과 끝 번호를 표시한 것이다. 삼차원의 블록은 가장 기본이 삼각뿔 형태로 4개 이상의 점을 가지는데 2번 블록의 점이 4개이다. 점의 처음 번호와 끝 번호를 이용하여 표 6.2의 점의 좌표자료를 분류할 수 있다. 그림 6.2는 표 6.1과 표 6.2의 입력자료를 블록별로 표시한 것이다. 각 블록의 형태와 점의 위치를 알 수 있다. 표 6.2는 삼차원 블록의 점을 모두 표시한 것으로 표 6.1을 참조하여 각 점들이 속한 블록의 번호를 알 수 있다.

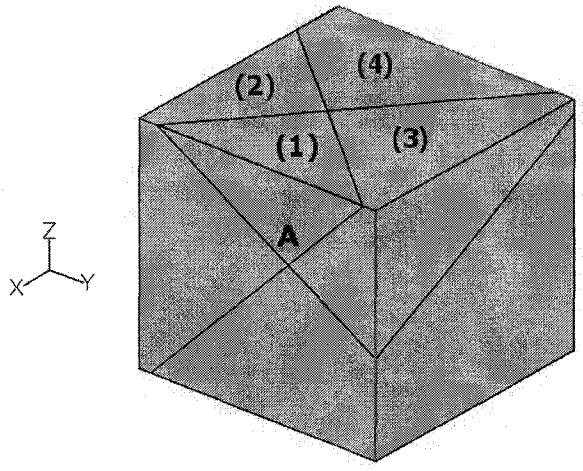


그림 6.1 3차원 블록의 발생

표 6.3는 각 블록이 가지는 모서리의 처음과 끝 번호를 나타낸다. 삼차원 블록이 가지는 최소의 모서리 개수는 6개로 삼각뿔 형태를 갖는다. 여기서는 2번 블록이 삼각뿔 형태에 해당된다. 표 6.4은 모서리의 양 끝점의 번호를 나타낸다. 이들 모서리 중 면과 면을 분리하는 원래 의미의 모서리와 계산의 편의를 위해 삼각형으로 분리하기 위해 만들어진 인위적인 모서리가 있는데 이것은 표 6.6에 있는 모서리 양쪽 삼각형의 평면번호를 이용하여 구별할 수 있다. 평면번호가 같으면 인위적인 모서리이고 다르면 원래의 모서리이다.

표 6.5은 각 블록이 가지는 삼각형의 처음 번호와 끝 번호이다. 표 6.6은 각 블록이 가지고 있는 삼각형과 블록을 만들기 위해 사용한 평면(원판)의 번호를 나타낸다. 삼차원 블록을 둘러싸고 있는 삼각형은 블록 밖에서 볼 때 반시계방향을 형성하고 있으므로 여기에 나타난 점의 번호도 반시계방향이다.

블록간의 접촉을 찾기 위해서 먼저 접촉 가능한 블록을 찾는 과정이 필요하다. 이 과정을 거치지 않고 블록 찾기를 하면 만날 가능성이 없는 점, 모서리, 삼각형들간의 접촉 찾기로 인해서 불필요한 계산 시간이 소모되기 때문이다. 접촉 가능한 블록을 찾는 것보다 접촉할 수 없는 블록을 찾는 과정이 쉬우므로 이 연구에서는 접촉할 수 없는 블록을 제외하는 방법을 사용하였다. 블록 A와 B가 있을 때 블록이 접촉 가능성이 없는 조건은 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\max(x_A) - \min(x_B) \le d_0 \quad or \quad \max(x_B) - \min(x_A) \le d_0$$
$$\max(y_A) - \min(y_B) \le d_0 \quad or \quad \max(y_B) - \min(y_A) \le d_0$$
$$\max(z_A) - \min(z_B) \le d_0 \quad or \quad \max(z_B) - \min(z_A) \le d_0 \tag{6.14}$$

여기서, max는 가장 큰 값, min은 가장 작은 값, $x_A, x_B, y_A, y_B, z_A, z_B$는 블록 A, B 각 꼭지점의 좌표값, d_0는 허용 거리이다.

허용거리 (d_0)란 불연속 변형 해석에서 한 시간 스텝에서 블록들이 움직일 수 있는 최대 거리로 해석시 입력변수로 조정한다. 허용거리가 크면 블록이 움직일 수 있는 거리가 커서 해석을 빨리 진행할 수 있지만 너무 크면 블록의 겹침 현상이 발생하여 시간 스텝을 감소시키므로 적당한 값을 선택하여야 한다. 해석시 입력변수는 3장의 전체 해석 알고리듬에서 설명된다.

식 (6.14)의 6개 부등식 중 하나만을 만족해도 만날 가능성이 없는 블록이다. 이 식들을 모두 통과한 후에 블록간의 접촉을 찾는 과정을 거친다. 이 식 은 블록이 한 시간 스텝에서 움직일 때 서로 만날 수 있느냐를 의미한다. 하나의 블록의 최대 좌표값이 허용거리를 이동한 후에도 다른 블록의 최소 좌표 값보다 작다면 만날 가능성이 없기 때문이다.

표 6.1 그림 6.1의 네 블록의 처음과 끝 꼭짓점의 번호

Block number	First vertex number of block	Last vertex number of block
1	1	8
2	9	12
3	13	20
4	21	32

표 6.2 그림 6.1의 꼭짓점들의 3차원 좌표

Vertex number	Coordinate of vertex			Vertex number	Coordinate of vertex		
	X	Y	Z		X	Y	Z
1	3.00	-4.51	-3.00	17	3.00	4.47	3.00
2	4.59	-3.00	-3.00	18	-3.00	4.19	3.00
3	-2.95	-3.00	3.00	19	-3.00	3.00	4.48
4	3.00	-3.00	-3.00	20	-3.00	3.00	3.00
5	3.00	-3.00	3.00	21	3.00	3.00	-3.00
6	0.73	-0.62	3.00	22	3.00	-4.51	-3.00
7	3.00	1.30	1.47	23	4.59	-3.00	-3.00
8	3.00	-4.19	3.00	24	3.00	1.30	1.47
9	3.00	4.47	3.00	25	-2.95	-3.00	3.00
10	3.00	1.30	1.47	26	-3.00	-3.00	-3.00
11	0.73	-0.62	3.00	27	3.00	3.00	-0.91
12	3.00	-4.19	3.00	28	0.73	-0.62	3.00
13	3.00	3.00	-0.91	29	-3.00	-3.00	3.00
14	3.00	1.30	1.47	30	-3.00	3.00	-3.00
15	0.73	-0.62	3.00	31	-3.00	3.00	4.48
16	3.00	3.00	3.00	32	-3.00	4.19	3.00

표 6.3 그림 6.1에서의 각 블록 모서리의 처음과 끝 번호

Block number	First edge number of block	Last edge number of block
1	1	18
2	19	24
3	25	42
4	43	72

표 6.4 그림 6.1의 모서리들의 처음과 끝 꼭짓점 번호

Edge number	Vertex 1 of edge	Vertex 2 of edge	Edge number	Vertex 1 of edge	Vertex 2 of edge
1	1	2	19	9	10
2	2	3	20	10	11
3	3	1	21	11	9
4	4	2	22	12	10
5	1	4	23	9	12
6	5	3	24	12	11
7	2	5	25	13	14
8	3	6	26	14	15
9	6	1	27	15	13
10	4	5	28	16	14
11	1	5	29	13	16
12	5	6	30	17	15
13	6	7	31	14	17
14	7	1	32	15	18
15	7	5	33	18	13
16	5	8	34	16	17
17	8	6	35	13	19
18	8	7	36	19	16

표 6.4 계속

Edge number	Vertex 1 of edge	Vertex 2 of edge	Edge number	Vertex 1 of edge	Vertex 2 of edge
37	16	15	55	28	22
38	16	18	56	28	25
39	18	19	57	29	23
40	19	20	58	25	29
41	20	16	59	29	26
42	20	18	60	26	30
43	21	22	61	30	21
44	22	23	62	21	31
45	23	21	63	31	27
46	21	24	64	27	28
47	24	22	65	28	29
48	22	25	66	29	30
49	25	23	67	30	31
50	23	26	68	31	32
51	26	21	69	32	27
52	21	27	70	32	28
53	27	24	71	32	29
54	24	28	72	32	30

표 6.5 그림 6.1에서의 각 블록의 처음 면과 마지막 면의 번호

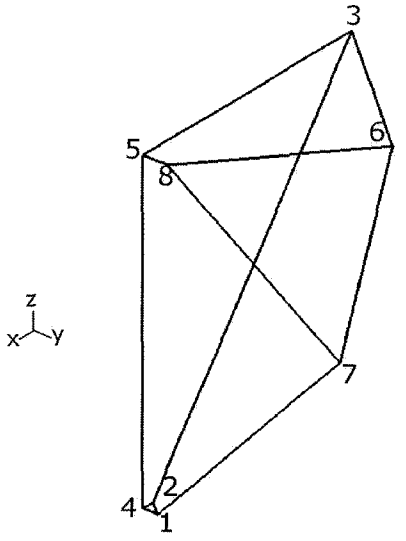
Block number	First triangle number of block	Last triangle number of block
1	1	12
2	13	16
3	17	28
4	29	48

표 6.6 그림 6.1에서의 각 면의 꼭짓점 번호

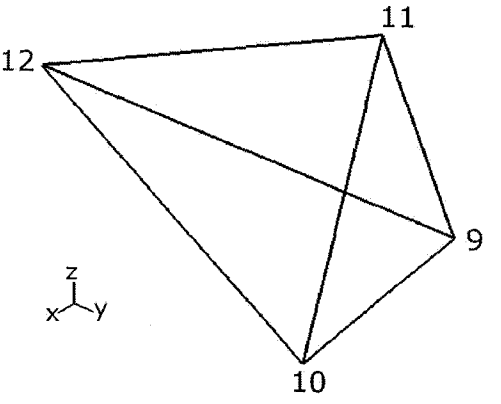
Triangle number	Plane number	Vertex numbers of triangle (counterclockwise)		
1	8	1	2	3
2	6	4	2	1
3	4	5	3	2
4	8	1	3	6
5	4	5	2	4
6	1	5	4	1
7	5	5	6	3
8	8	1	6	7
9	1	5	1	7
10	5	5	8	6
11	7	8	7	6
12	1	5	7	8
13	8	9	10	11
14	1	12	10	9
15	7	12	11	10
16	5	12	9	11
17	7	13	14	15
18	1	16	14	13
19	8	17	15	14
20	7	13	15	18

표 6.6 계속

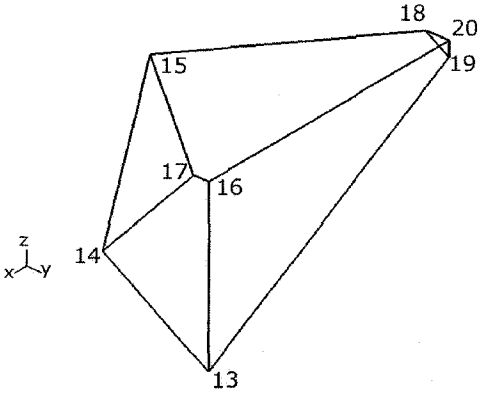
Triangle number	Plane number	Vertex numbers of triangle (counterclockwise)		
21	1	16	17	14
22	3	16	13	19
23	5	16	15	17
24	5	16	18	15
25	7	13	18	19
26	3	16	19	20
27	5	16	20	18
28	2	20	19	18
29	6	21	22	23
30	1	21	24	22
31	8	22	25	23
32	6	21	23	26
33	1	21	27	24
34	8	22	24	28
35	8	22	28	25
36	4	29	23	25
37	4	29	26	23
38	6	21	26	30
39	3	21	31	27
40	7	27	28	24
41	5	29	25	28
42	2	30	26	29
43	3	21	30	31
44	7	27	31	32
45	7	27	32	28
46	5	29	28	32
47	2	30	29	32
48	2	30	32	31



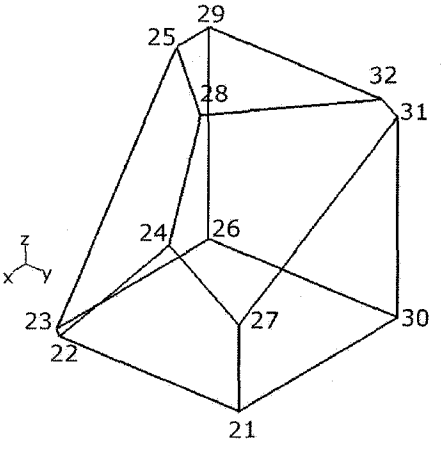
(a) Block 1



(b) Block 2



(c) Block 3



(d) Block 4

그림 6.3 표 6.3 과 표 6.4에서의 블록의 모서리 번호

6.2.2 거리에 의한 접촉 찾기

이 절에서는 접촉 가능성이 있는 2개의 블록을 찾은 다음 각 블록의 점, 모서리, 삼각형들 간의 거리와 위치관계를 이용하여 접촉을 찾는 방법을 설명한다. 블록간의 거리 관계를 이용하여 4개의 접촉 형태로 분리하여 각 접촉에 대해서 접촉하는 점, 모서리, 삼각형의 번호를 저장하고 점을 1, 모서리를 2, 삼각형을 3으로 표시하여 접촉의 형태를 저장한다. 예를 들어 1번 블록의 1번 점과 2번 블록의 13번 모서리가 접촉할 경우 접촉 순서에 해당하는 저장요소에 점과 모서리 번호 1, 13과 접촉 형태 1, 2를 저장한다.

(1) 점-점(Vertex-Vertex) 접촉

한 블록의 점과 다른 블록의 점 사이의 최단 거리가 허용거리(d_0)이하이면 점-점 접촉이다. 두 블록의 모든 점을 대상으로 계산하여 허용거리 이하인 점들을 찾아낸다. 그림 6.4는 거리에 따른 접촉을 분류하는 그림으로서 블록의 면을 형성하는 삼각형과 접촉이 존재할 수 있는 공간의 형태를 정면과 옆면에서 표시하였다. 굵은 실선이 삼각형이고 얇은 실선이 접촉이 존재할 수 있는 공간이다. 삼차원 공간에 일정 점으로부터 일정한 거리 내에 존재하는 공간의 집합은 구(sphere)를 형성한다. 그러므로 그림 6.4의 삼각형 abc의 각 꼭지점에서 허용거리 (d_0)를 반지름으로 하는 구 내에 존재하는 점들은 점-점 접촉이 된다. 점-점 접촉을 찾은 다음 점의 번호를 저장하고 접촉의 형태는 점-점이므로 양쪽 모두 1을 저장한다.

(2) 점-모서리 (Vertex-Edge) 접촉

한 블록의 점과 다른 블록의 모서리 사이의 최단 거리가 허용거리 이하이면 점-모서리 접촉이다. 점과 모서리의 최단 거리를 계산하는 방법은 다음과 같다.
삼차원의 한 점을 $P_P=(x_p,y_p,z_p)$, 모서리를 $\overline{P_AP_B}$ ($P_A=(x_a,y_a,z_a), P_B=(x_b,y_b,z_b)$)라 하면 모서리 $\overline{P_AP_B}$의 한 점 $P_c=(x_c,y_c,z_c)$는 $P_c=(1-r)P_A+rP_B$, $(0\le r\le 1)$으로 표시할 수 있다. 점 P_P와 점 P_c 사이의 거리를 r에 대해서 미분하여 최소 거리가 되는 r값을 구하면 다음과 같다.

$$r = \frac{(x_a - x_p)(x_a - x_b) + (y_a - y_p)(y_a - y_b) + (z_a - z_p)(z_a - z_b)}{(x_a - x_b)^2 + (y_a - y_b)^2 + (z_a - z_b)^2} \tag{6.15}$$

식(6.15)의 r값을 P_c에 대입하면 점 P_P와 모서리 $\overline{P_A P_B}$사이의 최단 거리가 되는 점을 구할 수 있다. r값이 0보다 크고 1보다 작은 경우($0<r<1$) 점-모서리 접촉으로 정의할 수 있다. $r=0$이면 P_P와 점 P_A 접촉이 되고 $r=1$이면 P_P와 점 P_B 접촉이 되어 점-점 접촉으로 분류되므로 점-모서리 접촉으로 분류할 필요가 없다. r이 0보다 작으면 점 $P_A(r=0)$, 1보다 크면 점 $P_B(r=1)$과 점 P_P와의 거리가 점과 모서리의 최소거리가 되어 역시 점-점 접촉이 되므로 점-모서리 접촉이 아니다. 그림 6.5에서 점-점 접촉이 되는 구 부분과 중간의 빗금이 쳐진 내부 삼각형을 제외한 튜브모양의 공간에 존재하는 점들은 이 삼각형의 모서리와 점-모서리 접촉을 형성한다. 하지만 실제로는 하나의 접촉이 점-점, 점-모서리 두 개의 접촉으로 동시에 계산되는 경우가 있으므로 제거과정이 필요하며 (5)중복된 접촉의 제거에서 설명한다. 점-모서리 접촉을 찾은 다음 점과 모서리의 번호를 저장하고 접촉의 형태는 점-모서리이므로 양쪽에 1과 2를 저장한다.

(3) 점-삼각형 (Vertex-Triangle) 접촉

한 블록의 점과 다른 블록의 삼각형 사이의 최단 거리가 허용거리 이하이면 점-삼각형 접촉이다. 점과 삼각형의 최단 거리를 계산하는 방법은 다음과 같다.

삼차원에서 한 블록 위의 세 점 P_A, P_B, P_C가 블록의 면을 이루는 삼각형의 세 점이고, 다른 블록의 점 P_P에서 삼각형 ABC까지의 최단 거리를 이루는 삼각형 위의 점을 P_D라 하면 $P_D = P_A + r_b\overrightarrow{P_A P_B} + r_c\overrightarrow{P_A P_C}$로 표시할 수 있다. $P_A=(x_a,y_a,z_a)$, $P_B=(x_b,y_b,z_b)$, $P_C=(x_c,y_c,z_c)$, $P_D=(x_d,y_d,z_d)$, $P_P=(x_p,y_p,z_p)$라고 할 때 점 P_P와 점 P_D 사이의 거리를 r_b와 r_c에 대해서 미분하여 최소거리가 되는 r_b와 r_c값을 구하면 다음과 같다

$$r_b = \frac{BD - CE}{AB - C^2}, \quad r_c = \frac{AE - CD}{AB - C^2} \tag{6.16}$$

여기서,

$$A = 2((x_b - x_a)^2 + (y_b - y_a)^2 + (z_b - z_a)^2)$$
$$B = 2((x_c - x_a)^2 + (y_c - y_a)^2 + (z_c - z_a)^2)$$
$$C = 2((x_c - x_a)(x_b - x_a) + (y_c - y_a)(y_c - y_a) + (z_c - z_a)(z_b - z_a))$$
$$D = -2((x_a - x_p)(x_b - x_a) + (y_a - y_p)(y_b - y_a) + (z_a - z_p)(z_b - z_a))$$
$$E = -2((x_a - x_p)(x_c - x_a) + (y_a - y_p)(y_c - y_a) + (z_a - z_p)(z_c - z_a))$$

이다.

r_b, r_c가 0보다 작거나 1보다 클 경우와 $r_b + r_c$가 1보다 큰 경우는 삼각형 내부에 최소거리점이 존재하지 않는 경우이다. $\alpha_b < r_b < 1 - \alpha_b$, $\alpha_c < r_c < 1 - \alpha_c$, $\alpha_d < r_b + r_c < 1 - \alpha_d$을 동시에 만족할 경우 점-삼각형 접촉으로 분류할 수 있다. α_b, α_c, α_d값은 허용거리를 각 모서리의 길이로 나눈 값이다. 그림 6.5의 빗금친 삼각형 내부가 이 부등식을 만족하는 점이 속한 공간이므로 이 공간에 속하는 점과 삼각형은 점-삼각형 접촉이 된다. 점-삼각형 접촉을 찾은 다음 점과 삼각형의 번호를 저장하고 접촉의 형태는 점-삼각형이므로 양쪽에 각각 1과 3을 저장한다.

(4) 모서리-모서리 (Edge-Edge) 접촉

한 블록의 모서리와 다른 블록의 모서리 사이의 최단 거리가 허용거리 이하이면 모서리-모서리 접촉이다. 한 블록의 모서리는 다른 블록의 여러 개의 모서리와 접촉할 수 있으며 실제 모서리가 아닌 면을 삼각형으로 나누기 위해 만들어진 인위적인 모서리는 접촉으로 모서리-모서리 접촉 찾기에서 제외한다. 모서리-모서리간의 최소거리점 구하는 방법은 다음과 같다.

삼차원의 두 모서리를 $\overline{P_A P_B}$ ($P_A = (x_a, y_a, z_a)$, $P_B = (x_b, y_b, z_b)$), $\overline{P_C P_D}$ ($P_C = (x_c, y_c, z_c)$, $P_D = (x_d, y_d, z_d)$) 라하고 두 선분의 최소거리를 이루는 두 점을 각각 $P_1 = (x_1, y_1, z_1)$, $P_2 = (x_2, y_2, z_2)$라 하면 $P_1 = (1 - r_1)P_A + r_1 P_B$, $P_2 = (1 - r_2)P_C + r_2 P_D$로 표시할 수 있다. 마찬가지 앞의 방법으로 구하면 다음과 같다.

$$r_1 = \frac{CD - BE}{B^2 - AD}, \quad r_2 = \frac{BC - AE}{B^2 - AD} \tag{6.16}$$

여기서,

$$A = 2((x_b - x_a)^2 + (y_b - y_a)^2 + (z_b - z_a)^2)$$
$$B = 2((x_d - x_c)(x_b - x_a) + (y_d - y_c)(y_c - y_a) + (z_d - z_c)(z_b - z_a))$$
$$C = 2((x_a - x_c)(x_b - x_a) + (y_a - y_c)(y_b - y_a) + (z_a - z_c)(z_b - z_a))$$
$$D = 2((x_d - x_c)^2 + (y_d - y_c)^2 + (z_d - z_c)^2)$$
$$E = 2((x_a - x_c)(x_d - x_c) + (y_a - y_c)(y_d - y_c) + (z_a - z_c)(z_d - z_c))$$

이다.

r_1, r_2가 0보다 작거나 1보다 클 경우 모서리 내부에 최소거리점이 존재하지 않는 경우이다. 그리고 $B^2 - AD = 0$ 인 경우는 r_1, r_2값을 구할 수 없는데 이는 두 모서리가 평행하거나 겹치는 경우이다. 이때는 한 모서리의 임의의 한 점에서 다른 모서리까지의 거리가 최소거리이다. 모서리-모서리 접촉을 찾은 다음 각 모서리의의 번호를 저장하고 접촉의 형태는 모서리-모서리이므로 양쪽 모두 2를 저장한다.

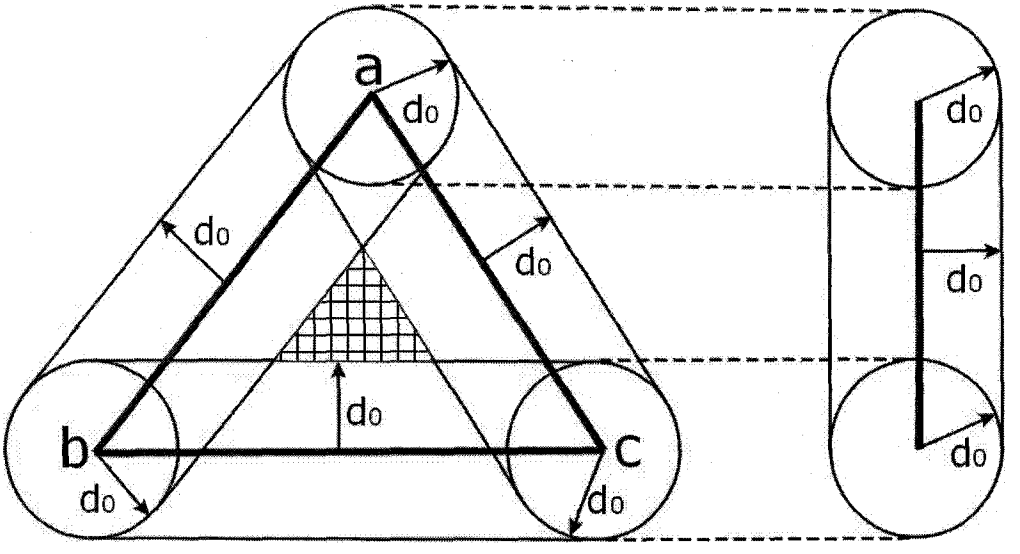


그림 6.5 거리를 이용하여 접촉의 형태를 결정

(5) 중복 접촉의 제거

앞의 (1)-(4)에서 찾은 접촉 가능의 경우는 서로 중복되어 있는 경우가 있다. 실제로는 하나의 접촉이지만 계산상으로 점-점, 점-모서리 접촉이 동시에 계산될 수 있다. 그러나 불연속 변형 해석시에 접촉을 찾지 못하는 것보다는 중복 접촉을 찾은 다음 제거 과정을 거치는 것이 안전하므로 접촉을 중복되게 찾는 방법을 택하였다. 중복으로 찾아진 접촉을 제거하는 기준은 접촉 중 우선 순위를 두고 하위 순위의 접촉을 제거하는 방법을 사용하였다. 접촉 분류의 우선 순위는 다음과 같다.

1. 점-점 접촉
2. 점-모서리 접촉
3. 모서리-모서리 접촉
4. 점-삼각형 접촉

위의 우선 순위를 이용해서 찾은 모든 접촉에 대하여 제거할 접촉을 찾는다. 이 우선 순위는 접촉 위치를 기준으로 한 최종 접촉 찾기에서 접촉 가능의 개수가 많은 것을 상위 순위로 하였다. 예를 들어 점-삼각형 접촉의 경우는 접촉의 위치 상 하나의 경우만 가지고 있는데 반하여 점-점 접촉은 점과 이웃한 삼각형의 접촉 또는 모서리 위의 점과 삼각형의 접촉 등 많은 경우의 수를 만들 수 있으므로 우선 순위가 가장 높은 것이다.

6.2.3 위치 관계에 의한 접촉 찾기

4.2.2 절에서 찾은 거리에 따른 4가지 종류의 접촉을 이용하여 각 점, 모서리, 삼각형의 위치에 따라서 최종 접촉의 형태를 결정할 수 있으며 최종적인 형태는 점-삼각형 접촉이거나 모서리 위의 점- 삼각형 형태가 된다.

(1) 점-점 접촉

점과 점의 거리가 허용거리 이내인 점-점 접촉은 한 블록의 점과 다른 블록의 삼각형간의 접촉으로 표현할 수 있다.

두 점을 a, b라하고 그 점이 속한 블록을 각각 A, B 라 하면 점 a가 점 b와 가까운 거리에 있으므로 점 b를 공유하는 삼각형 중에서 블록 A 아래에 존재하는 삼각형이 있으면 점 a와 그 삼각형의 접촉으로 표현할 수 있다. 삼각형 보다 블록이 아래에 존재하면 블록에 속해있는 점과 삼각형이 만날 가능성이 없기 때문이다. 여기서 블록이 삼각형 위에 있다는 것은 블록의 모든 점이 삼각형의 위에 존재한다는 것이다. 점-점 접촉의 경우 한 점이 다른 블록의 여러 개의 삼각형 위에 동시에 존재할 수 있다. 이것은 그림 6.6의 원안에 존재하는 접촉과 같은 것이고 이 경우 "마찰이 없는 미끄러짐(frictionless sliding)"으로 설정한다. 물리적 의미로는 여러 개의 삼각형 위에 존재하는 점은 그 삼각형들이 공유하는 꼭지점과 깨지면서 접촉하는 경우가 많기 때문에 마찰이 없음으로 설정하는 것이고 수치적으로는 마찰이 없이 주변의 힘의 상태에 따라 자유롭게 변위를 발생시켜서 특정 삼각형 위의 점으로 만들려는데 목적이 있다. 일단 미끄러지고 난 후 여러 개의 삼각형 중에서 점에서 삼각형까지의 수직 거리가 큰 경우의 삼각형을 지정하여 접촉을 정한다. 수직거리가 큰 경우는 그 면으로 미끄러지는 경우이기 때문이다.

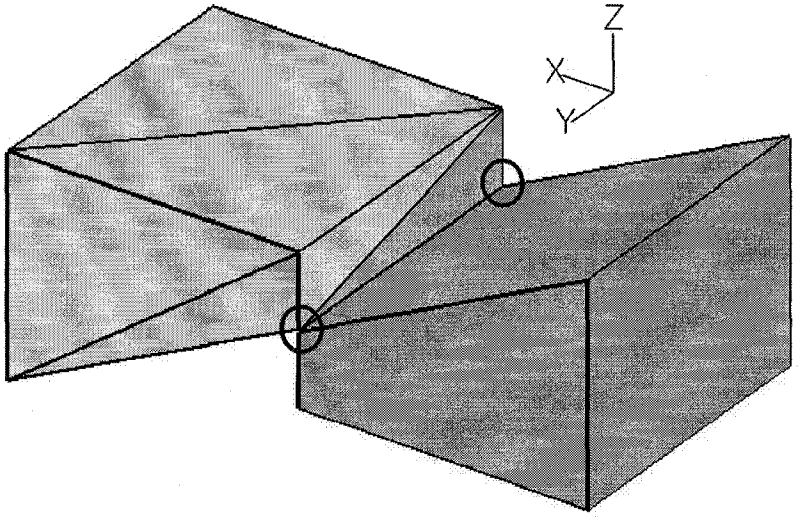


그림 6.6 점-점 접촉에서의 마찰력이 없는 미끄러짐

(2) 점-모서리 접촉

점과 모서리간의 거리가 허용거리 이내인 점-모서리 접촉 역시 한 점과 삼각형의 접촉이나 모서리 위의 한 점과 삼각형과의 접촉으로 표현할 수 있다.
점을 a라 하고 점이 속한 블록을 A, 모서리가 속한 블록을 B라고 할 때 모서리는 블록 B의 삼각형 중 두 개의 삼각형이 공유하는 직선이므로 이 두 개의 삼각형 중 블록 A 아래 존재하는 삼각형이 점 a와 만날 수 있다.
점-모서리 접촉의 경우 점이 삼각형위로 미끄러지지 않고 점을 공유하는 모서리가 삼각형의 모서리와 미끄러지는 경우 앞의 경우와 다르게 점을 공유하는 모서리 중 하나와 이 점을 포함하는 블록 아래에 있는 삼각형과의 접촉이 된다.

(3) 점-삼각형 접촉

여러 개의 접촉형태 중에서 가장 간단한 접촉형태이다. 점을 포함하는 블록의 모든 점이 삼각형 위에 존재하면 점-삼각형 접촉이 된다.

(4) 모서리-모서리 접촉

두 개의 모서리를 포함하는 삼각형을 각각 A, B라 하고 각 블록에 속한 모서리를 a, b라 할 때 모서리 a와 모서리 b의 접촉은 모서리 a가 모서리 b를 미끄러지는 접촉이므로 모서리 a위의 한 점과 모서리 b를 공유하는 두 개의 삼각형 중 하나의 삼각형과의 접촉으로 표현할 수 있다.

6.2.4 접촉의 단순화

그림 6.7는 3차원상에서 발생가능한 접촉의 6가지 기하학적인 형태이며, 이를 거리에 따라 그림 6.8의 4가지 형태로 단순화 할 수 있다.

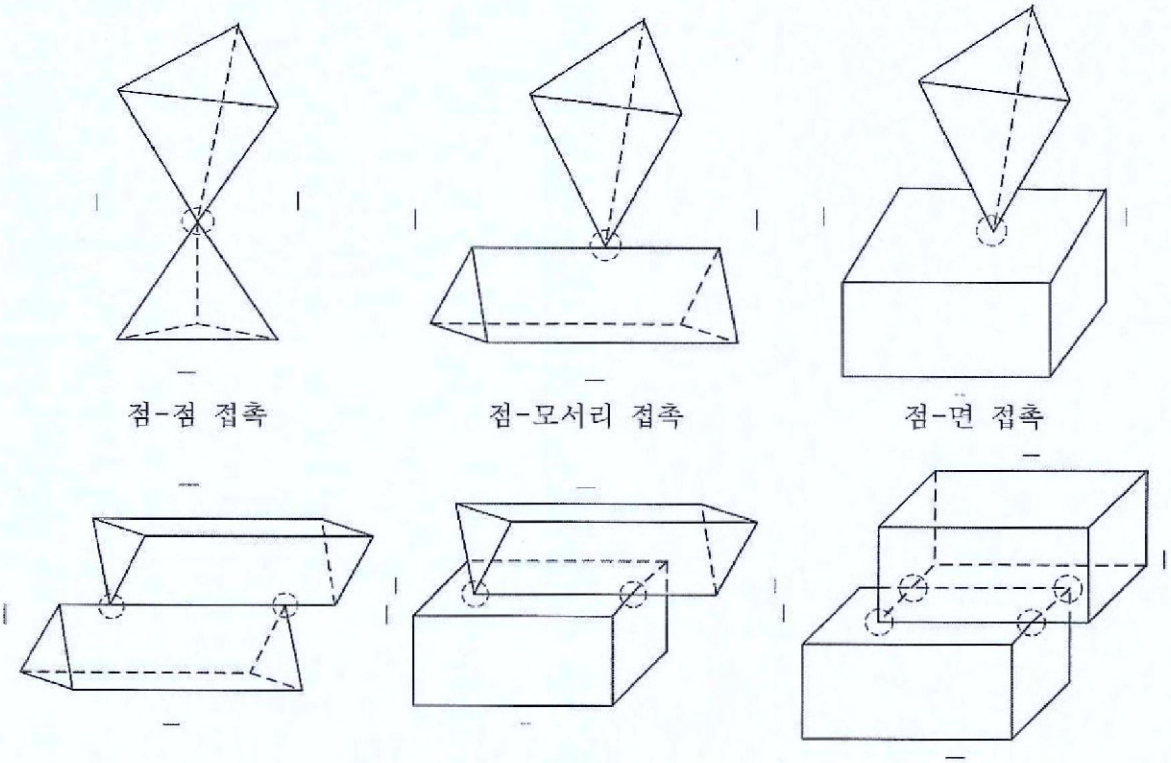


그림 6.7 3차원 상에서 발생가능한 6가지 접촉형태

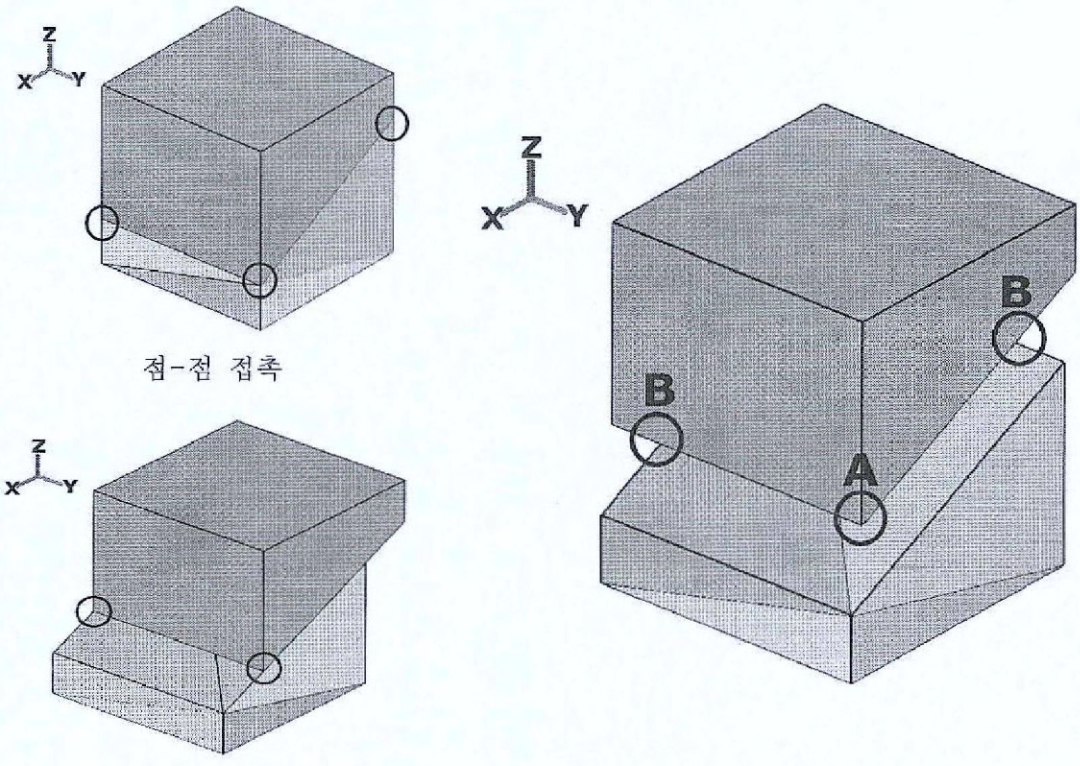


그림 6.8 위치관계를 이용하여 4가지 형태로 단순화한 접촉형태

이 중 점-삼각형 접촉은 가장 기본이 되는 형태로써, 수직스프링, 수평스프링, 마찰력이 적용되어 수치적으로 가장 정확한 거동을 도출하며, 해석적으로도 미세한 해석시간의 차이에 따른 복잡한 접촉 관계변화가 없기 때문에 가장 안정적이다. 따라서 점-모서리 접촉 등의 다른 접촉의 경우, 접촉의 위치관계를 통해 점-삼각형 접촉으로 정의할 수 있도록 유도하여 해석할 수 있도록 한다.

6.3 블록의 접촉에 의한 부행렬

이 절에서는 두 블록간의 수직접촉과 전단접촉 스프링 및 마찰력에 관한 부행렬을 만드는 식을 유도하였다.

6.3.1 수직접촉행렬 부행렬

삼차원에서 변형 후 점 P_P에서 평면 삼각형 ABC까지의 거리 d는 각 점을 $P_A=(x_a,y_a,z_a)$, $P_B=(x_b,y_b,z_b)$, $P_C=(x_c,y_c,z_c)$, $P_P=(x_p,y_p,z_p)$, 각 점의 변형을 (u_a,v_a,w_a), (u_b,v_b,w_b), (u_c,v_c,w_c), (u_p,v_p,w_p)라 하고 삼각형의 넓이가 변형 이전과 이후에 큰 차이가 없다고 가정하여 A_0라고 하면 다음과 같다.

$$d=\frac{1}{2A_0}\begin{vmatrix} 1 & x_a+u_a & y_a+v_a & z_a+w_a \\ 1 & x_b+u_b & y_b+v_b & z_b+w_b \\ 1 & x_c+u_c & y_c+v_c & z_c+w_c \\ 1 & x_p+u_p & y_p+v_p & z_p+w_p \end{vmatrix} \tag{6.17}$$

$$A_0=\begin{Bmatrix} ((y_b-y_a)(z_c-z_a)-(y_c-y_a)(z_b-z_a))^2 \\ +((x_b-x_a)(z_c-z_a)-(x_c-x_a)(z_b-z_a))^2 \\ +((x_b-x_a)(y_c-y_a)-(x_c-x_a)(y_b-y_a))^2 \end{Bmatrix}^{\frac{1}{2}}, \quad S_0=\begin{vmatrix} 1 & x_a & y_a & z_a \\ 1 & x_b & y_b & z_b \\ 1 & x_c & y_c & z_c \\ 1 & x_p & y_p & z_p \end{vmatrix}$$

라 하고 변위의 2차항은 무시하면 변형후의 점 P에서 삼각형 ABC까지의 거리 d는 다음과 같다.

$$d = \left\{ S_0 + \begin{vmatrix} 1 & u_a & y_a & z_a \\ 1 & u_b & y_b & z_b \\ 1 & u_c & y_c & z_c \\ 1 & u_p & y_p & z_p \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 1 & x_a & v_a & z_a \\ 1 & x_b & v_b & z_b \\ 1 & x_c & v_c & z_c \\ 1 & x_p & v_p & z_p \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 1 & x_a & y_a & w_a \\ 1 & x_b & y_b & w_b \\ 1 & x_c & y_c & w_c \\ 1 & x_p & y_p & w_p \end{vmatrix} \right\} \frac{1}{2A_0}$$

$$= \frac{S_0}{2A_0} + \begin{pmatrix} S_1^a & S_2^a & S_3^a \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_a \\ v_a \\ w_a \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} S_1^b & S_2^b & S_3^b \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_b \\ v_b \\ w_b \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} S_1^c & S_2^c & S_3^c \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_c \\ v_c \\ w_c \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} S_1^p & S_2^p & S_3^p \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_p \\ v_p \\ w_p \end{pmatrix}$$

(6.18)

여기서,

$$S_1^a = -\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & y_b & z_b \\ 1 & y_c & z_c \\ 1 & y_p & z_p \end{vmatrix}, \quad S_2^a = +\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & x_b & z_b \\ 1 & x_c & z_c \\ 1 & x_p & z_p \end{vmatrix}, \quad S_3^a = -\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & x_b & y_b \\ 1 & x_c & y_c \\ 1 & x_p & y_p \end{vmatrix}$$

$$S_1^b = +\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & y_a & z_a \\ 1 & y_c & z_c \\ 1 & y_p & z_p \end{vmatrix}, \quad S_2^b = -\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & x_a & z_a \\ 1 & x_c & z_c \\ 1 & x_p & z_p \end{vmatrix}, \quad S_3^b = +\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & x_a & y_a \\ 1 & x_c & y_c \\ 1 & x_p & y_p \end{vmatrix}$$

$$S_1^c = -\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & y_a & z_a \\ 1 & y_b & z_b \\ 1 & y_p & z_p \end{vmatrix}, \quad S_2^c = +\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & x_a & z_a \\ 1 & x_b & z_b \\ 1 & x_p & z_p \end{vmatrix}, \quad S_3^c = -\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & x_a & y_a \\ 1 & x_b & y_b \\ 1 & x_p & y_p \end{vmatrix}$$

$$S_1^p = +\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & y_a & z_a \\ 1 & y_b & z_b \\ 1 & y_c & z_c \end{vmatrix}, \quad S_2^p = -\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & x_a & z_a \\ 1 & x_b & z_b \\ 1 & x_c & z_c \end{vmatrix}, \quad S_3^p = +\frac{1}{2A_0} \begin{vmatrix} 1 & x_a & y_a \\ 1 & x_b & y_b \\ 1 & x_c & y_c \end{vmatrix}$$ 이다.

다음과 같이 가정하면 식(6.18)을 식(6.20)과 같이 정리할 수 있다.

$$\begin{pmatrix} u_a \\ v_a \\ w_a \end{pmatrix} = \left[T_j(x_a, y_a, z_a) \right] \left[D_j \right], \quad \begin{pmatrix} u_b \\ v_b \\ w_b \end{pmatrix} = \left[T_j(x_b, y_b, z_b) \right] \left[D_j \right],$$

$$\begin{pmatrix} u_c \\ v_c \\ w_c \end{pmatrix} = \left[T_j(x_c, y_c, z_c) \right] \left[D_j \right] \quad \begin{pmatrix} u_p \\ v_p \\ w_p \end{pmatrix} = \left[T_i(x_p, y_p, z_p) \right] \left[D_i \right] \tag{6.19}$$

$$d=\frac{S_0}{2A_0}+\begin{pmatrix}e_1 & e_2 & e_3 & \cdots & e_{12}\end{pmatrix}\begin{pmatrix}d_{1i}\\ d_{2i}\\ d_{3i}\\ \vdots\\ d_{12i}\end{pmatrix}+\begin{pmatrix}g_1 & g_2 & g_3 & \cdots & g_{12}\end{pmatrix}\begin{pmatrix}d_{1j}\\ d_{2j}\\ d_{3j}\\ \vdots\\ d_{12j}\end{pmatrix} \tag{6.20}$$

여기서,

$$e_r=\left[s_1^p t_{1r}(x_p,y_p,z_p)+s_2^p t_{2r}(x_p,y_p,z_p)+s_3^p t_{3r}(x_p,y_p,z_p)\right]$$

$$g_r=\left[s_1^a t_{1r}(x_a,y_a,z_a)+s_2^a t_{2r}(x_a,y_a,z_a)+s_3^a t_{3r}(x_a,y_a,z_a)\right]$$

$$+\left[s_1^b t_{1r}(x_b,y_b,z_b)+s_2^b t_{2r}(x_b,y_b,z_b)+s_3^b t_{3r}(x_b,y_b,z_b)\right]$$

$$+\left[s_1^c t_{1r}(x_c,y_c,z_c)+s_2^c t_{2r}(x_c,y_c,z_c)+s_3^c t_{3r}(x_c,y_c,z_c)\right],\quad T_i : i\text{블록의 변형행렬},\ T_j : j\text{블록의 변형행렬},\quad T=\begin{pmatrix}t_{1r} & t_{2r} & t_{3r}\end{pmatrix}^T \quad (r=1,\ldots,12)\text{이다.}$$

그러므로 수직변위에 대한 포텐셜에너지 Π_k는 다음과 같다.

$$\Pi_k=\frac{p}{2}d^2=\frac{p}{2}\left(\sum_{r=1}^{12}e_r d_{ri}+\sum_{r=1}^{12}g_r d_{rj}+\frac{S_0}{2A_0}\right)^2$$

$$=\frac{p}{2}\left\{\left(\sum_{r=1}^{12}e_r d_{ri}\right)^2+\left(\sum_{r=1}^{12}g_r d_{rj}\right)^2+2\sum_{r=1}^{12}e_r d_{ri}\sum_{r=1}^{12}g_r d_{rj}\right.$$

$$\left.+\frac{2S_0}{2A_0}\sum_{r=1}^{12}e_r d_{ri}+\frac{2S_0}{2A_0}\sum_{r=1}^{12}g_r d_{rj}+\left(\frac{S_0}{2A_0}\right)^2\right\} \tag{6.21}$$

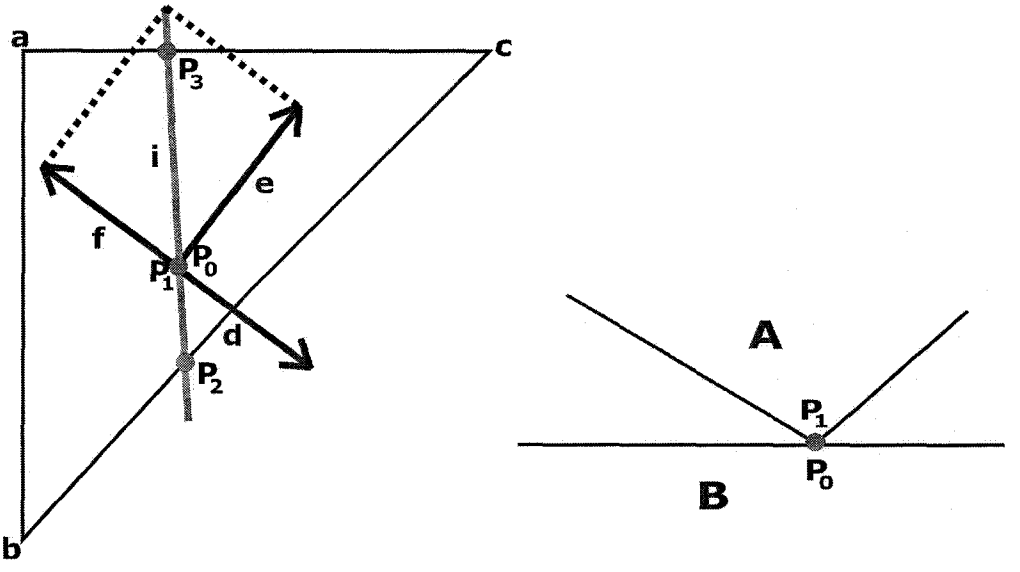
여기서 p는 스프링의 강성값으로 이 값이 크면 변위를 더 작게 억제할 수 있다. 포텐셜에너지 최소화를 위해 포텐셜에너지 항을 변위로 각각 미분하면 수직스프링에 의해 강성행렬항과 하중항에 포함되는 항을 구할 수 있으며 다음과 같다.

$$\begin{aligned}\left[K_{i(r)i(s)}\right]&=pe_re_s & \left[F_{i(r)}\right]&=-p\left(\frac{S_0}{2A_0}\right)e_r\\ \left[K_{i(r)j(s)}\right]&=pe_rg_s & &\\ \left[K_{j(r)i(s)}\right]&=pg_re_s, & &\\ \left[K_{j(r)j(s)}\right]&=pg_rg_s & \left[F_{j(r)}\right]&=-p\left(\frac{S_0}{2A_0}\right)g_r\end{aligned} \tag{6.22}$$

여기서, $r=1,\ldots,12,\ s=1,\ldots,12$이다.

6.3.2 전단 접촉행렬 부행렬

전단을 계산하기 위해서는 전단이 발생하는 경로를 알아야 한다. 이차원의 경우는 접촉하는 것이 점과 선이므로 그 선이 바로 전단경로가 되었지만 삼차원의 경우는 다르다. 접촉하는 두 개의 블록의 움직임이 급격하게 발생하지 않으면 짧은 시간단계에서의 전단의 방향은 이전 단계의 두 블록의 움직임에 의해 정해질 것이다.
그림 6.9에 전단방향을 정하는 방법이 설명되어 있다. 접촉하는 두 개의 블록을 A, B라 할 때, 블록 A의 점 P_1이 블록 B의 반시계 방향 삼각형 abc위에서 블록 B와 만나는 점을 P_0라 하자 (접촉한 상태의 점이면 P_0와 P_1의 좌표는 같다). 이전 스텝에서의 블록 A의 이동경로는 e이고 블록 B의 이동경로는 d라 할 때 블록 A의 점 P_1은 블록 B의 이동경로 d의 반대방향으로 움직인다. 만약 P_1이 움직이지 않고 블록 B가 d방향으로 움직인다면 P_1은 f방향으로 움직일 것이다. 그러므로 블록 A, B가 동시에 움직일 때 P_1은 e와 f의 합벡터 방향으로 움직일 것이다. 그 합벡터 방향을 i라 하면 i가 삼각형 abc와 만나는 점을 이은 직선 P_2P_3가 전단방향이 된다. 블록 A, B가 이전 단계에서 접촉하지 않는다면 블록 A의 이동 경로를 블록 B의 삼각형 abc에 투영시켜서 계산한다.



(a) (b)

그림. 4.9 3차원 불연속변형해석에서의 전단방향 정의

각 점의 좌표를 $P_0=(x_0,y_0,z_0)$, $P_1=(x_1,y_1,z_1)$, $P_2=(x_2,y_2,z_2)$, $P_3=(x_3,y_3,z_3)$, 각 점의 변형을 각각 (u_0,v_0,w_0), (u_1,v_1,w_1), (u_2,v_2,w_2), (u_3,v_3,w_3)라 할 때, $l=\sqrt{(x_2+u_2-x_3-u_3)^2+(y_2+v_2-y_3-v_3)^2+(z_2+w_2-z_3-w_3)^2}$ 은 P_2P_3의 변형후의 길이이고 P_2P_3을 따라서 생기는 P_0P_1의 전단변위는 다음과 같다.

$$d=\frac{1}{l}\overrightarrow{P_0P_1}\cdot\overrightarrow{P_2P_3}$$

$$=\frac{1}{l}\left((x_1+u_1)-(x_0+u_0)\ \ (y_1+v_1)-(y_0+v_0)\ \ (z_1+w_1)-(z_0+w_0)\right)\begin{Bmatrix}(x_3+u_3)-(x_2+u_2)\\(y_3+v_3)-(y_2+v_2)\\(z_3+w_3)-(z_2+w_2)\end{Bmatrix} \quad (6.23)$$

여기서 $S_0=(x_1-x_0\ \ y_1-y_0\ \ z_1-z_0)(x_3-x_2\ \ y_3-y_2\ \ z_3-z_2)^T$라 하고 변위의 2차 항은 무시하면 식(6.23)은 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$d \approx \frac{S_0}{l} + \frac{1}{l}\begin{pmatrix} x_3 - x_2 & y_3 - y_2 & z_3 - z_2 \end{pmatrix}\begin{Bmatrix} u_1 - u_0 \\ v_1 - v_0 \\ w_1 - w_0 \end{Bmatrix}$$

$$\approx \frac{S_0}{l} + \frac{1}{l}\begin{pmatrix} x_3 - x_2 & y_3 - y_2 & z_3 - z_2 \end{pmatrix}\begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ w_1 \end{Bmatrix} - \frac{1}{l}\begin{pmatrix} x_3 - x_2 & y_3 - y_2 & z_3 - z_2 \end{pmatrix}\begin{Bmatrix} u_0 \\ v_0 \\ w_0 \end{Bmatrix} \quad (6.24)$$

$\{H\} = \frac{1}{l}[T_{(i)}(x_1 \quad y_1 \quad z_1)]\begin{Bmatrix} x_3 - x_2 \\ y_3 - y_2 \\ z_3 - z_2 \end{Bmatrix}$, $\{G\} = \frac{1}{l}[T_{(j)}(x_0 \quad y_0 \quad z_0)]\begin{Bmatrix} x_2 - x_3 \\ y_2 - y_3 \\ z_2 - z_3 \end{Bmatrix}$ 이라 할 때 식(6.24)은 다음과 같이 간단히 표시할 수 있다.

$$d = \{H\}^T\{D_i\} + \{G\}^T\{D_j\} + \frac{S_0}{l} \quad (6.25)$$

그러므로 전단스프링의 포텐셜에너지는 다음과 같이 표현된다.

$$\Pi_s = \frac{p}{2}d^2 = \frac{p}{2}\left(\{H\}^T\{D_i\} + \{G\}^T\{D_j\} + \frac{S_0}{l}\right)^2$$

$$= \frac{p}{2}(\{D_i\}^T\{H\}\{H\}^T\{D_i\} + \{D_j\}^T\{G\}\{G\}^T\{D_j\}$$

$$+ 2\{D_i\}^T\{H\}\{G\}^T\{D_j\} + 2\frac{S_0}{l}2\{D_i\}^T\{H\} + 2\frac{S_0}{l}\{D_j\}^T\{G\} + \left(\frac{S_0}{l}\right)^2) \quad (6.26)$$

포텐셜에너지 최소화를 위해 식(6.26)을 변위로 각각 미분하면 전단스프링에 의해 강성행렬항과 하중항에 포함되는 항은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} [K_{i(r)i(s)}] &= p\{H_r\}\{H_s\}^T \\ [K_{i(r)j(s)}] &= p\{H_r\}\{G_s\}^T \\ [K_{j(r)i(s)}] &= p\{G_r\}\{H_s\}^T, \\ [K_{j(r)j(s)}] &= p\{G_r\}\{G_s\}^T \end{aligned} \qquad \begin{aligned} [F_{i(r)}] &= -p\left(\frac{S_0}{l}\right)\{H_r\} \\ [F_{j(r)}] &= -p\left(\frac{S_0}{l}\right)\{G_r\} \end{aligned} \quad (6.27)$$

여기서, $r = 1,...,12$, $s = 1,...,12$ 이다.

6.3.3 마찰력 부행렬

블록들의 전단변위는 마찰력을 발생시키는데 이로 인한 부행렬을 계산하는 과정은 다음과 같다. 사용된 문자는 4.2.2절과 동일하다. 두 개의 블록이 접촉해서 마찰력이 발생하므로 두 개 블록 모두에 마찰력이 적용된다. 전단변위로 인한 마찰력 F는 다음과 같다.

$$F = p \cdot d \cdot s \cdot \tan\phi \tag{6.28}$$

여기서, p는 전단스프링의 강성, d는 전단변위, s는 그림 6.10의 P_2P_3에 대한 접촉점의 전단방향 부호, ϕ는 마찰각이다.

그러므로 점 P_1을 포함하는 블록 A에 발생하는 마찰력으로 인한 포텐셜에너지는 다음과 같다.

$$\begin{aligned}\Pi_f &= \frac{F}{l}\begin{pmatrix} u_1 & v_1 & w_1 \end{pmatrix}\begin{Bmatrix} x_3 - x_2 \\ y_3 - y_2 \\ z_3 - z_2 \end{Bmatrix} \\ &= F\{D_i\}^T\left[T(x_1, y_1, z_1)\right]^T\begin{Bmatrix} (x_3 - x_2)/l \\ (y_3 - y_2)/l \\ (z_3 - z_2)/l \end{Bmatrix} = F\{D_i\}^T\{H\}\end{aligned} \tag{6.29}$$

여기서, l은 식(6.23)에서 사용한 것과 같다.

그러므로 하중행렬에 추가될 P_1이 포함된 A 블록의 마찰력 항 $F_{i(r)}$은 미분에 의해 다음과 같이 된다.

$$\left[F_{i(r)}\right] = -F\{H\} \tag{6.30}$$

여기서, $\{H\}=[T(x_1,y_1,z_1)]^T\{(x_3-x_2)/l\ \ (y_3-y_2)/l\ \ (z_3-z_2)/l\}^T$ 이다.

마찬가지로 P_0가 포함된 블록 B의 마찰력 항 $F_{j(r)}$은 P_1이 포함된 블록에서의 마찰력 항의 반대 부호를 가지므로 다음과 같다.

$$[F_{j(r)}] = F\{G\} \tag{6.31}$$

여기서, $\{G\}=[T(x_0,y_0,z_0)]^T\{(x_3-x_2)/l\ \ (y_3-y_2)/l\ \ (z_3-z_2)/l\}^T$ 이다.

6.4 록볼트 지보재 적용

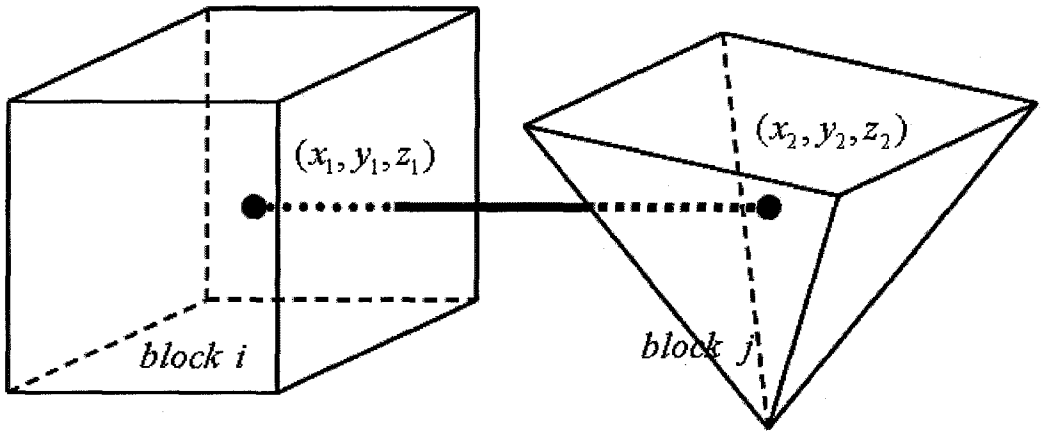


그림 6.8 두 블록을 연결하는 록볼트

그림 6.8과 같이 2개의 블록이 록볼트로 연결되어 있는 경우를 생각해 보자. 록볼트가 블록 i의 점 (x_1, y_1, z_1)과 블록 j의 점 (x_2, y_2, z_2)를 연결한다고 했을 때, 록볼트의 양 끝점에서 발생하는 변위는 아래의 식 (6.32)과 같다.

$$dx_1 = u_1 = u(x_1, y_1, z_1),\ dy_1 = v_1 = v(x_1, y_1, z_1),\ dz_1 = w_1 = w(x_1, y_1, z_1)$$
$$dx_2 = u_2 = u(x_2, y_2, z_2), dy_2 = v_2 = v(x_2, y_2, z_2), dz_2 = w_2 = w(x_2, y_2, z_2) \quad (6.32)$$

이때 록볼트의 길이를 l 이라고 하면, 록볼트의 길이와 변위는 각각 식 (6.33)과 (6.34)로 표현할 수 있다.

$$l = \sqrt{(x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2 + (z_1 - z_2)^2} \quad (6.33)$$

$$
\begin{aligned}
dl &= \frac{1}{l}\left[(x_1-x_2)(dx_1-dx_2)+(y_1-y_2)(dy_1-dy_2)+(z_1-z_2)(dz_1-dz_2)\right] \\
&= \frac{1}{l}\left[(x_1-x_2)(u_1-u_2)+(y_1-y_2)(v_1-v_2)+(z_1-z_2)(w_1-w_2)\right] \\
&= \frac{1}{l}\left[\begin{pmatrix} u_1 & v_1 & w_1 \end{pmatrix}\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix}-\begin{pmatrix} u_2 & v_2 & w_2 \end{pmatrix}\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix}\right] \\
&= \frac{1}{l}\left[\left[D_i\right]^T\left[T_i\right]^T\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix}-\left[D_j\right]^T\left[T_j\right]^T\begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix}\right]
\end{aligned}
\tag{6.34}
$$

여기서 $(l_x \quad l_y \quad l_z)$는 각각 $(\frac{1}{l}(x_1-x_2) \quad \frac{1}{l}(y_1-y_2) \quad \frac{1}{l}(z_1-z_2))$ 이고, $[D_i]$와 $[T_i]$는 i 블록의 변위변수와 변위함수이다.

이때 록볼트의 강성을 s라고 한다면, 록볼트에 작용하는 힘은 식 (6.35)과 같다.

$$
f = -s\frac{dl}{l} \tag{6.35}
$$

이때 록볼트에 의해 발생하는 포텐셜에너지는 아래의 식 (6.36)과 같은 행렬의 형태로 유도하여 표현할 수 있다.

$$
\begin{aligned}
\Pi_b &= -\frac{1}{2} f dl = \frac{s}{2l} dl^2 \\
&= \frac{s}{2l}\left([D_i]^T [T_i]^T \begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix} - [D_j]^T [T_j]^T \begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix} \right)^2 \\
&= \frac{s}{2l}[D_i]^T [T_i]^T \begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix} \begin{pmatrix} l_x & l_y & l_z \end{pmatrix} [T_i][D_i] \\
&\quad -\frac{s}{l}[D_i]^T [T_i]^T \begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix} \begin{pmatrix} l_x & l_y & l_z \end{pmatrix} [T_j][D_j] \\
&\quad +\frac{s}{2l}[D_j]^T [T_j]^T \begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix} \begin{pmatrix} l_x & l_y & l_z \end{pmatrix} [T_j][D_j] \\
&= \frac{s}{2l}[D_i]^T [E_i][E_i]^T [D_i] - \frac{s}{l}[D_i]^T [E_i][G_j]^T [D_j] + \frac{s}{2l}[D_j]^T [G_j][G_j]^T [D_j]
\end{aligned}
\tag{6.36}
$$

여기서,

$$
[E_i] = [T_i]^T \begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} e_1 & e_2 & e_3 & e_4 & e_5 & e_6 & e_7 & e_8 & e_9 & e_{10} & e_{11} & e_{12} \end{pmatrix}^T
$$

$$
[G_j] = [T_j]^T \begin{pmatrix} l_x \\ l_y \\ l_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} g_1 & g_2 & g_3 & g_4 & g_5 & g_6 & g_7 & g_8 & g_9 & g_{10} & g_{11} & g_{12} \end{pmatrix}^T
$$

이다.

따라서, 식(6.12)와 같이 포텐션 에너지 최소화 과정을 통해 식(6.37)과 같은 부행렬의 각 요소의 값을 구할 수 있다. 이를 통해 얻어진 불연속 변형해석의 전체 행렬식에 부행렬로서 포함되는 4개의 부행렬은 각각 식 (6.38)에서 식(6.41)까지이다.

$$k_{rs}=\frac{\partial^2\Pi_b}{\partial d_{ri}\partial d_{si}}=\frac{s}{2l}\frac{\partial^2}{\partial d_{ri}\partial d_{si}}\left(\left[D_i\right]^T\left[E_i\right]\left[E_i\right]^T\left[D_i\right]\right)=\frac{s}{l}e_re_s \qquad r,s=1,...,6$$

$$k_{rs}=\frac{\partial^2\Pi_b}{\partial d_{ri}\partial d_{sj}}=-\frac{s}{l}\frac{\partial^2}{\partial d_{ri}\partial d_{si}}\left(\left[D_i\right]^T\left[E_i\right]\left[G_j\right]^T\left[D_j\right]\right)=\frac{s}{l}e_re_s \qquad r,s=1,...,6$$

$$k_{rs}=\frac{\partial^2\Pi_b}{\partial d_{rj}\partial d_{si}}=-\frac{s}{l}\frac{\partial^2}{\partial d_{ri}\partial d_{si}}\left(\left[D_j\right]^T\left[G_j\right]\left[E_i\right]^T\left[D_i\right]\right)=\frac{s}{l}e_re_s \qquad r,s=1,...,6$$

$$k_{rs}=\frac{\partial^2\Pi_b}{\partial d_{rj}\partial d_{sj}}=\frac{s}{2l}\frac{\partial^2}{\partial d_{ri}\partial d_{si}}\left(\left[D_j\right]^T\left[G_j\right]\left[G_j\right]^T\left[D_i\right]\right)=\frac{s}{l}e_re_s \qquad r,s=1,...,6 \tag{6.37}$$

$$\frac{s}{l}\begin{pmatrix}e_1\\e_2\\e_3\\e_4\\e_5\\e_6\\e_7\\e_8\\e_9\\e_{10}\\e_{11}\\e_{12}\end{pmatrix}\begin{pmatrix}e_1 & e_2 & e_3 & e_4 & e_5 & e_6 & e_7 & e_8 & e_9 & e_{10} & e_{11} & e_{12}\end{pmatrix}\rightarrow\left[K_{ii}\right] \tag{6.38}$$

$$\frac{s}{l}\begin{pmatrix}e_1\\\vdots\\e_{12}\end{pmatrix}\begin{pmatrix}g_1 & \cdots & g_{12}\end{pmatrix}\rightarrow\left[K_{ij}\right] \tag{6.39}$$

$$\frac{s}{l}\begin{pmatrix}g_1\\\vdots\\g_{12}\end{pmatrix}\begin{pmatrix}e_1 & \cdots & e_{12}\end{pmatrix}\rightarrow\left[K_{ji}\right] \tag{6.40}$$

$$\frac{s}{l}\begin{pmatrix}g_1\\\vdots\\g_{12}\end{pmatrix}\begin{pmatrix}g_1 & \cdots & g_{12}\end{pmatrix}\rightarrow\left[K_{jj}\right] \tag{6.41}$$

6.5 프로그램의 검증.

이 절에서는 몇 가지 예를 통해서 이 연구에서 개발된 프로그램의 타당성을 검증하였다. 하나의 블록에 대한 예제부터 블록의 개수를 증가시키면서 해석을 실시하였다.

6.5.1 단일 블록의 응력, 변형률

불연속 변형 해석은 블록간의 마찰을 기본으로 블록의 움직임을 계산하는 해석이지만 하나의 블록은 탄성으로 가정한다. 그림4.9와 같은 하중을 받고 있는 하나의 블록에 대해서 응력과 변형률을 계산하여 프로그램의 정확성을 검증하였다.

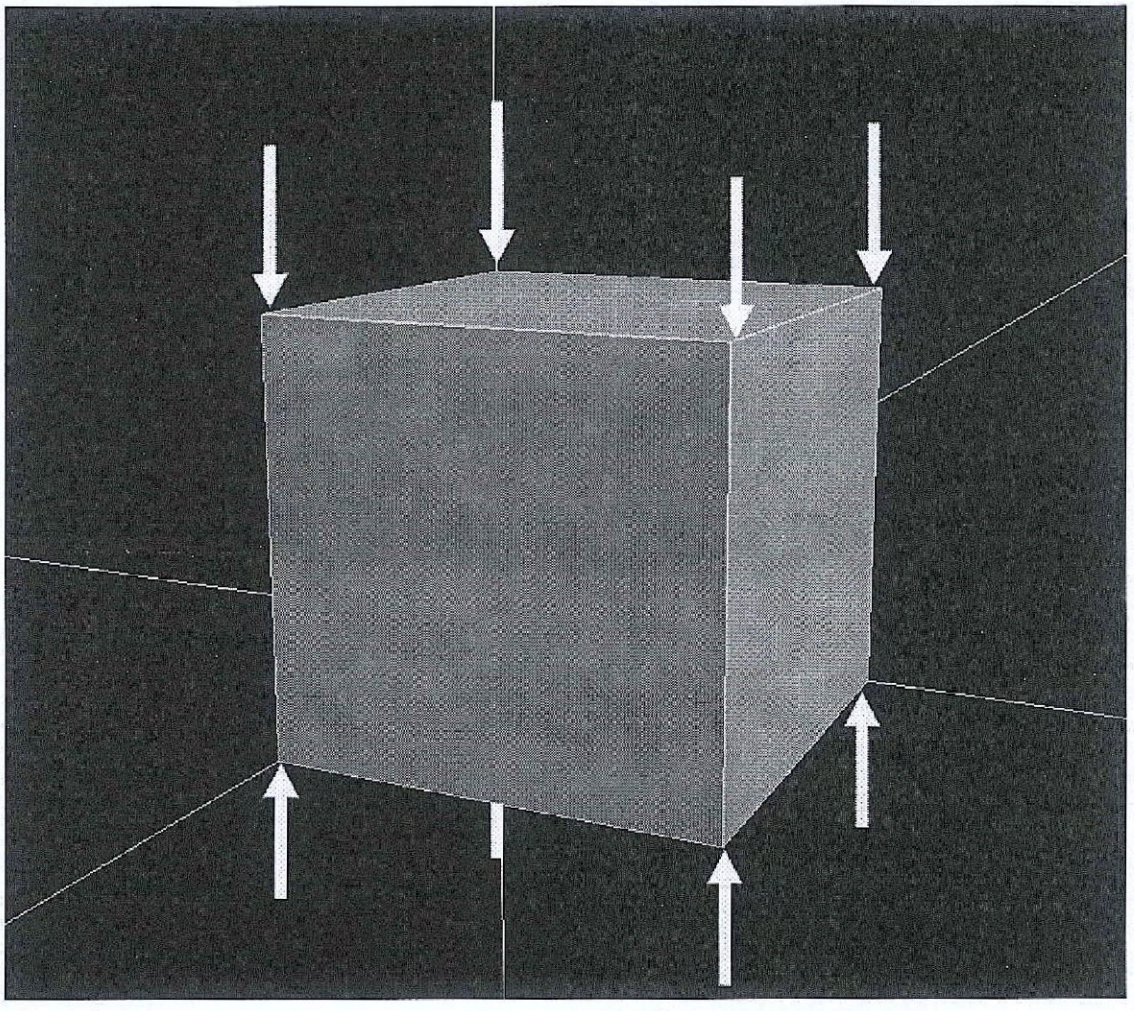


그림 6.9 압축 응력을 받는 단일 암석블록

그림 6.9와 같이 블록 모서리의 길이가 5m인 정육면체 블록의 8개 꼭지점에 수직 방향 하중이 1000 N씩 작용하고, 블록의 탄성계수(E)는 100 GPa, 포아송비는 0.25인 조건에서 해석을 하였으며 무게는 없고 중력의 영향은 고려하지 않았다. 위와 아래 면의 넓이는 25 m^2이므로 작용하는 응력은 160 MPa이다. 점 A와 B의 변위와 그에 따른 블록의 응력을 계산하였으며 계산 결과 블록의 내부 응력은 압축 160 MPa을 정확히 계산하였고 점 A, B의 z축 수직변위는 각각 0.0004 m, x, y 축 수평변위는 0.0001 m로 정확히 계산하였으며 0.25의 포아송 비도 정확히 계산하였다.

이 블록은 탄성이므로 블록에서 하중을 일정하게 유지하고 있으면 변형을 유지하지만 하중을 제거하면 원상태로 복구되어야 한다. 그림 6.2는 그림 6.1과 동일한 블록에 0.1초 동안의 시간 간격으로 1-10스텝까지는 하중을 100 N에서 1000 N까지 일정하게 증가시키고 11스텝부터 하중을 제거하여 응력과 변위를 계산한 결과이다. 그림과 같이 100 GPa의 일정한 기울기를 가진 직선을 얻었으며 직선의 기울기는 입력한 탄성계수와 일치하였다.

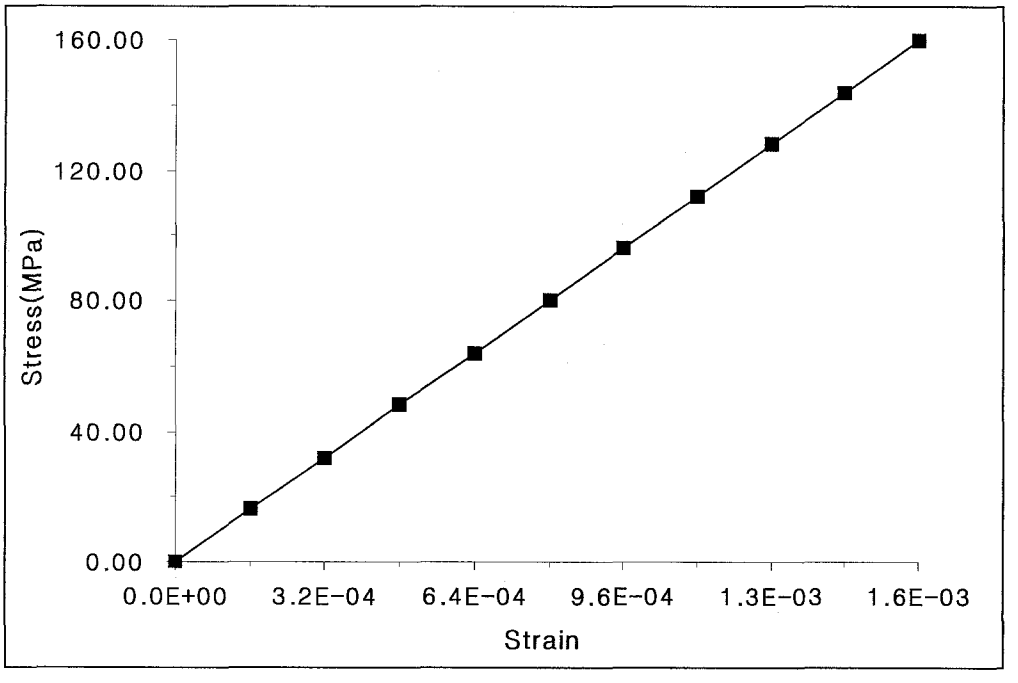


그림. 4.10 단일 블록의 탄성거동 (E=100 GPa)

6.5.2 블록의 접촉 정의 및 접촉처리

그림 6.11부터 4.14는 가장 아래에 있는 블록의 4개의 끝점을 고정시키고, 2개의 블록은 중력에 의해 자유낙하시켰을 때의 블록의 거동이며, 그림 6.11부터 각각 처음 해석단계, 20 step후, 250step후, 300 step 후의 해석 단계이다. 해석의 목적은 자유낙하하는 2개의 블록이 자유낙하여 바닥면에 닿을 때, 블록이 쓰러져 근접한 블록과 접촉이 발생할 때, 본 프로그램이 이를 의도된 대로 접촉을 찾고, 전단 및 수직 방향의 접촉 알고리듬을 적용하여 올바르게 접촉 해석을 수행하는지 확인하기 위해서 이다. 이 해석에 사용된 입력변수로는 블록의 좌표값과 기타 물성이며 표 6.7에 나타내었다.

표 6.7 블록 접촉해석을 위한 입력 물성

Input Parameters	Value	Input Parameters	Value
Stiffness of normal spring	10 GN/m^2	Accerlation of gravity	9.8 m/sec^2
Stiffness of shear spring	5 GN/m^2	Poisson's ratio	0.25
Unit mass	2.7 t/m^3	Friction Angle	10
Young's Modulus	10 GPa	Time Step	0.1 sec

그림 6.12는 2개의 블록이 자유낙하하여 고정된 아래의 블록과 처음 접촉이 발생하는 해석단계이다. 왼쪽 블록에 4개, 오른쪽 블록에 2개의 점-면 접촉이 발생하였고, 6개의 접촉 모두 수직방향과 전단방향의 스프링이 설치되어 맞물려있는(Locked condition) 접촉상황을 구현하였다.

그림 6.13은 미끄러지기(Sliding condition) 시작한 왼쪽 블록이 처음으로 오른쪽 블록과 접촉이 발생한 시점이다. 그림 6.12와 같이 하부블록과의 6개의 접촉과 더불어 좌우블록간의 2개의 접촉이 발생하였으며, 이 접촉은 점-모서리 접촉으로 판별되었다.

그림 6.14는 해석 종료시점으로써, 왼쪽블록과 하부블록이 4개의 점-면 접촉을 유지하였고, 오른쪽 블록과 하부블록도 새롭개 4개의 점-면 접촉이 발생하였다. 또한 좌우 블록은 2개의 점-점 접촉이 발생하였다.

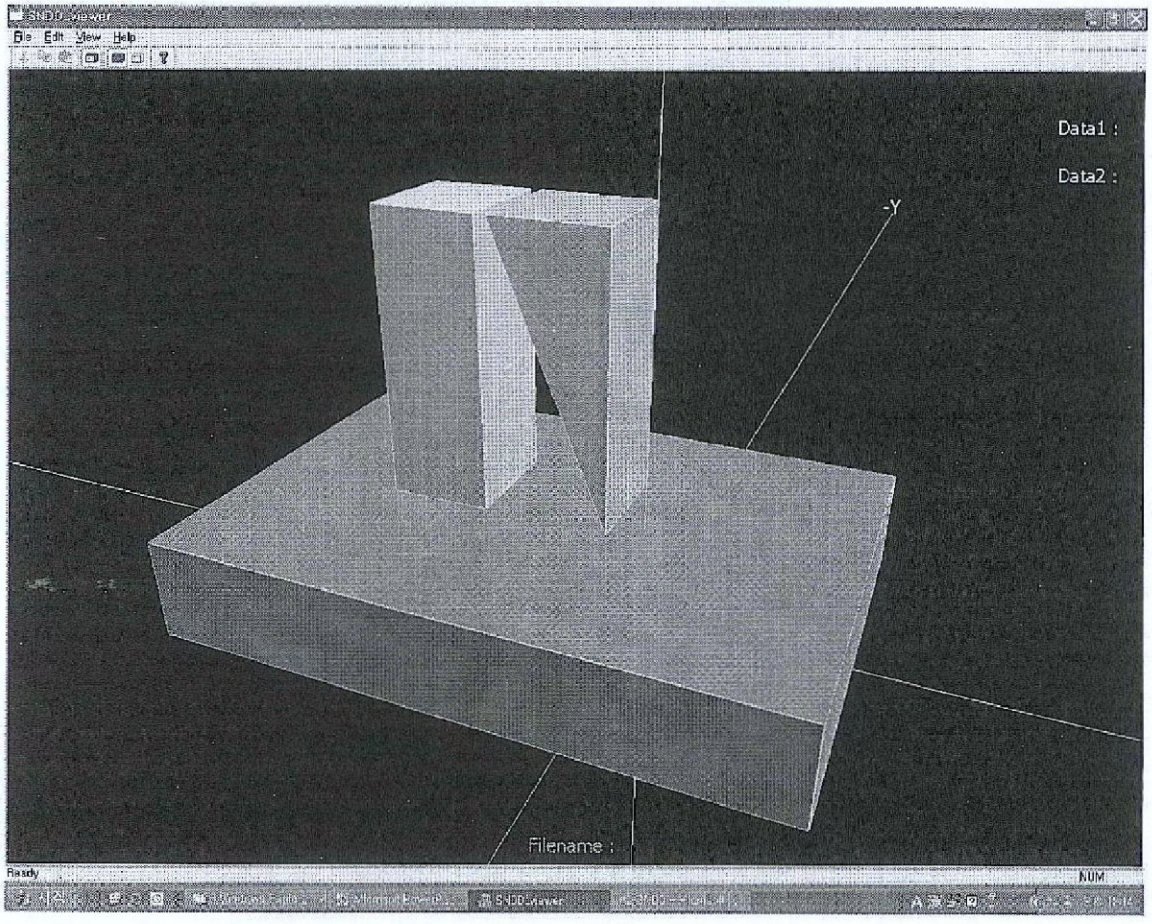


그림 6.11 블록 접촉해석: after 0 step

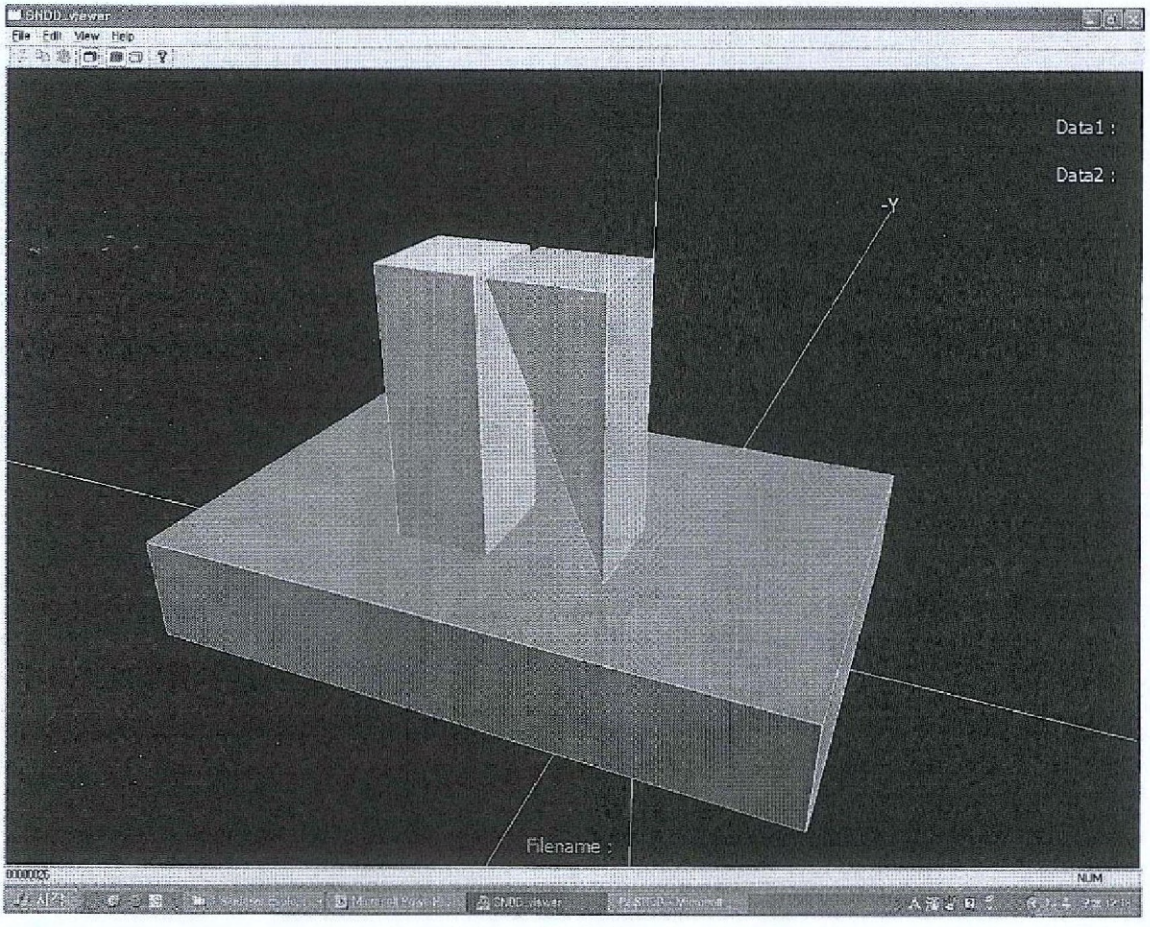


그림 6.11 블록 접촉해석: after 25 steps

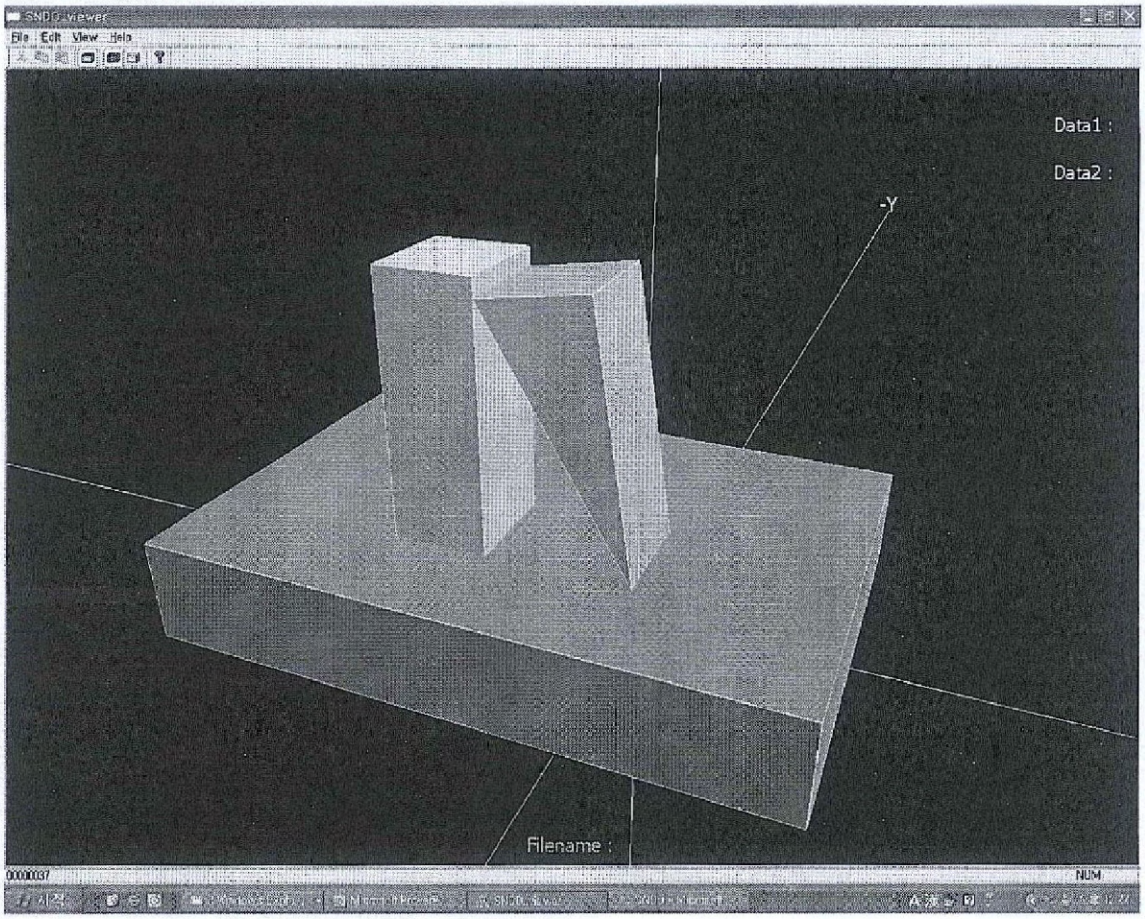


그림 6.11 블록 접촉해석: after 35 steps

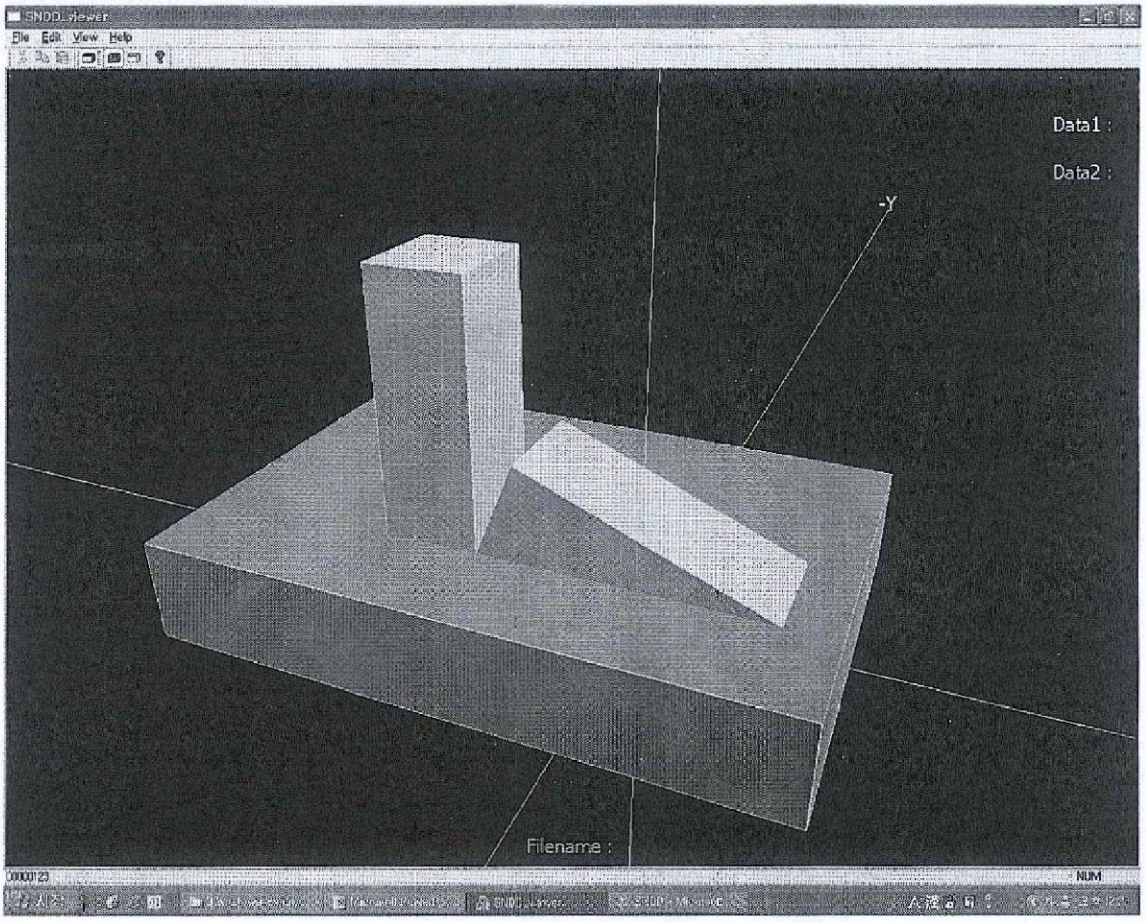


그림 6.11 블록 접촉해석: after 100 steps

6.5.3 쐐기의 미끄러짐에 대한 해석

미끄러짐면이 2개일 때의 미끄러짐을 정확히 계산하는 가를 판단하기 위해서 다음의 해석을 실시하였다. 물성은 4.4.2절의 해석과 같은 값을 사용하였다.

그림 6.15는 쐐기블록을 포함하고 있는 블록이다. 4.2.2절의 해석에서는 하나의 기울기를 가진 면으로 미끄러지는 해석이지만 이 절의 해석은 기울기가 서로 다른 두 개의 면으로 동시에 미끄러지는 해석이다. 그림 6.15의 쐐기 모양 블록인 블록 B를 제외하고 나머지 블록들을 고정시키고 블록 B만 마찰각에 따라 움직이게 된다. 이 해석은 삼차원 개별요소프로그램인 3DEC과의 비교를 위해 모델링하였으며 3DEC Version 2.0의 Verification Problem의 sliding wedge의 모델과 동일하다.

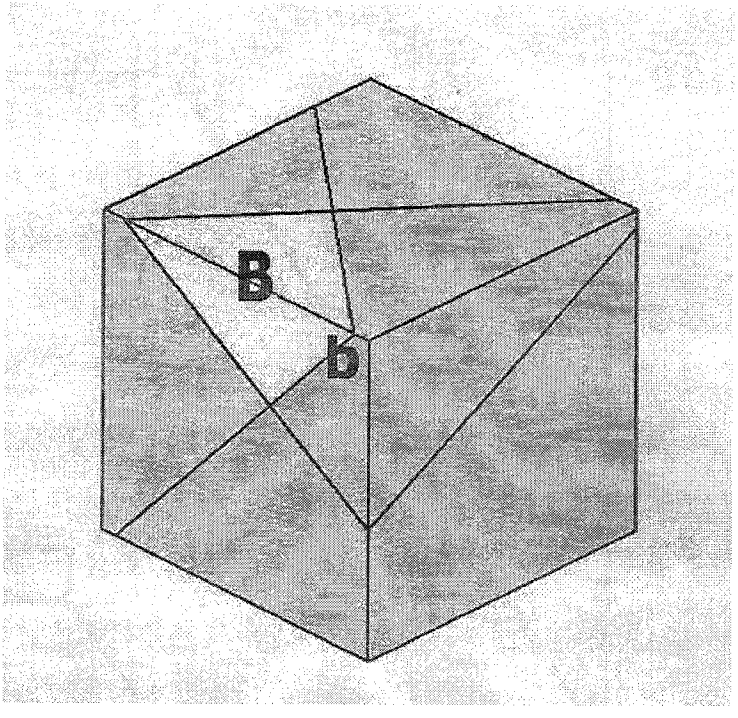


그림 6.16 쐐기블록의 미끄러짐 해석 모델

그림 6.16은 마찰각이 10°일 때 200 step 후 블록 B가 미끄러지는 모습을 보여준다. 초기 상태일 때는 블록 B가 양쪽 블록과 각각 3개씩 총 6 개의 점-점 접촉이 있다가 미끄러지면서 블록 B가 양쪽 블록과 각각 점-삼각형 접촉 2개, 모서리-모서리 접촉 1개씩 총 6개의 접촉상태로 변한다.

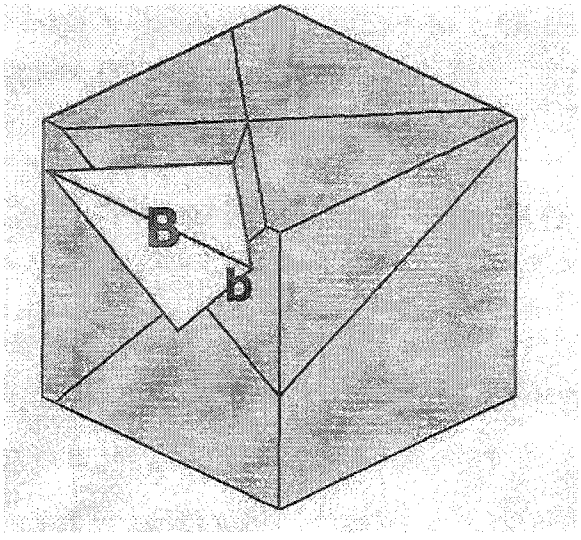


그림 6.16 쐐기블록의 미끄러짐 해석결과: after 200 steps

그림 6.17은 블록 B가 두 개의 평면과 마찰할 때 미끄러짐 각도를 계산하기 위해 마찰각을 31°부터 35°까지 변화시키면서 블록 B의 오른쪽 점 b의 z좌표를 측정하였다. Hoek & Bray에 의해 계산된 쐐기의 임계마찰각은 33.36°이고 3DEC에 의해 계산된 값[40]은 이론값과 0.5%의 차이를 가지는 33.19°이며 본 연구에서 개발된 삼차원 DDA에 의해 계산된 값은 그림 6.17과 같이 이론값과 정확히 일치하는 33.36°로 계산되어 프로그램의 정확성을 확인하였다.

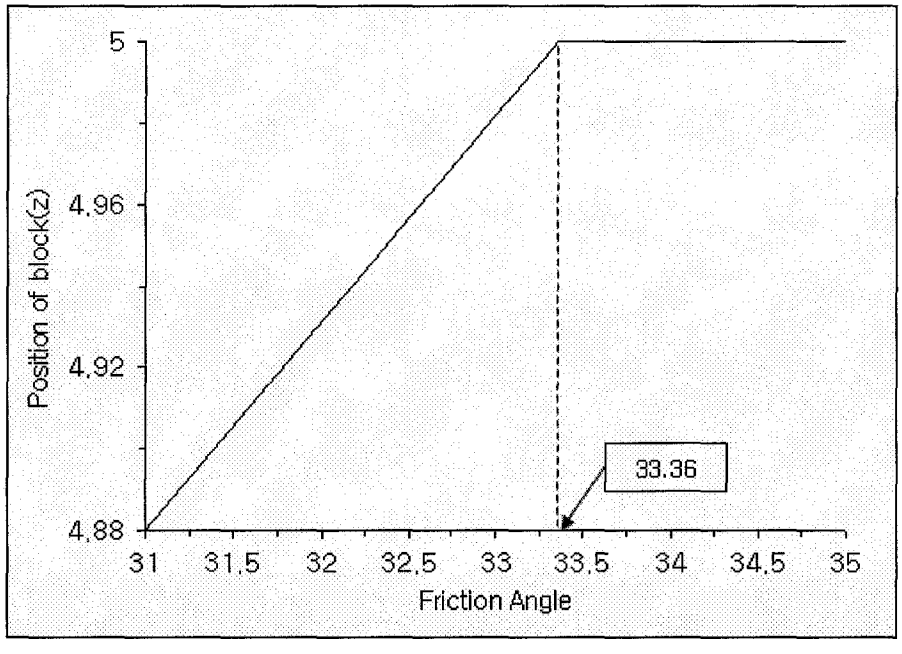


그림 6.17 200 step후의 쐐기블록의 z방향의 위치

제 7 장. 연구개발목표 달성도 및 관련분야에의 기여도

7.1 연구개발목표 달성도

본 연구의 3년간의 해당연도 연구목표와 주요 연구내용의 대략적인 달성도는 아래의 표 7.1 - 표 7.3과 같다.

표 7.1 1차년도 연구목표와 주요 연구내용 및 범위

목 표	달성도 (%)	내 용
◦ 프랙탈 및 통계적 기법을 이용한 절리표면 형상의 수학적 모델링 기법 개발	100	- 3차원 레이저 거칠기 측정 장치를 이용한 거칠기 데이터 수치화 - 프랙탈을 이용한 정량적 거칠기 계산 방법 제시 - 거칢각과 거칠기 높이에 대한 정량적 거칠기 파라미터 계산 프로그램 개발 - 거칠기 파라미터 간의 상관관계 제시 - 대표성을 갖는 거칠기 파라미터 간의 상관관계 제시
◦ 일정수직강성(CNS) 조건에서의 직접 전단시험 방법 개발	95	- 7 종류 경사각의 톱니 시료에 대하여 총 150회 이상의 CNS 실험 및 CNL 실험 수행 - 톱니 시료 결과 분석 및 파괴 강도식 제시 - 총 120회 이상의 인장절리 및 자연절리 시료에 대한 CNS 실험 결과 분석 - 총 50회 이상의 인장절리 및 자연절리 시료에 대한 CNL 실험 결과 분석 - 수직응력에 따른 CNS 조건의 절리면 거동 분석 - 수직 강성에 따른 CNS 조건의 절리면 거동 분석 - 톱니 시료와 자연절리 시료에 대한 거동 비교 분석

표 7.1 계속

목 표	달성도 (%)	내 용
◦ 일정수직강성(CNS) 조건과 일정수직하중(CNL) 조건에 따른 불연속면 거동 비교	100	- CNS 조건과 CNL 조건에 따라 서로 다른 미소파괴음 계수와 미소파괴음 에너지 특성비교 분석 - CNS, CNL 조건에서 음원 추적 결과를 이용하여 두 가지 경계 조건과 거칠기에 따른 거칠기 손상 분석 - CNL 조건에서 불연속면의 최대 마찰각 과 잔류 마찰각을 구함 - CNS 조건에서 점이동 회귀 분석과 일정 간격 수직응력 회귀 분석을 통하여 마찰각을 구함 - 경계 조건에 따른 불연속면 거동 비교
◦ 불연속면 구성 모델 개발	90	- CNS 조건에서 초기 수직응력과 수직강성에 따른 전단 거동 분석 - 초기 조건에 따라 CNS의 대표적인 거동을 Type I, Type II, TypeIII으로 정의하고, 대표적인 모델 제시
◦ 2차원 불연속변형해석의 접촉해석 기법 개발	100	- 선-선 접촉에 대한 7가지 형태를 정의하고 이에 따라 접촉찾기, 접촉수렴여부확인, 접촉거동형태 판별 등의 알고리듬을 개발 - 선-선 접촉에 관한 새로운 모델정의 및 세부 알고리듬 개발로 해석의 정확도와 수행시간 단축 확인 - 기존의 점하중 마찰력을 대신하여 선하중 마찰력을 적용하여 해석의 신빙성을 높임
◦ Barton-Banids 모델을 이용한 DDA 알고리듬 작성 및 적용	95	- Mobilized JRC개념을 적용하여 미끄러짐에 따라 거칠기 감쇠효과를 구현. - Barton-Bandis 절리모델에 필요한 입력변수를 통해 이론적 해와 비교하여 일치하는 결과를 보임. - 절리면의 크기효과를 구현

표 7.2 2차년도 연구목표와 주요 연구내용 및 범위

목 표	달성도 (%)	내 용
◦ 2차원 불연속면 연결망 구성	100	- 현장 자료 수집 - 통계적 절리 네트워크 형성
◦ 2차원 불연속변형해석(DDA) 지보재 보강효과 구현	100	- 록볼트에 의한 지보효과 구현
◦ 대표요소크기 결정 및 지반 탄성정수 산정	100	- 해석 크기를 증가 시키면서 지반 정수 변화 해석 - 일정한 지반 정수 값을 보이는 최소 대표요소크기 결정 - 불연속 암반의 탄성계수와 포아송비 산정
◦ 3차원 불연속면 연결망 모델의 구성	95	- 불연속면 조사법의 비교 - 불연속면의 방향분포 결정 - 불연속면의 크기분포 결정 - 현장자료 조사 및 현장 적용
◦ 3차원 불연속면의 접촉문제해결	95	- 3차원 블록에서 점-점, 점-모서리, 점-면, 모서리-모서리로 나타나는 접촉문제를 해석할 수 있는 이론적 토대 마련

표 7.3 3차년도 연구목표와 주요 연구내용 및 범위

목 표	달성도 (%)	내 용
◦ 단순한 불연속면 모델에 대해서 적용성 검토 ◦ 3차원 블록구성 알고리듬을 적용하여 3차원 절리망 형성 및 블록 판별. ◦ 상용프로그램인 3DEC에 의한 해석과 비교하여 적용성을 검증	90	- 블록 구성 알고리즘을 C++ 프로그래밍 언어로 구현하여 윈도우 환경에서 구동 가능한 프로그램 제작 - 3차원 불연속변형해석에 최적화된 접촉 판별법을 연구, 개발 - 3차원 절리망 형성 및 블록판별을 이용하여 입력자료를 형성하고, 이를 이용하는 3차원 불연속병형해석 프로그램 개발.
◦ 불연속면의 크기, 방향의 분산도에 대한 계수를 변화시켜 붕괴양상 및 변위 분석	75	- 절리군의 통계자료를 활용하여 불연속면을 생성할 수 있는 알고리듬 개발.
◦ 지보요소로 락볼트 적용	95	- 가상선과 가상접촉점을 이용한 2차원 알고리듬을 3차원으로 확장 적용. - 록볼트요소와 숏크리트요소 적용
◦ 측압계수 변화에 따른 지하구조물의 거동변화를 비교	60	- 프로그램 개발이 완료된 후, 해석결과를 UDEC등의 상용 프로그램과 비교 수행.
◦ 전단면 굴착해석 및 굴착순서를 고려한 해석을 수행하여 3차원 막장 효과의 영향을 분석 ◦ 개발된 기법들을 반영하여 3차원 불연속변형해석법을 조사된 현장에 적용	60	- 프로그램 개발이 완료된 후, 해석결과를 현장의 자료와 비교, 검증.

7.2 기여도

7.2.1 기술적 성과 및 파급효과

1) 실제 불연속면 주변 암반의 구속으로 발생하는 암반의 수직 강성 요소를 고려하는 일정 수직 강성 조건에서 직접 전단 시험을 실용화하여 터널 설계에 반영하는 불연속면 시험법을 개발하고 직접 전단 시험의 선진화를 이룰 수 있다.

2) 객관적이고 정량적인 터널 설계에 필요한 불연속 암반의 설계 정수값을 구하여 불연속 암반 터널의 최적 설계가 가능하다.

3) 현재 유한요소법이나 유한차분법 중심으로 해석을 수행하는 설계사나 시공사의 여건상 불연속면의 거동을 해석하기 위해서는 작은 양의 변위와 회전만을 허용하는 절리요소를 도입하거나, 암반 불연속면의역학적 성질을 평균화 시킨 연속체 개념모델을 적용하는 방법을 제외하고는 적당한 해석법이 존재하지 않는 형편이다. 이번 연구를 통해 얻어진 3차원 불연속 변형해석프로그램을 이용하면 불연속면이 존재하는 암반의 거동을 직접적으로 모사할 수 있게 되어 실제적으로 발생하는 불연속면의 거동을 정확히 표현하고 예측하여 설계에 적용할 수 있다.

4) 불연속면은 해석면 내외부 방향으로 방향성이 존재하므로 불연속면의 방향성을 고려하여 3차원 해석을 적용하는 것이 바람직하다. 그러나 기하학적 형상이 해석에 주요요소가 됨에도 불구하고 불연속면의 거동해석에 3차원 해석기법의 개발이 미진한 이유는 컴퓨터 메모리의 한계가 발생하고, 해석시간이 매우 길어서 효율성이 떨어지는 물리적 한계와 더불어 불연속면의 접촉과 블록판별에 관한 연구과 확실히 정립되어 있지 않아 해석을 수행하는 시간과 더불어 입력자료를 구성하는 데에 큰 어려움이 있기 때문이다. 이번 연구를 통해 개발된 원 블록 판별에 대한 연구와 3차원 블록에서 나타나는 접촉에 관한 연구가 완료되면 본 해석기법의 적용에 더불어 3차원 블록에 대한 연구를 활용하는 다른 연구에도 도움을 줄 것으로 판단된다.

5) 기하학적 입력자료를 통해 3차원 해석영역을 구성하는 블록 구성 알고리즘을

C++ 프로그래밍 언어로 구현하여 윈도우 환경에서 구동 가능한 "BLOCK" 프로그램을 제작하였다. 프로그램의 검증과 적용을 위해 몇 가지 블록 구성 해석을 수행하였으며 그 결과 "BLOCK" 프로그램이 블록 판별 알고리즘을 효율적으로 구현하였음을 확인하였다. 해당 프로그램은 전체 프로그램의 설계가 구조화되어 있으므로 향후 3D Flow, UDEC 등의 다른 해석프로그램 등의 입력자료로 확장하여 적용할 수 있을 것으로 기대된다.

7.2.2 시장성 및 경제적 기대성과

1) 일정 수직 강성의 직접 전단 시험을 구현함으로써 실제 터널 주변 블록의 거동을 보다 정확히 예측 가능하여 시간적 경제적 이익을 얻을 수 있다.

2) 상이한 현장 조건에 적용할 수 있는 지반 정수 산정을 위한 불연속체 해석기법을 개발하여 최적화된 보강 설계가 가능해져 설계 비용 및 보강 비용절감 효과를 얻을 수 있다.

3) 본 3차원 불연속변형해석법에 대한 연구가 완료되면 현재 시공사와 설계사에서 사용하고 있는 외국 사용프로그램을 대체할 수 잇게 되고, 기술의 자립화로 인해 외국 기술도입비로 지출되는 외하를 절감할 수 있을 것으로 기대된다.

4) 지질자료 및 개발된 3차원 불연속변형해석 프로그램으로 해석을 수행하여, 낙반이 발생하는 위험방향을 탐지할 수 있으며, 낙반될 것으로 예상되는 블록의 규모도 예측할 수 있다. 이로 인해 낙반의 위험을 최소화하는 설계를 수행하여 시공하게 된다면 인명사고나 재산피해를 감소시킬 수 있다.

5) 3차원 불연속 변형해석에서 지보요소로 록볼트를 적용한 해석이 가능하게 되면, 불연속 암반의 거동해석을 통하여 최적의 지보량을 산출하여 제시할 수 있다. 이와 같은 최적의 지보량 산정은 현재 낙반에 대한 정확한 예측이 어려운 관계로 과다한 보강을 실시하고 있는 현장의 시공비용을 감소시키는 효과를 기대할 수 있다.

제 8 장. 연구개발결과의 활용계획

1) 현재 실험의 용이성과 간편성으로 불연속면의 전단시험은 일정수직하중(CNL) 조건에서 수행되고 있기 때문에 실제 터널주변의 불연속면 거동에 맞는 일정수직강성(CNS) 조건의 실험 방법을 제시하였고, 이를 향후 각종 시험에 적용하여 실험결과를 활용할 것이다.

2) 일정수직강성 조건은 터널 주변뿐 아니라 암반에 관입된 말뚝의 거동이나 그라우팅된 앵커의 거동과도 부합하는 실험방법이기 때문에 본 연구의 실험결과가 akfENr이나 앵커의 거동 연구에 기초자료로 활용될 수 있다.

3) 실험결과에 기초한 일정수직강성 조건의 불연속면 거동과 구성 모델을 2차원 및 3차원 불연속변형 해석 구성모델로 활용가능

4) 현재 국내외로 2차원 불연속변형해석을 이용한 상용프로그램이 없으므로 사용하기 간편하면서도 완성도 높은 해석프로그램 개발을 통하여 터널 설계시 국내에서의 점유율을 높이고, 해외에 수출도 가능한 해석 프로그램으로 활용할 것이다.

5) 개발된 "BLOCK" 프로그램의 적용성을 확장하는 노력이 추후 진행될 것으로 보인다. 해당 프로그램은 전체 프로그램의 설계가 구조화되어 있으므로 향후 3D Flow, UDEC 등의 다른 해석프로그램 등의 입력자료로 확장하여 적용할 수 있으므로 타 프로그램의 특성에 맞추어, 각 프로그램의 입력자료를 구성하는 용도로 활용할 것이다.

6) 현재 국내외로 3차원 불연속 변형해석을 이용한 상용프로그램이 없으므로 3차원 불연속 변형해석을 국내에서 선도적인 입장에서 연구를 진행하고, 완성도 높은 해석프로그램 개발을 통하여 터널 설계시 국내에서의 점유율을 높이고, 해외에 수출도 가능한 해석프로그램으로 활용할 것이다.

7) 3차원 불연속 변형해석 프로그램의 신뢰성과 효율성을 검증하기 위하여, 다른 3

차원 해석프로그램인 3DEC과 PFC3D등의 해석 프로그램을 이용한 수치해석 결과를 본 프로그램의 해석결과와 비교하여, 그 장단점을 파악하고, 현장 상황에 맞는 적합한 수치해석 프로그램을 제시하여 국내는 물론 국외에서도 실제 시공현장에 적용할 수 있는 수치해석 프로그램으로 발전시킬 수 있을 것으로 기대된다.

제 9 장. 참고문헌

박의섭, 류창하, 2005, PFC2D를 이용한 절리암반의 역학적 물성 평가연구, 터널과 지하공간, Vol. 15, No.2, pp. 119-128.

안태영, 문영삼, 송재준, 이정인, 2005, 불연속 변형 해석에서의 새로운 선-선 접촉 모델 적용과 그에 따른 세부 알고리듬 개발, 터널과 지하공간, Vol 15, No. 4, pp. 305 ~ 313.

이연규, 1994, 록볼트로 보강한 절리암반의 점소성거동에 관한 수치해석 모델 개발, 서울대학교 대학원 자원공학과 박사학위논문.

장현익, 2001, 삼차원 불연속변형해석 기법의 개발과 붕괴사면에의 적용, 서울대학교 대학원 지구환경시스템공학부 박사학위 논문.

Barton, N., S. Bandis and K. Bakhtar, 1985, Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints, Int. J. Rock Mech. Sci. & Geomech., Vol. 22, pp. 121~140.

Barton, N., and Bakhtar, K., 1987, Description and modelling of rock joint for the hydro-thermo-mechanical design of nuclear waste vaults, AECL TR-418.

Cai, Y., Liang, G. P., Shi, G. and Cook, N. G. W., 1996, Studying an impact problem by using LDDA method, Proceeding of the First International Forum on Discontinuous Deformation Analysis and Simulation of Discontinuous Media, Berkeley, CA, pp. 288~294.

Chappel, B. A., 1974, Numerical and physical experiments with discontinua, Proceedings of 3rd Congresss of International Society of Rock Mechanics, 2A, 118, Denver.

Chen, M. H., Wang, C. Y., and Sheng, J., 1997, Static contact problems of discrete systems solved by the diffuse element method, Proceedings of the Second International Conference on Analysis of Discontinuous Deformation, Kyoto, Japan, pp. 323~342.

Cundall, P. A., and Hart, R. D., 1989, Numerical modelling of discontinua, Proceedings of the 1st U.S. Conference on Discrete Element Methods.

Haque, A., and Ranjith, P. G., 2004, Laboratory and numerical modelling of shear behaviour of natural rock joints under CNS, Proceedings of the ISRM International Symposium: 3rd ARMS, Ohnishi and Aoki (Ed.), Millpress, Rotterdam, pp. 1017~1020.

Itasca Consulting Group, Inc., 2000, UDEC Special features, Minnesota.

Koo, C.Y., Chern, J.C., 1996, The development of DDA with third order displacement function, Proceedings of the First International Forum on Discontinuos Deformation Analysis and Simulation of Discontinuous Media, Berkeley, pp. 342-349.

Lee, H. S., Park, Y. J., Cho, T. F. and You, K. H., 2001, Influence of asperity degradation on the mechanical behavior of rough rock joints under cyclic shear loading, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 38, pp. 967~980.

Lin, C. T., 1995, Extensions to the discontinuous deformation analysis for jointed rock masses and other blocky systems, Ph.D. dissertation, Dept. Civil Eng. and Arch. Eng., University of Colorado.

M. MacLaughlin, N.Sitar, D.Dooling and T.Abbot, Investigation of slope-stability kinematics using discontinuous deformation analysis, 2001, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol.38, 753~762.

M. Moosavi and R. Grayeli, 2006, A model for cable bolt-rock mass interaction: Integration with discontinuous deformation analysis (DDA) algorithm, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 43, Issue 4, pp 661~670.

Ma Y. M., Barbeau, P. and Penuma여, D., 1995, Evaluation of active thrust on retaining walls using DDA, Proceedings of the 2nd Congress of Computing Methods in Civil Engineering in conjunction with AEC, pp. 104~111.

Ohnishi, Y., Chan, T. and Jing, L., 1996, Constitutive models for rock joints, Proceedings of the International Symposium on Coupled Thermo-Hydro -Mechanical Process of Fractured Media, Elsevier, pp. 57~92.

Plesha, M. E., 1987, Constitutive models for rock discontinuities with dilatancy and surface degradation, Int. J. for Num. and Anal. Meth. in Geomech. Vol. 11, pp.345~362.

Q. H. Jiang and M.R. Yeung, 2003, A model of point-to-face contact for three-dimensional discontinuous deformation analysis, Rock Mech. and Rock Eng. Vol. 36, pp. 312~334.

Saeb, S., and Amadei, B., 1990, Modelling joint response under constant or variable normal stiffness boundary conditions, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 27, No. 3, pp. 213~217.

Saeb, S., and Amadei, B., 1992, Modelling rock joints under shear and normal loading, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 29, pp. 267~278.

Shi, G., and Goodman, R.E., 1984, Discontinuous deformation analysis, Proceedings of the 25th U. S. Symposium on Rock Mechnics, pp. 269-277

Son B. K., Lee, C. I. and Lee, Y. K, 2003, An elasto-plastic model for the shear behavior of rough rock joints, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 41, No. 3, pp. 423.

Yeung, M., 1991, Application of Shi's discontinuous deformation analysis to the study of rock behavior, Ph.D. Dissertation, U.C. Berkeley, pp. 99-112

Yong Il Kim, B. Amadei, E. Pan, 1999, Modeling of the effect of water, excavation sequence and rock reinforcement with discontinuous deformation analysis, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 36, pp. 949~970.

주 의 사 항

1. 본 보고서는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행 한 건설기술연구개발사업의 최종결과 보고서입니다.
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 아니됩니다.

본 보고서와 관련하여 문의를 원하시는 분은 아래의 문의처로 연락을 주시기 바랍니다.

■ 문의처 : 한국건설교통기술평가원 TEL 031)381-6311
: 서울대학교 TEL 02) 880-7233

R&D / A01-06

불연속 암반 터널의 최적 설계를 위한 불연속면의 강도와
3차원 불연속변형해석 기법 개발

■ 발행일 / 2007 . 11.
■ 발행처 / 서울대학교
서울시 관악구 신림동 산 56-1번지
TEL : 02-880-7232
■ 인쇄처 / 서울문화사