이학박사학위논문

절리위치를 고려하여 판별된 암석블록의 거동 해석

2002年 2月

부경대학교 대학원

응용지질학과

홍 관 석

이학박사학위논문

절리위치를 고려하여 판별된 암석블록의 거동 해석

지도교수　조 태 진

이 논문을 이학박사 학위논문으로 제출함

2002年　2月

부경대학교 대학원

응용지질학과

홍 관 석

홍관석의 이학박사 학위논문을 인준함

2001年　12月

주　심	이학박사	최 정 찬	印
부　심	공학박사	김 진 후	印
위　원	공학박사	김 희 준	印
위　원	공학박사	정 두 회	印
위　원	공학박사	조 태 진	印

목 차

List of Figures

List of tables

Analysis for the kinematic behaviors of rock blocks determined by considering the relative positions of joints

Kwan-Suk, Hong

Department of Applied Geology, Graduate School,
Pukyong National University

Abstract

Knowledge of the orientation and the spacing of discontinuities in the rock mass is of considerable importance for the prediction of rock behavior. In this study a computerized system capable of analyzing the orientation and the spacing of discontinuities and predicting the formation of potential blocks on the horizontal roof of underground excavation and on the rock slope face has been developed. Database for the spatial characteristics of joints was established in the system and the digitized joint map was produced by superimposing the joint distribution on the layout of either underground opening or rock slope. Statistical analyses for the orientations and the spacings of discontinuities were carried out by considering both the orientation and relative position of each joint.

The formation of potential keyblocks on the roof of underground excavation and rock slope, together with its kinematic behavior and the stability, was also analyzed. Existence of a potential keyblock was algebraically determined by utilizing the plane equations of joints consisting the block surfaces in a three-dimensional space. Stability of rock block subject to the body weight was

also calculated by considering the kinematic behavior of block with respect to the orientations of the sliding planes. To illustrate the practical applicability the formation and the failure mode of potential keyblocks developed on the roof of underground excavation and the rock slope face were analyzed and compared with the results of field investigations.

1. 서 론

인류문명이 발달함에 따라 국토의 이용이 자원의 개발과 같은 기본적인 목적에서 벗어나 철도, 도로, 항만, 공항, 댐, 각종 폐기물처리장 및 에너지 자원의 저장 등 다양한 목적으로 활용되고 있으며, 이에 따라 지하공간이나 암반사면에 대한 관심이 점차 높아지고 있다. 또한 과거에는 지형의 형태를 최대한 유지하며 철도나 도로를 건설하는 경향이 많았으나, 최근 건설중이거나 건설 예정인 철도나 도로의 경우에는 시간적인 경제성을 확보하기 위하여 직선화되는 경향이 높기 때문에 터널 및 암반사면 굴착이 증대되고 있다. 암반 절개면에서 불연속면들의 조합으로 형성된 암석블록들은 터널이나 암반사면과 같은 암반구조물의 안정성에 중대한 영향을 끼치기 때문에 암석블록의 발생위치, 크기 및 거동을 예측하는 것은 구조물의 안정성 확보 차원에 있어서 매우 중요하다.

본 연구에서는 암반 절개면에 발달되어 있는 불연속면의 상대적인 위치좌표를 이용하여 전산화된 절리도를 작성하였다. 불연속면들의 상대적인 위치는 절개면에서 관찰된 불연속면들이 기재된 설계도면 상에서 디지타이저를 이용하여 불연속면의 트레이스(trace)들을 선택하거나 컴퓨터 화면상에서 디지털 카메라로 획득된 영상에 불연속면의 트레이스들을 선택함으로써 기본적인 데이터베이스가 자동적으로 구축된다. 이때 불연속면의 방향성에 관한 정보도 함께 기록된다. 불연속면의 위치좌표는 방향성 자료와의 적합성을 위하여, 불연속면들이 측정된 암반면의 방향성을 고려하여 설정된 국지 좌표계(local coordinates) 상에서의 불연속면 위치좌표를 회전시켜 전체 좌표계(global coordinates)에서의 3차원적 절리위치로 재 산정된다.

불연속면의 방향성과 간격의 분포 특성을 전산절리도 상에 가상의 조사선을 설정하여 분석하였다. 현장 여건상 조사선 설정이 불가능한 경우에서도 전산

절리도를 이용하여 어느 위치에서나 조사선의 설정이 가능하게 된다. 불연속면의 방향성 해석에서 군 형성은 cone angle을 조절하여 수행하였다. 불연속면의 간격은 선형조사선과 교차하는 불연속면들의 교차점을 이용하여 전체 간격 및 군 간격을 산정하였으며, 각 군별 불연속면들을 추출하여 절리평면식의 위치상수를 이용하여 군별 간격을 산정하여 조사선에 의한 결과와 비교하였다.

절개면에서 암석블록의 발생위치와 크기는 개별 불연속면들의 상호 교차성을 분석하여 판별하였다. 최소 3개 이상의 불연속면들의 상호 교차로 인하여 절개면에 블록 기저면 형성이 판별되며, 이들 기저삼각형 또는 다각형을 형성하는 불연속면들의 평면방정식을 이용하여 꼭지점의 위치좌표가 산정된다. 지하공동의 경우 꼭지점의 위치가 블록 내부에 놓이면 중력에 의한 자유낙하 거동을 나타내며, 블록 외부에 놓이면 블록을 형성하는 불연속면의 직선방정식과 꼭지점 좌표와의 상관관계에 의하여 1개면 혹은 2개면 미끄러짐이 판별된다. 사면에서 암석블록의 거동 양상은 꼭지점을 향한 모서리 벡터의 z 성분으로 판별하며, 다각형 블록의 규모는 블록 분해법을 이용하여 산정된다. 지하공동 또는 경사면에서 암석블록의 규모와 거동 양상이 분석되면 한계평형 이론을 이용하여 안전율을 산정하고 이에 대한 보강대책이 수립된다. 본 연구에서 개발된 분석 시스템에 대한 현장 활용성을 검토하기 위하여 기존에 굴착된 터널 및 암반사면에서의 블록해석을 수행하였으며, 현장 조사결과와 비교・분석하였다.

2. 문헌 조사

2.1 불연속면의 분포 특성

2.1.1 선형조사선

암반 노출면에서 불연속면의 방향성과 간격을 분석하기 위한 측정 방법으로는 대표적으로 선형조사선 방법(scanline survey)과 조사창 조사법(window sampling)이 있다. 선형조사선 방법은 임의의 방향으로 설치된 조사선에 교차되는 불연속면에 대해서만 기재하는 방법으로서 격자 내에 분포하는 모든 불연속면을 대상으로 하는 조사창 조사법과 차이가 있다. 조사창 조사법은 수집된 자료에 대하여 정량적 분석이 유리하다는 장점이 있으나, 실제 값에 근접하기 위해서는 단위 격자 면적을 증가시켜야 한다는 점에서 한계성이 있다(Cruden, 1977; Kulatilake and Wu, 1984). 선형조사법은 노두의 크기에 지배되기 때문에 자료의 정량화에는 다소 불리하지만 임의 지역에서의 확률적 대표값을 유사하게 표현할 수 있다는 장점이 있다(Attewell and Farmer, 1976; Priest and Hudson, 1981).

불연속면의 평균간격은 조사선의 길이와 방향성에 영향을 받는다. Sen and Kazi(1984)는 조사선의 길이가 짧을수록 실제 불연속면의 평균간격과 확률밀도함수로 도출된 평균간격과의 오차가 증가하므로 한정된 길이를 갖는 조사선에서 측정된 값들이 전체 모집단에 근사해지기 위해서는 조사선 길이가 20/λ보다 커야한다고 제안하였다. 이때, λ는 불연속면의 법선방향으로의 단위미터당 평균개수이다. Priest and Hudson(1976)은 조사선 길이가 평균 불연속면 간격의 50배일 때 조사된 불연속면 빈도는 모집단치의 80% 신뢰도 범위 내에 놓인다고 하였다. 이와 달리, ISRM(1978)은 평균 불연속면 간격을 측정

하기 위한 조사선 길이는 하나의 불연속면 군에 대하여 평균간격보다 10배 이상 되어야하며, 통계적인 분석을 위해서는 적어도 200개 이상의 측정치가 필요하다고 제안하였다.

불연속면 군의 정확한 간격과 최대 측정 개수를 위하여 조사선은 불연속면에 수직인 방향으로 설정되어야 한다(Priest, 1985; Priest and Hudson, 1981). 즉, 불연속면의 법선방향과 예각 δ를 이루는 조사선에 교차되는 불연속면의 수는 δ가 증가할수록 감소하고, 90°에 근접하면 거의 교차되지 않는다는 것을 의미한다. 조사선의 설치방향에 따라 발생될 수 있는 측정수의 오차를 최소화하기 위하여 동일 지역에 크기와 방향이 다른 2개 이상의 조사선을 설정하도록 제안하였다.

조사선에 교차되는 모든 불연속면들에 대한 측정은 현실적으로 불가능하기 때문에 임의의 기준길이(cut-off length; threshold length)를 설정해야 한다. 측정대상 불연속면의 기준길이를 크게 설정하면 불연속면 빈도가 과소평가 될 수 있으며, 동시에 불연속면의 크기도 과대평가 될 수 있다. 반대로 기준길이를 너무 작게 설정하면 측정하고자하는 불연속면의 개수가 증가하여 측정에 어려움을 겪을 수도 있다. Priest and Hudson(1981)은 10cm를 Rouleau and Gale(1985)는 50cm, Cruden(1977)은 2m의 기준길이를 제안하였다. 이 등(1999)은 화강암 박편 시료를 편광현미경으로 촬영하여 시료 내에 발달되어 있는 미세균열과 거의 수직이 되도록 조사선을 설정하여 미세균열의 간격과 길이의 분포를 음지수 분포함수로 나타내었다.

암반 노출면에서 조사선에 의해 측정된 불연속면 자료는 단일 군에 대하여 법선 방향으로 측정된 것이 아니기 때문에 조사선의 설치 방향에 따라 실제 측정되는 불연속면의 개수는 작거나 같아지게 된다. Pahl(1981)은 채광산의 측벽을 일종의 조사창으로 활용하여 측벽에서 관찰되는 불연속면의 평균 트레이스 길이를 평가하는 기법을 제시하였으며, Mauldon et al.(2001)은 기존의

선형조사선 또는 조사창 조사법에서 불연속면과 조사선의 방향에 의해 발생하는 측정오차를 제거하기 위하여 원형 조사선(circular scanline)과 원형 조사창(circular windows) 조사법을 이용하였다. 이들 방법은 원형의 조사선과 교차하거나 조사창 내에 존재하는 불연속면 트레이스의 개수, 중심점, 끝점 및 길이를 이용하여 불연속면의 집중도(intensity), 밀도(density) 및 평균 트레이스 길이를 산정한다. 원형 조사법은 선형의 조사법에 비하여 비교적 간단하고 신속하게 측정할 수 있으며 실제 트레이스 길이를 평가할 때는 방향성 편향을 자동적으로 제거할 수 있다는 장점이 있으나, 다른 조사법과 마찬가지로 2차원적인 정보만을 제공할 수 있으며 개별 불연속면의 특성에 대하여 적용할 수 없고 개체군 전체에 대하여만 적용할 수 있다. Song and Lee(2001)는 포아송(Poisson) 원판 절리 모델에 대한 트레이스 길이 분포를 사각형 조사창(rectangular windows)과 원형 조사창 조사법을 이용하여 비교·분석하였다. Zhang and Einstein(2000)은 불연속면을 얇은 원판형으로 가정하고 원형 조사창을 이용하여 불연속면의 크기분포와 개수를 대수정규(log-normal) 분포, 음지수(negative expotential) 분포 및 감마(gamma) 분포함수로 비교·분석하였으며, 이들 불연속면의 특성들은 감마 분포를 따르는 것으로 나타내었다.

터널의 천장면이나 암반사면의 상단부처럼 접근이 용이하지 않는 암반 노출면에서는 불연속면의 트레이스들은 관찰할 수 있으나 조사선 또는 조사창의 설정이 불가능한 경우가 발생할 수 있다. 본 연구에서는 전산절리도 상에 가상의 조사선 또는 조사창을 설정하고 조사선과 교차하는 불연속면의 위치좌표와 방향성 자료를 이용하여 불연속면의 간격이나 길이와 같은 분포특성을 분석할 수 있는 대안을 제시하였다.

2.1.2 방향성 분포

암반 절개면에 발달되어 있는 불연속면들의 밀집도, 즉 군의 경계를 분석하는 방법 중 전통적인 통계적 분석 방법은 반구투영법을 이용하여 불연속면의 극점들을 평사투영도에 나타내고 등밀도선을 작성한 후 육안에 의해 불연속면 군의 경계를 결정하는 것이다. 이 방법은 불연속면 군의 경계가 복잡하게 겹쳐있는 경우에도 효과적인 구분이 가능하다는 장점이 있으나 객관성과 일관성 면에서 취약성을 가지고 있다. 객관적인 불연속면 군의 분석을 위하여 Shanley and Mahtab(1976)과 Mahtab and Yegulalp(1982) 등은 불연속면 군에 속한 불연속면 극점들이 임의 방향으로 분포하는 극점들보다 밀집도가 높다는 성질을 이용하였다. 즉, 포아송 확률분포를 이용하여 임의 조사원에 포함되는 극점의 임계빈도를 설정하고 이 임계빈도 이상의 극점이 나타나는 경우 그 조사원에 포함된 극점들이 같은 군에 속한 것으로 판정하는 것이다. 이 방법은 불연속면 군 분석과정의 자동화와 신속성, 객관성 확보의 장점이 있으나 여러 불연속면 군의 경계가 중복된 경우 불연속면 군 분석 순서에 따라 불연속면 군 경계가 달라진다는 단점도 가지고 있다. 또한 조사선이 특정 불연속면과 교차되는 확률을 고려하여 대표적 방향성을 산출할 수 있는 기법들이 Baecher(1983), Kulatilake and Wu(1984) 및 Priest(1985) 등에 의해 개발되었다.

Fisher(1953)는 방향성의 모집단이 가상의 참값 주변에 분포한다고 가정하고 Fisher 분포라고 불리는 구면 정규 분포(spherical normal distribution)를 제시하였으며, 이 분포는 θ(두 지점의 각거리)와 K(Fisher 상수)의 2개 변수를 갖는다. Fisher 분포를 이용한 방향성 통계분석이 Mahtab et al.(1972), Priest(1985, 1993) 등에 의해서도 이루어졌다. Kulatilake et al.(1990)은 방향성의 통계 분포에 대한 절리 모양의 영향을 분석하기 위하여 얇은 원판형, 직

사각형, 정사각형, 직각삼각형, 평행사변형, 마름모꼴 및 비직각삼각형 등의 다양한 형상의 절리에 대한 가중치를 도출하였다. Miller(1983)는 하반구 투영도 상에 극점으로 표시된 절리의 방향성에 관한 빈도를 바탕으로 chi-square 통계식을 통한 절리 방향성의 균질성을 산정하였다. 이 경우 최소 150개 이상의 절리의 방향성 자료가 요구된다. Kulatilake et al.(1990)은 절리 방향성의 군집이 명확하게 나타나지 않거나 두 영역에 걸쳐있는 하나의 절리군의 극점분포를 비교하기 곤란한 경우, Miller(1983)와 Mahtab and Yegulalp(1982)에 의해 제시된 통계적 기법이 유용하게 이용될 수 있으며, 이들 기법들이 암반의 통계적 균질성을 결정하기 위한 등면적 극점의 적용 방법을 제시하였다.

지금까지의 연구에서는 불연속면들의 방향성에 관한 통계적 분석이 수행되어 왔으나, 개별 불연속면들의 위치에 관한 정보는 결여되어 있다. 본 연구에서는 데이터베이스에 구축된 개별 불연속면들의 위치 및 방향성 자료를 결합하여 암반 절개면에서 특정 절리군에 소속된 절리들의 분포양상에 대한 분석 수행이 가능한 해석모델을 개발하였다.

2.1.3 간격 분포

하나의 불연속면과 바로 인접한 불연속면 사이의 거리로 정의되는 불연속면의 간격은 단위길이당 발생 횟수로 정의되는 빈도의 역수로 표현되며, Sen and Kazi(1984)는 유한한 길이를 갖는 선형조사선과 교차하는 불연속면의 간격과 이론적 RQD 값을 음지수분포와 대수정규 분포함수로 도출하였고, 조사선의 길이가 증가함에 따라 측정오차는 감소하며 불연속면의 간격이 크면 보다 긴 조사선이 요구된다고 제시했다. Sen and Kazi(1984)는 음지수분포를 따르는 불연속면의 간격과 RQD의 평균과 표준편차는 동일하게 산정되기 때문에 현장적용은 대수정규 분포함수를 이용하여 검토하였다. Pascal et al.(1997)은 수평층리가 발달된 퇴적암에서 층리와 수직으로 발달한 절리군에 대한 2차원적 확률모델을 제시하였다. 층의 두께, 절리의 평균 개수 및 두 개의 인접한 층과 교차하는 절리의 비율을 입력변수로 하여 분석한 결과, 절리의 간격은 대수정규 분포를 따르고 층과 교차하는 절리의 개수는 음지수분포를 따른다고 나타내었다. 그 외 Rouleau et al.(1985)도 불연속면 간격이 대수정규 분포를 따른다고 제안하였으며, Priest and Hudson(1976), Priest and Hudson(1981), Priest(1993)는 불연속면 간격의 음의 지수분포를 따른다는 통계학적 근거를 제시했다. 조사선을 이용한 불연속면 조사시, 만일 불연속면의 발생이 랜덤하다면, 하나의 불연속면 교차점의 위치는 다른 교차점의 위치에 영향을 주지 않고 독립적이므로 1차원 포아송 과정을 따른다. 또한 암석 노출면과 평면의 불연속면이 교차하여 나타나는 트레이스 길이분포에 대한 음지수분포, 정규분포, 동일분포(uniform distribution) 형태를 상호 비교하여 실제 암반 노출면에 나타나는 트레이스 길이는 음지수분포를 따르며, 조사선과 교차하는 트레이스 길이는 대수정규 분포를 따른다고 나타내었다. Pahl(1981)은 채광산의 측벽에서 관찰되는 불연속면의 평균 트레이스 길이를 평가하는 기법

을 제시하였다. 트레이스의 중앙점은 랜덤하게 나타나며 균질하게 분포하고, 절리는 광산의 바닥과 수직이라는 가정 하에 트레이스 길이분포와 트레이스 사이의 간격분포가 지수형태의 모델을 따른다고 나타내었다. Kulatilake et al.(1996)은 터널 주변 암반의 불연속면의 기하학적 특성을 조사하여 절리의 크기는 감마 분포를 따르며, 절리의 간격분포는 음지수 분포와 감마 분포를 따르는 것으로 보고하였으며, 트레이스 길이에 대한 편향을 줄이기 위하여 조사면은 적어도 4 5m 이상의 너비를 가져야하며 방향을 달리하여 여러개의 조사면에서 불연속면 자료를 측정해야 한다고 제안하였다. Hardy et al.(1997)은 음지수 분포를 따르는 불연속면의 간격을 산정하여 현장 암반의 블록크기 분포를 분석하는데 적용하였다. Ehlen (2000)은 화강암에서의 절리 패턴에 관하여 프랙탈 차원(fractal dimension)을 이용하여 불연속면 간격을 산정하였는데, 절리가 상대적으로 규칙적이고 간격이 넓은 경우 정확하고 안정한 프랙탈 차원을 산정하기 위하여 절리군당 적어도 100 150개 이상의 간격값이 요구된다고 하였으며 1차원적 자료에 대한 프랙탈 차원의 안정성은 각 절리군 내 절리들의 공간적 분포에 의존한다고 했다.

본 연구에서는 전산절리도 상에 가상의 선형조사선을 설정하여 조사선과 교차하는 불연속면의 전체간격 및 군별 간격을 분석하였다. 이때 조사선과 교차하는 불연속면의 발생은 랜덤하기 때문에 불연속면의 간격은 음지수분포를 따른다고 가정하였다. 그러나 조사선과 교차하는 불연속면에 대한 간격을 산정할 때, 도로, 철도 및 상수도 목적의 터널과 같이 한쪽 방향으로 길게 형성된 경우에는 특정 방향의 불연속면들이 우세하게 나타날 수 있으며, 터널의 장축과 거의 평행하게 발달된 불연속면의 경우에는 분석이 곤란한 경우도 발생할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 개별 불연속면의 평면방정식을 산정하여 임의의 원점에서 각 불연속면까지의 법선거리를 이용하여 군별 간격을 산정하였으며 조사선에 의해 산정된 결과와 비교하였다.

2.2 블록 해석

암반에 발달된 불연속면들의 상호교차에 의해 형성되는 암석블록들의 거동은 암반내 구조물의 안정성에 중요한 영향을 미친다. 블록의 거동양상은 암석블록의 경계부를 구성하는 자유면과 불연속면의 상대적인 위치와 방향, 그리고 블록에 작용하는 힘의 방향에 따라 결정된다. 암석블록에 대한 기존의 연구들은 불연속면들이 무한한 크기를 갖는다는 가정에 근거하였다. Goodman and Shi(1985)는 절리의 방향성을 규칙적으로 발달한 절리군의 방향으로 표현하고 각 절리군의 방향이 서로 조합되어 나타나는 블록의 발생 양상을 해석하였다. 이 이론은 절리군의 방향과 마찰각을 입력자료로 사용하므로 적용이 간편하고 신속하다는 장점이 있으나, 해석에 있어 절리가 무한히 연속적으로 발달한 것으로 가정함으로써 항상 공동너비에 대한 최대 블록만을 산출하며 같은 절리군에 속한 각 절리에 대하여 방향편차와 밀도를 고려하지 않는 단점을 가지고 있다. Chan and Goodman (1987)은 포아송 원판 모델을 이용하여 직경을 대수정규 분포로 가정하고 절리군별로 방향을 고정시킨 상태에서 절리원판을 반복 생성함으로써 암석블록의 종류별 평균 개수 및 크기를 산출하였다. Hoerger and Young(1990)의 연구에서는 불연속망의 블록선별 알고리즘은 그 특성상 거동가능 블록의 공동축 방향 평균부피와 발생범위 만을 산출함으로써 개별 블록의 평균부피나 블록의 종류별 개수를 산정하지 못하는 문제점이 있다. Mauldon(1994)은 불연속면 군의 상대적인 교차확률을 이용하여 암석블록의 발생확률을 분석하였으며, Mauldon(1995)은 크기 분포에 대한 일반적인 모델과 영속하지 않는 불연속면 크기의 임의의 분포에 대한 2차원적 키블록의 크기분포와 발생확률 모델을 제시하였다. Kuszmaul(1999)은 절리군 간격을 이용하여 지하공동에서의 키블록 크기를 평가하는 모델을 제시하였으며, 임의로 선택된 굴착 단면내에 잠재적 키블록의 발생 확률과 굴착

길이를 따라 잠재적 키블록 형성의 개수를 예측하였다. Hardy et al.(1997)은 시추코어의 디지털 영상을 이용하여 음지수분포를 따르는 불연속면의 간격을 산정하여 현장암반의 블록크기 분포를 분석하였는데, 절리군의 개수가 증가함에 따라 균열의 수도 증가하며 블록의 크기와 모양에 직접적인 영향을 끼치기 때문에, 절리군의 간격분포는 블록의 크기분포와 직접적인 관련이 있다고 했다.

암석블록의 거동성 해석에 있어서 현장 적응력이 높은 개별 절리에 의한 블록거동해석(Kulatilake, 1981, 송 외, 1996)에서는 절리의 암반내 연장성이 충분히 큰 것으로 가정하므로 해석 결과에 나타난 거동가능 블록이 실제 상황에서는 발생하지 않을 수도 있다. Bro(1992)는 키블록의 형상, 키블록에 작용하는 초기응력, 암반 주변의 강성도 및 블록을 형성하는 절리의 수직 및 전단거동에 의거하여 블록거동곡선에 관한 stick-slip의 영향을 연구하였다. 그가 고안한 물리적 모델은 실험중 블록의 회전(면-면의 접촉에서 면-모서리와의 접촉으로의 변화)에 기인한 마찰각의 변화를 야기하여 지보력이 매우 불규칙하게 나타났으며, 평균하중 변화도 비선형으로 나타났다. 따라서 새로운 블록반응곡선이 요구되어 시간의존성을 결부한 동적 블록반응곡선의 해석을 실시하였다. La Pointe(1988)는 프랙탈(fractal) 기하학을 사용하여 fracture density의 index를 계산하기 위한 방법론을 제시하였다. 그는 균열 또는 블록의 수와 크기는 프랙탈 차원에 영향을 받으며 프랙탈 차원은 균열 또는 블록의 크기, 방향 또는 크기의 변화보다는 균열 또는 블록의 수에 가장 민감하다고 했으며, 이 방법이 지표내 즉, 시추코어나 시추공으로부터 얻어진 자료에서의 균열 intensity의 유용한 index를 제공한다는 것을 제안했다. 게다가 블록 density formulation은 균열의 투수성에 관한 index를 제공할 것이라고 했다.

2.2.1 지하공동

지하공동의 안정성 분석을 위하여 수치해석적 기법이 널리 이용되고 있다. 수치해석적 기법은 연속체 모델과 불연속체 모델로 구분할 수 있다. 연속체 모델로는 지반을 가상의 유한개의 요소로 분할하고 각 요소는 절점(nodal point)으로 연결되어 있다고 가정하는 유한요소법(FEM, Finite Element Method)이 가장 보편적으로 이용되고 있으며, 미지수를 푸는 방법이 explicit approach로 되어 있어 단계별 해석이 가능한 유한차분법(FDM, Finite Difference Method), 영역을 경계요소(boundary element)로 구속하여 편미분 방정식을 적용하는 경계요소법(BEM, Boundary Element Method) 등이 있으며, 불연속체 모델로는 절리에 작용하는 점중력을 반복적으로 계산하여 결과를 도출하는 분리요소법(DEM, Distinct Element Method)이 있다. 이상의 수치해석적 기법들은 하중에 의한 지하구조물 자체의 변위에 초점을 맞추었으며 구조물 전체에 대한 안정성과 보강대책을 수립하는데에 유용하기 때문에 상용화된 프로그램들이 다양하게 나와 있다. 그러나 실제 경암터널의 경우 구조물을 형성하는 암반 자체의 변위나 응력보다는 암반에 발달되어 있는 개별 불연속면들의 상호 연관성에 의해 형성되는 블록의 거동이 구조물의 안정성에 영향을 미치고 있다.

Quek and Leung(1995)은 지하공동의 자유면과 불연속면에 의해 형성되는 암석블록의 여러가지 파괴형태에 대한 상대적인 발생 빈도와 이와 관련된 파괴 확률을 평가하였다. 송(2000)은 터널 주변에 가상 절리를 생성시켜 절리면과 굴착면에 의해 형성되는 암석블록의 양상 및 안정성을 해석하는 방법을 제시하였다. 그는 조사창 조사법을 이용하여 절리선 분포를 분석하고 블록을 구성하는 절리들이 속한 절리군을 판별하고 다양한 크기의 절리원판이 서로 조합될 경우의 수를 고려하여 거동 가능한 블록이 유한한 크기를 가질 확률을

계산하였으며, 블록의 공동축 방향의 부피와 함께 1개 블록의 평균 부피, 블록의 종류별 개수 등을 산출하였다. Lee and Park(2000)은 터널 굴착과정에서 막장면 관찰을 통해 얻어진 개별 절리들을 고려하여 확률론적 블록이론을 적용시켜 블록의 발생 위치 및 규모를 산정하였으며, 실제 터널에서 관찰되는 파괴영역과 이론상 산정되는 파괴 영역을 비교·분석하였다. 조와 김(1998)은 절리의 영속성을 고려하여 지하공동에 형성되는 키블록의 안정성을 분석하는 모델을 제시하였으며, Lu(2002)는 절리와 단층과 같은 불연속면들에 의해 형성되는 3차원적 다면체 블록을 Heliot(1988)가 제안한 BGL(Block Generation Language)을 이용하여 컴퓨터 시뮬레이션으로 확인할 수 있는 연구를 수행하였다. 불연속면들의 대표 방향성과 지하공동의 규모와 방향성을 이용하여 발생 가능한 최대 크기의 블록을 산정하여 안정성을 분석할 수 있는 UNWEDGE와 같은 프로그램은 기존의 블록이론과 마찬가지로 개별 블록들에 관한 세부적인 정보를 제공하지 못하기 때문에 굴착 현장에서의 적용성에는 한계가 있다.

2.2.2 암반사면

암반사면의 안정성을 해석함에 있어서 고려해야 할 가장 중요한 요소는 암반의 기하학적인 형상, 즉 구조적인 특징이다. 암반의 구조적인 특징을 평가하는 방법으로서 널리 이용되고 있는 것은 평사투영해석이다. 그러나 평사투영해석은 그 활용에 있어 다량의 자료들을 도시적으로 표현하고 해석해야하므로 자료 입력과정에서의 시간적 소모나 오류가 발생할 가능성도 배제할 수 없다. 다량의 자료들을 해석하기 위하여 Dips와 같은 전산화된 컴퓨터 프로그램이 널리 이용되고 있으나, 절리군의 형성을 위해 설정되는 cone angle을 인위적으로 변경할 수 없는 단점을 가지고 있다. 평사투영해석에는 불연속면의 마찰각과 방향성 정보만을 이용하기 때문에 실제 사면의 붕괴 여부를 분석하는 것이 아니라 만일 붕괴가 발생하면 어떠한 유형의 붕괴가 발생하는 지를 파악하기 위한 것이다.

암반사면의 안정성 해석에서 사용되는 가장 보편적인 방법은 한계평형법(limit equilibrium method)이며, 이를 토대로 한 안전율 개념으로 사면의 안정성을 평가한다. 한계평형법을 이용한 사면 안정성 해석에 의해 잠재활동면이 결정되고 안전율은 블록이 활동을 유발시키는 활동력과 이를 저지하려는 저항력의 비로 나타낸다. Lilly(1982)는 shale로 구성된 암반사면의 설계에 대한 해석을 위하여 전단시험을 실시하였다. 그는 층리면에 대한 전단시험으로 전단강도와 마찰각을 산정하였으며, 다양한 수직하중에 대한 전단력과 전단변위의 상관관계를 도시함으로써, 암반사면의 안정성 해석에 요구되는 강도정수 산정을 시도하였다. Lunard et al.(1994)는 댐 건설시 형성되는 암반사면의 조사법과 지구물리학적 및 역학적 연구를 수행하였으며, 지질구조적 조사를 통한 불연속면 network의 분석을 실시하여 해석에 적용하였고, Hoek and Brown(1980)의 강도기전을 이용하여 강도정수를 산정하였다. Bye and Bell

(2001)은 노천 광산에 형성되어 있는 암반사면의 설계와 안정성을 평가하였다. 노천 광산은 폐석의 양을 최소화하고 가급적 많은 양의 광석을 채석하기 위하여 급경사의 사면이 형성된다. 선형조사선과 노두조사를 통한 상세한 지질학적 및 구조적 자료들을 획득하여 평사투영해석을 통한 불연속면들의 군집도를 분석하였고, 암반사면의 파괴유형별로 지역을 구분하여 안전율을 산정하였다. 이(2001)는 불연속면들의 방향성과 간격에 대한 통계분석을 실시하여 암반사면의 안정성 해석에 활용하는 방안을 제시하였다. 홍(1996)은 Leung and Khoek(1987)에 의해 제안된 벡터 접근법을 이용하여 암반의 구조적인 특징을 신속하고 정확하게 평가하기 위한 전산화 작업을 수행했다. 경사면의 주향과 경사를 벡터로 인지하고 면의 법선 벡터를 주향과 경사벡터의 벡터곱으로 표현했으며, 두 면의 교선도 각 면의 법선벡터의 벡터곱으로 인지했다. 암반사면에서 인지될 수 있는 파괴형태별 파괴가능성은 각 파괴가능 전제조건들을 평가함으로써 수행되어졌고 사면 절취시 최대 가능 절취각은 Goodman(1980)에 의해 제안된 산정식을 이용하였다.

평면파괴와 쐐기파괴의 경우에는 한계평형식의 적용이 어느 정도 보편화되어 있으나 전도파괴나 원호파괴의 경우에는 현재까지 일반화되어 있지는 않다. Scavia et al.(1990)은 암반사면에서 블록 전도파괴에 대한 해석을 위하여 불연속면의 영속성이 무한하다는 가정 하에 블록 부피에 대한 확률분포 모델을 제시하였다. Robet(1999)는 전도파괴에 대한 안정성분석을 한계평형상태의 조건으로 분석하였으며, 평면파괴의 운동학적 조건은 사면의 주향과 절리군의 주향이 ±30°이내에 놓이고 사면의 경사각과 기저면(base plane) 사이의 각이 마찰각보다 크거나 같을 때 발생한다고 제시하였다.

한계평형식으로 분석하는 암반사면의 안정성 해석은 일반적으로 대상 사면에서 가장 크게 발생할 수 있는 가상의 블록을 가정하기 때문에 실제 사면에서 발생될 수 있는 블록의 규모보다 크게 산정되어 안정성이 과소평가되는 경

향이 있으며, 이에 대한 보강대책이 과다하게 수립되는 경우가 빈번하게 발생한다. SWEDGE와 같은 프로그램을 이용하여 암반사면에서의 쐐기파괴를 해석하는 방법은 불연속면들의 대표 방향성과 암반사면의 형상을 이용하여 최대 크기의 쐐기블록을 산정하고 이에 대한 안정성을 분석하기 때문에 적용성에는 한계가 있다.

본 연구에서는 기존에 제시된 지하공동 및 암반사면에서의 블록해석 이론이 갖는 한계성을 극복하기 위하여 불연속면들의 상대적인 위치와 방향성 자료를 이용하여 개별 블록의 형성위치와 규모 및 거동 양상을 분석하는 시스템을 개발하였다.

3. 전산절리도

3.1 절리 데이터베이스

불연속면의 방향성 및 위치에 대한 데이터베이스는 다음의 2가지 방법을 사용하여 구축하였다. 첫 번째 방법은 현장에서 관찰되는 불연속면들을 설계도면에 직접 선분으로 기재하고 디지타이저를 이용하여 불연속면의 위치와 방향성에 대한 데이터베이스를 구축하는 방법이다. 설계도의 방향축을 디지타이저 좌표축에 정치시키고 임의의 기준점을 설정한 후 실제 거리에 대한 축적을 산정하여 절리의 시점과 종점을 오른손 법칙에 의거하여 디지타이저로 선정하고 설계도에 기재된 불연속면들의 경사값을 직접 입력하면 불연속면의 길이 및 경사방향에 대한 데이터베이스가 자동적으로 구축된다. 다른 방법으로는 노출된 암반면의 사진 촬영을 통해 획득된 영상을 이용하여 불연속면의 위치와 방향성 자료를 입력하는 방법이 있다. 즉, 암반면에서 관찰된 불연속면들은 각 위치별로 컴퓨터 화면상에 나타난 사진영상에 임의의 기준점을 설정하고 실제 거리에 대한 값을 입력하면 사진영상에 대한 실제 거리의 축적이 자동적으로 산정되며, 불연속면 트레이스는 오른손 법칙에 의거하여 직선으로 표현된다. 이때 각 불연속면들의 경사값에 대한 정보를 함께 기록함으로써 불연속면의 위치좌표와 경사방향에 대한 기본적인 데이터베이스가 구축된다. Figure 3.1은 대전-통영 고속도로의 대전기점 2km 지점에 위치하는 암반사면에서 측정된 불연속면의 분포자료들을 이용하여 형성된 전산절리도이다. 데이터베이스에 저장된 처음 10개 불연속면들의 기본적인 자료들을 Table 3.1에 수록하였다.

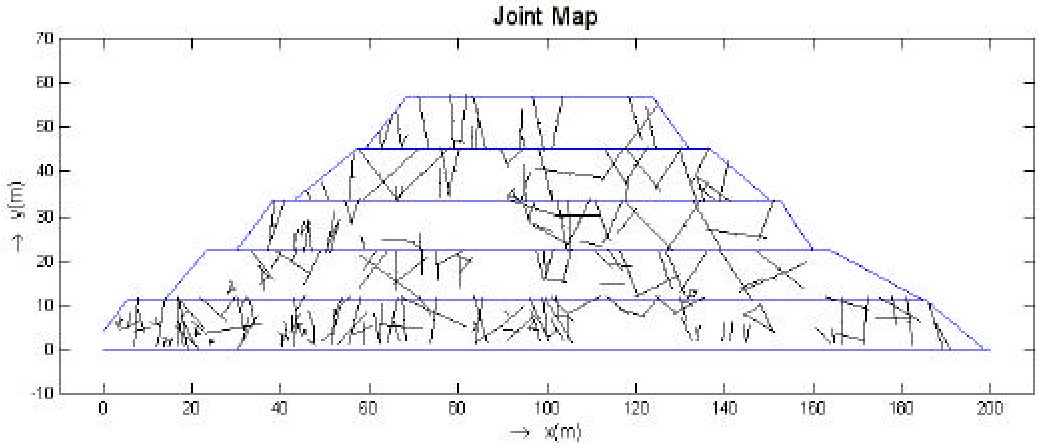


Figure 3.1. Joint distribution on the rock slope face in Daejeon-Tongyoung Highway.

Table 3.1. Data of the first 10 discontinuities measured on the rock slope face in Daejeon-Tongyoung Highway

Joint No.	x_{ini} (m)	y_{ini} (m)	x_{ter} (m)	y_{ter} (m)	Dip (°)	Dip Dir. (°)
1	2.712	6.073	3.797	4.802	25	010
2	4.068	6.638	2.508	5.366	57	211
3	3.797	7.344	3.390	4.589	68	102
4	5.695	8.261	5.559	4.237	78	088
5	7.051	0.565	7.661	11.721	62	357
6	7.390	5.391	3.720	4.237	82	224
7	7.051	3.964	10.712	5.103	13	028
8	7.525	9.674	9.017	3.601	78	085
9	10.508	6.073	12.475	5.366	20	042
10	11.661	6.990	12.407	4.802	88	054

불연속면의 방향성은 전체 좌표계에서 표현되며, 위치는 국지 좌표계에서 측정되었기 때문에 불연속면들의 위치에 대한 좌표계의 변환이 요구된다. 국지 좌표계에서의 불연속면 위치는 전체 좌표계로의 좌표축 회전으로 수행된다.

지하공동의 수평 천장면에서 측정된 국지 좌표계에서의 위치는 z' 축을 기준으로 x' 축과 y' 축이 각각 동쪽과 북쪽 방향과 일치하게 회전을 시켜 전체 좌표계로 변환시킨다. 즉, 측정된 절리좌표(x', y', z')들이 터널축의 선주향(α)에 의거하여 α-90° 만큼 반시계 방향으로 회전되어 x' 축은 동쪽방향인 x 축과, y' 축은 북쪽방향인 y 축과 일치된다(Figure 3.2 참조).

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\alpha - 90) & \sin(\alpha - 90) & 0 \\ -\sin(\alpha - 90) & \cos(\alpha - 90) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{Bmatrix} = [A] \begin{Bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{Bmatrix} \tag{3.1}$$

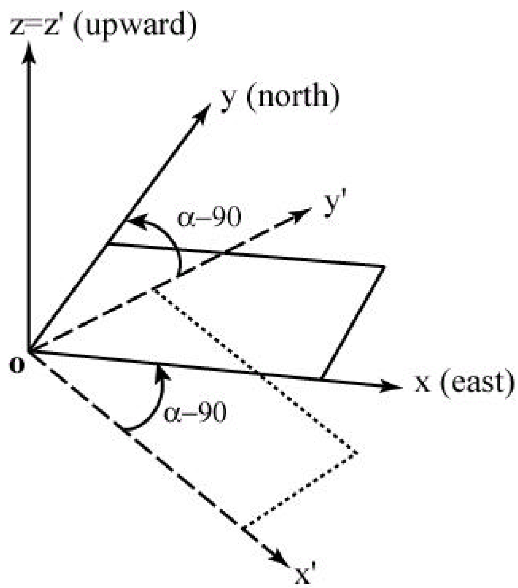
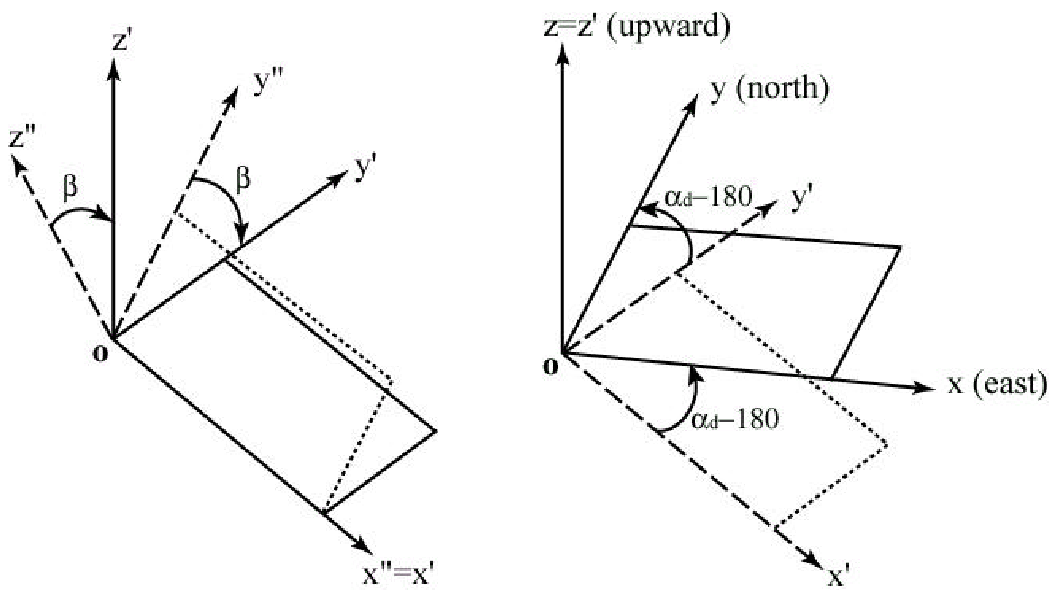


Figure 3.2. Rotation of the Cartesian coordinates for the case of tunnel.

암반사면에서의 블록해석은 조사사면에서 측정된 국지 좌표계에서의 위치를 전체 좌표계로 변환시켜 수행된다. 먼저 측정된 절리좌표(x", y", z")들은 조사면인 개착사면의 경사방향(α_d)/경사각(β_d)에 의거하여 다음의 과정으로 전체 좌표계(x, y, z)로 변환된다. 조사면은 일차적으로 x" = x' 축을 기준으로 y" 축과 z" 축을 경사각 β_d 만큼 시계방향으로 회전시켜 다음과 같이 수평면 상태로 변환된다(Figure 3.3 a) 참조).

$$\begin{Bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(-\beta_d) & \sin(-\beta_d) \\ 0 & -\sin(-\beta_d) & \cos(-\beta_d) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{Bmatrix} = [B] \begin{Bmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{Bmatrix} \qquad (3.2)$$



a) rotation about x" axis, b) rotation about z' axis

Figure 3.3. Rotation of the Cartesian coordinates for the case of rock slope.

수평상태로 회전된 조사면은 이차적으로 z' = z축을 기준으로 α_d - 180° 만큼 반시계 방향으로 회전되어 x' 축은 동쪽방향인 x 축과, y' 축은 북쪽방향인 y 축과 일치된다(Figure 3.3 b) 참조).

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\alpha_d - 180) & \sin(\alpha_d - 180) & 0 \\ -\sin(\alpha_d - 180) & \cos(\alpha_d - 180) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{Bmatrix} = [C] \begin{Bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{Bmatrix} \quad (3.3)$$

결과적으로 최초 조사면에서 설정된 국지적 절리 위치좌표 (x", y", z"=0)는 다음의 수식에 의거해 전체 좌표계에서의 위치좌표로 변환된다.

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = [B]\,[C] \begin{Bmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{Bmatrix} \quad (3.4)$$

즉, 불연속면 트레이스의 시작점 $P_i = (x_i', y_i', 0) = (x_i, y_i, z_i)$이 되며, 끝점 $P_t = (x_t', y_t', 0) = (x_t, y_t, z_t)$이 된다.

3.2 불연속면의 평면식

불연속면들의 방향성과 위치가 설정되면 3차원 공간상에서 점 A(x, y, z)를 지나고 평면의 법선성분 **n**=(a, b, c)을 갖는 불연속면의 평면식이 다음의 관계식에 의거하여 결정된다(Figure 3.4 참조).

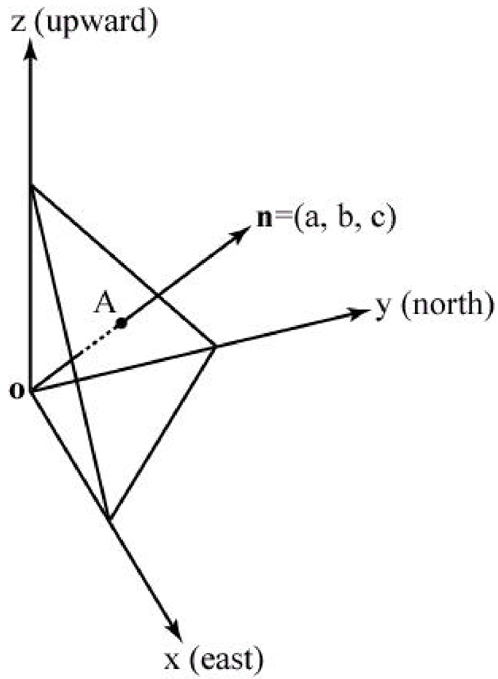


Figure 3.4. Coordiantes system used for plane equation.

$$ax + bx + cx = d \quad (3.5)$$

여기서, a, b, c, d는 평면식 상수이며 불연속면의 outward normal vector 성분들을 이용하여 산정된다. 불연속면의 경사방향(α)과 경사각(β)는 전체 좌표계에서 outward normal vector(**n**) 성분들과 다음의 관계를 갖는다.

$$a = n_x = \cos(90° - \beta)\cos\theta$$
$$b = n_y = \cos(90° - \beta)\sin\theta \qquad (3.6)$$
$$c = n_z = \sin(90° - \beta)$$

여기서, n_x, n_y, n_z는 x-축, y-축, z-축에 대한 **n**의 벡터 성분이며, θ는 불연속면의 경사방향(α)와 아래의 관계를 갖는다.

$$\theta = 90° - \alpha \quad (\text{만일, } \theta < 0\text{이면 } \theta = 360° + \theta) \qquad (3.7)$$

불연속면의 평면식 상수 a, b, c가 산정되면 해당 절리면 내의 임의의 좌표값을 사용하여 불연속면의 위치 상수 d를 산정하며, 좌표계 원점에서부터 불연속면까지의 법선거리는 다음과 같이 계산된다.

$$\frac{|d|}{\sqrt{a^2 + b^2 + c^2}}$$

관계식 (3.6)으로부터 $a^2 + b^2 + c^2 = 1$이므로 원점에서 법선까지의 거리는 $|d|$가 된다. 이상과 같이 산정된 불연속면의 평면식은 불연속면의 방향성에 대한 상수 a, b, c와 불연속면의 위치에 대한 상수 d를 포함하고 있어 불연속면 분포 및 블록해석시 개별 불연속면들의 방향성과 위치가 고려된 대수학적 분석 방법의 정립이 가능하게 된다.

4. 불연속면의 분포 해석

4.1 불연속면의 방향성

불연속면들의 방향성에 관한 통계적 분석 방법으로 Rosette diagram (Attewell and Farmer, 1976)과 구면투영법(Phillips, 1971)이 보편적으로 적용되어 왔다. Rosette diagram은 불연속면의 주향이나 경사방향의 확률분포를 원형 히스토그램에 도시하는 방법으로 전체 암반에 대한 대표적인 방향성 경향을 분석하는데 유용하나, 경사각에 대한 정보는 제공할 수 없다는 단점이 있다. 불연속면은 3차원 공간상에서 면구조로 존재하며, 이런 면구조의 간단하고 효과적인 표현수단으로서 구면투영법이 적용되어 왔다.

4.1.1 구면투영법(Spherical Projection)

반구투영법을 이용하여 불연속면의 극점들을 평사투영도에 나타내는 방법으로서, Priest(1985)는 반경이 R인 투영면에 선주향, 선경사가 각각 α_n, β_n인 선을 직교좌표 성분을 이용하여 투영면 상에 도시하는 방법을 제안하였으며(Table 4.1 참조), 방향성 데이터의 벡터분석을 포함한 통계적 분석을 위한 clustering 알고리즘이 Shanley and Mahtab (1976), Mahtab and Yegulalp (1982), Mahtab and Grasso(1992) 및 Priest (1993)등에 의해 제안되었다. 이 알고리즘은 불연속면 군의 군집정도가 랜덤하게 분포하는 불연속면 모집단의 군집정도보다 크다는 가정에 근거한다. 즉, 군은 모집단에 비해 명확한 무리를 이루고 있다고 하는 것이다. 랜덤한 사건과 관련된 확률은 포아송 과정(Poisson process)으로 표현될 수 있다. 임의의 구간 v에서 t번의 사건이 발생할 확률 P(t, v)는 다음과 같이 주어진다.

$$P(t, v) = \frac{e^{-\lambda v}(\lambda v)^t}{t!} \quad (4.1)$$

여기서 λ는 사건의 발생 빈도이다.

Table 4.1. Cartesian coordinates of a point on a lower hemisphere projection with a radius R(after Priest, 1985)

projection	x	y
equal angle	$R \sin \alpha_n \tan \left(45 - \frac{\beta_n}{2}\right)$	$R \cos \alpha_n \tan \left(45 - \frac{\beta_n}{2}\right)$
equal area	$R\sqrt{2} \sin \alpha_n \cos \left(45 + \frac{\beta_n}{2}\right)$	$R\sqrt{2} \cos \alpha_n \cos \left(45 + \frac{\beta_n}{2}\right)$

반구 상에서 구간 v**는 방향성 범위로 주어질 수 있으며**, **선주향**/**선경사를 가진 특정 축의** cone angle**의 관점으로 정의될 수 있다**. **반구에서** cone angle ψ**를 가진** cone**이 차지하는 면적 비율** c**는 다음과 같다**.

$$c = 1 - \cos\psi \quad (4.2)$$

관계식 (4.1)**에서 구간** v**를 관계식** (4.2)**의** c**로 두고**, λ**를 전체 샘플의 크기** n**으로 대체하여 다음과 같이 기술할 수 있다**.

$$P(t, c) = \frac{e^{-nc}(nc)^t}{t!} \quad (4.3)$$

관계식 (4.3)**은** n**개의 불연속면 중 반구상의 특정 축을 중심으로** cone angle ψ **내에** t**개의 사건이 발생할 확률을 의미한다**. **따라서** cone angle **내에** t**개 이상의 사건이 발생할 확률** P(>t, c)**는 다음과 같다**.

$$P(>t,\ c) = 1 - \sum_{j=0}^{t} \frac{e^{-nc}(nc)^{j}}{j!} \tag{4.4}$$

주어진 n과 c값에 대해 t가 증가할수록 P(>t, c)는 작아진다. Mahtab and Yegulalp(1982)는 t의 임계값 t_{crit}을 P(<t, c) ≤ s를 만족하는 가장 큰 수로 정의하였다. 여기서 s는 한계확률(limiting probability)이며, Shanley and Mahtab(1976)에서는 s = 0.05를 제시하였으나 개정된 Mahtab and Yegulalp (1982)에서는 s = c로 제시하였다. 여기서 t_{crit}는 군을 형성시키기 위한 최소한의 샘플 크기를 지시한다. 본 연구에서는 Mahtab and Yegulalp(1982)의 방법을 사용하여 방향성 해석을 수행하였다. 이 경우, 설정된 cone angle은 군의 수와 크기에 상당한 영향을 미친다. Cone angle이 작을수록 분리된 군의 수는 많아진다. Priest(1993)는 현장의 방향성 특성에 따라 일반적으로 15 20° 정도의 cone angle이 적절하다고 제안했다. 본 연구에서 개발된 해석 모델에서는 현장 상황에 따라 변화되는 cone angle을 설정할 수 있는 기능을 추가시켜 군집 정도를 분석하였다.

결정된 각 군에 대해 평균 방향성이 산정될 필요가 있다. 각 군에 대한 평균 방향성은 각 군에 속하는 불연속면 법선의 x, y, z 벡터 성분을 이용하여 결정된다. 각 군에 속하는 불연속면 법선의 x, y, z 벡터 성분은 관계식 (3.6)을 이용하여 얻을 수 있고, 만일 하나의 군에 속하는 불연속면의 수가 M개라면 평균 방향성의 벡터 성분은 각 요소들의 합으로 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \mathbf{r}_{xn} &= \sum_{i=1}^{M} n_{xi} \\ \mathbf{r}_{yn} &= \sum_{i=1}^{M} n_{yi} \\ \mathbf{r}_{zn} &= \sum_{i=1}^{M} n_{zi} \end{aligned} \tag{4.5}$$

4.1.2 Fisher 분포

불연속면의 군집양상을 분석하기 위하여 Fisher 분포를 사용하였다. Fisher (1953)는 방향성의 모집단이 가상의 참값 주변에 분포한다고 하여, 구면정규분포(spherical normal distribution) 즉 Fisher 분포를 제시하였으며, 이 분포는 θ(두 지점의 각거리)와 K(Fisher 상수)의 2개 변수를 갖는다. Fisher 분포를 이용한 방향성 통계분석이 Mahtab et al.(1972), Priest(1985), Priest (1993) 등에서 의해 이루어졌다. 모집단으로부터 랜덤하게 선택된 데이터가 θ와 θ+dθ 사이에서 참의 방향성이 존재할 확률, P(θ)는 다음과 같다.

$$P(\theta) = \eta\, e^{K \cos\theta} d\theta \quad (4.6)$$

여기서, K는 분포양상에 따른 상수(Fisher 상수)

$$\eta = \frac{K \sin\theta}{e^{K} - e^{-K}} \quad (4.7)$$

이다. 관계식 (4.6)과 (4.7)을 결합하면, 확률밀도함수 f(θ)를

$$f(\theta) = \frac{K \sin\theta\, e^{K\cos\theta}}{e^{K} - e^{-K}} \quad (4.8)$$

얻는다.

Fisher 상수(K)는 모집단에서 분산의 정도를 지시하는 인자이다. Fisher(1953)는 K의 적정 산정치(sufficient estimate) k를 다음의 최대 우도함수(maximum likelihood equation)를 이용하여 잔류벡터(resultant vector) $|\mathbf{r}_n|$과 M개의 단위벡터의 관계로 나타내었다.

$$\frac{e^{k} + e^{-k}}{e^{k} - e^{-k}} - \left(\frac{1}{k}\right) = \frac{|\mathbf{r}_n|}{M} \quad (4.9)$$

대부분의 cluster에서 k는 5를 초과하므로 관계식 (4.9)는 관계식 (4.10)으로 나타낼 수 있다.

$$k \approx \frac{M}{M - |\mathbf{r_n}|} \quad (4.10)$$

Fisher(1953)는 M이 충분히 큰 경우 k가 관계식 (4.11)과 같으며, Watson (1966)은 k가 3을 초과하는 경우 이 식이 적절함을 보여주었다.

$$k = \frac{M - 1}{M - |\mathbf{r_n}|} \quad (4.11)$$

관계식 (4.10), (4.11)에서 통계분석을 위한 본 프로그램에서는 관계식 (4.11)을 이용하여 k를 산정하였다. 랜덤한 방향성 값이 θ_1과 θ_2 사이에 참값의 방향성을 가질 확률 $P(\theta_1 < \theta < \theta_2)$는

$$P(\theta_1 < \theta < \theta_2) = \int_{\theta_1}^{\theta_2} f(\theta)\, d(\theta) \quad (4.12)$$

이다. 관계식 (4.12)에서 $f(\theta)$에 대해 관계식 (4.8)을 대입하고, $g = \cos\theta$ 즉, $\sin\theta\, d\theta = -dg$를 대입하면

$$P(\theta_1 < \theta < \theta_2) = \frac{e^{K\cos\theta_1} - e^{K\cos\theta_2}}{e^{K} - e^{-K}} \quad (4.13)$$

를 얻는다. 관계식 (4.13)에서 K가 5 이상이면 e^{-K}가 무시될 수 있으며, $\theta_1 = 0$, $\theta_2 = \theta$를 대입하면, 랜덤한 방향성 값이 0과 θ 사이에서 참값의 방향성을 가질 확률 $P(<\theta)$는

$$P(<\theta) \approx 1 - e^{K(\cos\theta - 1)} \quad (4.14)$$

이다. 관계식 (4.14)를 cos θ에 대해 전개하면

$$\cos\theta = 1 + \frac{\ln(1 - P(<\theta))}{K} \tag{4.15}$$

이다. 또한 잔류벡터 r_n이 0과 θ 사이에서 참값의 방향성을 가질 확률 $P_r(<\theta)$는

$$P_r(<\theta) \approx 1 - e^{K|r_n|(\cos\theta - 1)} \tag{4.16}$$

이다. 관계식 (4.16)을 cos θ에 대해 전개하면

$$\cos\theta = 1 + \frac{\ln(1 - P(<\theta))}{K|r_n|} \tag{4.17}$$

가 된다. 관계식 (4.15)와 (4.16)은 합벡터에 대한 신뢰구간(confidence limit)을 구하는데 사용될 수 있으며, 관계식 (4.9), (4.13) (4.16)은 모두 단위방향벡터의 경우에 성립되는 식이나 방향벡터에 정규화된 보정계수를 사용하는 경우에도 근사적으로 성립된다.

4.1.3 가중치의 산정

암반 노출면에서 조사선에 의해 측정된 불연속면 자료는 단일 군에 대하여 법선 방향으로 측정된 것이 아니기 때문에 조사선의 설치 방향에 따라 실제 측정되는 불연속면의 개수는 작거나 같아지게 된다. 조사선의 설치 방향에 의한 sampling bias를 제거하기 위하여 다음과 같은 보정단계를 거치게 된다.

불연속면 군의 경사방향 / 경사각 = α_d / β_d인 불연속면 군에 법선방향의 단위길이당 불연속면 빈도를 λ라고 하면, 선주향 / 선경사 = α_s / β_s인 임의의 조사선과 교차하는 불연속면의 빈도를 λ_s라 가정한다(Figure 4.1 참조). 이때 조사선과 불연속면 군의 법선이 이루는 각은 δ이다.

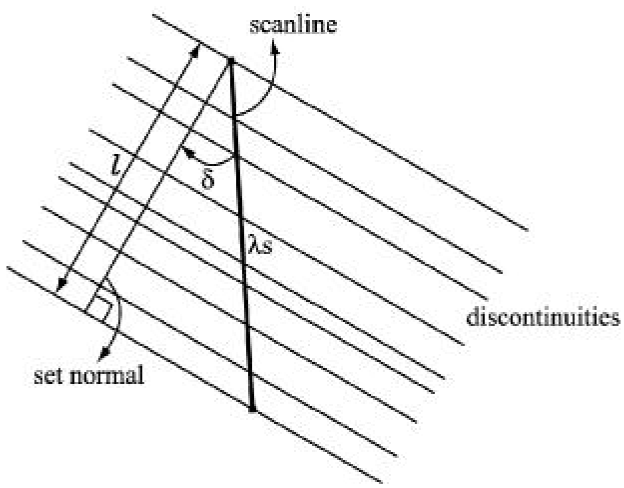


Figure 4.1. Discontinuity set intersected by a scanline of general orientation (after Priest, 1985).

불연속면의 법선 방향과 평행하게 설정된 조사선 상의 길이 l이 충분히 크다면 예상되는 불연속면의 교차 개수는 다음과 같다.

$$N = \lambda l$$

불연속면의 법선과 이루는 각이 δ인 조사선에서 동일한 N개의 불연속면이 교차되기 위해서는 길이가 $l/\cos\delta$로 증가되어야 한다. 따라서 조사선 길이 l에 대해서 관측되는 빈도는

$$\lambda_s = \frac{N \cos\delta}{l} = \lambda \cos\delta \qquad (4.18)$$

결과적으로 불연속면 군의 법선방향과 δ만큼의 각을 이루는 조사선과 교차되는 불연속면의 개수는 δ가 증가할수록 감소되며, $\delta=90°$에서 교차면이 존재하지 않게 된다. 따라서 조사선을 이용한 불연속면의 자료는 심각한 편차를 나타내게 된다.

현장 암반에 평행한 불연속면들이 m개의 절리군을 형성하고 있는 일반적인 경우를 고려하면, i번째 불연속면 군의 최대 경사방향/경사각은 α_{di}/β_{di}, 법선방향의 빈도는 λ_i, 법선과 조사선이 이루는 예각은 δ_i로 가정한다. 조사선을 따라 측정된 i번째 불연속면 군의 빈도 λ_{si}는 다음과 같다.

$$\lambda_{si} = \lambda_i \cos\delta_i \qquad (4.19)$$

조사선 상에서 측정되는 총 빈도 λ_s는 각 불연속면 군의 빈도 λ_{si}의 합으로 산정된다.

$$\lambda_s = \sum_{i=1}^{m} \lambda_{si}$$

조사선 길이 l_s 상에서 측정되는 총 측정 자료 개수 $N_s = \lambda_s l_s$이다. i번째 불연속면 군의 개수 $N_{si} = \lambda_{si} l_s$이며, 관계식 (4.19)를 고려할 때 λ_i 및 δ_i에 각각 의존한다. i번째 불연속면 군의 측정 개수가 법선방향에서의 측정개수

λ_i에 대비되는 것이 적절하다. 임의 값을 갖는 δ_i에 의존되는 것은 객관적이지 못하다. Terzaghi(1965)는 이러한 의존성에 의해 불연속면 조사 결과의 해석에 오류가 발생한다고 언급했으며, 불연속면 군에 속한 모든 불연속면이 평행한 이상적인 경우에는 측정자료에 대한 가중치를 고려하여 오류를 제거할 수 있다.

$$N_i = N_{si} / \cos\delta_i = \lambda_i \; l_s \qquad (4.20)$$

실제로 불연속면들은 완전한 평행상태를 이루지 않기 때문에 각 불연속면들에 대한 개별적인 고찰이 요구된다. 상기한 분석방법들을 적용하기 위해서 개별 불연속면들이 각 불연속면 군을 형성한다고 가정한다. 이 경우 불연속면 군의 개수는 측정된 불연속면의 개수와 동일하게 되어 각 불연속면 군의 측정자료 개수는 1이 된다. 관계식 (4.20)에 의거할 때 i번째 불연속면 군의 가중 측정 자료수는 $1/\cos\delta_i$가 된다. 단일 불연속면에 대해서 가중 측정 자료수는 가중치 w가 되며, 첨자 i를 제거하여 다음과 같이 정의된다.

$$w = 1 / \cos\delta$$

이때 $\cos\delta$는 3차원 직교좌표계에서 계산될 수 있다.

Figure 4.2는 x축을 동쪽(선주향 90°)으로 y축을 북쪽(선주향 0°)으로 설정하였으며, z축은 상부 방향을 양의 방향으로 적용한 직교좌표계이다. 불연속면 군의 법선(ON)의 선주향/선경사를 α_n / β_n이라 하면, x, y, z축에 대한 불연속면 군의 법선의 방향여현(direction cosine)은 다음과 같다.

$$l_x = \sin\alpha_n \; \sin\beta_n$$

$$l_y = \cos\alpha_n \; \sin\beta_n$$

$$l_z = \cos\beta_n$$

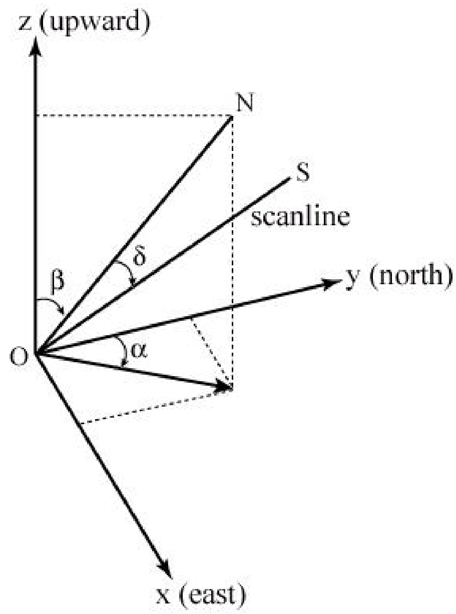


Figure 4.2. Coordinates system used for scanline.

조사선(OS)**의 선주향**/**선경사를** α_s / β_s**라 하고** m_x, m_y, m_z**의 방향여현을 갖는 경우**, **불연속면 군의 법선과의 각** δ**는 다음과 같다**.

$$\cos\delta = l_x m_x + l_y m_y + l_z m_z$$

따라서 조사선과 불연속면 군의 법선이 이루는 $\cos\delta$**는 다음과 같은 관계식으로 산정될 수 있으며**, **가중치가 음의 값을 갖는 것을 방지하기 위하여 절대치를 취한다**.

$$\begin{aligned}\cos\delta &= |(\sin\alpha_n \sin\beta_n \sin\alpha_s \sin\beta_s) \\ &\quad + (\cos\alpha_n \sin\beta_n \cos\alpha_s \sin\beta_s) + (\cos\beta_n \cos\beta_s)| \qquad (4.21) \\ &= |\cos(\alpha_n - \alpha_s)\sin\beta_n \sin\beta_s + (\cos\beta_n \cos\beta_s)|\end{aligned}$$

4.2 불연속면의 간격

Priest(1993)는 불연속면 간격이 음의 지수분포를 따른다는 통계학적 근거를 제시했다. 조사선을 이용한 불연속면 조사시, 만일 불연속면의 발생이 랜덤하다면, 하나의 불연속면 교차점의 위치는 다른 교차점의 위치에 영향을 주지 않고 독립적이므로 1차원 포아송 과정을 따른다. 조사선을 따라 랜덤하게 위치한 간격 x에서 k번의 사건이 발생할 확률 P(k, x)는 관계식 (4.22)로 나타낼 수 있다.

$$P(k, x) = \frac{e^{-\lambda x}(\lambda x)^k}{k!} \tag{4.22}$$

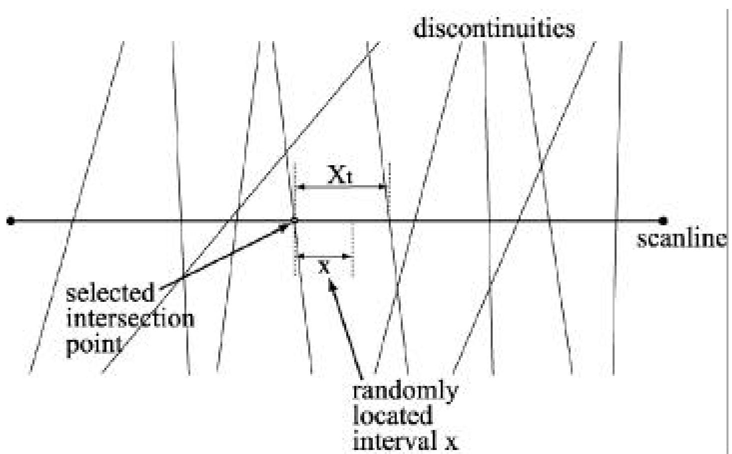


Figure 4.3. Estimating of total spacing using intersected distance by a scanline.

Figure 4.3에서 임의의 교차점을 두고, X_t를 불연속면 간격, x를 랜덤한 임의의 구간이라 하면, X_t가 x보다 클 확률 $P(X_t > x)$는 구간 x 내에서 불연속면의 교차가 발생하지 않을 확률 P(0, x)와 같다. 이 관계는 관계식 (4.23)으로 나타낼 수 있다.

$$P(X_t > x) = P(0, x) = e^{-\lambda x} \qquad (4.23)$$

X_t가 x보다 작을 확률 $P(X_t < x)$는 관계식 (4.23)으로부터 도출된다.

$$P(X_t < x) = 1 - e^{-\lambda x} \qquad (4.24)$$

$P(X_t < x)$는 누적확률밀도 $F(x)$이므로

$$F(x) = 1 - e^{-\lambda x} \qquad (4.25)$$

여기서, 확률밀도함수는 x에 대한 $F(x)$의 1차 도함수이므로 미분하면 관계식 (4.26)과 같다.

$$f(x) = \frac{dF(x)}{dx} = e^{-\lambda x} \qquad (4.26)$$

관계식 (4.26)은 음의 지수분포와 확률밀도함수를 의미하므로, 불연속면의 발생이 랜덤하다면 불연속면 전체 간격의 확률밀도분포는 평균이 $1/\lambda$인 음의 지수분포를 따른다.

본 연구에서는 전산절리도 상에 가상의 선형조사선을 설정하여 조사선과 교차하는 불연속면들의 교차점을 이용하여 불연속면들의 전체간격과 군별간격을 산정하였다. 조사선 설정에 의한 불연속면의 전체 간격은 한 교차점과 인접한 교차점 사이의 거리를 계산함으로써 산정되며, 군 간격은 방향성 분석에서 도출된 불연속면 군의 정보를 이용하여 조사선과 교차하는 각 군별 불연속면들만을 추출하여 산정되었다.

평면방정식을 이용한 불연속면의 간격 분석에서는 먼저 전체 불연속면들에서 각 군에 해당하는 불연속면만을 추출하여 좌표계 원점에서부터 절리면까지의 법선거리 $|d|/\sqrt{a^2+b^2+c^2}$를 계산하여 불연속면의 군별 간격을 산정하였으며, 이때 $a^2 + b^2 + c^2 = 1$이므로 원점에서 불연속면까지의 절대거리는 $|d|$가 된다. 이상과 같이 산정된 조사선 설정에 의한 불연속면의 간격과 평면방정식을 이용하여 산정된 불연속면의 간격을 비교·분석하였다.

5. 블록해석

전산절리도에 분포된 절리들의 상대적인 위치 및 방향성 자료를 이용하여 굴착공간의 천장에 형성되는 잠재적 키블록의 존재성을 파악할 수 있는 알고리즘을 개발하였다. 본 연구에서 절리는 영속적인 평면으로 가정하였으며 지하공동에서의 키블록은 가장 기본적인 형태인 사면체 구조로 형성되는 것으로 가정하였다.

5.1 절리 교차성 판별

절리들에 의해 암석블록이 형성되기 위해서는 일차적으로 개착면에 블록의 기저면이 존재해야 하며, 전산절리도에 선분으로 표시된 절리 트레이스가 상호 교차되는 것으로 확인될 수 있다. 절리 트레이스 교차성을 대수적으로 판별하기 위하여 천장면을 기준 수평면으로 가정하고 Figure 3.1에서와 같이 동쪽 방향을 x축, 북쪽 방향을 y축으로 설정하였으며, 임의의 2개 절리 트레이스의 교차성은 절리 직선식을 이용하여 교차점을 산정하였다. 절리 직선식은 전산절리도의 기준점에 의거하여 할당된 각 불연속면 트레이스들의 시점과 종점 좌표를 이용하여 다음과 같이 산정하였다.

$$y = a_i x + b_i \quad (5.1)$$

여기서, a_i와 b_i는 i번째 불연속면 트레이스의 직선식 상수이다.

Figure 5.1과 같이 J_1 절리와 J_2 절리가 교차할 경우 교점 좌표를 (x_c, y_c)라고 하면, 교점좌표는 다음과 같이 산정된다.

$$x_c = -\frac{b_1 - b_2}{a_1 - a_2}$$
$$y_c = \frac{a_1 b_2 - a_2 b_1}{a_1 - a_2} \quad (5.2)$$

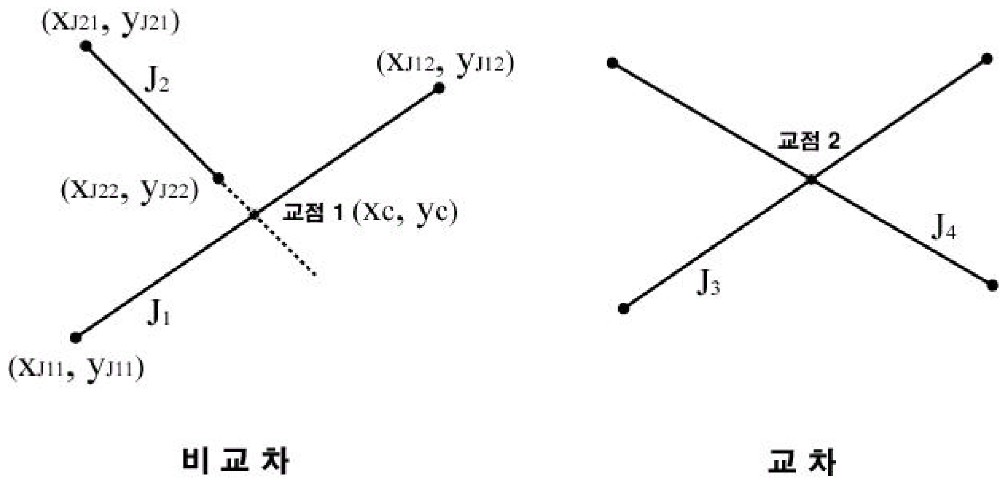


Figure 5.1. Diagram for the intersection of the joints.

두 절리의 교차점 좌표를 이용하여 다음과 같이 교차점이 2**개 절리 선분 내에 위치하는지를 판별하여 절리의 교차성이 결정된다**.

$$x_{J11} \leq x_c \leq x_{J12}$$

$$x_{J21} \leq x_c \leq x_{J22}$$

$$y_{J11} \leq y_c \leq y_{J12}$$

$$y_{J21} \leq y_c \leq y_{J22}$$

5.2 지하공동 천장면에 형성된 블록 해석

전체 절리 트레이스에 대하여 상호 교차되는 3개의 절리 조합들을 순차적으로 추출하여 기저삼각형의 형성이 확인된다. 각각의 기저 삼각형을 구성하는 절리조합들의 공간적 특성들은 다음에 기술되는 연산과정에 사용되어 사면체 블록의 존재성 확인에 활용된다.

평면절리를 가정할 때 각 절리면의 평면식은 3차원 Cartesian 좌표축을 이용하여 관계식 (3.6)에서 산정된 방향여현 성분과 해당 절리면 내의 임의의 좌표값(x_1, y_1, z_1)을 사용하여 첫 번째 절리평면 공간식을 구성할 수 있다.

$$d_1 = a_1 x + b_1 y + c_1 z \tag{5.3}$$

여기서,

$$a_1 = n_{x1}, \quad b_1 = n_{y1}, \quad c_1 = n_{z1}$$

이다. 동일한 방법으로 두 번째와 세 번째 절리평면에 대한 공간식이 각각에 대한 outward normal vector 성분을 이용하여 산정될 수 있다.

$$d_2 = a_2 x + b_2 y + c_2 z \tag{5.4}$$

$$d_3 = a_3 x + b_3 y + c_3 z \tag{5.5}$$

기저삼각형을 형성하는 3개 절리면의 공간식 (5.3) (5.5)가 설정되면 선형대수 원리를 이용하여 3개 평면의 교차점에 대한 공간좌표(x_b, y_b, z_b)를 다음과 같이 산정할 수 있다.

$$x_b = D_x / D$$
$$y_b = D_y / D \tag{5.6}$$
$$z_b = D_z / D$$

여기서,

$$D = \det\begin{vmatrix} a_1 & b_1 & c_1 \\ a_2 & b_2 & c_2 \\ a_3 & b_3 & c_3 \end{vmatrix}, \qquad D_x = \det\begin{vmatrix} d_1 & b_1 & c_1 \\ d_2 & b_2 & c_2 \\ d_3 & b_3 & c_3 \end{vmatrix},$$

$$D_y = \det\begin{vmatrix} a_1 & d_1 & c_1 \\ a_2 & d_2 & c_2 \\ a_3 & d_3 & c_3 \end{vmatrix}, \qquad D_z = \det\begin{vmatrix} a_1 & b_1 & d_1 \\ a_2 & b_2 & d_2 \\ a_3 & b_3 & d_3 \end{vmatrix}$$

3개 절리면이 상호 교차되어 발달되는 사면체 블록의 형성여부는 관계식 (5.6)에서 계산된 z_b 좌표값에 의거하여 판단할 수 있다. 본 연구에서는 기저 삼각형이 형성되는 굴착공간 천장면의 z-좌표를 기준값($z = 0$)으로 설정하여 $z_b > 0$일 경우 사면체 블록이 형성되는 것을 판별하였다.

굴착 천장면 내부에 발달된 잠재적 키블록은 기저삼각형 3개 밑변의 교차점들과 사면체 꼭지점을 연결하여 형성되는 3개의 옆면을 포함하고 있다. 절리의 영속성을 무한대로 가정할 때 옆면은 절리면의 일부에서 형성되기 때문에 해당 절리면과 동일한 방향성을 지니며, 사면체를 구성하는 3개 옆면의 공간적 방향성에 의거해 사면체 블록의 운동학적 거동이 지배된다.

사면체 블록의 안정성 분석에 필수적으로 요구되는 블록거동 양상(자유낙하 또는 미끄러짐)은 다음과 같은 원리를 이용하여 판정할 수 있다. 기저삼각형의 3점(P_1, P_2, P_3)을 연결하는 밑변들을 연장시켜 수평면에 도시하고 사면체 블록의 꼭지점을 수직 투영하면, 이들 3개 점들의 상대적인 위치에 따라 Figure 5.2에 도시된 형태를 취하게 된다. 자중만에 의한 거동을 고려할 때 블록 꼭지점의 투영점 Q가 기저삼각형 내부에 위치하면 블록의 수직낙하 시 옆면에서의 마찰은 발생되지 않는다. 따라서 블록의 파괴거동 양상으로 자유낙하 운동이 예상된다. 만일 Q가 기저삼각형 외부에 위치하면 1개 또는 2개 면에서의 미끄러짐 거동이 발생된다. 미끄러짐 거동이 발생되는 사면체 옆면

(들)은 다음의 과정을 수행하여 판단된다. 첫째, 기저삼각형의 중심점 C를 결정한다. 점 C는 기저삼각형의 모서리 각을 이등분하는 선들의 교차점인 내심으로 정의된다. 점 C의 x, y 좌표가 산정되면 점 Q의 좌표값(x_b, y_b)을 사용하여 Q와 C를 연결하는 직선식이 구해진다. 이 직선식과 위에서 산정된 기저삼각형을 형성하는 3개 절리 트레이스의 직선식을 이용하여 3개 교차지점의 좌표값들을 계산한다. 이들 좌표값들이 선분 CQ 내부에 위치하면 해당 교차점을 생성시키는 절리면에서는 미끄러짐 거동이 발생된다. 이와 같은 과정을 수행하여 최대 2개 절리면에서의 미끄러짐 거동 양상이 파악될 수 있으며, 3개 교차지점들 모두가 선분 CQ 외부에 위치하면 점 Q가 기저삼각형 내부에 투영된 경우이기 때문에 사면체 블록은 자유낙하 거동을 하게 된다.

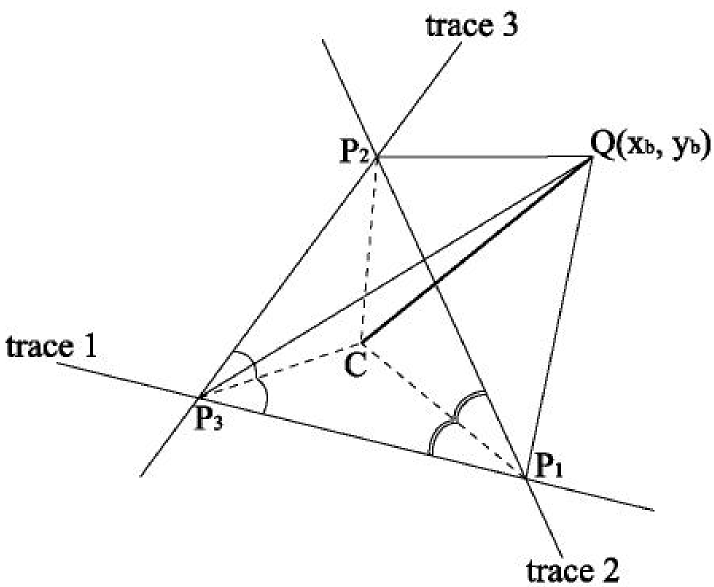


Figure 5.2. Projection of block apex to the horizontal plane containing base triangle.

사면체 블록의 운동학적 거동양상이 분석되면 블록의 옆면을 형성하는 절리들의 방향성에 의거하여 블록의 안정성이 산정된다. 본 연구에서는 일차적으로 블록의 하중만을 고려하여 미끄러짐 거동이 예상되는 블록의 안정성 분석을 수행하였다. 블록하중은 블록의 부피와 단위하중에 의해 산정되며, 수직방향으로 작용하는 블록하중 벡터($\mathbf{W}$)는 아래와 같이 정의된다.

$$\mathbf{W} = W\mathbf{n}_v \tag{5.7}$$

여기서,

$$W = V \times \gamma$$

$$\mathbf{n}_v = 0\hat{i} + 0\hat{j} + (-1)\hat{k}$$

V는 블록의 부피, γ는 단위하중이며, $\hat{i}$, $\hat{j}$, $\hat{k}$는 각각 x, y, z 방향을 나타내는 벡터원소이다. 단일 블록면에서 미끄러짐 거동이 발생할 경우에는 수직방향으로 작용하는 블록하중 벡터를 미끄러짐이 발생되는 블록면의 법선방향성분($\mathbf{N}$)과 전단방향 성분($\mathbf{S}$)으로 분해하여 안전도를 산정할 수 있으며, 이들은 다음의 관계식을 형성한다(Figure 5.3 참조).

$$\mathbf{W} = \mathbf{N} + \mathbf{S} \tag{5.8}$$

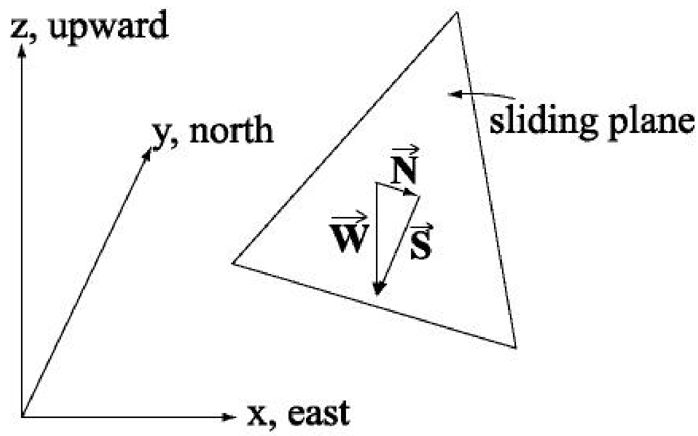


Figure 5.3. Decomposition of body weight vector on the sliding plane.

블록면 법선방향의 단위벡터 n의 성분들은 관계식 (3.6)에 의거하여 산정된 절리면의 outward normal vector의 방향여현과 동일하나 방향이 반대이다.

$$\mathbf{n} = -n_x \hat{i} - n_y \hat{j} - n_z \hat{k} \quad (5.9)$$

결과적으로 미끄러짐 면에 법선방향으로 작용하는 힘 N은 다음과 같이 정의된다.

$$\mathbf{N} = N\,\mathbf{n} \quad (5.10)$$

$$N = W\,(\mathbf{n}_v \cdot \mathbf{n}) = W\,n_z \quad (5.11)$$

전단방향으로 작용하는 힘 S는 관계식 (5.8)을 이용하여 산정된다.

$$\mathbf{S} = \mathbf{W} - \mathbf{N} = S\,\mathbf{s} \quad (5.12)$$

여기서,

$$S = W\sqrt{1 - n_z^2}$$

$$\mathbf{s} = [n_z n_x \hat{i} + n_z n_y \hat{j} + (n_z^2 - 1)\hat{k}] \,/\, \sqrt{1 - n_z^2}$$

블록하중에 의해 미끄러짐 면에서 작용하는 2개 성분의 힘의 크기 N과 S가 결정되면 한계평형이론을 사용하여 사면체 블록의 안전도(FS)를 계산할 수 있다.

$$FS = (cA + N \tan\phi) / S \tag{5.13}$$

여기서 c와 ϕ는 각각 절리면의 점착력과 내부마찰각이며, A는 미끄러짐 거동이 예상되는 사면체 블록면의 면적이다.

2개 블록면에서의 미끄러짐 거동은 블록하중을 블록면의 교선 방향 및 2개 블록면의 법선방향으로 분해하여 안전도를 분석할 수 있다. 관계식 (3.6)에 의거해 산정된 2개 블록면의 단위 법선벡터를 각각 $\mathbf{n}_1$, $\mathbf{n}_2$라 하면 블록면이 교차되어 형성되는 교선벡터 $\boldsymbol{l}_c$는 $\mathbf{n}_1$과 $\mathbf{n}_2$의 벡터곱으로 산정된다.

$$\boldsymbol{l}_c = \mathbf{n}_1 \times \mathbf{n}_2 \tag{5.14}$$

이때 $\boldsymbol{l}_c$는 2개 블록면의 상대적인 위치에 따라 상부 또는 하부방향으로 향하게 된다. $\boldsymbol{l}_c$의 z 성분이 상부방향을 향하면 각 성분을 역전시켜 하부방향을 지시하게 조정한 후, 3개 성분값을 이용하여 단위크기를 갖는 교선벡터 $\boldsymbol{l}$을 산정한다.

$$\boldsymbol{l} = l_x \hat{i} + l_y \hat{j} + l_z \hat{k} \tag{5.15}$$

교선을 기준으로 수직방향으로 작용하는 하중벡터 W, 교선과 평행한 방향의 전단력 벡터 $\mathbf{S}_c$ 및 교선에 대한 법선력 벡터 $\mathbf{N}_c$는 아래의 관계를 갖는다(Figure 5.4 참조).

$$\mathbf{W} = \mathbf{N}_c + \mathbf{S}_c \tag{5.16}$$

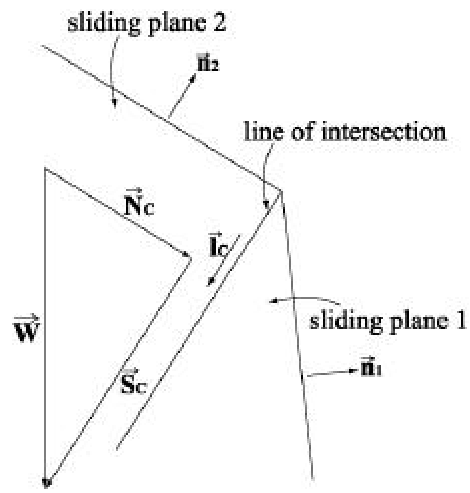


Figure 5.4. Decomposition of body weight vector for the case of sliding on two block faces.

전단력 벡터 $\mathbf{S}_c$는 관계식 (5.7)**에서 정의된 단위 수직벡터 $\mathbf{n}_v$와 단위 교선벡터 $\boldsymbol{l}$을 사용하여 산정된다**.

$$\begin{aligned} \mathbf{S}_c &= (\mathbf{W} \cdot \boldsymbol{l}) \boldsymbol{l} \\ &= W(\mathbf{n}_v \cdot \boldsymbol{l}) \boldsymbol{l} \\ &= W(-l_z) \boldsymbol{l} \\ &= S_c \boldsymbol{l} \end{aligned} \tag{5.17}$$

법선력 벡터 $\mathbf{N}_c$는 관계식 (5.16)**에 의거하여 다음의 과정으로 산정된다**.

$$
\begin{aligned}
\mathbf{N_c} &= \mathbf{W} - \mathbf{S_c} \\
&= -W\hat{k} - W(-l_z)(l_x\hat{i} + l_y\hat{j} + l_z\hat{k}) \\
&= W[\,l_z l_x\hat{i} + l_z l_y\hat{j} + (l_z^2 - 1)\hat{k}\,] \\
&= N_c\,\mathbf{n_c}
\end{aligned}
\tag{5.18}
$$

여기서,

$$N_c = W\,M$$

$$M = [(l_z l_x)^2 + (l_z l_y)^2 + (l_z^2 - 1)^2]^{1/2} = [1 - l_z^2]^{1/2}$$

$$\mathbf{n_c} = [\,l_z l_x\hat{i} + l_z l_y\hat{j} + (l_z^2 - 1)\hat{k}\,] / M$$

$\mathbf{N_c}$는 미끄러짐이 발생하는 2개 블록면 교선의 법선방향으로 작용하는 힘이며, 안전도 해석을 위해서는 $\mathbf{N_c}$에 의해 2개 블록면의 법선방향으로 형성되는 반력 $\mathbf{R_1}$과 $\mathbf{R_2}$를 산정하여야 한다. $\mathbf{N_c}$를 포함하며 블록면의 교선과 직각을 이루는 평면을 가정하면(Figure 5.5 참조) 블록면에 작용하는 반력 $\mathbf{R_1}$과 $\mathbf{R_2}$는 $-\mathbf{N_c}$와 사이각 θ_1, θ_2를 이루고 있다.

미끄러짐 면 1과 2의 단위 법선벡터를 각각 $\mathbf{n_1}$, $\mathbf{n_2}$ 라 하면

$$\theta_1 = -\mathbf{N_c} \cdot \mathbf{n_1} \tag{5.19}$$

$$\theta_2 = -\mathbf{N_c} \cdot \mathbf{n_2} \tag{5.20}$$

θ_1 및 θ_2가 산정되면 반력의 크기 R_1과 R_2를 아래의 관계식을 이용하여 계산할 수 있다.

$$R_1\cos\theta_1 + R_2\cos\theta_2 = N_c \tag{5.21}$$

$$R_1\sin\theta_1 = R_2\sin\theta_2 \tag{5.22}$$

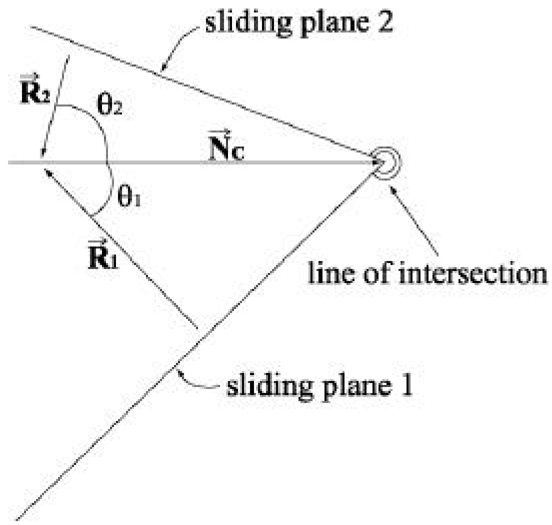


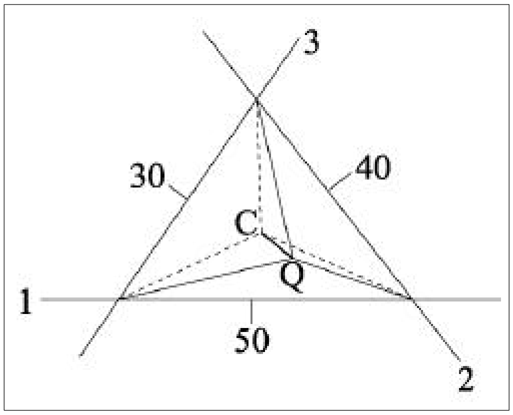
Figure 5.5. Reaction vectors **R**1 and **R**2 normal to the sliding planes 1 and 2, respectively.

이상과 같이 사면체 블록의 자중에 의해 작용하는 2개 블록면의 반력 및 교선 방향의 전단력이 결정되면 아래의 관계식에 의거하여 안전도(FS)를 산정할 수 있다.

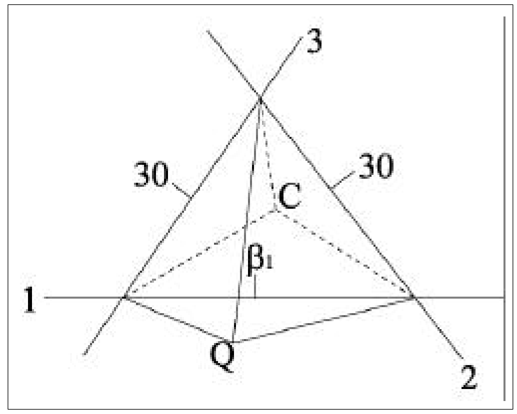
$$FS = [\ c_1A_1 + R_1\tan\phi_1 + c_2A_2 + R_2\tan\phi_2\ ] / S_c \qquad (5.23)$$

여기서, c와 ϕ는 블록을 형성하는 절리면의 점착력과 내부마찰각이며, A는 미끄러짐이 발생하는 블록면의 면적이고, 첨자 1과 2는 블록면 번호를 지시한다.

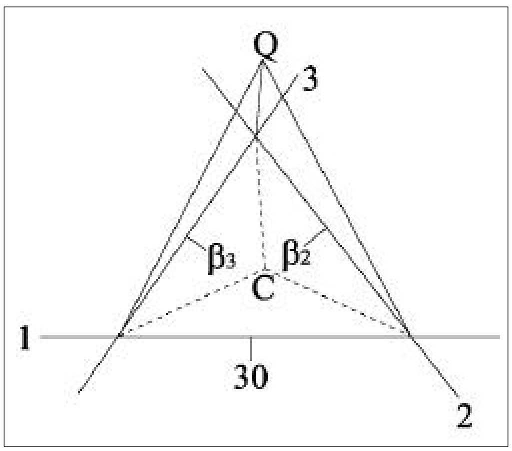
잠재적 키블록의 거동양상에 대한 모델의 정확성을 입증하기 위하여 Figure 5.6에 표시된 가상의 절리분포에 의거하여 형성된 사면체 블록의 거동양상 및 안전도를 산정하였다.



a) free falling



b) sliding on one joint plane



c) sliding on two joint planes

Figure 5.6. Joint maps showing tetrahedral wedges of different failure modes(β_1 : dip angle of joint plane 1, β_2 : dip angle of joint plane 2, β_3 : dip angle of joint plane 3).

Figure 5.6 a)에 도시된 3개 절리의 방향성은 상부방향에 블록꼭지점을 형성하며, 수평면에 수직투영할 경우 점 Q가 기저삼각형 내부에 위치하여 선분 $\overline{CQ}$는 기저삼각형을 형성하는 절리 트레이스와 교차하지 않는다. 블록 옆면

을 형성하는 절리의 영속성을 무한대로 가정하면 사면체 블록은 자유낙하 거동을 하게 된다. Figure 5.6 b)에 도시된 3개 절리 중 절리 1의 방향성은 사면체 블록이 형성될 경우 꼭지점의 투영점 Q를 기저삼각형 외부에 위치시키며, 따라서 선분 $\overline{CQ}$가 절리 1의 트레이스와 교차되어 절리면 1에서 미끄러짐이 발생된다. 절리면 2와 3의 경사각을 30°로 고정시키고 절리면 1의 경사각을 변화시켜 사면체 블록의 안전도를 산정하였다. 이때 결과 검증의 편의를 위하여 절리면 1의 점착력은 무시하였다. 절리면의 내부마찰각을 45°로 가정하고 경사각 변화에 따라 산정된 블록 안전도를 Table 5.1에 수록하였다. 전산해석 모델에서 도출된 블록 안전도는 관계식 (5.12)에 의거하여 산정된 분석 결과와 정확히 일치하고 있으며, 절리 경사각 45 ° 에서 한계평형상태로 나타난다. Figure 5.6 c)에 도시된 사면체 블록은 꼭지점 Q가 기저삼각형 외부에 위치되며, 선분 $\overline{CQ}$가 절리 2, 3의 트레이스와 교차되어 2개 블록면에서의 미끄러짐을 야기시킨다. 미끄러짐이 발생하지 않는 절리면 1의 경사각을 30°로 고정하고 절리면 2와 3의 경사각을 동일하게 설정한 후, 경사각 변화에 따른 안전도를 산정하여 Table 5.2에 수록하였다. 이때 절리면 2와 3의 점착력은 무시하였으며, 내부마찰각은 45°로 가정하였다. 모델 분석결과, 2개 블록면에서 미끄러짐이 발생할 경우 내부마찰각보다 높은 경사각에서도 안정성이 유지되어 블록면 경사각 60°에서 한계평형상태에 도달하며, 관계식 (5.22)에 의거해 산술적으로 안전도를 계산하여 정확성을 검증하였다. 이와 같이 1개면 미끄러짐의 경우(Table 5.1 참조)에 비해 안정성이 증가되는 데에는 다음의 2가지 요인이 작용하고 있다. Figure 5.6 c)에 도시된 절리 2, 3의 경사각은 60°이며, 경사방향을 고려하여 산출되는 교선의 선경사는 50.8°이다. 결과적으로 블록하중에 의해 교선방향으로 형성되는 전단력의 감소와 법선력의 증가를 유발시킨다. 또한 2개 면에서의 미끄러짐에 의해 전단지지력이 높게 형성되며, 이는 법선력에 의해 형성되는 반력의 증가로 나타난다. 블록하중을

1,000N으로 가정하였을 경우 Figure 5.5에 도시된 Nc = 632.5N, θ_1 = θ_2 = 37.8°, R_1 = R_2 = 400N으로 산정되었으며, 관계식 (5.22)에 의거한 안전도 산정에서 총반력은 800N으로 법선력 632.5N보다 증대된 안정성 유지효과를 나타내었다.

Table 5.1. Safety factor of tetrahedral block for the case of sliding on one joint plane

dip(°)	safety factor
30	1.732
35	1.428
40	1.192
45	1.000
50	0.839
55	0.700
60	0.577
65	0.466
70	0.364

ϕ=45°

Table 5.2. Safety factor of tetrahedral block for the case of sliding on two joint planes

dip(°)	safety factor
40	1.892
45	1.633
50	1.412
55	1.215
60	1.033
65	0.859
70	0.689

$\phi_2 = \phi_3 = 45°$

5.3 암반사면에 형성된 블록 해석

절리들의 교차성 및 방향성 자료를 이용하여 자유 개착면에 형성되는 잠재적인 다면체 블록의 존재성을 파악하였다. 이를 위하여 절리는 영속적인 평면으로 가정하며, 자유 개착면에서의 연장성은 트레이스 선분으로 한정한다. 일차적으로 국지 좌표계에서 절리들의 교점을 산정하여 전체 좌표계로 변환시키며, 교차된 2개 절리의 방향성 벡터를 이용하여 교선의 방향을 산정한다. 공간상에서 교선은 다음의 직선식으로 표현된다.

$$l(x, y, z) = (x_0, y_0, z_0) + \alpha(l_x, l_y, l_z) \quad (5.24)$$

여기서, (x_o, y_o, z_o)는 교점좌표, (l_x, l_y, l_z)는 암반 내부쪽으로 향하는 교선벡터의 성분이며, α는 교선의 연장성을 나타내는 상수이다. 공간상에서 2개 교선의 교차성은 아래와 같은 교선 성분식을 활용하여 판정된다.

$$\begin{aligned} &\text{교선 1}: x = x_1 + \alpha_1 l_{1x} \quad y = y_1 + \alpha_1 l_{1y} \quad z = z_1 + \alpha_1 l_{1z} \\ &\text{교선 2}: x = x_2 + \alpha_2 1_{2x} \quad y = y_2 + \alpha_2 1_{2y} \quad z = z_2 + \alpha_2 1_{2z} \end{aligned} \quad (5.25)$$

상기한 2개 교선의 x 및 y 성분식을 이용하여, (x, y) 좌표를 공유하는 α_1과 α_2 값을 결정한다. α_1, α_2 상수값에 의거하여 $z_1 + \alpha_1 l_{1z} = z_2 + \alpha_2 l_{2z}$ 경우에는 2개 교선이 교차한다. 이상의 과정을 전체 교선들에 적용하여 다면체 블록의 모서리를 형성하는 교선들의 집합을 도출한다. 실제 다면체 형성여부는 교차되는 교선의 수효와 교선 집합에 포함되어 있는 절리면 수효를 비교하여 판정한다. 각 교선에는 2개 절리면이 내재되어 있으며, 기저다각형의 각 변들을 형성하는 절리 선분들이 순차적으로 교차하여 폐합 기저다각형이 존재할 수 있는 조건은 교선수효 = 절리수효이다. 교선 집합에 내재된 절리수가 교선수보다 많을 경우는 교선은 교차하나 특정 절리는 연장성의 한계에 따라 상호 교차되지 않은 경우이어서 다면체 블록은 형성되지 않는다. Figure 5.7

a)는 교선수와 절리수가 동일한 경우로서, 블록이 형성되며, b)는 교선수와 절리수가 동일하지 않는 경우로서, 블록 형성이 되지 않는다.

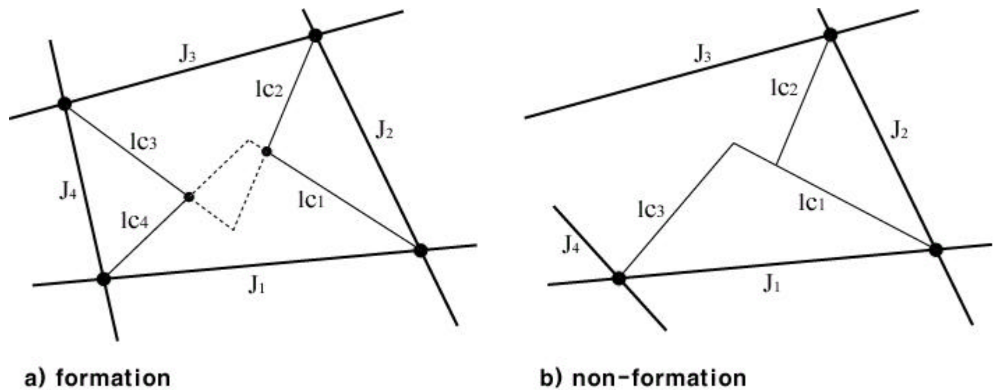


Figure 5.7. Diagram of the block formations.

조사면에서의 절리 방향성과 국지적 및 전체 좌표계에서의 위치좌표가 설정되면 절리들의 교차성 및 방향성에 의거하여 형성된 다면체 블록의 존재성을 파악한다. 암반사면 내에 실제로 블록이 존재하기 위해서는 산정된 블록의 꼭지점 위치가 사면 내부에 위치하여야 하며(Figure 5.8의 블록 1), 이는 국지 좌표계에서의 꼭지점 z' 좌표값과 조사면에 설정된 z' 좌표값을 비교하여 판정한다.

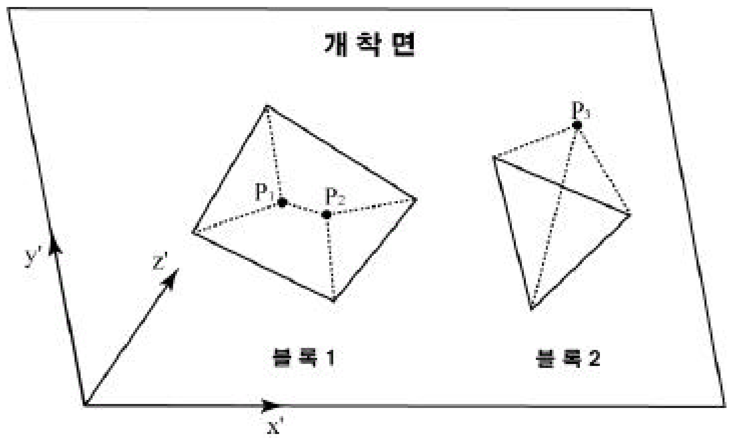


Figure 5.8 Existence of the blocks.

블록의 존재성이 확인되면 미끄러짐이 발생되는 블록의 거동 양상을 분석한다. 블록 중에는 거동 방향이 굴착 자유면 쪽이 아니고 암반 내부쪽이므로 블록은 형성되나 안정한 상태를 유지할 수 있다(Figure 5.8의 블록 2). 이와 같은 거동 양상은 블록을 형성하는 모서리 선에 대한 전체 좌표계에서의 방향성 벡터를 고려하여 해석한다. 사면에서의 절리 교점을 기준으로 꼭지점 방향으로 설정된 모든 모서리 벡터의 z 성분이 음의 부호일 경우에는 미끄러짐이 발생되지 않는 안정한 블록이다. 미끄러짐이 예상되는 블록의 경우에는 최대 z 성분을 갖는 모서리를 기준으로 거동이 발생된다. 블록의 거동 양상이 분석되어 미끄러짐이 발생되는 블록 형성 절리면과 미끄러짐 방향이 결정되면 블록 규모를 산정하여 암석 밀도에 따른 자중을 계산한다. 블록 규모 산정을 위해 기저면 면적과 블록 높이를 다음과 같이 계산한다. 기저면 면적은 기저면을 형성하는 다각형을 면적 산정이 용이한 삼각형으로 분해한 후 개별 삼각형 면적을 합산하는 방법으로 계산한다. 블록 높이는 꼭지점 좌표를 국지 좌표로 변환시킨 후 기저면이 형성되는 자유면에 수직한 축 방향의 국지 좌표로 정의된다. 복수의 꼭지점이 형성된 다면체 블록의 경우에는 블록 분해기법을

활용하여 각각의 부피를 구한 후 분해된 블록 부피를 합산하여 총 부피를 계산한다(Figure 5.9 **참조**). **블록의 안전도는** 5.3**절의 수평면에 형성된 블록의 거동해석과 동일한 방법으로 산정된다**.

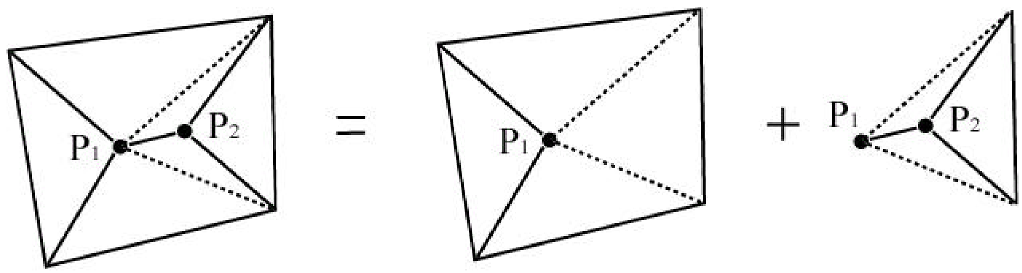


Figure 5.9. Volume of the block with the multi sides.

6. 현장 사례

6.1 지하공동

지하공동에 대한 암석블록 모델의 현장 활용성을 고찰하기 위하여 경남 울주군에 위치하는 언양 자수정동굴의 천장면에서 측정된 총 225개의 절리 트레이스를 대상으로 Figure 6.1과 같이 전산절리도를 도시하였으며, 전체 불연속면들의 분포 및 개별 블록들의 거동에 대한 분석을 실시하였다.

불연속면의 방향성 자료를 이용하여 cone angle = 15°에 의거한 절리군 형성을 분석하였다. 각 군의 평균 방향성은 경사방향/경사각이 Set 1과 Set 2 각각 280.1/88.5와 190/58.2로 나타났으며(Figure 6.2), 이에 대한 Fisher 상수는 Set 1과 2에서 각각 13.3과 39.8로 불연속면 평균 방향성을 중심으로 군집되어 있는 것으로 나타났다(Figure 6.3 및 Figure 6.4). Set 1의 경우 90% 신뢰도의 경우에 34.2°, 95% 신뢰도의 경우에는 39.2°의 값을 갖는 것으로 나타났다. 잔류벡터 값에 대한 90% 신뢰도의 경우에는 3.3°, 95% 신뢰도의 경우에는 3.8°의 값을 갖는 것으로 나타났다. Set 2의 경우에는 90% 신뢰도의 경우에 19.6°, 95% 신뢰도의 경우에는 22.4°의 값을 갖는 것으로 나타났다. 잔류벡터 값에 대한 90% 신뢰도의 경우에는 2.5°, 95% 신뢰도의 경우에는 2.8°의 값을 갖는 것으로 나타났다. 일반적으로 군집정도가 양호한 순서대로 군별 번호의 순서가 결정되나 본 프로그램에서는 데이터베이스에 저장된 불연속면의 순서에 따라 방향성 분석을 실시하기 때문에 Set 2의 군집 정도가 Set 1의 경우보다 양호하게 나타났다.

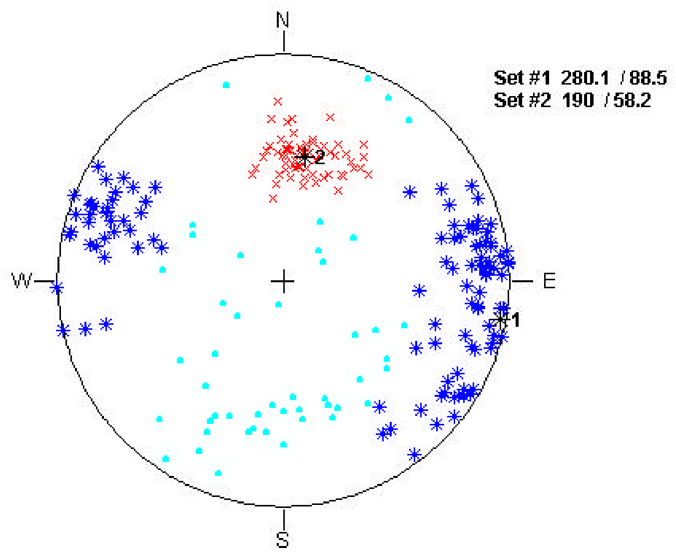


Figure 6.2. Lower hemisphere equal angle projection of discontinuity.

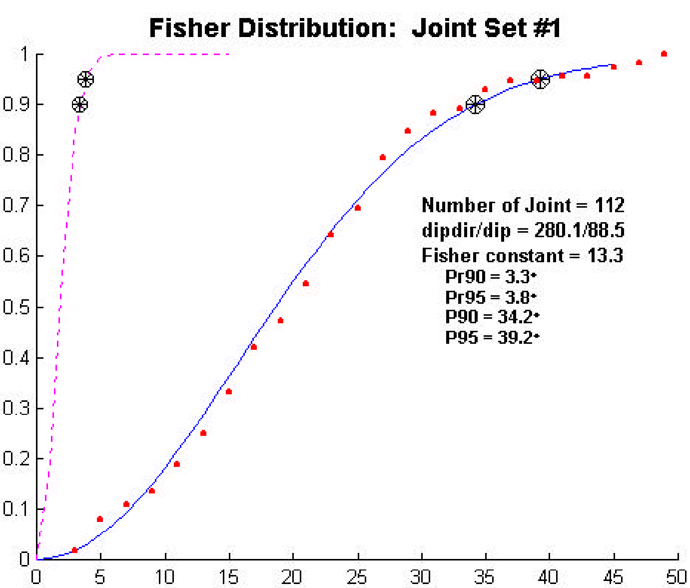


Figure 6.3. Fisher distribution of the joint set 1.

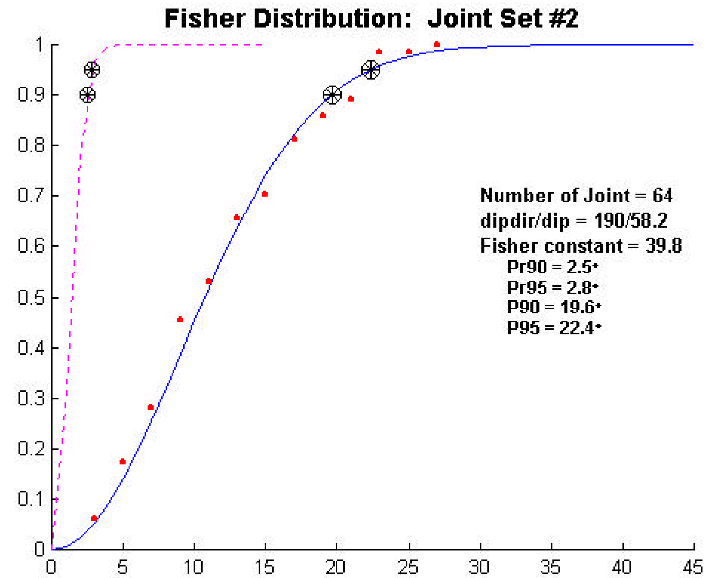


Figure 6.4. Fisher distribution of the joint set 2.

전산절리도에 선형조사선을 설정하여(Figure 6.5) **절리간격을 분석하였다. 길이** 44.71m**의 선형조사선에 대해 교차하는 모든 불연속면 법선과의 교차거리를 측정하였다. 평균 전체 간격은** 0.7715m**였으며, 표준편차는** 0.5793**으로 나타났다**(Figure 6.6). Set 1**에 소속된 절리들의 평균간격은** 1.059m, **표준편차는** 0.8746**으로 나타났으며**(Figure 6.7), Set 2**의 평균간격은** 5.423m, **표준편차는** 6.742**로 나타났다**(Figure 6.8).

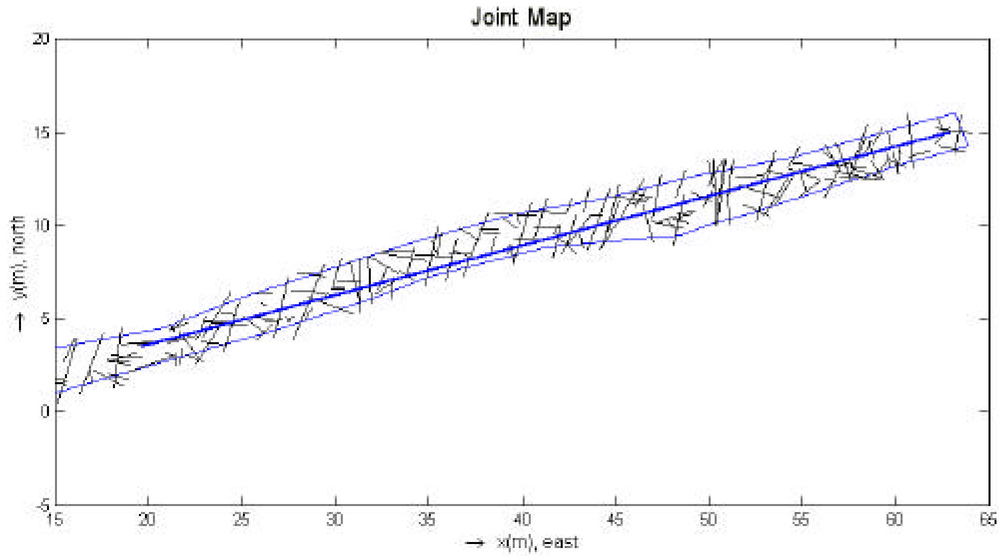


Figure 6.5. Scanline on the joint map of the Eonyang Crystal cave.

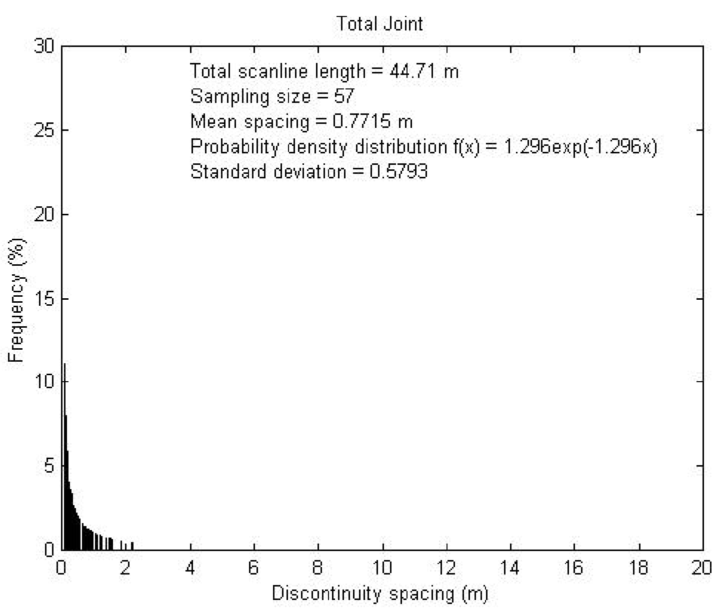


Figure 6.6. Discontinuity total spacing histogram for scanline.

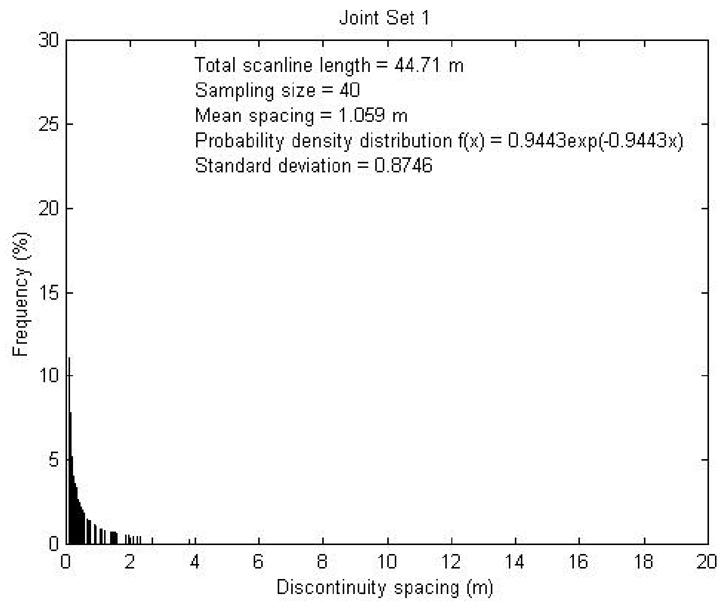


Figure 6.7. Set spacing histogram of the joint set 1.

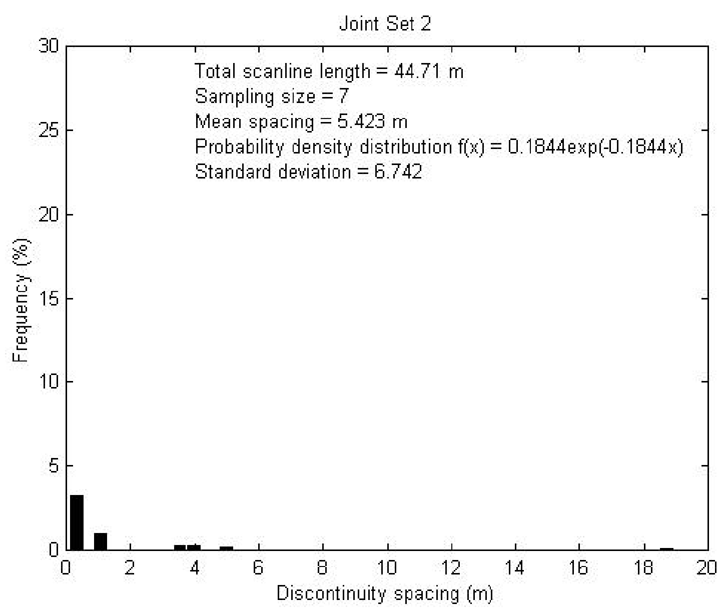


Figure 6.8. Set spacing histogram of the joint set 2.

절리평면식을 이용한 불연속면의 간격에 있어서 set 1과 set 2는 각각 0.5602m와 0.6095m로 산정되었으며(Figure 6.9 및 Figure 6.10), 표준편차는 0.5722와 1.425로 산정되었다. 이상의 결과에 의거할 때 절리평면식을 이용한 절리군 간격 해석 결과는 전체 간격과 유사하게 나타났으나, 선형조사선의 경우에는 절리군 간격이 매우 증가되어 있다. 본 조사지역과 같이 한쪽 방향으로 좁고 길게 형성되어 있는 터널에서는 터널의 장축방향과 비슷한 방향을 갖는 불연속면들은 조사선과 교차할 확률이 낮아지므로 평면식에 의한 불연속면 간격분석 방법을 사용하여 이러한 한계성을 극복할 수 있다고 판단된다.

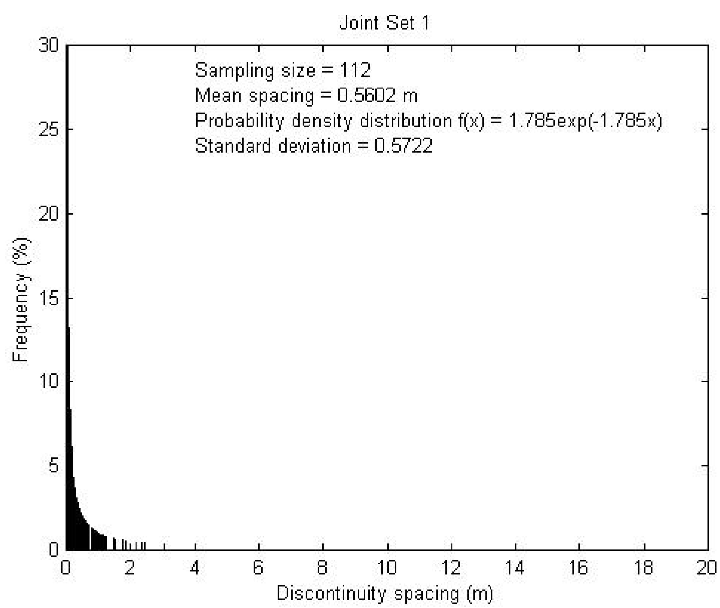


Figure 6.9. Set spacing histogram of joint set 1 for plane equation.

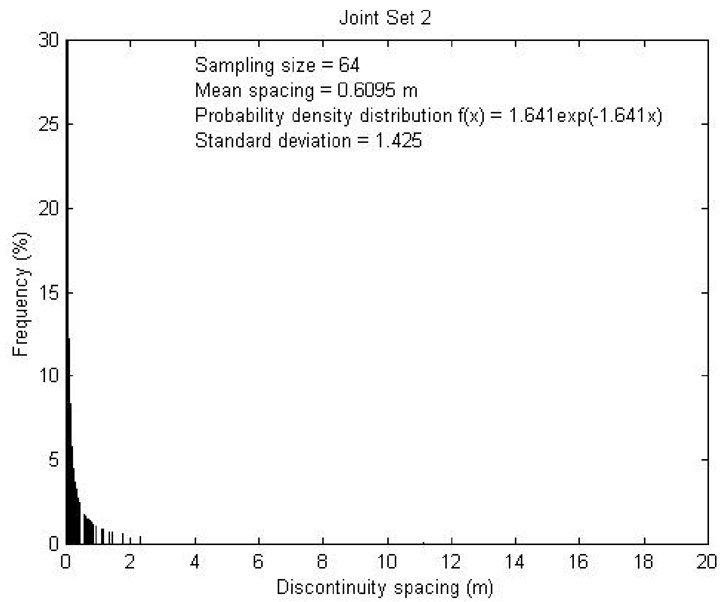


Figure 6.10. Set spacing histogram of joint set 2 for plane equation.

언양자수정 동굴 천장면에서의 사면체 블록 형성 및 거동양상에 따른 안정성을 분석하였다. 총 225**개의 절리 트레이스를 대상으로 모델분석을 수행한 결과 사면체 블록형성의 기본 요건인 기저삼각형은** 29**개가 확인되었으며, 이 중에서 사면체 블록이 형성되는** 19**개 기저삼각형이 확인되었다**(Figure 6.11).

동굴 천장 내부에 형성된 사면체 블록의 3**차원적 배열도를** Figure 6.12**에 도시하였으며, 사면체 블록의 거동에 대한 모델 분석결과를** Table 6.1**에 수록하였다.** 19**개 사면체 블록 중에서 자유낙하된 블록은** 4**개, 단일면 미끄러짐 양상은** 13**개,** 2**개면 미끄러짐은** 2**개 블록에서 발생되어 미끄러짐 거동에 의한 블록파괴가 동굴안정성에 중요한 요소로 작용하고 있다. 한편 블록을 형성하는 절리 조합을 고찰해보면 절리** 7**과** 8**은 블록** 2, 3**의 형성에 모두 연계되어 있으며, 절리면** 7**에서 공통적인 미끄러짐 거동이 발생되었다. 또한, 절리** 65**는 블록** 7, 8, 9**의 형성에 전부 관련되어 있어 단일 절리면의 방향성과 역학적**

특성이 복수의 사면체 블록 형성 및 파괴거동 양상에 영향을 끼칠 수 있는 예를 보여준다.

Table 6.1. Results of model analysis for the tetrahedral block on the roof of Eonyang Crystal cave

block number	joint combination forming tetrahedral block			area of base triangle ($m^2 \times 10^{-3}$)	volume of tetrahedral block ($m^3 \times 10^{-3}$)	failure mechanism[1] face			factor of safety[2]
						#1	#2	#3	
1	1	2	3	78.30	2.900	0	0	0	ND[3]
2	6	7	8	51.20	5.100	0	1	0	0.049
3	7	8	9	1.90	0.035	1	0	0	0.049
4	23	24	25	235.30	272.600	0	1	0	0.255
5	26	29	30	61.70	1,345.500	0	1	0	0.404
6	31	32	33	104.90	127.300	1	1	0	0.317
7	64	65	66	11.30	0.300	0	0	1	0.676
8	64	65	68	30.20	1.100	0	1	0	0.012
9	65	66	68	39.40	1.200	0	1	0	0.012
10	70	71	72	5.20	0.200	0	1	0	0.074
11	75	76	77	13.10	0.200	0	0	0	ND[3]
12	96	97	98	2.20	0.041	0	0	0	ND[3]
13	120	121	122	98.20	334.000	1	1	0	1.242
14	124	125	126	40.50	2.300	0	0	1	0.149
15	161	162	164	96.10	4.400	0	0	0	ND[3]
16	183	184	185	23.60	5.800	1	0	0	0.003
17	193	195	196	13.80	14.300	0	0	1	0.404
18	204	205	206	1.10	0.034	0	0	1	0.162
19	210	211	212	25.80	4.100	0	0	1	0.049

[1] 0 : free falling, 1 : sliding

[2] c=0, ϕ=35 °

[3] ND : not determined

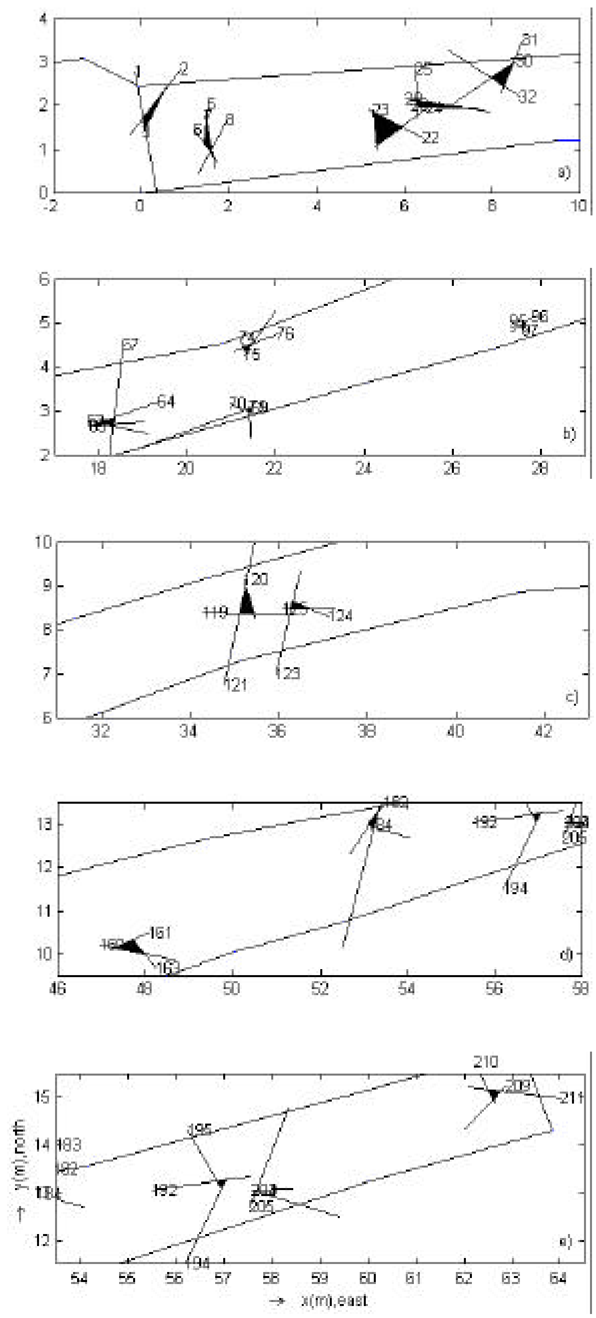


Figure 6.11. Joint map showing base triangles of tetrahedral wedges - Eonyang Crystal tunnel.

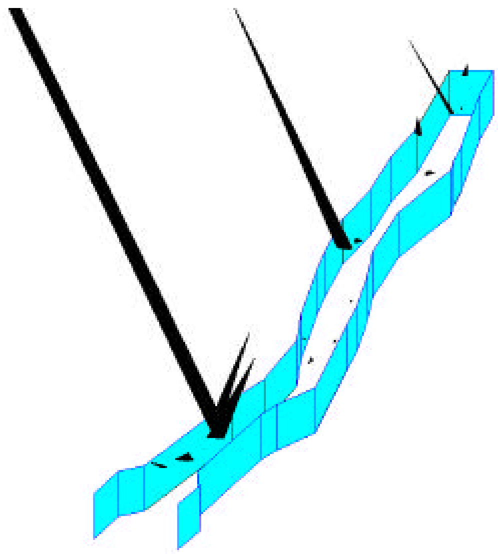
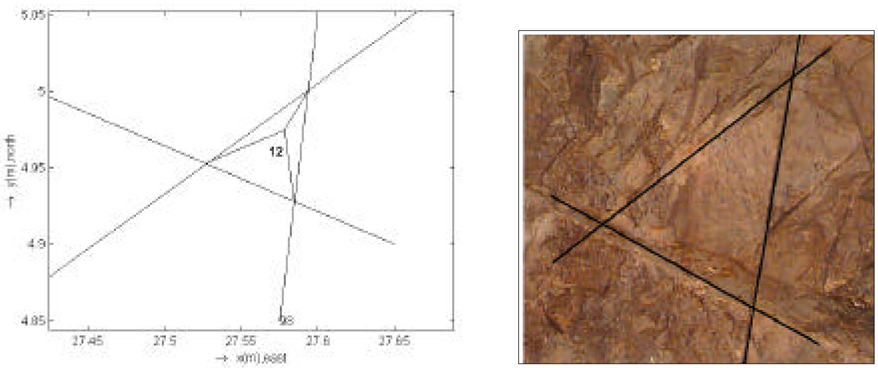


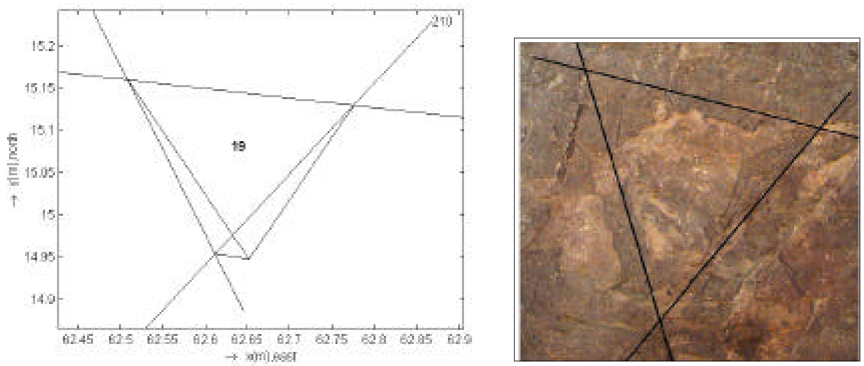
Figure 6.12. Distribution of potential tetrahedral wedges on the roof of Eonyang crystal cave.

동굴천장에 형성된 사면체 블록의 부피분포를 파괴거동 양상별로 고찰하였다. 동굴의 폭이 2m 이내로 협소하여 대규모 사면체 블록은 형성되지 않았다. 자유낙하 거동이 발생된 블록들의 규모도 매우 제한되어 있다. 미끄러짐이 발생되는 블록 규모는 일정 범위에서 변화하나 일반적으로 자유낙하 블록보다는 규모가 크다. 이는 미끄러짐 거동이 발생되기 위한 블록형태를 형성하기 위하여 요구되는 기하학적 요인에 의거한 것으로 고찰된다. 2개면 미끄러짐 거동이 발생된 블록 13의 부피는 $0.334m^3$으로 19개 블록 중 최상위급 규모를 나타낸다. 이와 같은 잠재적 키블록들의 규모는 안정성 분석과정에서 자중력 산정에 직접 관계되며, Table 6.1에 수록된 기저삼각형의 면적 및 둘레길이 등과 함께 최적 보강체제 수립에 기본 자료로 활용될 수 있다.

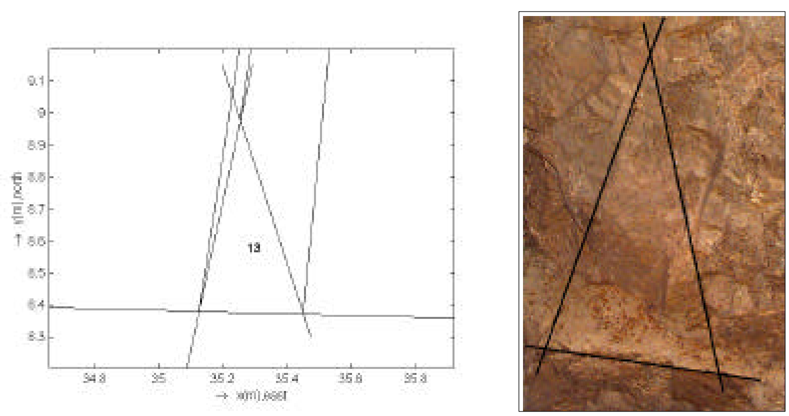
사면체 블록을 형성하는 절리면의 영속성이 무한대일 경우에 블록 자중에 의한 안전도를 산정하였다(Table 6.1). 이때 절리면의 점착력은 무시하였으며, 내부마찰각은 35°로 가정하였다. 자유낙하 거동이 예상되는 4개 사면체 블록의 붕락이 현장조사에서도 관찰되었으며, 블록 12에 대한 현장 사진을 Figure 6.13 a)에 도시하였다. 1개면에서 미끄러짐이 발생되는 경우 블록의 안전도는 매우 낮게 산정되며, 실제 현장관찰에서도 규모가 작은 블록들에서 미끄러짐 파괴 거동을 확인하였다. 한편, 상대적으로 규모가 크고 블록 꼭지점이 천장 내부 깊숙한 곳에 위치한 블록 19의 경우 블록파괴는 미끄러짐면 전체에서 발생되지 않고 블록 일부가 절단된 형태로 진행된 것으로 관찰되었다(Figure 6.13 b)). 이와 같은 현상은 절리면의 영속성에 기인하여 블록 옆면에 rock bridge가 형성되어 자연적인 보강효과에 의해 블록이 지지되고 있는 것으로 사료된다. 2개면 미끄러짐이 발생될 것으로 분석된 블록 13에서도 유사한 양상이 관찰되었다(Figure 6.13 c)). 블록 13의 경우 Table 6.1에 수록된 안전도는 자체 지지력이 발휘될 수 있는 수준을 나타내고 있으며 절단부위도 기저면 주위에 국한되어 있다.



a) Free falling - block 12



b) Sliding on single face - block 19



c) Sliding on two faces - block 13

Figure 6.13. Tetrahedral blocks of different failure modes.

6.2 암반사면

암반사면에 대한 암석블록 모델의 현장 활용성 고찰을 위해 충청북도 단양군 매포읍 삼곡리에 위치하는 삼곡역 인근 암반사면에서 절리조사를 수행하였다. 기존 절개사면은 주향/경사 = N 41.6W / 52 NE 방향으로 높이 약 29m를 이루고 있다. 현장조사에 의해 암반사면에 노출되어 있는 총 183개 절리들의 상대적인 위치와 방향성 자료에 대한 데이터베이스가 구축되었으며, 측정된 절리들의 분포상태를 사면 현황도에 도시하여 전산절리도를 작성하였다 (Figure 6.14).

조사대상 사면에서 측정된 절리들의 방향성에 의거하여 분석된 절리군 해석결과를 Table 6.2에 수록하였다. 본 연구에서는 절리군 해석과정에서 cone angle을 독자적으로 설정할 수 있으며, 절리군에 소속된 절리들을 개별적으로 판별하는 기능을 갖추고 있다. 일반적으로 사용되는 cone angle = 15°를 적용한 경우에는 1개 절리군만이 도출되었으며, Figure 6.15에 도시된 분석 결과에 의거할 때 대표절리군 방향에 대해 절리군에 소속된 절리들이 매우 분산되어 분포되어 있으며, Fisher 상수도 K = 5로 매우 불량한 군집상태를 지시한다(Figure 6.16). Cone angle = 12°를 적용시켰을 경우 3개 절리군이 형성되며(Figure 6.17), Fisher 상수도 증가하여 절리군 1과 3에서 조밀한 군집상태를 나타낸다(Figure 6.18 Figure 6.20). Cone angle = 10°인 경우에는 4개 절리군이 형성되며(Figure 6.21), Fisher 상수도 크게 증가하여 매우 조밀한 군집형성을 지시한다(Figure 6.22 Figure 6.25).

Table 6.2. Result of the joint set analysis

cone angle		orientation (dip direction/dip)	Fisher constant
15 °	set 1	026.6 / 21.5	5
12 °	set 1	122.5 / 43.1	42.3
	set 2	018.5 / 27.2	10.6
	set 3	315.1 / 63.0	71.4
10 °	set 1	122.5 / 43/1	42.3
	set 2	048.3 / 31.5	33.8
	set 3	326.3 / 39.0	37.1
	set 4	312.9 / 61.9	138

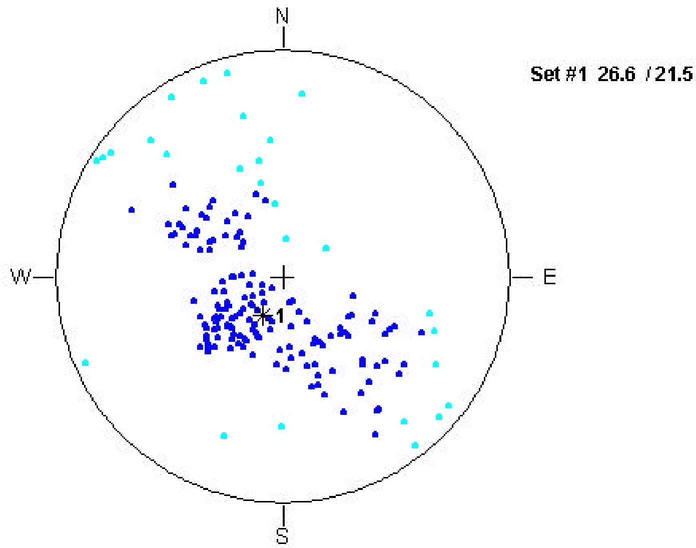


Figure 6.15. Lower hemisphere equal angle projection of discontinuities (cone angle = 15°).

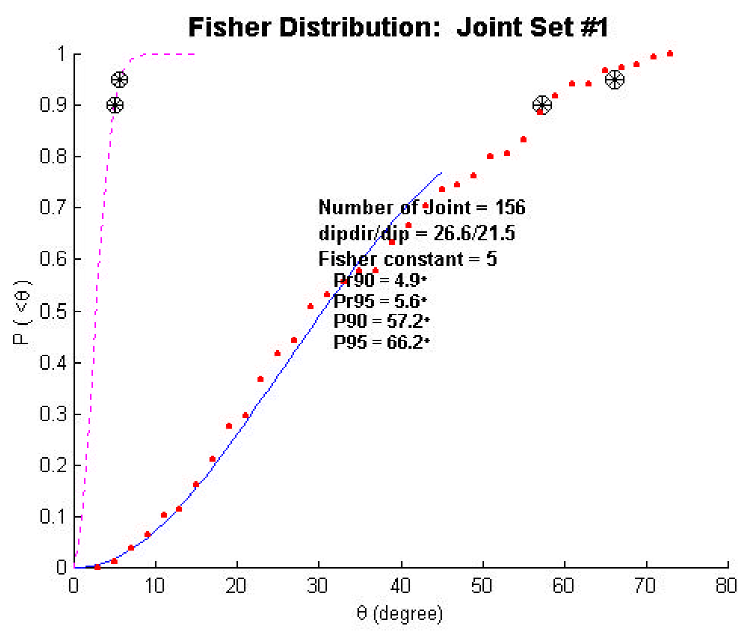


Figure 6.16. Fisher distribution of the joint set 1(cone angle = 15°).

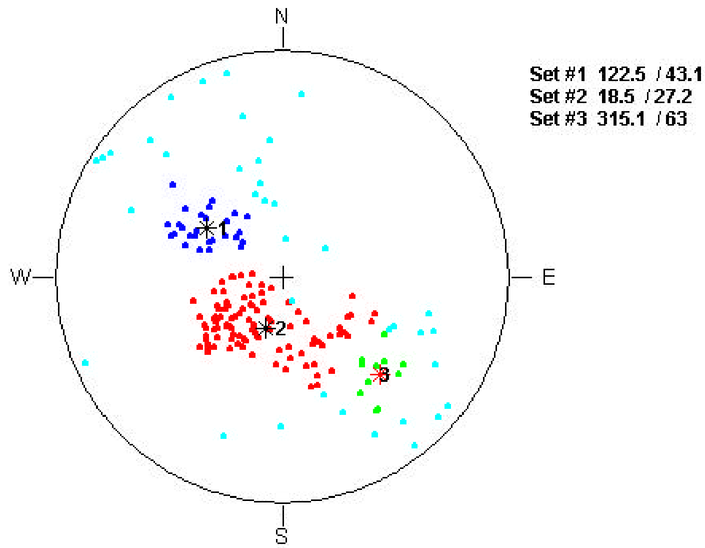


Figure 6.17. Lower hemisphere equal angle projection of discontinuities (cone angle = 12°).

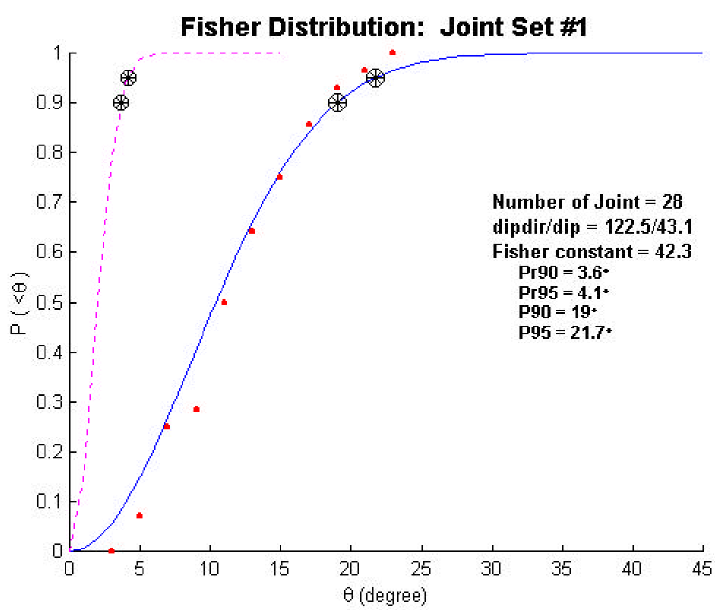


Figure 6.18. Fisher distribution of the joint set 1(cone angle = 12°).

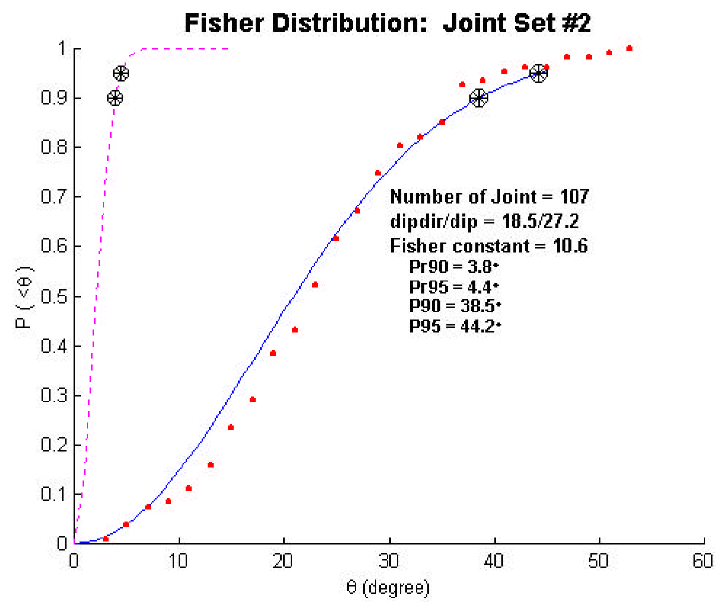


Figure 6.19. Fisher distribution of the joint set 2(cone angle = 12°).

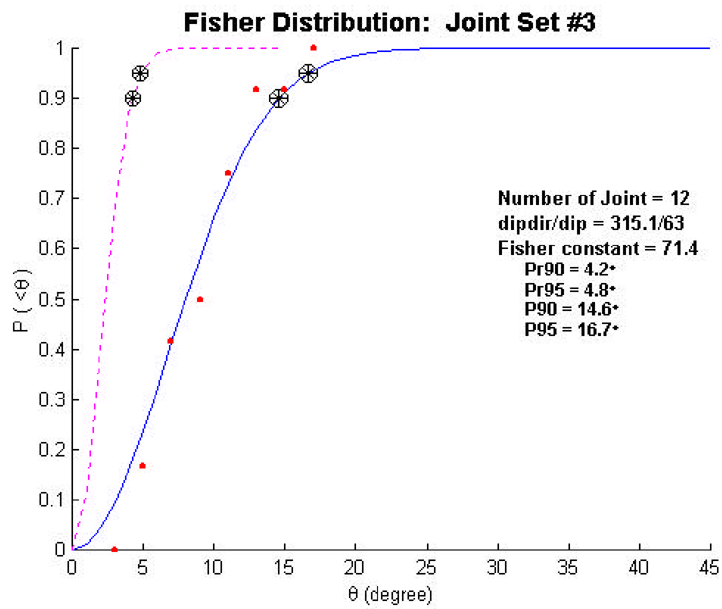


Figure 6.20. Fisher distribution of the joint set 3(cone angle = 12°).

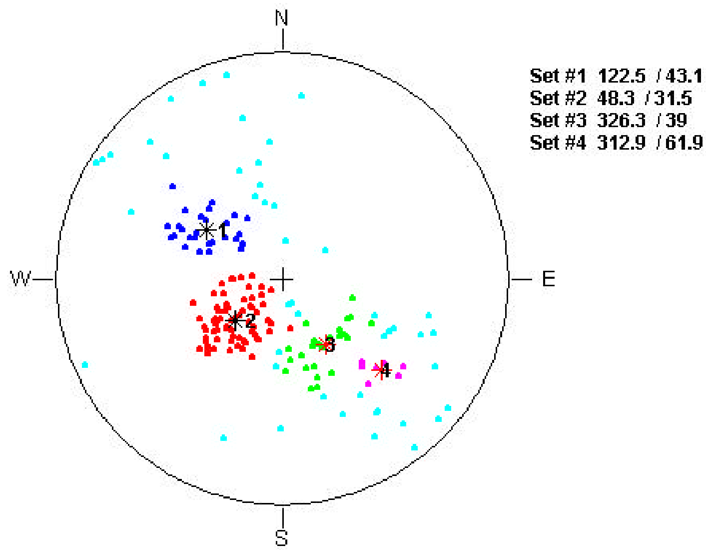


Figure 6.21. Lower hemisphere equal angle projection of discontinuities (cone angle = 10°).

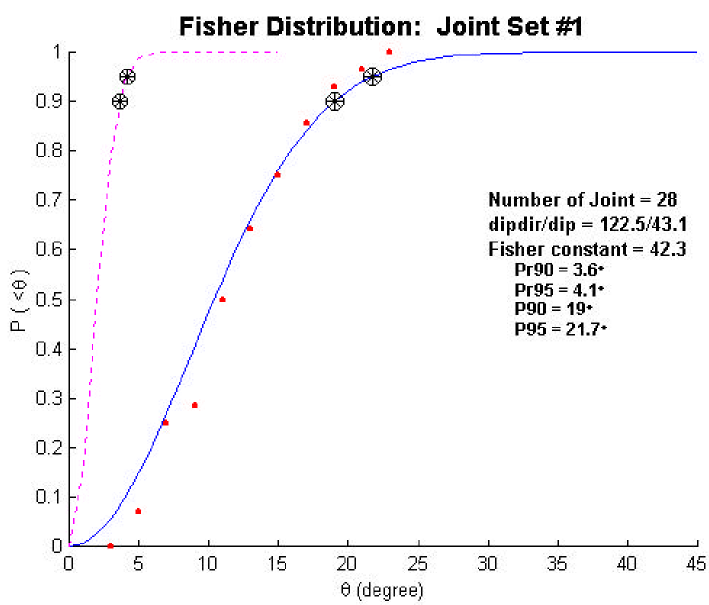


Figure 6.22. Fisher distribution of the joint set 1(cone angle = 10°).

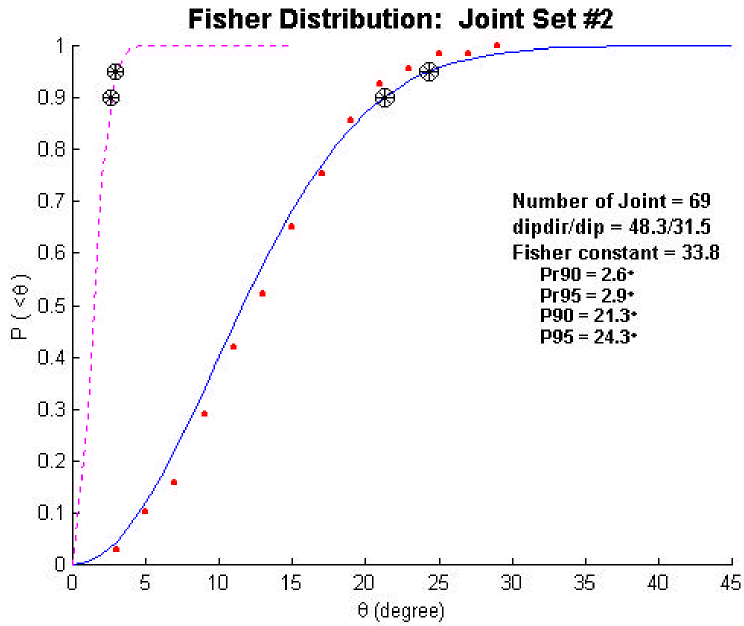


Figure 6.23. Fisher distribution of the joint set 2(cone angle = 10°).

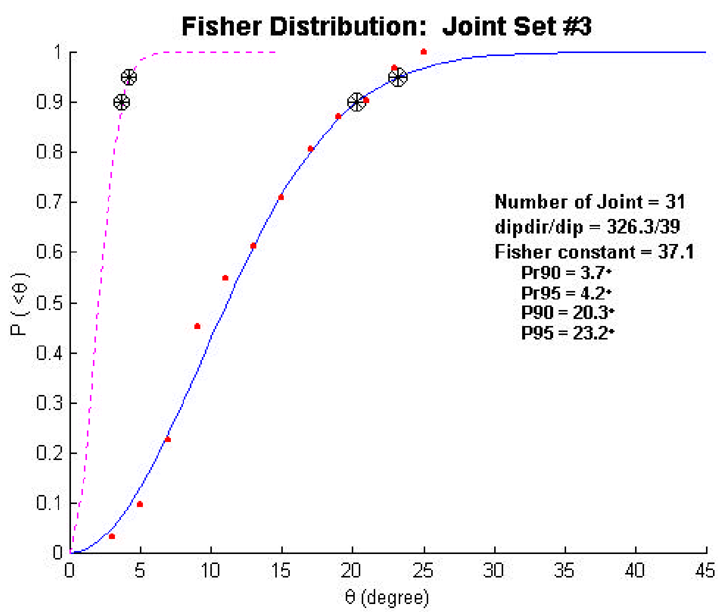


Figure 6.24. Fisher distribution of the joint set 3(cone angle = 10°).

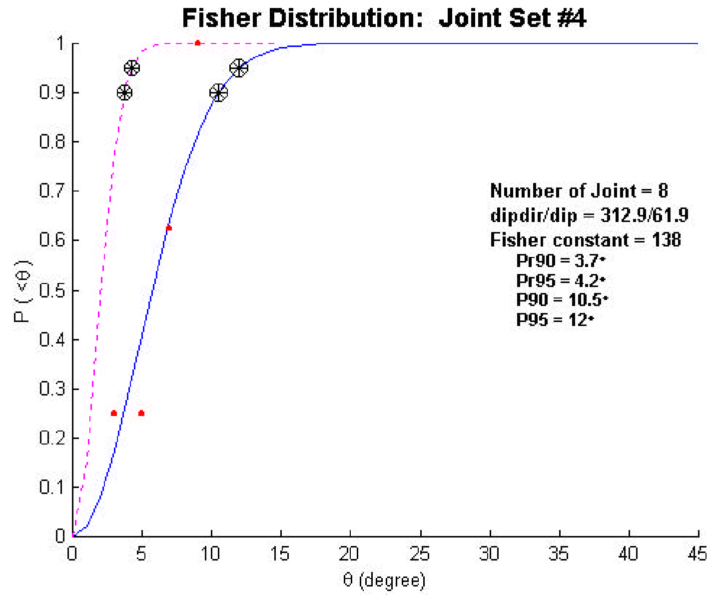


Figure 6.25. Fisher distribution of the joint set 4(cone angle = 10°).

이상과 같은 방향성 해석 결과에 의거할 때 현장 사면에서 측정된 절리들은 cone angle = 12° 및 10°를 적용시켰을 경우에 세부적인 절리군이 도출되었다. 그러나, cone angle = 10°인 경우에는 일반적으로 사용되는 15°에 비해 매우 제한적인 군집 해석이 수행되기 때문에 유사한 절리군 형성을 나타내는 cone angle = 12°인 경우에 도출된 해석결과가 조사대상 사면에서 측정된 절리들의 대표적 방향성을 지시하는 것으로 사료되며, 추가적인 절리 간격 산정 및 사면 안정성 해석에 대한 기본 자료로 설정하였다.

불연속면들의 간격을 분석하기 위하여 전산절리도 상에 2개의 조사선을 설정하여 절리 간격을 산정하였다(Figure 6.26). 조사선 1(SL-1)은 사면 하단에 수평적으로 전체 사면을 포함하는 영역에서 설정되었으며, 조사선 2(SL-2)는 사면 중앙부분의 소규모 영역에서 설정되었다. 각 절리군에 소속된 절리들은 cone angle = 12°를 기준으로 분석된 결과에 의거하여 설정하였다. 또한 절리군에 소속된 절리들의 평면식을 이용하여 해당 절리군 간격을 산정하였다. 이상에서 도출된 통계적 해석결과들을 Table 6.3에 수록하였다.

Figure 6.27 Figure 6.35에 도시된 전체 절리간격 및 군 간격들의 분포 형태는 전반적인 형상은 변화되지만 Priest(1993)가 언급한 바와 같이 음지수분포를 나타내고 있다. Table 6.3에 수록된 전체 간격은 조사선 1의 경우 평균 1.767m, 조사선 2의 경우 1.335m로 산정되어 조사선과 교차되는 절리수를 고려할 때 큰 차이를 나타내지는 않는다. 이와 유사한 양상은 절리군 2에 대한 결과에서도 나타나 있다. 한편, 조사선 기법과 평면식 기법을 이용한 간격 산정에서, 절리군 3 간격에서는 고려된 절리 수효가 거의 동일하여 평균 군 간격도 유사하게 나타나지만, 절리군 1과 2의 간격에서는 평면식 기법을 이용한 경우에 절리수효 증가에 따라 평균 군 간격이 매우 감소되어 있다. 조사선 설정에 따른 평균 군 간격 변화 양상을 고려할 때 평면식 기법에 의거한 결과(Figure 6.33 Figure 6.35)가 절리군에 소속된 전체 절리들의 간격을 고려할 수 있어 조사영역에서의 평균 군 간격으로 대표될 수 있다고 사료된다.

Table 6.3. Result of joint spacing analysis

	method	joints	mean spacing (m)	standard deviation
total	scanline SL-1	83	1.767	1.637
	scanline SL-2	14	1.335	1.287
joint set #1	scanline SL-1	17	6.173	8.497
	plane equation	28	2.56	3.640
joint set #2	scanline SL-1	33	4.527	4.800
	scanline SL-2	11	1.735	1.353
	plane equation	106	1.420	4.810
joint set #3	scanline SL-1	11	11.44	10.43
	plane equation	12	10.0	10.42

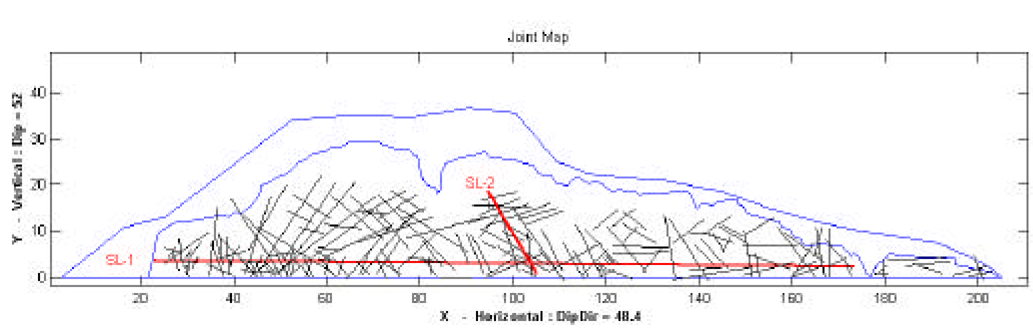


Figure 6.26. Scanlines on the joint map of rock slope near Samgok Station.

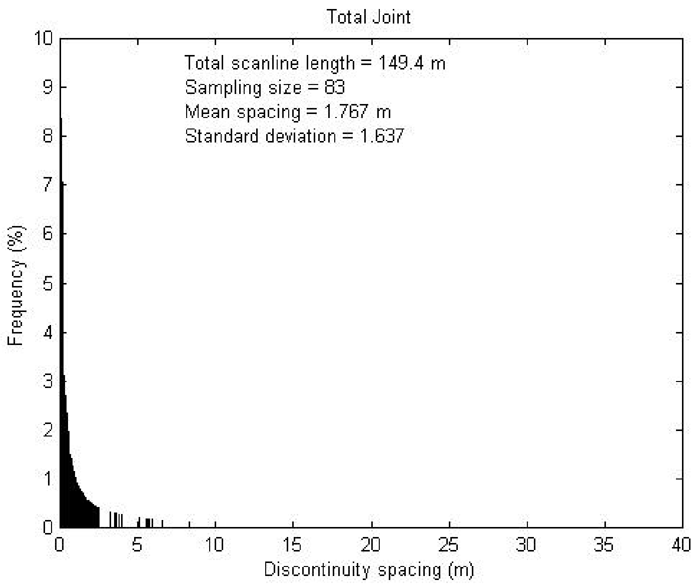


Figure 6.27. Discontinuity total spacing histogram for scanline(SL-1).

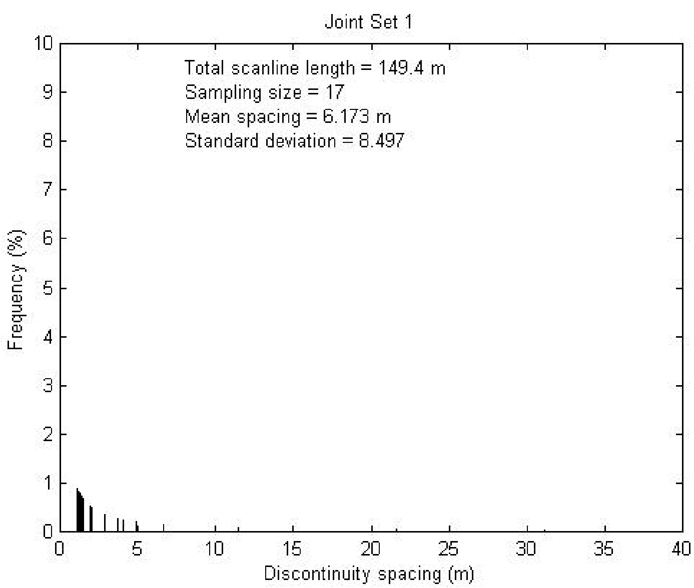


Figure 6.28. Set spacing histogram of the joint set 1(SL-1).

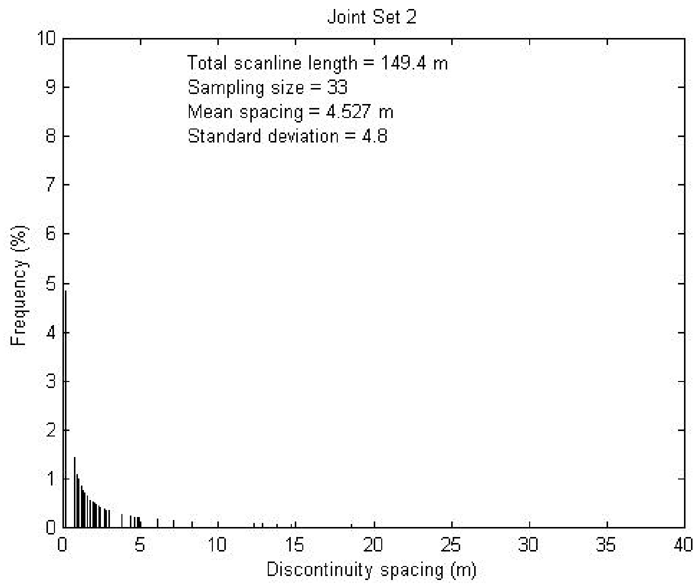


Figure 6.29. Set spacing histogram of the joint set 1(SL-1).

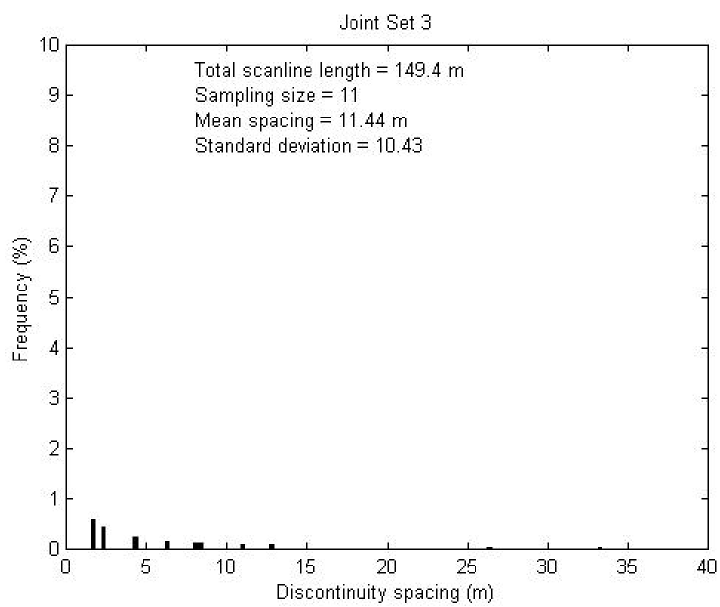


Figure 6.30. Set spacing histogram of the joint set 1(SL-1).

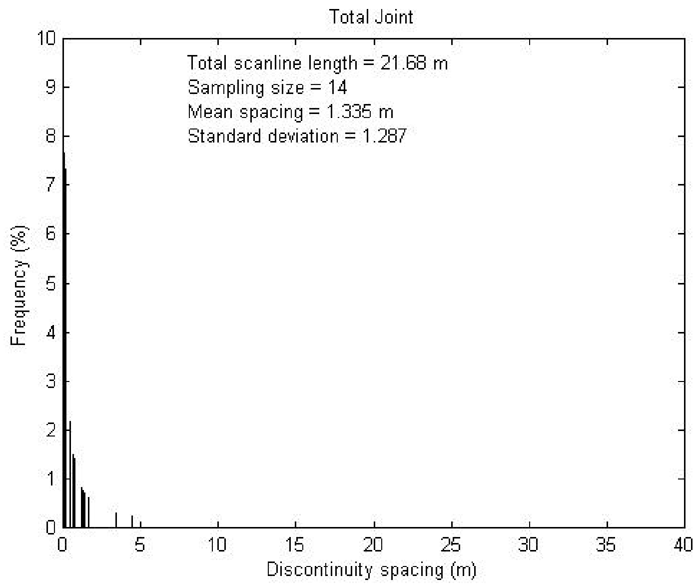


Figure 6.31. Discontinuity total spacing histogram for scanline(SL-2).

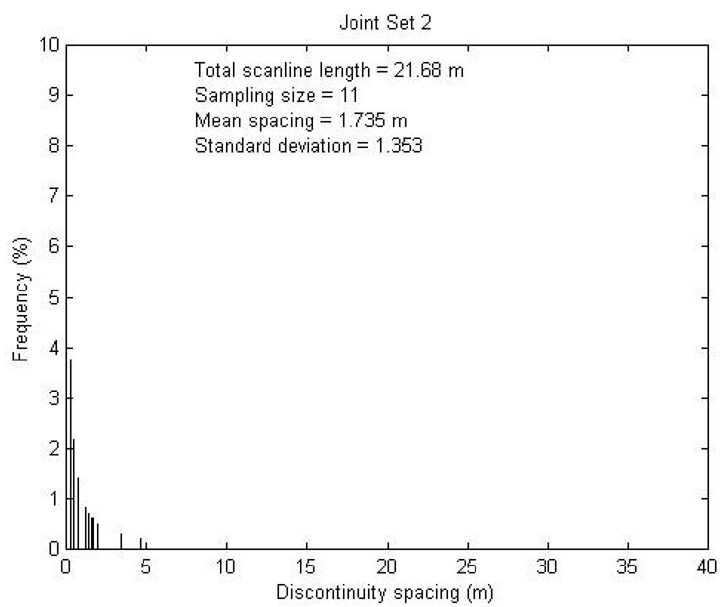


Figure 6.32. Set spacing histogram of the joint set 2(SL-2).

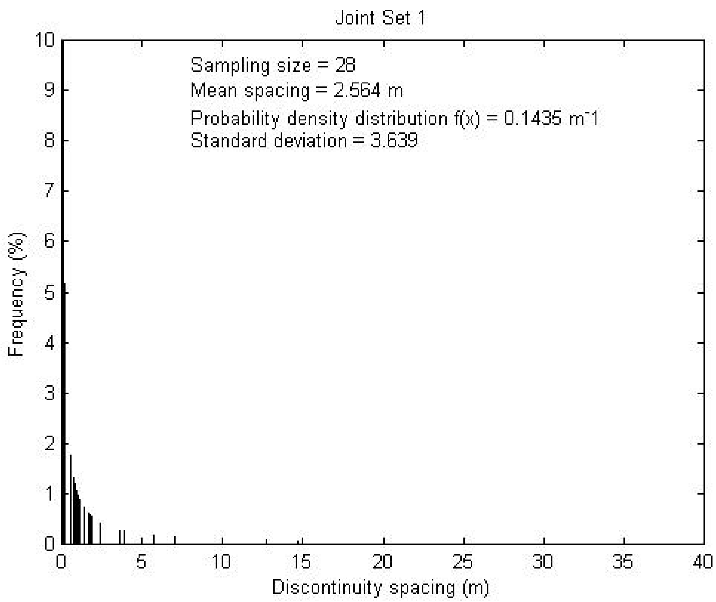


Figure 6.33. Set spacing histogram of the joint set 1 for plane equation.

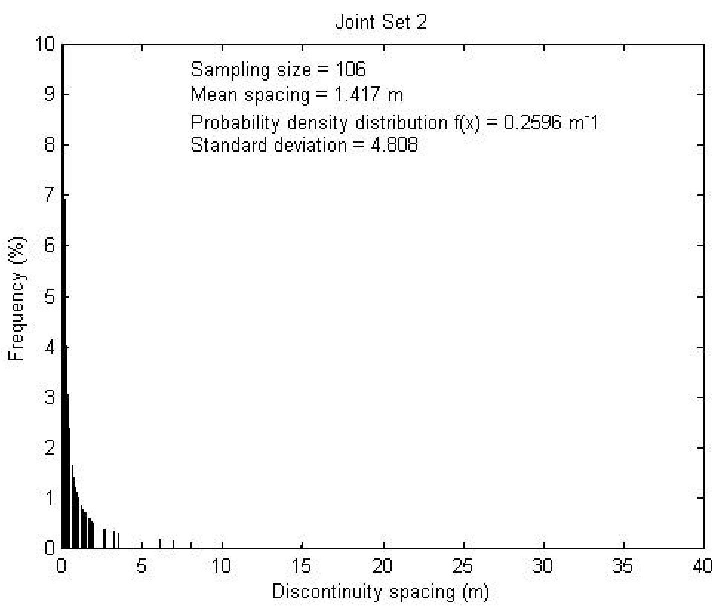


Figure 6.34. Set spacing histogram of the joint set 2 for plane equation.

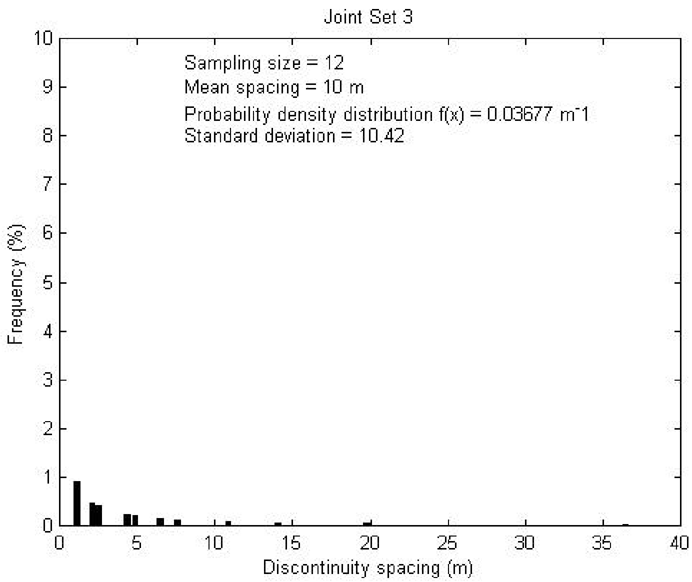


Figure 6.35. Set spacing histogram of the joint set 3 for plane equation.

평면 및 전도파괴 분석을 위하여 cone angle = 12°인 경우에 도출된 3개 절리군의 대표 방향성과 절리들의 극점을 반구투영면에 도시하였다(Figure 6.36). 3개 절리군의 대표 방향성만을 고려할 때 극점들은 투영면 상의 평면 및 전도파괴 영역에 벗어나 있어 평면파괴나 전도파괴를 유발시키지 않는 것으로 분석되었다. 그러나 절리군 2에 소속된 일부 절리들의 극점들은 평면파괴를 유발시킬 수 있는 것으로 나타난다. 현장 사면에서 이들 절리들의 분포 양상을 Figure 6.37에 도시하였다. 평면파괴를 야기시킬 수 있는 절리들은 사면 중앙부 상단에 집중되어 있으며, 사면 양 끝단 지역에서도 일부 절리들에 의해서 평면파괴가 발생될 수 있을 것으로 분석되었다.

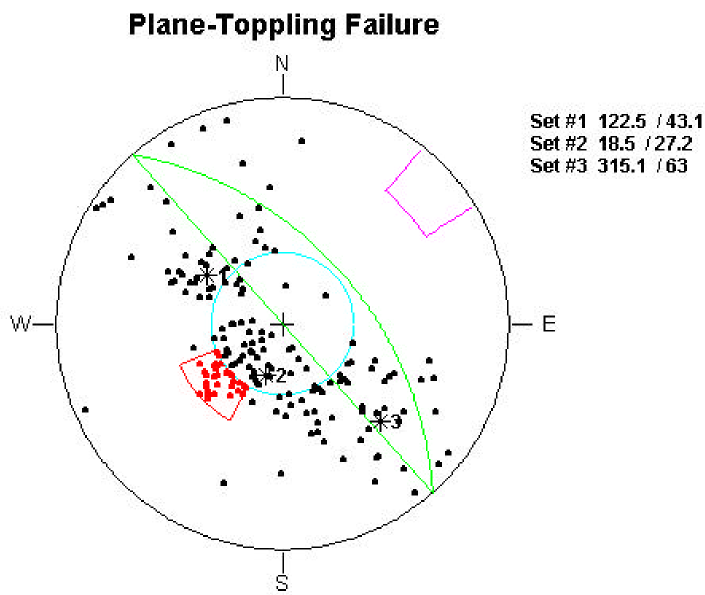


Figure 6.36. Stereographic projection for the plane and toppling failure of rock slope.

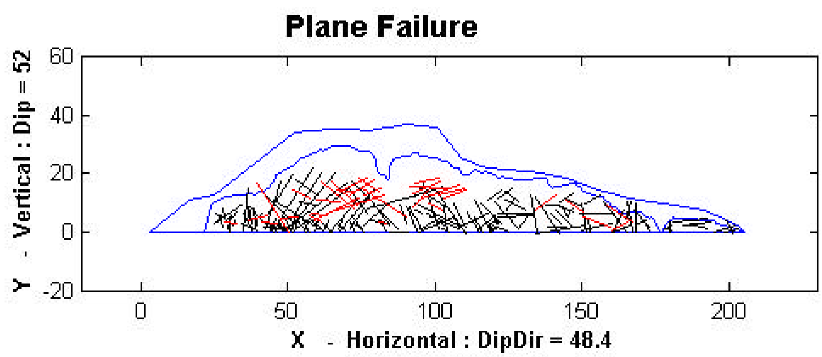


Figure 6.37. Joint distribution causing plane failure of rock slope.

쐐기파괴에 대한 평사투영해석 결과, **절리군** J_1, J_2, J_3**의 교차로 인해 발생 가능한 쐐기파괴는 없는 것으로 분석되었다**. **그러나**, **절리군** J_2**와** J_3**의 교선은 쐐기파괴 영역에 인접한 것으로 나타나 있어서**(Figure 6.38), **절리분포의 분산 정도를 감안할 때 소수의 블록형성에 기인한 쐐기파괴의 가능성도 전혀 배제 시킬 수는 없을 것으로 고찰된다**.

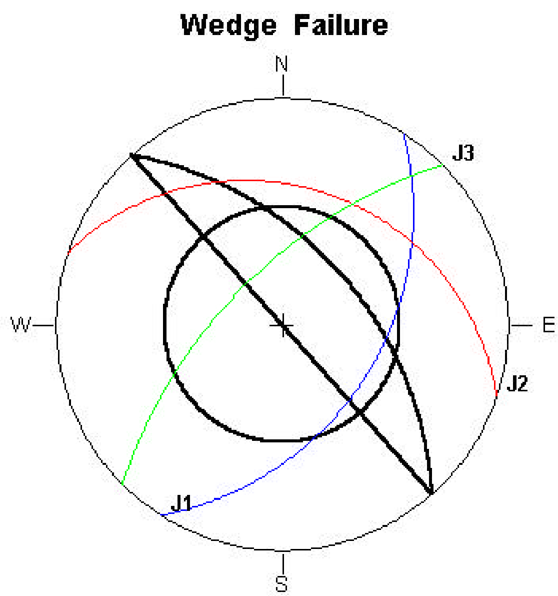


Figure 6.38. Stereographic projection for the wedge failure of rock slope.

현장 사면에 발달된 쐐기블록들의 분포양상 및 안전도를 분석하였다. 암반 사면의 안정성에 대한 안전측 해석을 수행하기 위하여 절리들의 마찰각은 일반적으로 암반에 적용되는 30°로 가정하였으며 점착력은 고려하지 않았다. Figure 6.39에 도시된 바와 같이 총 9개의 쐐기블록이 형성되어 있으며, 개별 쐐기블록들의 규모와 안전도 등을 Table 6.4에 수록하였다. 기존 사면에 분포된 5번 블록은 미끄러짐이 발생되지 않는 형태로 형성되어 있으며, 나머지 블록들도 2번을 제외하고는 안전율이 1보다 커서 전체적으로 안정한 상태를 유지하고 있다. 전체 블록중 규모가 크고 안전율이 낮은 1, 2, 8 블록에 대한 세부적인 분석결과를 Figure 6.40 Figure 6.42에 도시하였다. 1번 블록의 경우(Figure 6.40) 한계 상태를 유지하고 있으며, 불안정성이 야기될 경우 단일면에서의 미끄러짐이 예상된다. 2번과 8번 블록의 경우에는 쐐기블록을 형성하는 2개 면에서 미끄러짐이 발생될 수 있다(Figure 6.41 및 Figure 6.42). 한편, 상대적으로 불안정한 것으로 분석된 1번과 2번 블록에서 소량의 지보재 설치에 의해서도 안전율이 1.5 이상으로 증가될 수 있는 것으로 분석되어 기존 사면의 전반적인 안전성은 확보되어 있는 것으로 해석된다.

Table 6.4. Result of block analysis for the rock slope near Samgok Station

block No.	volume (m^3)	base area (m^2)	slope depth (m)	perimeter (m)	safety factor
1	4.123	4.295	2.879	11.067	1.037
2	4.053	7.386	1.648	13.079	0.910
3	0.003	0.059	0.158	1.134	1.466
4	0.003	0.049	0.165	1.188	1.524
5	7.302	2.359	9.285	7.530	Non-Sliding
6	11.141	9.906	3.374	14.986	1.621
7	1.413	1.106	3.832	5.057	2.528
8	13.613	1.663	24.551	5.978	3.756
9	0.247	0.604	1.226	3.773	1.535

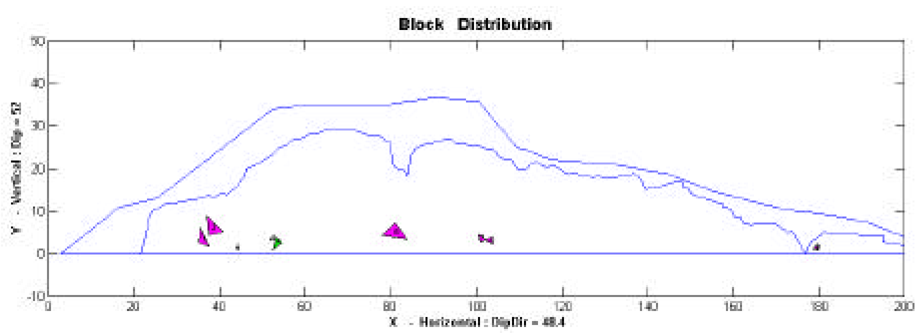


Figure 6.39. Wedge block distribution on the rock slope near Samgok Station.

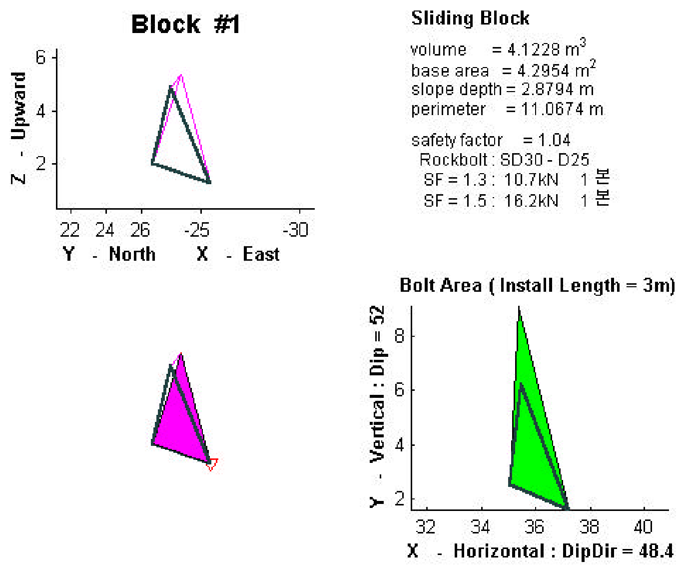


Figure 6.40. Results of stability analysis for block #1.

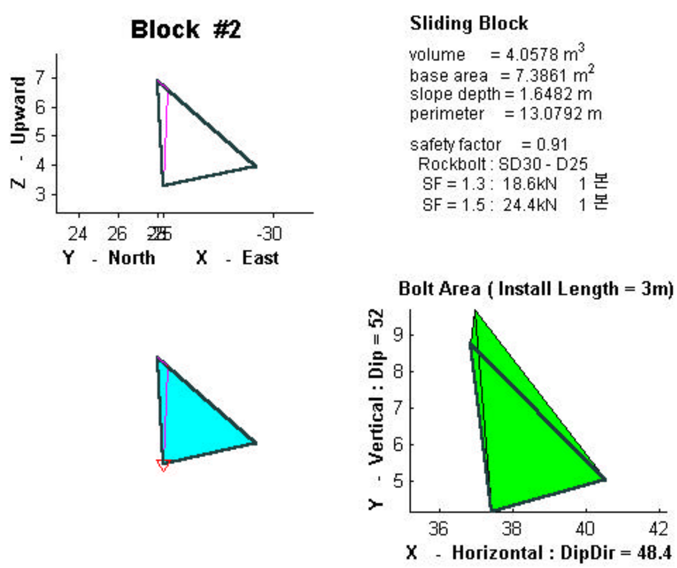


Figure 6.41. Results of stability analysis for block #2.

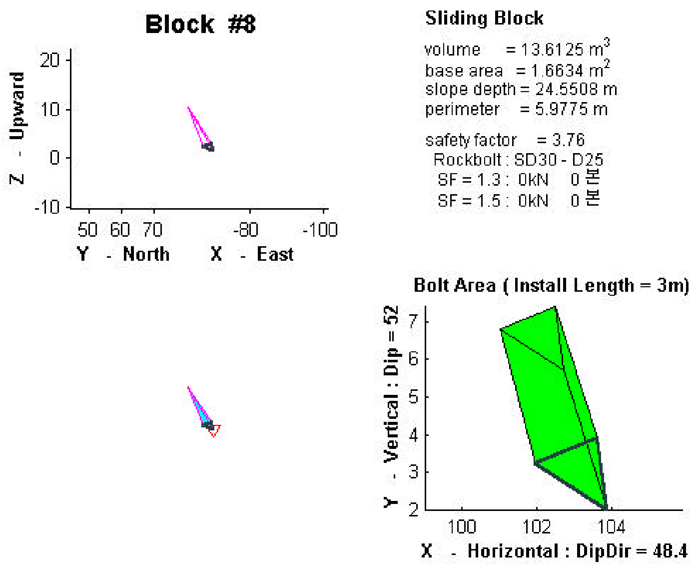


Figure 6.42. Results of stability analysis for block #8.

7. 결론

암반사면 및 지하공동에 발달되어 있는 불연속면들의 상대적인 위치와 방향성을 이용하여 전산절리도를 작성하였으며, 이에 가상의 선형조사선을 설정하여 불연속면의 방향성과 간격을 통계적 분석으로 산정된 결과와 절리 평면방정식을 이용한 결과를 비교 · 분석하였다. 또한 개별 불연속면들의 상호 교차성 여부를 판별하여 개별 암석블록의 형성 가능한 위치, 크기 및 거동 양상을 분석하였다. 본 연구를 통하여 얻어진 주요 결론은 다음과 같다.

1) 전산절리도 상에 가상의 선형조사선을 설정하여 불연속면들의 간격을 분석하는 조사선 기법과 절리 평면방정식의 위치상수를 이용하여 불연속면의 간격을 분석하는 평면식 기법을 비교한 결과, 조사선 설정에 따른 평균 군 간격 변화 양상을 고려할 때 평면식 기법에 의한 결과가 절리군에 소속된 전체 절리들의 간격을 보다 합리적으로 고려할 수 있어 조사 영역에서의 평균 군 간격으로 대표될 수 있다고 판단된다. 특히 조사면이 한쪽 방향으로 길게 형성되어 있는 지하공동에서의 불연속면 간격을 산정하기 위하여 선형조사선을 설정하는 방법은 경우에 따라서 왜곡된 결과를 산출할 수 있기 때문에 절리 평면식을 이용하여 불연속면들의 군 간격을 산정하는 방법이 보다 적절하다고 사료된다.

2) 불연속면의 방향성은 적용되는 cone angle에 따라 상이한 절리군 상태를 나타낸다. 개발된 블록해석 모델에서는 일반적으로 적용하는 15° 이외의 cone angle을 설정할 수 있어 현장 절리분포 특성에 부합되는 절리군 형성에 대한 분석 수행이 가능하다.

3) 언양 자수정동굴의 천장면에 발달된 불연속면들의 상대적인 위치와 방향성 자료에 의거하여 수행된 블록해석 결과는 현장에서 조사된 블록형성 상태와 정확하게 부합되어 본 연구에서 개발된 해석모델의 현장 활용성을 입증하고 있다.

4) 암반사면에 대한 블록해석에서는 기존의 평사투영해석 기법에서 도출되지 못하는 블록의 존재 및 평면과 전도파괴를 야기 시킬 수 있는 절리들의 분포를 제시할 수 있어 현장 상황을 실제적으로 고려한 사면개착 및 보강계획 수립에 대한 기본적인 분석자료를 제공해 줄 수 있다.

8. 참고문헌

Attewell, P. B. and Farmer, I. W., 1976, Principles of Engineering Geology, Champman & Hall, London.

Baecher, G. B., 1983, Progressively censored sampling of rock joint traces, *J. of Mathermatical Geology*, Vol. 12, No. 1, pp. 33-40.

Bro, A., 1992, The Influence of Stick-Slip on Block Reaction Curves, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 29, No. 2, pp. 119-131.

Bye, A. R. and Bell, F. G., 2001, Stability assessment and slope design at Sandsloot open pit, South Africa, *Int. J. Rock Mech. and Min. Sci.*, Vol. 38, pp. 449-466.

Chan, L., and Goodman, R. E., 1987, Predicting the number of dimensions of keyblocks of an excavation using block theory and joint statistics, Proc. 28th US Symp. on Rock Mechanics, pp. 81-87.

Cruden, D. M., 1977, Describing the size of discontinuities, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 14, pp. 133-137.

Ehlen, J., 2000, Fractal analysis of joint patterns in granite, *Int. J. of Rock Mech. and Min. Sci.*, Vol. 37, pp. 909-922.

Fishers, R., 1953, Dispersionon a sphere. Proceeding, *Roy. Soc. of London*, A217, pp. 295-305.

Goodman, R. E. and Shi, G., 1985, Block Theory and its Application to Rock Engineering, Prentice-Hall, New Jersey.

Goodman, R. E., 1980, Introduction for Rock Mechanics, Wiley, New York.

Hardy, A. J., Ryan, T. M. and Kemeny, J. M., 1997, Block Size Distribution of In Situ Rock Masses Using Digital Image Processing of Drill Core, *Int. J. Rock Mech. and Min. Sci.*, Vol. 34, No. 2, pp. 303-307.

Heliot, D., 1988, Generating a blocky rock mass, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 25, No. 3, pp. 127-138.

Hoek, E. and Brown, E. T., 1980, Underground Excavations in Rock, Institution of Mining and Metallurgy, London.

Hoerger, S. F. and Young, D. S., 1990, Probabilistic prediction of key block occurrences, *Proc. 31st US Symp. on Rock Mech.*, pp. 229-236.

ISRM, 1978, Suggested Methods for the Quantitatice Description of Discontinuities in Rock, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 15, No. 6, pp. 319-368.

Kulatilake, P. H. S. W. and Wu, T. H, 1984, Sampling bias on orientation of discontinuities, *Rock Mech. and Rock Eng.*, Vol, 17, pp. 243-253.

Kulatilake, P. H. S. W., 1981, Probabilistic approach to deformation and strength properties of shale mass, Ph.D. Thesis, Ohio State Univ.

Kulatilake, P. H. S. W., Chen, J., Teng, J., Shufang, X. and Pan, G., 1996, Discontinuity Geometry Characterization in a Tunnel Close to the Proposed Permanent Shiplock Area of the Three Gorges Dam Site in China, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 33, No. 3, pp. 255-277.

Kulatilake, P. H. S. W., Wathugala, D. N., Poulton, M. and Stephansson, O., 1990, Analysis of structural homogeneity of rock masses, *Eng. Geology*, Vol. 29, pp. 195-211.

Kulatilake, P. H. S. W., Wu, T. H. and Wathugala, D. N., 1990, Probabilistic Modelling of Joint Orientation, *Int. J. for Numeric. and Analytic. Methods in Geomech.*, Vol. 14, pp. 325-350.

Kuszmaul, J. S., 1999, Estimating keyblock sizes in underground excavations: accounting for joint set spacing, *Int. J. Rock Mech. and Min. Sci.*, Vol. 36, pp. 217-232.

La Pointe, P. R., 1988, A Method to Characterize Fracture Density and Connectivity Through Fractal Geometry, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 25, No. 6, pp. 421-429.

Lee, I. M. and Park, J. K., 2000, Stability Analysis of Tunnel Keyblock: a Case Study, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 15, No. 4, pp. 453-462.

Leung, C. F. and Khoek, S. C., 1987, Computer Aided Analysis of Rock Stability, *Rock Mech. and Rock Eng.*, Vol. 20, pp. 111-122.

Lilly, P. A., 1982, The Shear Behaviour of Bedding Planes in Mt McRae Shale with Implications for Rock Slope Design, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 19, pp. 205-209.

Lu, J., 2002, Systematic identification of polyhedral rock blocks with arbitrary joints and faults, *Comp. and Geotech.*, Vol. 29, pp. 49-72.

Lunard, P., Froldi, P., and Fornari, F., 1994, Rock Mechanics Investigations for Rock Slope Stability Assessment, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 31, No. 4, pp. 323-345.

Mahtab, M. A. and Grasso, P., 1992, Geomechanics Principles in the Design of Tunnels and Caverns in Rock, Elsevier, Amsterdam.

Mahtab, M. A. and Yegulalp, T. M., 1982, A rejection criterion for definition of clusters in orientation data, *In Issures in Rock Mechanics, Proc. 22nd Symposium on Rock Mech., Berkeley*. R. E. Goodman and F. E. Heuze(eds), American Institute of Mining Metallurgy and Petroleum. Engineers, New York, pp. 116-123.

Mahtab, M. A., Bolstad, D. D., Alldredge, J. R., Shanley, R. J., 1972, Analysis of Fracture Orientation for Input to Structural Models of Discondinuous Rock. USBM RI 7679.

Mauldon, M., 1994, Intersection Probabilities of Impersistent Joints, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 31, No. 2, pp. 107-115.

Mauldon, M., 1995, Keyblock probabilities and size distributions: A first model for impersistent 2-D fractures, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 32, No. 6, pp. 575-583.

Mauldon, M., Dunne, W. M. and Rohrbaugh Jr. M. B., 2001, Circular scanlines and circular windows : new tools for characterizing the geometry of fracture traces, *J. Structural Geol.*, Vol. 23, pp. 247-258.

Miller, S. M., 1983, A statistical method to Evaluate homogeneity of structural populations, *Math. Geol.*, Vol. 15, No. 2, pp. 317-328.

Pahl, P. I., 1981, Estimating the mean length of discontinuity traces. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 18, pp. 221-228.

Pascal, C., Angelier, J., Cacas, M. C. and Hancock, P. L., 1997, Distribution of joints: probabilistic modelling and case study near Cardiff (Wales, U.K.), *J. Structural Geol.*, Vol. 19, No. 10, pp. 1273-1284.

Phillips, F. C., 1971, The Use of Stereographic Projection in Structural Geology, 3rd Edition, Edward Arnold, London.

Priest, S. D., 1985, Hemispherical Projection Methods in Rock Mechanics, George Allen and Unwin, London.

Priest, S. D., 1993, Discontinuity Analysis for Rock Engineering, Chapman & Hall.

Priest, S. D., and Hudson, J. A., 1976, Discontinuity spacing in rock. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 13, pp. 135-148.

Priest, S. D., and Hudson, J. A., 1981, Estimation of discontinuity spacing and trace length using scanline survey, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 18, pp. 183-197.

Quek, S. T. and Leung, C. F., 1995, Reliability-based Stability Analysis of Rock Excavations, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 32, No. 6, pp. 617-620.

Robet, A., 1999, Analytical solutions for toppling failure, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 36, pp. 971-980.

Rouleau, A. and Gale, J. E., 1985, Statistical characterisation of the fracture system in the Stripa Granite, Sweden, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 22, pp. 353-367.

Scavia, C., Barla, G. and Bernaudo, V., 1990, Probabilistic Stability Analysis of Block Toppling Failure in Rock Slopes, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 27, No. 6, pp. 465-478.

Sen, Z. and Kazi, A., 1984, Discontinuity spacing and RQD estimates from finite length scanlines, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr*. Vol. 21, No. 4, pp. 203-212.

Shanley, R. J. and Mahtab, M. A., 1976, Delineation and analysis of clusters in orientation data, *J. Math. Geol.*, Vol. 8, No. 3, pp. 9-23.

Song, J. J. and Lee, C. I., 2001, Estimation of joint length distribution using window sampling, *Int. J. Rock Mech. and Min. Sci.*, Vol. 38, No. 4, pp. 519-528.

Terzaghi, R. D., 1965, Sources of error in joint surveys. *Geotechnique*, Vol. 15, pp. 287-304.

Watson, G. S., 1966, The statistics of orientation data, *J. Geol.*, Vol. 74, pp. 786-797.

Zhang, L. and Einstein, H. H., 2000, Estimating the intensity of rock discontinuities, *Int. J. Rock Mech. and Min. Sci.*, Vol. 37, pp. 819-837.

김용수, 2000, Matlab **입문과 활용**, **높이깊이 출판사**.

송재준, 2000, 절리길이 분포의 통계적 모델과 터널주변 암반블록의 거동성 해석, 서울대학교 공학박사 학위논문.

송재준, 이정인, 1996, 터널굴착에서 불연속면에 의한 공동주변 암석블록의 안정성 해석, 한국자원공학회지, Vol. 33, No. 3, pp. 186-193.

용호택, 박익근, 박장식, 1999, Matlab 공학 응용, 아진 출판사.

이근병, 2001, 불연속면에 대한 통계분석 및 사면 안정성 해석에의 활용 연구, 부경대학교 이학석사 학위논문.

이상은, 조상호, 양형식, 박홍민, 1999, 조사선을 이용한 화강암의 미세 불연속면 분포성상 평가, 터널과 지하공간, 한국암반공학회, Vol. 9, pp. 364-372.

조태진, 김석윤, 1998, 절리 영속성을 고려한 지하굴착에서의 keyblock 안정성 고찰, 터널과 지하공간, Vol. 8, pp. 351-358.

홍예성, 1996, 암반구조의 벡터해석에 의한 사면 안정성 분석, 부경대학교 이학석사 학위논문.

요 약

암반에 발달되어 있는 불연속면들의 방향성과 간격은 암석 거동을 예측하는데 중요한 정보를 제공한다. 불연속면의 특성은 선형조사선 기법을 이용하여 평가될 수 있으나 선형조사선은 현장 여건에 따라서 접근이 불가능할 때도 있다. 본 연구에서는 지하공동 천장면이나 암반사면의 노출면에 발달되어 있는 불연속면의 방향성과 간격을 통계적으로 분석할 수 있는 시스템을 개발하였다. 암반 노출면에서 측정된 불연속면들의 상대적인 위치와 방향성 자료를 이용하여 데이터베이스를 구축하였으며, 굴착설계도와 연계된 전산절리도를 작성하였다. 전산절리도에서 가상의 선형조사선을 설정하여 불연속면의 방향성과 간격에 대한 통계적 분석을 실시하였으며, 절리평면식의 절리위치 상수를 이용하여 불연속면 군 간격을 상호 비교 분석하였다.

또한 지하공동 천장면이나 암반사면에 형성되는 잠재적 키블록의 존재성과 운동학적 거동 양상 및 안정성을 분석할 수 있는 시스템을 개발하였다. 데이터베이스화 되어 있는 불연속면들의 자료를 이용하여 잠재적 키블록의 존재와 거동양상은 3차원 공간에서의 평면식을 불연속면들의 방향성에 의거하여 구성하여 대수학적으로 분석되었다. 블록의 안정성 분석은 자중에 의해 미끄러짐이 발생되는 블록면의 공간 기하학적 특성을 고려하여 수행하였으며, 개발된 분석 시스템의 현장 활용성을 검증하기 위하여 지하공동과 암반사면에서 키블록 형성 및 거동양상을 조사하여 분석 결과와 비교하였다.