

절리면 거칠각의 손상을 고려한 개별체 절리 유한요소

이연규¹⁾ · 이정인²⁾

An Isoparametric Discrete Joint Element with Joint Surface Degradation

Youn-Kyou Lee and Chung-In Lee

ABSTRACT A discrete joint finite element with joint surface degradation was developed to investigate the shear behavior of rough rock joint. Isoparametric formulation was used for facilitating the implementation of the element in existing Finite Element Codes. The elasto-plastic joint deformation model with the discontinuity constitutive law proposed by Plesha was applied to the element. The reliability of the developed finite element code was successfully testified through numerical direct shear tests conducted under both constant normal stress and constant normal displacement conditions. The result of the numerical direct shear test showed that the code can capture characteristic deformation features envisaged in the direct shear test of rough rock joint.

1. 서 론

암반은 수많은 절리들이 발달되어 있고 이들 절리면의 기하학적 분포특성과 역학적 특성들이 암반구조물의 안정성에 결정적인 영향을 미친다고 할 수 있다. 따라서 암반구조물의 정확한 안정성 해석을 위해서는 절리의 특성을 효과적으로 해석에 반영할 수 있는 방법의 개발이 필수적이다. 지금까지 제안되고 있는 암반절리에 대한 수치해석 기법들은 크게 연속체 개념의 해석법과 개별체 절리요소를 이용하는 방법으로 구분할 수 있다. 연속체 개념의 절리해석 방법은 절리의 역학적 성질을 무결암의 역학적 성질과 결합시켜 절리를 포함한 암반의 전체적인 거동이 절리를 개별적으로 고려할 때와 유사한 거동을 보이도록 하는 방법으로써 절리의 발달 상태가 규칙적이고 절리간격이 해석대상 구조물의 크기에 비해 충분히 작을 때에만 적용성이 있으며 Zienkiewicz & Pande (1977), 이연규 등(1995)의 연구를 그 예로 들 수 있다. 그러나 암반구조물의 안정성이 특정 불연속면에 의해 지배되는 경우에는 그 불연속면 자체가 해석대상이 되어야 하며 이 경우 불연속면 양쪽 면의 상대변위를 허용하는 개별체 절리요소가 포함된 해석 프로그램이 요구된다. 본 연구도 개별체 불연속 절리요소를 이용하여 절리거동 해석이 가능한 유한요소 프로그램의 개발에 그 목적을 두었다.

개별 절리의 거동을 분석할 수 있는 유한요소 프로그램을 개발하기 위해서는 절리 양쪽면 절점의 상대적인 변형과 절점력의 관계를 나타내는 평형방정식이 정의되어야 하며, 또한 절리면의 거동 특징을 나타내는 응력과 변형의 관계 즉, 구성방정식이 정의되어야 한다. 개별체 절리거동에 대한 유한요소 해석은 Goodman 등(1968)에 의하여 처음으로 시도되었으며, 요소의 강성행렬을 유도하는 과정에서 절리의 수직강성과 전단강성을 처음으로 도입하였다. 이후 Goodman 개별절리요소를 기본으로 한 여러가지 변형된 형태의 개별절리 요소들이 제안되었다(Goodman, 1975; Goodman & St. John, 1977; Wilson, 1977, Saeb & Amadeei, 1990). Ghaboussi 등(1973)은 절리의 수직강성과 전단강성이 수치상 큰 차이를 보이는 데서 발생하는 수치계산상의 문제점을 해결하기 위하여 두 절리면 사이의 상대변위가 독립된 자유도가 되는 개별절리요소를 제안하였다. Carol & Alonso (1983)와 Beer(1985)는 등매개변수(等媒介變數, isoparametric) 공식을 이용하여 개별절리요소를 개발하였다. 절리 양쪽면의 상대적인 변형을 허용하는 불연속요소들은 절리암반의 해석 목적 뿐만 아니라 Kumar & Singh (1988), Yuan & Chua (1993)의 연구처럼 기초와 지반의 접촉부 그

1) 서울대학교 자원공학과, 공학박사
2) 서울대학교 자원공학과 교수

리고 수갱 등에서 라이닝과 암반의 접촉면 등의 거동을 해석하기 위한 목적으로도 개발되고 있으며 이러한 인터페이스 요소(interface element)는 개별체 절리요소와 구성방정식에 차이가 있을 뿐이다. Heuze & Barbour (1982)는 여러가지 개별체 불연속요소들의 개발 역사와 특징을 자세히 비교하였다. 그러나 지금까지 언급한 개별체 절리요소 모델들은 절리의 구성방정식을 너무 단순화시키거나 복잡한 절리거동 특성을 표현하기 위해 많은 입력자료를 필요로 하는 복잡한 구성관계식을 적용하는 등의 문제점을 가지고 있다. 또한 절리의 전단거동시 수반되는 절리면의 손상특성을 고려하지는 못했다.

절리면에 대한 직접전단시험 결과 나타나는 일반적인 특징은 초기의 탄성거동, 정점전단변위 직전부터 발생하는 미끄러짐(slip), 수직팽창(dilatancy), 미끄러짐에 따른 거칠기면의 마모, 높은 수직응력하에서 전단변위에 따른 거칠기 자체의 전단파쇄, 정점변위 이후의 연화거동 등이다. 특히 전단변형에 따른 절리면의 수직팽창 특성은 굴착면 주위 암반블록을 안정화시키는 데 중요한 기여를 한다. 따라서 절리암반의 정확한 거동해석을 위해서는 이와 같은 다양한 절리거동 특성들을 반영하고 있는 절리거동모델의 개발이 전제조건이 된다. 지금까지 제안된 해석적 절리모델들 대부분은 최대전단강도를 예측하기 위해 개발되었으며 Patton(1966), Jaeger(1971), Ladanyi & Archambault(1970), Barton(1974)의 연구를 그 대표적인 예로 들 수 있다. 이들 연구에서 제안된 모델들은 각기 특징적인 방법에 의해 절리면의 거칠기 특성을 최대강도식에 반영하고 있으나 전단거동 전반에 걸친 거칠기 면의 변화 특성을 고려하지는 못했다. 최근 Plesha(1987), Haberfield & Johnston(1994), Dong & Pan(1996) 등은 전단변형이 진행됨에 따라 발생하는 마모나 파쇄와 같은 절리면의 손상 메카니즘을 절리면 거칠기 규모의 미세역학(micromechanics)적 관점에서 기술함으로써 실제 실험결과에서 얻어지는 다양한 절리면 전단거동 특성을 해석적으로 모사하는 방법을 제안하였다. 이들 연구에서는 비교적 단순한 절리거동 관계식을 미시적 거칠기면에 적용함으로써 거친 절리면의 대표적인 거시적 전단거동 특징들을 성공적으로 모사할 수 있음을 보였다.

본 연구에서는 Kumar & Singh(1988)가 제안한 인터페이스 요소와 유사한 4절점 또는 6절점을 갖은 등매개변수 개별체 절리요소를 개발하였다. 절리요소의 거

동을 지배하는 구성법칙으로는 탄소성 이론에 기초를 둔 Plesha(1987)의 거칠기 손상모델을 적용하여 비교적 단순한 입력자료만으로도 직접전단 시험에서 볼 수 있는 대표적인 전단거동 특성들의 수치적 모사가 가능한 2차원 유한요소 프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램의 검증을 위하여 응력 및 경계조건을 달리하면서 수치적으로 직접전단시험을 모사하였다.

2. 등매개변수 개별체 절리요소

이 연구에서는 개별체 절리거동 분석을 위한 유한요소 프로그램 개발을 위해 먼저 등매개변수 공식화를 통하여 개별체 절리요소를 개발하였다. 개별체 요소는 Fig. 1에 나타낸 바와 같이 4개 혹은 6개의 절점을 갖는 두께가 없는 요소로서 상부면과 하부면의 마주보는 절점은 동일한 좌표 값을 갖는다. 4절점 요소와 6절점 요소는 좌표와 변위의 내삽에 사용되는 내삽함수의 차수가 차이가 있을 뿐이다. 본 연구를 위해 구성한 유한요소 프로그램에서는 이 두 가지 형태의 절리요소를 모두 사용할 수 있게 하였으나 이 논문에서는 6개의 절점 즉, 12개의 자유도를 갖는 경우에 대해서만 설명하기로 한다.

전체 좌표계에서 Fig. 1(b)에 나타낸 6절점 요소의 증분절점변위벡터 $\Delta \mathbf{d}$ 는 각 절점의 증분수평변위(Δu_i) 및 증분수직변위(Δv_i) 성분을 이용하여 다음과 같이 표

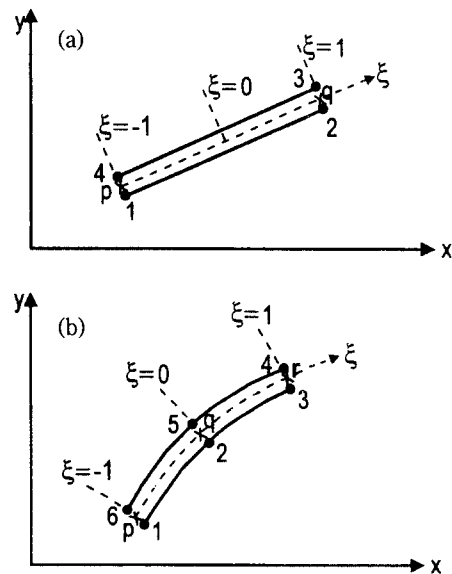


Fig. 1. Isoparametric joint element.
(a) 4-node element, (b) 6-node element.

시할 수 있다.

$$\Delta \mathbf{d}^T = \{\Delta u_1, \Delta v_1, \Delta u_2, \Delta v_2, \dots, \Delta u_6, \Delta v_6\} \quad (1)$$

실제 절점이 아닌 가상의 세 절점 p, q, r 에서 하부면에 대한 윗면의 증분상대변위벡터 $\Delta \mathbf{d}_r$ 은 다음과 같다.

$$\Delta \mathbf{d}_r = \{\Delta u_p, \Delta v_p, \Delta u_q, \Delta v_q, \Delta u_r, \Delta v_r\}^T = \mathbf{A} \Delta \mathbf{d} \quad (2)$$

여기서 행렬 \mathbf{A} 는 다음과 같이 정의된다.

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

요소내 임의 지점에서 증분상대변위벡터 $\Delta \mathbf{e}_r$ 은 내삽함수를 이용하여 $\Delta \mathbf{d}_r$ 로부터 계산할 수 있다.

$$\Delta \mathbf{e}_r = \{\Delta u_r, \Delta v_r\}^T = \mathbf{B} \Delta \mathbf{d}_r \quad (4)$$

여기서 행렬 \mathbf{B} 는 다음과 같이 정의된다.

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} N_p & 0 & N_q & 0 & N_r & 0 \\ 0 & N_p & 0 & N_q & 0 & N_r \end{bmatrix} \quad (5)$$

식(5)의 내삽함수들은 Fig. 1(b)와 같은 ξ -좌표계에서 다음과 같이 표현된다.

$$N_p = -\frac{1}{2}\xi(1-\xi), \quad N_q = (1-\xi^2), \quad N_r = \frac{1}{2}\xi(1+\xi) \quad (6)$$

등매개변수 공식화 과정에서는 변위의 내삽과 동일한 방법으로 요소내 임의 지점의 좌표 값이 절점좌표 값으로부터 계산되므로 x 및 y 좌표는 ξ 의 함수로 다음과 같이 표현된다.

$$x = \sum_i N_i x_i, \quad y = \sum_i N_i y_i \quad (i = p, q, r) \quad (7)$$

한편 절리면의 임의 지점에서 절리면에 대한 접선방향 및 수직방향의 증분상대변위벡터를 $\Delta \tilde{\mathbf{e}}_r$ 이라 정의하면 $\Delta \tilde{\mathbf{e}}_r$ 과 $\Delta \mathbf{e}_r$ 사이에는 다음과 같은 변환관계가 성립함을 보일 수 있다.

$$\Delta \tilde{\mathbf{e}}_r = \{\Delta \tilde{u}_r, \Delta \tilde{v}_r\}^T = \mathbf{T} \Delta \mathbf{e}_r \quad (8)$$

식(8)의 변환행렬 \mathbf{T} 는 다음식으로 표현된다.

$$[\mathbf{T}] = \frac{1}{h} \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ -\frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial x}{\partial \xi} \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서 $h^2 = \left(\frac{\partial x}{\partial \xi}\right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \xi}\right)^2$ 이다.

식 (2), (4), (8)을 이용하면 절리면에 작용하는 증분접선응력($\Delta \tau$)과 증분수직응력($\Delta \sigma$)은 전체좌표계의 증분절점변위벡터 $\Delta \mathbf{d}$ 를 이용하여 다음과 같이 계산될 수 있다는 것을 알 수 있다.

$$\Delta \sigma = \{\Delta \tau, \Delta \sigma\}^T = D \Delta \tilde{\mathbf{e}}_r = G \Delta \mathbf{d} \quad (10)$$

여기서 $G = D\mathbf{T}\mathbf{B}\mathbf{A}$ 이고, D 는 절리의 전단 및 수직 변형과 응력의 관계를 나타내는 행렬이며 D 에 대한 더 자세한 설명은 다음절에서 하기로 한다.

절리요소의 강성행렬은 가상 일의 원리를 적용하여 구할 수 있다. 즉, 임의의 미소 가상절점변위벡터 $\delta \mathbf{d}$ 에 대해 증분절점외력 $\Delta \mathbf{r}_e$ 이 한 일과 내부응력으로부터 계산된 절점내력이 한 일은 같아야 한다는 조건으로부터 다음의 결과를 얻을 수 있다.

$$\delta \mathbf{d}^T \Delta \mathbf{r}_e = \int_s (\delta \tilde{\mathbf{e}}_r)^T \Delta \sigma ds \quad (11)$$

$$= \delta \mathbf{d}^T \int_{-1}^1 \mathbf{A}^T \mathbf{B}^T \mathbf{T}^T \Delta \sigma h d\xi \quad (12)$$

$$= \delta \mathbf{d}^T \int_{-1}^1 \mathbf{A}^T \mathbf{B}^T \mathbf{T}^T G h d\xi \Delta \mathbf{d} \quad (13)$$

식(11)에서 s 는 단위두께를 갖는 절리요소의 길이를 나타낸다. 식(13)은 임의의 미소 가상변위에 대하여 성립하여야 하므로 다음과 같이 전체좌표계에서 표현된 힘과 변위의 증분관계식이 얻어진다.

$$\Delta \mathbf{r}_e = \mathbf{K} \Delta \mathbf{d} \quad (14)$$

따라서 요소의 강성행렬 $[\mathbf{K}]$ 는 다음식으로 계산할 수 있다.

$$\begin{aligned} [\mathbf{K}] &= \int_{-1}^1 \mathbf{A}^T \mathbf{B}^T \mathbf{T}^T G h d\xi \\ &= \int_{-1}^1 \mathbf{A}^T \mathbf{B}^T \mathbf{T}^T D \mathbf{T} \mathbf{B} \mathbf{A} h d\xi \end{aligned} \quad (15)$$

유한요소해석 프로그램의 수행과정에서 해석모델이 평행상태에 도달했는지 여부는 총 절점외력(r_e)과 총 절점내력(r_i)의 크기를 비교하여 판단할 수 있으며 이리

한 비교를 위해서는 요소 내부 응력으로부터 등가절점력을 계산하는 과정이 필요하게 된다. 식(12)으로부터 증분 절점내력 Δr_i 는 절리요소 내의 전단응력과 수직응력을 이용하여 다음과 같이 계산될 수 있음을 알 수 있다.

$$\Delta r_i = \int_{-1}^1 A^T B^T T^T \Delta \sigma h d\xi \quad (16)$$

식(16)은 절리면에 작용하는 전단응력 및 수직응력 증분으로부터 직접 전체좌표계에서 표현된 증분절점내력을 계산하는 특징을 보이므로 다음절에서 다룰 절리의 비선형 구성관계식을 프로그램화하는데 있어서 여러 가지 장점을 가지고 있다. 프로그램 수행과정에서 식(15)과 식(16)은 수치적분을 이용하여 계산된다.

3. 탄소성 절리거동 모델

3.1 탄소성 구성방정식

절리면에서의 상대변형은 변형은 회복 가능한 탄성변형과 회복이 불가능한 소성변형의 합으로 다음과 같이 표시할 수 있다고 가정하였다.

$$d\tilde{\epsilon}_r = d\tilde{\epsilon}_r^e + d\tilde{\epsilon}_r^p \quad (17)$$

식(17)에서 상첨자 e, p는 각각 증분상대변위의 탄성 및 소성성분을 표시한다. 탄성변형성분은 증분응력과 다음과 같은 선형관계에 있다.

$$d\sigma = D d\tilde{\epsilon}_r^e \quad (18)$$

식(18)의 D행렬은 절리의 강성행렬로서 다음과 같이 표시된다.

$$D = \begin{bmatrix} K_s & 0 \\ 0 & K_n \end{bmatrix} \quad (19)$$

식(19)에서 K_s , K_n 은 각각 절리의 전단강성과 수직강성을 나타낸다. 거시적으로 평면절리를 가정할 경우, 양의 변위와 음의 변위에 의해 야기된 응력의 증분은 동일해야 하므로 강성행렬의 비대각항은 0으로 가정할 수 있다. 절리의 전단강성 및 수직강성은 수직응력의 크기에 따라 변화하므로 수직응력의 변화가 큰 경우에는 응력의 함수로 표시되어야 하지만 이 연구에서는 상수값으로 가정하였다.

소성변형 증분은 다음과 같은 유동법칙에 의해 계산될 수 있다고 가정하였다.

$$d\tilde{\epsilon}_r^p = \begin{cases} 0 & \text{if } F(\sigma, W_r^p) < 0 \\ d\lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} & \text{if } F(\sigma, W_r^p) = 0 \end{cases} \quad (20)$$

여기서 F는 절리의 미끄러짐 함수로서 응력과 단위부피당 접선방향 소성일(plastic work) W_r^p 의 함수로 가정하였다. W_r^p 의 증분형태는 $\tau \cdot d\tilde{u}_r^p$ 로서 절리면 거칠기의 손상에 따른 절리의 경화 혹은 연화거동이 W_r^p 에 의해 지배되는 것으로 가정하였다. F가 음의 값을 가지면 절리가 탄성거동을 하며 0의 값을 가지면 소성거동을 시작한다. F가 양의 값을 갖는 것은 이론적으로 허용되지 않는다. Q는 미끄러짐 포텐셜(slip potential) 함수로서 미끄러짐에 의한 소성변형의 방향을 결정하게 되며, $d\lambda$ 는 소성변형증분의 크기를 나타내는 항이다. 식(20)과 같이 미끄러짐 함수와 포텐셜 함수가 다른 경우를 비연상유동법칙(non-associated flow rule)이라 하고 두 함수가 같은 경우를 연상유동법칙(associated flow rule)이라 한다. 절리거동 해석시 연상유동법칙을 적용하면 과도한 수직변위가 발생하게 되는 단점이 있다. 예를 들어 동일한 Mohr-Coulomb 조건식을 미끄러짐 함수와 포텐셜 함수로 이용하여 절리면 거동을 해석한다고 가정하면 편편하고 매끄러운 절리면의 경우에도 수직팽창각이 절리면의 마찰각과 같게 되는 잘못된 결과가 나타나는 것을 쉽게 보일 수 있다. 이 연구에서는 두 유동법칙의 비교를 위한 해석 이외에는 비연상유동법칙을 적용하였으며 사용된 미끄러짐 함수와 포텐셜 함수는 다음절에서 자세히 설명하기로 한다.

소성변형의 크기를 결정하는 $d\lambda$ 는 미끄러짐이 발생하는 동안 함수 F가 계속 0이 되기 위한 다음조건을 이용하여 구할 수 있다.

$$\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T d\sigma + \frac{\partial F}{\partial W_r^p} dW_r^p = 0 \quad (21)$$

식(18)과 식(20)을 식(17)에 대입하면 식(17)은 다음식으로 변환된다.

$$d\tilde{\epsilon}_r = D^{-1} d\sigma + d\lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \quad (22)$$

식(21)과 식(22)를 연립하여 $d\lambda$ 를 구하면 다음과 같다.

$$d\lambda = \frac{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D \tilde{\epsilon}_r}{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) - H} \quad (23)$$

여기서 H는 거칠각의 마모와 관련되는 경화 혹은 연화 지수로서 다음식으로 표현된다.

$$H = \tau \frac{\partial F}{\partial W_r^p} \frac{\partial Q}{\partial \tau} \quad (24)$$

식(23)을 식(22)에 대입하여 응력과 변형률의 증분 관계식을 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$d\sigma = \left[D \frac{\left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)^T \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D}{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) - H} \right] d\tilde{\epsilon}_r \quad (25)$$

식(25)에서 알 수 있듯이 비연상유동법칙을 적용하면 절리요소의 강성행렬이 비대칭이 되어 수치해석상 불리한 점은 있으나 대규모 기억용량과 고속의 계산능을 갖춘 컴퓨터를 쉽게 이용할 수 있는 최근의 상황으로 볼 때 이러한 문제점은 충분히 극복될 수 있으리라 판단된다.

3.2 미끄러짐 함수, 포텐셜 함수 및 절리면 손상법칙

이 연구에서는 Plesha(1987)가 제안한 미끄러짐 함수와 포텐셜 함수를 이용하였다. Plesha는 절리면을 Fig. 2와 같이 거칠각 α 를 갖는 Patton(1966)의 절리면 모델로 이상화시키고 매끄러운 경사면에 대해서는 다음과 같은 Coulomb의 미끄러짐 조건을 적용하였다.

$$F = |\tau| + \sigma \tan \phi_b = 0 \quad (26)$$

여기서 ϕ_b 는 기본마찰각으로서 평면절리의 마찰각으로 생각할 수 있다.

평면절리에서 미끄러짐이 발생할 경우 소성변위는 전단방향으로만 발생하고 수직방향으로는 소성변위가 발생하지 않는다고 가정하면 소성변형의 방향을 결정하는 포텐셜 함수로 다음과 같은 함수를 적용할 수 있다.

$$Q = |\tau| = \text{const.} \quad (27)$$

Fig. 2의 x'-y' 좌표계에서 표현된 평평한 경사면에 작용하고 있는 전단응력 τ 과 수직응력 σ 는 x-y 좌표계

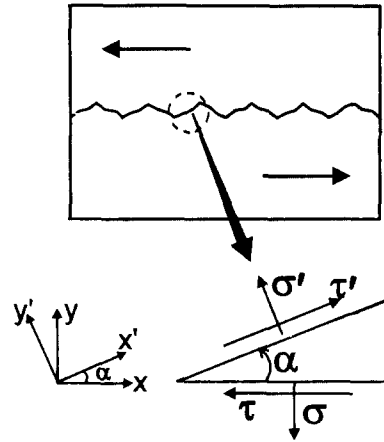


Fig. 2. Idealization of joint asperity.

의 전단응력 τ 및 σ 와 다음과 같은 변환관계에 있다.

$$\tau' = \cos \alpha (\tau \cos \alpha + \sigma \sin \alpha) \quad (28)$$

$$\sigma' = \cos \alpha (-\tau \sin \alpha + \sigma \cos \alpha) \quad (29)$$

식(28), (29)를 식(26)과 식(27)에 대입하고 양변을 $\cos \alpha$ 로 나누면 거시적인 전단면에 작용하는 응력 τ 및 σ 로써 미시적인 거칠기 면에서의 미끄러짐 여부를 판단할 수 있는 미끄러짐 함수와 포텐셜 함수를 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$F = |\tau \cos \alpha + \sigma \sin \alpha| + (-\tau \sin \alpha + \sigma \cos \alpha) \tan \phi_b \quad (30)$$

$$Q = |\tau \cos \alpha + \sigma \sin \alpha| \quad (31)$$

거친 절리면에 대한 직접전단시험에서 관찰되는 중요한 현상은 수직팽창과 절리면의 손상이다. 절리면의 수직팽창 특성은 절리면 거칠기의 기하학적 형상, 응력 조건, 경제조건 등에 따라 차이가 있기는 하지만 절리면의 손상과 밀접한 연관성이 있다고 할 수 있다. 절리면이 손상되기 쉬운 정도만 차이가 있고 기타의 조건이 동일하다면 절리면의 손상이 쉽게 발생하는 절리면일수록 거칠각의 마모가 빨라 수직팽창량이 적어지라는 것을 쉽게 상상할 수 있다. 절리면의 손상은 자체의 파쇄에 의한다고 생각할 수 있으며 Patton(1966)의 이중선형 강도식이 이를 잘 말해주고 있다. 수직응력이 클수록 미끄러짐을 유발시키기 위해서는 큰 전단응력이 필요하며, 절리면의 손상에 의한 거칠각의 저하도 신속히 진행된다. 앞서 언급한 바와 같은 절리면 손상 특성을 수치적으로 표현하기 위해 Plesha(1987)은 다음과 같이 단위부피당 접선방향 소성일 W_r^p 의 함수로

표현되는 간단한 지수함수 형태의 손상법칙을 제안하였으며 본 연구에서는 이를 적용하였다.

$$\alpha = \alpha_0 \exp(-cW^p) \quad (32)$$

식(32)에서 α_0 는 초기 거침각, c 는 손상의 쉬운 정도를 나타내는 손상상수로서 2차원 해석시 [길이/힘]의 단위를 갖는다. c 는 절리면의 거칠기 특성과 절리면 자체의 강도 특성을 동시에 표현하는 상수로 생각할 수 있다. c 가 클수록 쉽게 절리면이 손상되고 최대전단강도 후 급격히 강도저하가 발생하여 빨리 잔류전단강도에 도달하게 된다. 간단한 실험적 방법으로 c 를 결정하는 방법이 아직까지는 제시되어 있지는 않지만, 간단한 요소망을 이용하여 c 를 변화시키면서 수회의 수치 직접전단 시험을 실시하고 이를 해석 대상이 되는 절리면 시료에 대한 직접전단시험 결과와 비교함으로써 대략적인 추정치가 가능하리라 판단된다. 한편, 식 (32)으로 가정된 절리면 손상법칙은 수직방향의 소성일을 고려하고 있지는 않지만 수직응력이 커짐에 따라 전단변형이 억제되는 사실에서 볼 수 있듯이 간접적으로 절리면의 손상 정도에 영향을 미치게 된다.

4. 수치 직접전단시험

2절과 3절에서 설명한 이론에 따라 개별절리요소를 고려할 수 있는 유한요소 프로그램을 작성하였으며, 프로그램의 검증에 위하여 간단한 요소망을 이용한 수치 직접전단시험을 실시하였다. 절리요소에 해당하는 입력자료로는 전단강성(K_s), 수직강성(K_n), 기본마찰각(ϕ_b), 초기 거침각(α_0), 절리면 손상상수(c)이며 손상상수를 제외하고는 여러 문헌자료나 직접전단시험으로부터

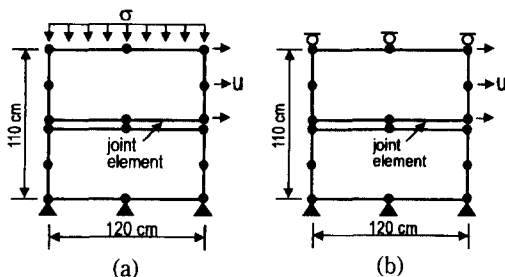


Fig. 3. Finite element meshes used for numerical direct shear tests.
 (a) Constant normal stress condition,
 (b) Constant normal displacement condition

비교적 손쉽게 얻을 수 있는 값들이다. Fig. 3은 직접전단시험에 이용된 유한요소 모델의 형태와 크기 및 경계조건을 보여주고 있으며, 8절점 평면사각요소 2개와 6절점 절리요소 1개로 이루어져 있다. Fig. 3(a)는 일정 수직응력(constant normal stress) 조건의 경우로 위블럭 상부면에 일정한 크기의 압력이 작용하고 있다. Fig. 3(b)는 일정 수직변위(constant normal displacement) 조건의 경우로 수직변위를 0으로 구속하였다. 두 모델 모두 아래 블록 하부면의 변위를 완전히 구속하였고, 8mm의 전단변위에 이를 때까지 상부블럭이 오른쪽으로 수평으로 움직이게 된다.

4.1 일정 수직응력 조건하의 전단거동

일정 수직응력 조건하에서는 Fig. 3(a)의 모델을 이용하여 수직응력(σ)을 50, 100, 200 kPa로 변화로 변화시키면서 해석을 실시하였다. 해석에 사용된 입력자료는 Table 1과 같다. 입력자료는 실험이나 문헌에서 구한 자료가 아니며 임의의 수치를 선택한 것이다.

Fig. 4(a), (b), (c)는 각각 해석결과로 얻어진 전단응력, 수직팽창, 거침각의 변화를 보여준다. Fig. 4(a)의 전단응력 곡선에서 보여주듯이 해석결과는 실제 직접전단시험에서 나타나는 전형적인 곡선의 형태와 유사함을 알 수 있다. 수직응력이 200 kPa인 경우에서 볼 수 있듯이 최대전단응력 직전의 경화거동 및 이후의 연화거동도 뚜렷이 나타나고 있다. 또, 수직응력이 증가함에 따라 최대전단강도와 정점전단변위가 커지고 있음을 보여준다. 최대전단강도에 대한 잔류전단강도의 비도 수직응력이 커짐에 따라 커지고 있음을 알 수 있는데, 이는 수직응력의 증가에 따라 절리면의 전단저항이 커지는 반면에 미끄러짐 발생 이후 수직응력이 클수록 절리면의 손상이 급격히 일어나기 때문이다. Fig. 4(c)에 도시한 거침각 저하 특성곡선이 이 사실을 잘 뒷받침해준다. 수직응력이 클수록 미끄러짐 이전의 탄성거동 변위가 커 거침각의 저하가 뒤늦게 시작되지만 일단 미끄러짐이 시작된 후부터는 급속히 거침각의 저하가 발생하고 있음을 잘 보여준다. Fig. 4(b)는 거친 절

Table 1. Input parameters for numerical direct shear tests under constant normal stress condition

K_s	K_n	ϕ_b	α_0	c
100 MPa/m	1000 MPa/m	32°	16°	2000 m/MN

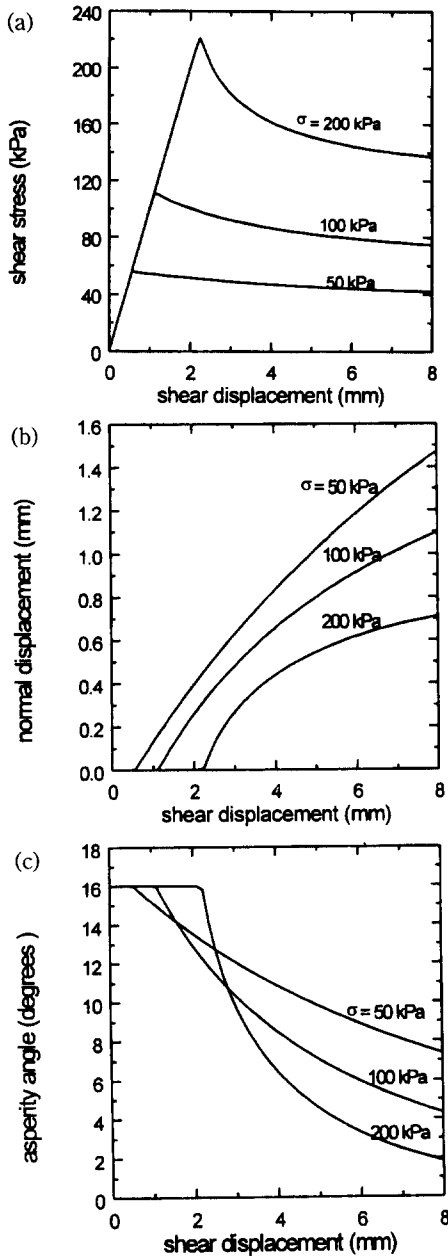


Fig. 4. Result of numerical direct shear test under constant normal stress condition.
 (a) Shear stress, (b) Dilatancy,
 (c) Asperity angle

리면에서 특징적으로 나타나는 전단변위에 대한 수직 변위의 관계를 보여주는 것으로 전단변위 시작 이전 블록 상부면에 가해지는 압력에 의해 발생된 초기 변위를 0으로 하여 계산된 값이다. 수직팽창은 정점전단변위 직전부터 시작됨을 보여준다. 수직응력이 클수록 팽창

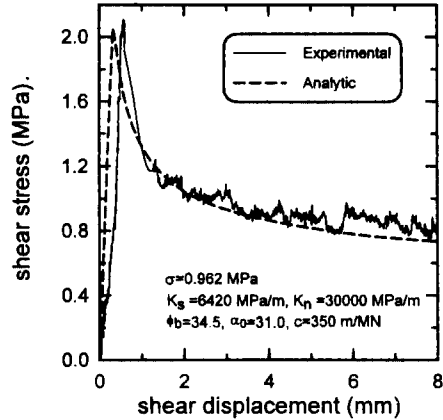


Fig. 5. Shear stress curves obtained from both numerical and experimental direct shear test.

량이 적고, 절리면의 빠른 손상에 따라 수직팽창각이 빠르게 적어지고 있음을 보여준다.

Fig. 5는 실제 직접전단시험 결과와 본 연구에서 작성한 프로그램의 해석 결과를 비교한 것이다. 실제 직접전단시험의 경우는 일정 수직응력 조건에서 이상돈 (1996)이 인공절리를 형성시킨 화강암시료에 대해 연구한 결과이다. 화강암 시료에 대한 여러 가지 시험결과 중 대표적인 전단변위-전단응력 곡선 하나만을 택하여 수치해석 결과와 비교하였다. 사용된 입력자료는 Fig. 5에 나타난 것과 같으며 이상돈의 시험조건 및 결과의 값을 이용하였다. 전단강성은 최대전단강도의 약 50% 수준에서 비교적 선형구간을 택하여 결정된 값이다. 기본마찰각(ϕ_b)으로는 톱으로 절단한 평면절리 화강암 시료의 마찰각을 이용하였다. 절리의 초기 거칠각(α_0)는 시험결과를 역산하여 결정하였다. 시험에서 측정하지 않은 수직강성(K_n)과 및 절리면 손상상수(c)는 추정하여 사용하였다. 일정 수직응력 조건에서는 상부블럭이 위로 움직일 수 있으므로 절리의 수직강성이 전단변형 특성에 큰 영향을 미치지 않으며 본 연구에서는 30000 MPa/m로 가정하였다. 최대전단강도 이후의 거동에 큰 영향을 주는 절리면의 손상상수(c)는 유한요소 해석결과와 실험결과가 일치하도록 몇 번의 시행착오적 해석을 실시하여 개략적으로 결정한 것이다. Fig. 5와 같이 두 결과는 매우 유사함을 보이고 있어 본 연구에서 개발한 프로그램이 절리의 전단거동 모델링에 매우 유용하게 이용될 수 있음을 알 수 있다. 최대전단강도 이전 두 그래프의 차이는 입력된 전단강성의 결정방법 때문에 나타난 결과이다. 즉, 전단시험결과에서 초기강성

Table 2. Input parameters for numerical direct shear tests under constant normal displacement condition

K_n	K_s	ϕ_b	α_0	c
5000 MPa/m	10000 MPa/m	32°	16°	100 m/MN

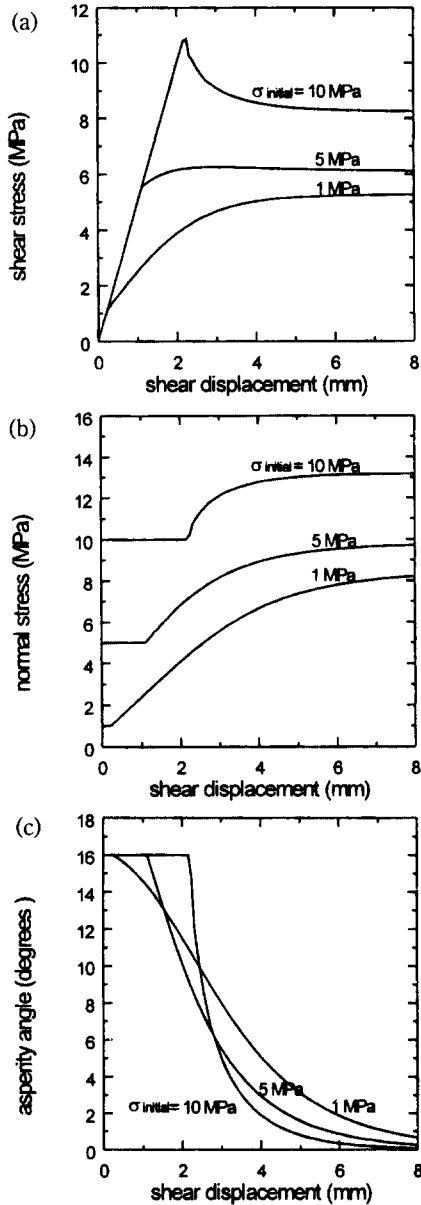


Fig. 6. Result of numerical direct shear test under constant normal displacement condition. (a) Shear stress, (b) Normal stress, (c) Asperity angle

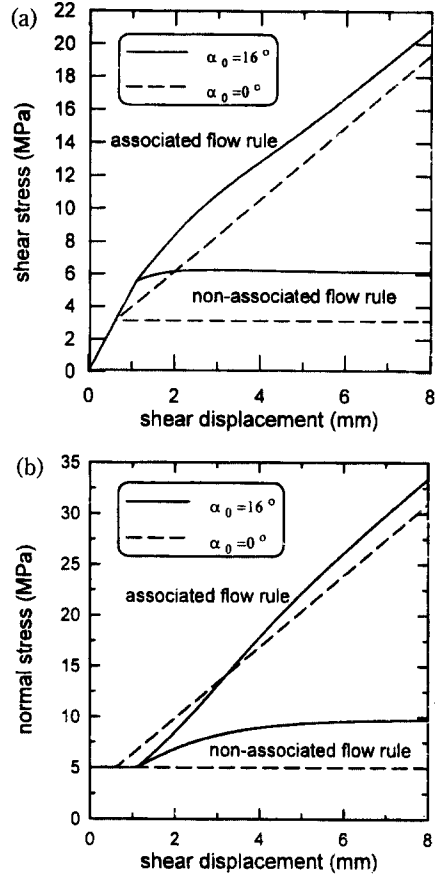


Fig. 7. Influence of flow rules on numerical direct shear test. (a) Shear stress, (b) Normal stress

은 최대전단강도 50% 수준 이후의 전단강성에 비해 낮게 나타나고 있지만 수치해석에는 최대전단강도의 50% 수준에서 구한 전단강도를 입력하였기 때문이다.

4.2 일정 수직변위 조건하의 전단거동

일정 수직변위 조건하에서는 Fig. 3(b)의 모델을 이용하여 초기수직응력을 1, 5, 10 MPa로 변화시키면서 해석을 실시하였다. 해석모델을 이루는 상하부 블록의 탄성계수를 충분히 큰 값으로 입력하여 상부블럭 상부면의 수직변위를 0으로 구속할 경우 절리면의 수직변위도 0이 되도록 하였다. 해석에 이용된 입력자료는 Table 2와 같으며, 나타낸 수치는 임의의 값을 채택하였다.

Fig. 6(a)는 전단변위에 대한 전단응력을 도시한 것으로 초기수직응력이 낮을수록 미끄러짐 이후 전단강

도의 증가비율이 크게 나타나고 있음을 보여주고 있다. Fig. 6(b)은 전단변위에 따른 수직응력의 증가를 나타내는 것으로써 초기 수직응력이 클수록 미끄러짐 직후 거칠각의 저하율이 커 수직응력의 증가율이 급격히 낮아짐을 알 수 있다. 초기수직응력이 10 MPa인 경우처럼 어느 이상의 초기 수직응력하에서는 미끄러짐 이후 전단강도의 저하가 발생한다는 것을 해석결과는 잘 보여주고 있다. 이는 초기수직응력의 크기가 어느 한도 이상이 되면 Fig. 6(c)에서 볼 수 있듯이 미끄러짐 이후 거칠각의 저하가 급격히 발생하여 수직변위 구속으로 증가한 수직응력이 절리면의 전단저항을 높이는 효과를 상쇄시키기 때문이다. 따라서 암반 절리면에 작용하는 수직응력이 낮은 경우 미끄러짐을 어느 정도 허용하고, 절리면에 작용하는 수직응력이 매우 높은 경우 전단변위를 정점전단변위 부근에서 구속시키는 것이 암반블럭의 안정화에 유리하다는 사실을 알 수 있다.

Fig. 7은 일정 수직변위 조건하에서 유동법칙을 달리하여 해석한 결과이다. 연상유동법칙을 적용한 경우는 미끄러짐 포텐셜 함수로 미끄러짐 함수(F)를 이용하였다. 두 가지 초기 거칠각 0° , 16° 에 대하여 해석을 수행하였으며 기타 입력자료는 Table 2와 동일한 수치를 사용하였다. 초기수직응력이 5 MPa인 경우에 대해서만 해석을 실시하였다. Fig. 7(a)는 전단변위에 따른 전단응력의 변화를, Fig. 7(b)는 수직응력의 변화를 도시한 것이다. 그림에서 점선은 초기 거칠각이 0° 인 경우에 대한 결과이고, 실선은 16° 인 경우에 대한 결과이다. 예상한 바와 같이 연상유동법칙을 적용할 경우 비연상유동법칙의 경우에 비하여 전단응력 및 수직응력이 과도하게 계산됨을 알 수 있다. 특히 절리면의 초기 거칠각이 0° 즉, 평평한 절리면에 대한 결과를 살펴보면 연상유동법칙의 적용이 실제 실험결과와 큰 차이를 보이는 계산결과를 낳는다는 것을 쉽게 이해할 수 있다. 평평한 절리면에 대한 직접전단시험에서 얻어지는 전단변위-전단응력 곡선은 Fig. 7(a)에서 아래 점선곡선으로 표현된 것처럼 완전 소성거동 형태를 나타낸다. 그러나 연상유동법칙을 적용할 경우 미끄러짐 이후 전단응력 및 수직응력의 증가가 계속되어 실험결과와 모순되는 결과를 보이고 있다.

절리면 손상상수(c)의 변화에 따른 절리면의 전단거동 특징을 살펴보기 위하여 일정 수직변위 조건하에서 c값을 10, 50, 100, 200 m/MN로 변화시키면서 직접 전단시험을 모사해 보았다. 네 경우 모두 초기 수직응

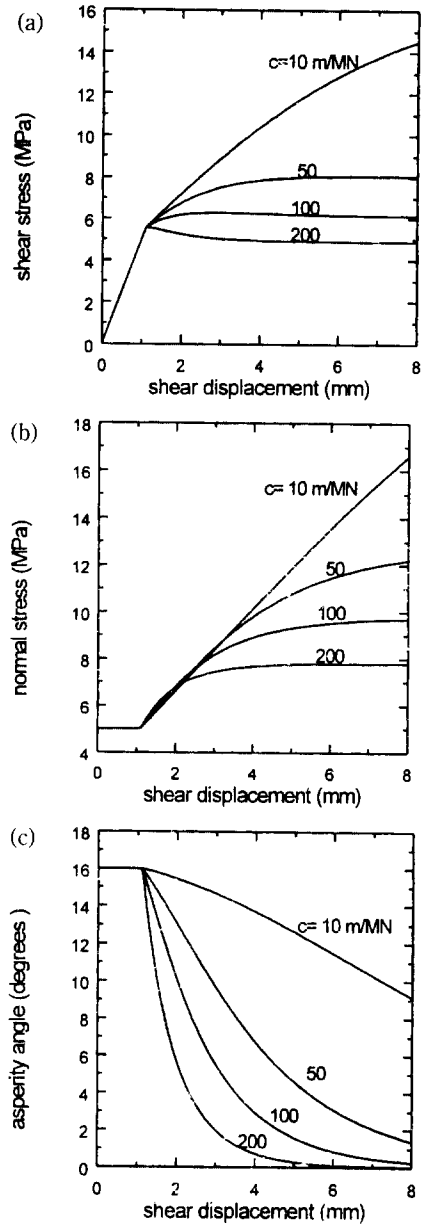


Fig. 8. Influence of surface degradation constant on numerical direct shear test.

력은 5 MPa로 하였으며 그 외 입력자료는 Table 2에 나타난 것과 동일한 수치를 사용하였다. Fig. 8은 해석에서 얻어진 전단응력, 수직응력, 거칠각 곡선을 보여준다. c 값이 클수록 즉, 쉽게 손상되는 절리면 일수록 미끄러짐 이후 전단응력 및 수직응력의 증가가 작아진다는 것을 알 수 있다. 또한 전단응력곡선에서 볼 수 있듯이 c 값이 증가함에 따라 미끄러짐 이후 거동이 연

화거동에서 점차 경화거동으로 바뀌고 있음을 보여준다. 이와 같은 사실은 Fig. 8(c)에 보인 바와 같은 절리면 거칫각의 저하 특성과 밀접하게 관련이 되어있다. 약한 절리면 일수록 미끄러짐 이후 절리면 거칫각의 손상이 쉽게 이루어져 전단저항 능력의 증가가 쉽게 둔화되는 반면에 강한 절리면의 경우는 미끄러짐 이후 상당한 전단변위까지 전단강도가 계속 증가되는 경향을 보인다.

5. 요약 및 결론

이 연구에서는 암반 절리면과 같은 불연속면의 거동을 해석할 수 있는 개별체 절리요소를 유한요소법의 원리에 기초하여 개발하였다. 개발된 요소는 6절점 혹은 4절점을 갖는 등매개변수 요소이다. Plesha(1987)에 의해 제안된 지수함수 형태의 절리면 거칠기 손상거동 모델을 이용한 탄소성 절리거동 모델을 개발된 절리요소에 적용하여 수치적으로 개별절리면의 전단거동을 해석할 수 있는 유한요소 프로그램 작성하였다. 개발된 프로그램의 검증용 목적으로 수치적으로 직접전단 시험을 모사해 보았다.

일정 수직응력 조건과 일정 수직변위 조건하에서 직접전단시험을 수치적으로 모사한 결과, 개발된 프로그램은 비교적 간단한 입력자료만으로도 실험실 직접전단시험에서 나타나는 절리거동 특성들을 잘 나타내고 있음을 알 수 있었다. 특히 미끄러짐 이후 절리면의 전단거동 특성은 수직응력 뿐만 아니라 절리면 손상특성에 크게 좌우된다는 것을 예상할 수 있었다.

개발된 절리요소에서 특징적인 입력자료인 거칫각 손상상수는 절리면의 미끄러짐 이후 거동에 큰 영향을 미친다는 것을 알 수 있었다. 손상상수는 절리면의 기하학적 거칠기 특성 및 절리면의 강도 특성을 동시에 반영하고 있기 때문에 간단한 실험을 통하여 결정하기에는 어려움이 있다고 판단되었고, 해석 대상 절리면 시료의 직접전단시험 결과를 역산하여 대략적으로 결정할 수 있음을 알 수 있었다.

이 연구에서 개발된 개별절리 모델은 최대전단강도 이후의 거동까지를 포함하는 전반적인 전단변형 특성을 비교적 단순한 입력자료를 이용하여 모델링할 수 있으므로 실용성이 크다고 판단된다. 앞으로 현장자료를 이용한 검증연구를 통하여 개발된 모델이 실제 설계에 직접 이용될 수 있을 것으로 기대된다.

사 사

이 연구는 한국학술진흥재단의 '95신진연구인력 연구장려금지원 사업의 연구비를 지원받아 수행되었다. 연구비를 지원해 주신 한국학술진흥재단에 감사드린다.

참 고 문 헌

1. 이상돈, 1996, 절리형상의 정량적 측정을 통한 각종 거칠기 파라미터의 비교분석 및 전단거동 해석, 서울대학교 공학박사 학위논문.
2. 이연규, 이정인, 조태진, 1995, 굴착과정에서 록볼트로 보강된 절리암반의 점소성 거동 분석, 터널과 지하공간, vol. 5, pp. 123-133.
3. Barton, N., 1974, Rock mechanics review. The Shear strength of rock and rock joints. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 13, pp. 255-279.
4. Beer, G., 1985, An isoparametric joint/interface element for finite element analysis. Int. J. for Numer. Meth. in Eng., Vol. 21, pp. 585-600.
5. Carol, I and Alonso, E. E., 1983, A new joint element for the analysis of fractured rock. Proc. of 5th Cong. Int. Soc. Rock Mech., Vol. 2, pp. F 147-151.
6. Dong, J. J. and Pan, Y. W., 1996, A hierarchical model for rough rock joints based on micromechanics. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 33, pp. 111-123.
7. Ghaboussi, J., Wilson E. L. and Isenberg J., 1973, Finite element for rock joints and interfaces. J. Soil Mech. and Found. Div. ASCE. Vol. 99, pp. 833-848.
8. Goodman, R. E., Taylor R. L. and Brekke T. L., 1968, A model for the mechanics of jointed rock. J. Soil Mech. and Found. Div. ASCE, Vol. 94, pp. 637-659.
9. Goodman, R. E., 1975, Methods of Geological Engineering in Discontinuous Rocks. West Publishing Company, St. Paul.
10. Goodman, R. E. and St. John C., 1977, Finite element analysis for discontinuous rocks. In Numerical Methods in Geotechnical Engineering. Ed. by Desai, C. S. and Christian, U. T., McGraw-Hill.
11. Haberfield, C. M. and Johnston, I. W., 1994, A Mechanically-based model for rough rock joints. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 31, pp. 279-292.
12. Heuze, F. E. and Barbour, T. G., 1982, New models for rock joints and interfaces., J. of the Geotech. Eng. Div. ASCE, Vol. 108, pp. 757-776.
13. Jaeger, J. C., 1971, Friction of rocks and the stability of rock slopes-Rankine Lecture. Geo-

- technique, Vol. 21, pp. 97-134.
14. Kumar, P. and Singh, B., 1988, Pressure on lining due to initial stress field by finite-infinite-interface element method. *Rock Mech. and Rock Eng.*, Vol. 21, pp. 219-228.
 15. Ladanyi, B. and Archambault, G., 1970, Simulation of behavior of a jointed rock mass. *Proc. 11th US Symp. on Rock Mechanics*, pp. 105-125.
 16. Patton, F. D., 1966, Multiple modes of shear failure in rock. *Proc. 1st. Cong. ISRM, Lisbon*, Vol. 1, pp. 509-513.
 17. 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.
 18. Saeb, S. and Amadei, B., 1990, Finite element implementation of a new model for rock joints. *Proc. of Int. Symp. on Rock Joints* Ed. by Barton & Stephansson, pp. 707-712.
 19. Wilson, E. L., 1977, Finite elements for foundations, joints and fluids. In *Finite Elements in Geomechanics* Ed. by Gudehus G., Wiley.
 20. Yuan, Z. and Chua, K. M., 1992, Exact formulation of axisymmetric-interface-element stiffness matrix., *J. of Geotech. Eng.*, Vol. 118, pp. 1264-1271.
 21. Zienkiewicz, O. C. and Pande, G. N., 1977 Time-dependent multilaminate model of rocks-A numerical study of deformation and failure of rock masses. *Int. J. for Num. and Anal. Meth. in Geomech.* Vol. 1, pp. 219-247.