

TBM 디스크 커터의 암석절삭에 관한 수치해석적 연구

조정우^{1*}, 유상화², 전석원³, 장수호⁴

Numerical study on rock fragmentation by TBM disc cutter

Jung-Woo Cho, Sang-Hwa Yu, Seokwon Jeon, Soo-Ho Chang

Abstract A series of numerical experiments were carried out to simulate the rock cutting behavior by TBM disc cutter in a given rock condition. AUTODYN-3D, a commercial program capable of simulating three-dimensional dynamic failure, was utilized to carry out the numerical tests over four different disc cutter spacing conditions. After modelling three-dimensional geometries of disc cutter and rock specimen, the linear cutting tests by a disc cutter were simulated for eight different types of rocks. The numerical result, that is the optimum cutter spacing for isotropic rocks had the good agreements with those from linear cutting test. However, for relatively anisotropic or jointed rocks, the specific energy obtained from the numerical tests was almost two-times bigger than the real linear cutting results. Therefore, to simulate cutting procedures for anisotropic rocks realistically, further studies would be necessary.

Keywords: TBM, disc cutter, AUTODYN-3D, optimum cutter spacing, anisotropic rock

요지 본 연구에서는 TBM 디스크 커터의 암석절삭에 관하여 기존의 LCM시험을 모사하기 위한 수치해석을 실시하였다. 수치모사를 위하여 3차원 동적 파괴해석이 가능한 상용 프로그램인 AUTODYN-3D를 선정하였으며, 이를 통하여 각기 다른 4가지 이상의 커터간격 조건에 대해 수치해석을 수행하였다. 상기 프로그램 상에서 디스크 커터와 암석 시편을 3차원 형상으로 모델링한 후, 8개 암종에 대해서 수치적 절삭시험을 진행하였다. 그 결과, 수치해석과 LCM시험에서 도출된 최적 커터간격은 대체로 일치하여, 추후 LCM시험결과를 보완할 수 있을 것으로 판단되었다. 그러나 등방성 암석에는 적용성이 매우 높았던 반면, 절리가 존재하거나 이방성을 가지는 암석의 경우에는 LCM시험결과와 비교하여 비에너지가 다소 크게 산출되었다. 따라서 이방성 암석의 모델링에 대한 추가적인 연구가 수반되어야 할 것으로 판단된다.

주요어: TBM, 디스크 커터, AUTODYN-3D, 최적 커터간격, 이방성 암석

1. 서론

TBM공법은 소음과 분진을 줄일 수 있을 뿐만 아니라 발파공법에 비해 굴착손상영역이 작다는 장점이 있어 국내외에서 적용사례가 증가하고 있다. 특히 최근 높은 인건비가 시공현장에서 중요한 문제로 대두되고 있고 환경친화적인 건설에 대한 요구기준이 높아지고 있어, TBM을 이용한 암반 굴착은 국내에서 시공사례가 더욱 증가할 것으로 예측된다.

TBM 디스크 커터에 의한 암석절삭에 대한 실험적 연구는 이미 1970년대부터 미국, 호주(Roxborough 등, 1975; Hood 등, 1989), 영국(Snowdon 등, 1982) 등지에서 진행되어왔고 최근에는 노르웨이, 터키 등에서 이에 대한

연구를 활발히 진척시키고 있다. 또한 한국에서는 2004년도에 한국건설기술연구원에서 실대형 LCM(Linear cutting machine) 장비를 구축한 후(그림 1), 서울대학교와 공동으로 이에 관한 실험적 연구를 지속적으로 수행해오고 있다(Chang 등, 2006; 박관인 등, 2006; 유상

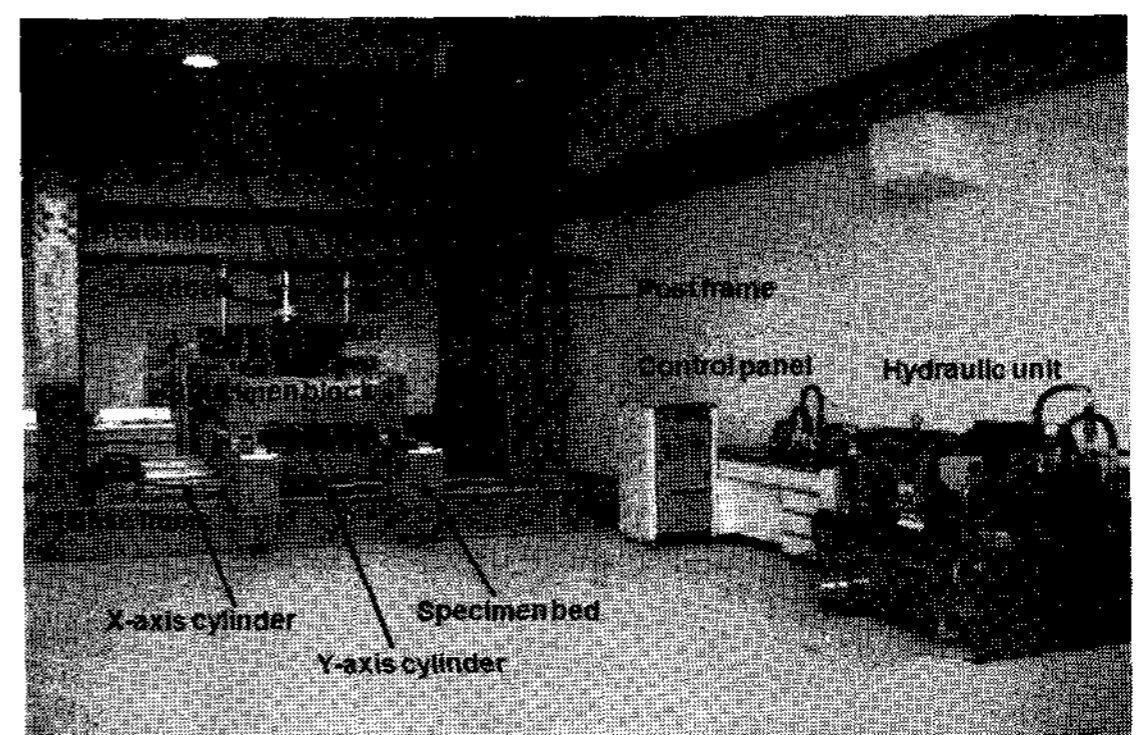


그림 1. LCM시험기

¹서울대학교 에너지시스템공학부 박사과정

²GS건설 사원

³서울대학교 에너지시스템공학부 부교수

⁴한국건설기술연구원 지하구조물연구실 책임연구원

*교신저자: 조정우 (cho79@snu.ac.kr)

화 등, 2007).

TBM 면판설계와 굴진성능 예측에 있어서 TBM 적용 대상 지반시료에 대한 실험적 절삭시험인 LCM시험결과를 활용하는 방법이 최상의 방법이다. 하지만 공사현장의 주변 여건이나 기술적인 한계로 인하여 실험적 시료의 채취작업이 난해한 경우가 많고, 시험편의 성형을 실험대형(100 × 100 × 50 cm)으로 성형하고 운반하는데 상당한 비용과 노동력이 소요되어 터널설계업무와 시공현장을 효율적으로 지원하기에 현실적인 한계가 있다. 반면 수치해석기법은 그 결과의 타당성에 따라 실제 LCM시험을 대체, 보완하는 기능을 가질 뿐만 아니라 LCM시험에 따르는 시간과 비용을 상당 부분 절감할 수 있다는 장점이 있다.

하지만 현재까지 수행된 수치해석 연구는 미진한 편이다. Gong 등(2005)이 UDEC을 이용하여 절리의 간격과 방향에 따른 암석의 절삭효율에 대한 연구를 진행하였고, 국내에서는 백승한(2003), 박관인 등(2006)이 FLAC을 이용하여 암석내부의 균열전파 및 절삭 메커니즘에 관한 연구를 수행한 바 있다. 그러나 기존의 수치해석 연구들은 2차원 모델링이라는 한계를 지니고 있어 디스크 커터의 회전력과 암석의 절삭 메커니즘을 모사하는데에 근본적인 한계를 지니고 있다.

따라서 본 연구에서는 기존의 2차원 모델링에 비해 디스크 커터의 회전하중(rolling force)에 의한 암석의 절삭과정을 현실적으로 모사할 수 있는 3차원 모델을 구현하였다. 그리고 실제 LCM시험조건과 동일한 암석시료의 구속조건 및 디스크 커터의 회전력을 모사하기 위해 경계조건과 초기조건을 적용하였다. 한편, PFC, FLAC,

RFPA 및 AUTODYN의 총 네 가지 연속체 및 불연속체 수치해석코드를 적용한 결과, 동적 파괴모델링 코드인 AUTODYN의 적용 가능성이 가장 높은 것으로 보고된 바 있다(건설교통부, 2007). 이를 토대로 본 연구에서는 AUTODYN-3D를 이용하여 디스크 커터와 암석을 모델링한 후, 수치해석 결과를 LCM시험결과와 상호 비교분석하여 본 연구에서 제시한 모델링 기법의 적용 가능성을 검증하고자 하였다.

2. AUTODYN-3D의 수치해석 모델

2.1 암석 시료의 모델링

(가) 암석의 기본 물성치

AUTODYN에서는 실내 암석시험을 통하여 얻어진 기본 물성데이터를 기초로 하여 암석의 물성치를 입력하였다. 기본 물성치의 값은 표 1과 같다.

(나) 암석의 강도 모델

그림 2는 Drucker-Prager 모델과 Mohr-Coulomb 모델의 파괴포락선을 3차원 응력좌표 상에 도시한 그래프이다. 연성거동을 하는 금속류는 정수압에 상관없이 일정한 항복강도를 보인다. 이와 달리 암석, 시멘트, 흙과 같은 비금속, 마찰성 재료는 정수압(구속압) 수준이 높아질수록 더 높은 강도를 지니게 된다. 따라서 그림 2와 같이 정수압 수준이 높을수록 전단강도도 함께 증가하는 원뿔 혹은 다각뿔 형태의 항복함수 형태를 가진다. 이와 반대로 금속과 같은 비마찰성 재료는 원기둥 형태 혹은 다면체 형태의 항복함수를 가진다(한국암반공학

표 1. 암석시료의 물성치

Rocks	Compressive strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Compressive/Tensile	Young's modulus (GPa)	Poison's ratio
Hwangdeung Granite	183	9.8	18.69	42.27	0.18
Machon Granite	108	10.4	10.40	71.00	0.17
Hudong Granite	91	12.3	7.42	47.30	0.26
Sungnam Gneiss	92	15.2	6.03	75.33	0.15
Paldang Gneiss	124	13.8	8.97	44.43	0.21
Yeongwol Limestone	64	8.9	7.18	77.25	0.28
Busan Granite	36	4.7	7.71	14.63	0.18
Busan Tuff	115	25.2	4.58	43.90	0.18

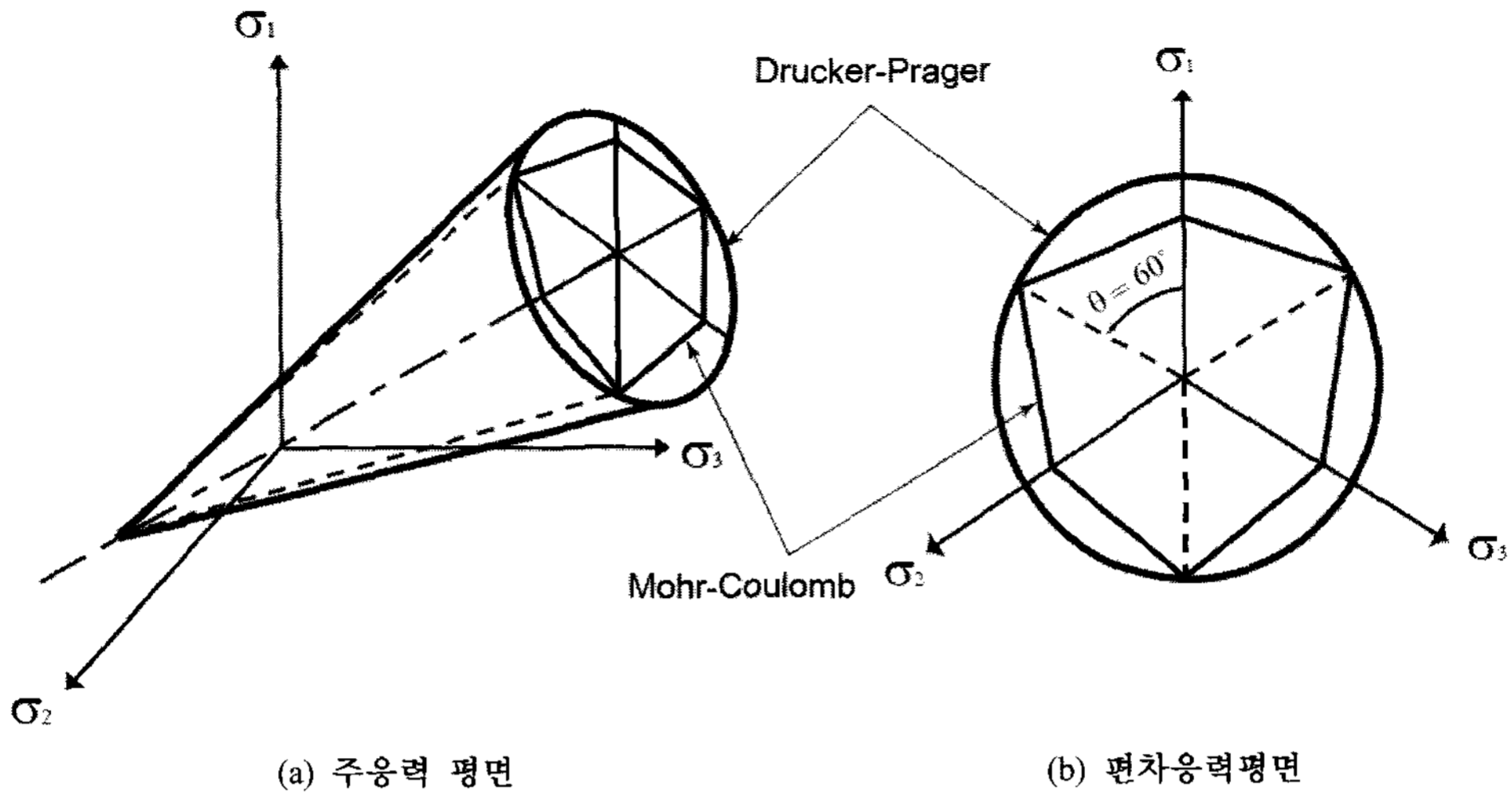


그림 2. 압축응력평면 상에서 Drucker-Prager 항복함수와 Mohr-Coulomb 항복함수의 형상(modified from Chen & Han, 1988)

회, 2005).

Mohr-Coulomb은 Tresca 함수가 마찰성 재료에 적합하도록 일반화된 형태이며, Drucker-Prager는 Von Mises 함수가 일반화된 형태이다. 일반적으로 물질의 항복이 대부분 Tresca 함수와 Von Mises 함수의 사이에서 일어나는 것으로 보고되었다(Chen & Han, 1988). 따라서 본 모델에서도 Mohr-Coulomb과 Drucker-Prager의 결과 차이가 크지 않을 것으로 기대하여, AUTODYN-3D 코드 상에서 Drucker-Prager 항복함수를 이용해 암석의 탄소성거동을 모델링하였다.

Drucker-Prager 항복함수는 다음의 식과 같이 표현할 수 있다.

$$f(I_1, J_2) = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - k = 0 \quad (1)$$

여기서 α , k 는 각각 Mohr-Coulomb 함수의 $\tan\phi$, C 와 비슷한 역할을 하는 재료상수이다. 또한, I_1 과 J_2 는 응력 불변량으로 다음과 같다.

$$I_1 = \sigma_{ii} = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (2)$$

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (3)$$

식 (1)을 살펴보면 정수압(hydrostatic pressure) 항인 I_1 과 편차응력(deviatoric) 항인 $\sqrt{J_2}$ 는 서로 선형적인 관계인 것을 알 수 있다. 그러나 실제 암석의 거동은 구

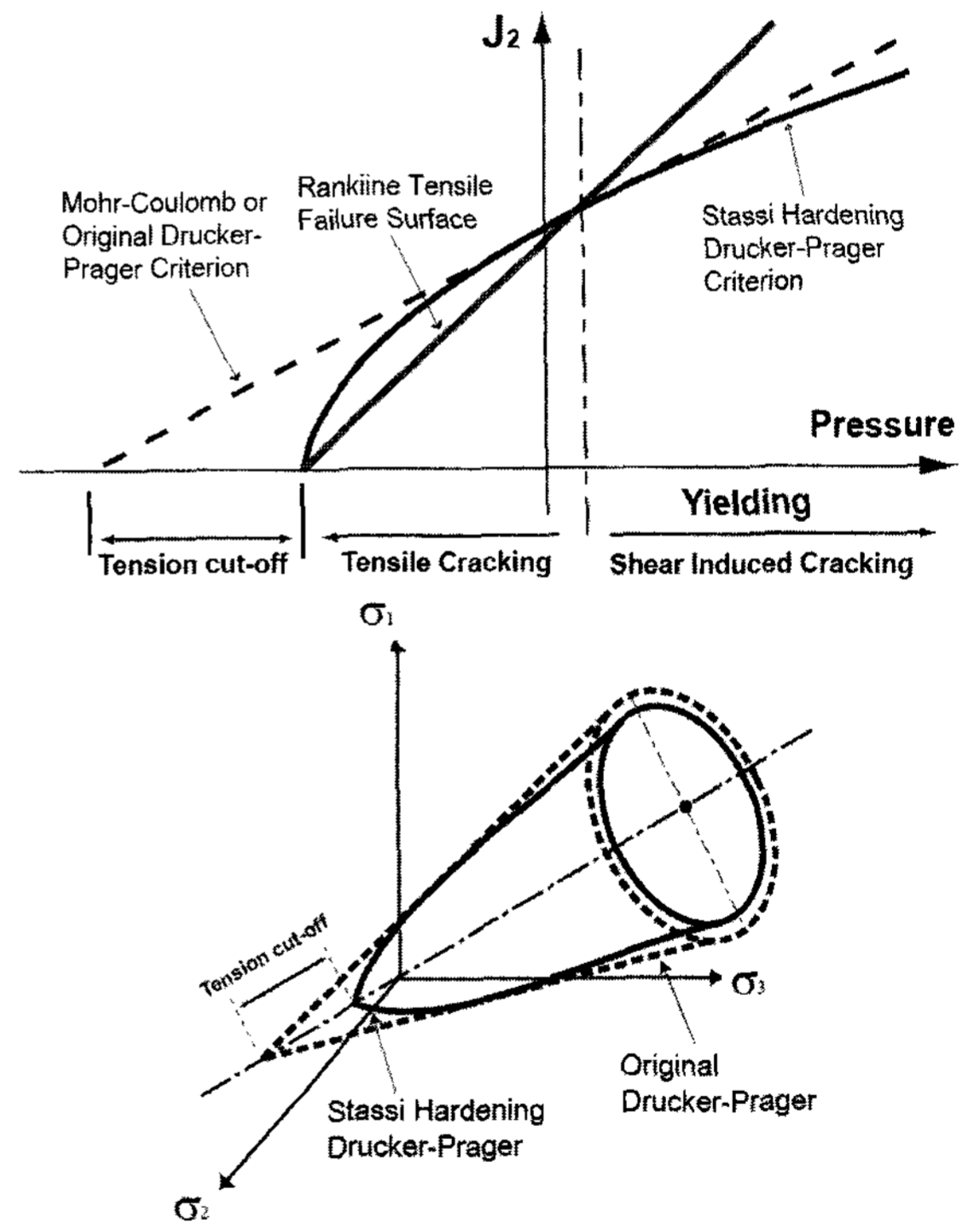


그림 3. 인장파괴와 전단파괴 포락선의 개념도(modified from Century Dynamics, 2003)

속압에 따라 전단강도가 선형적으로 증가하지 않고, Heok-Brown의 경험식과 같이 정수압의 제곱근에 비례하는 포물선 형태로 전단강도가 증가한다. 그러므로 정

수압과 편차응력의 2차원 평면인 meridian plane에서 Drucker-Prager 항복함수를 인장강도와 일축압축강도를 입력한 후 그림 3과 같이 포물선 형식의 Stassi hardening Drucker-Prager 항복함수로 구성하였다(Stassi, 1967). 여기서, 직선함수에 비해 곡선함수가 가지는 인장응력 부분의 차이를 tension cut-off라 할 수 있다.

또한 랭킨 인장파괴조건(Rankine tensile failure criterion)을 추가적으로 적용하였다. 이것은 인장응력에 취약한 암석과 같은 재료의 취성거동을 모사하기 위해 고안된 조건방정식으로 재료 내부응력이 인장응력에 도달하면 그 즉시 인장파괴가 유발되도록 하는 조건이다. 이러한 인장파괴에 관한 파괴포락선은 다음과 같이 간단히 식 (4)로 표현할 수 있다. 여기서, σ_0 는 재료의 실제 인장강도이다. 그림 3에서와 같이 랭킨 인장파괴 평면(Rankine tensile failure surface)과 Drucker-Prager 항복함수의 교점을 지나는 중심선의 왼쪽영역에서는 인장파괴가 오른쪽 영역에서는 전단파괴가 지배적으로 발생되도록 설정되어 있다.

$$\sigma_1 = \sigma_0, \quad \sigma_2 = \sigma_0, \quad \sigma_3 = \sigma_0 \quad (4)$$

본 연구에서는 표 1의 인장강도를 수치해석 상의 암석 모델의 인장강도(σ_0)로 입력하였다. 또한 AUTODYN에는 취성재료의 파괴이후 거동을 모사할 수 있는 균열 연화(crack softening) 모델이 포함되어 있다. 이는 대상 요소의 크기와 Fracture energy(G) 함수로 정의된다. Fracture energy와 파괴인성(K)의 관계는 식 (5)와 같다. 이 수식을 이용하여 실내시험 결과로부터 얻은 영률과 암석시료의 파괴인성값을 대입하여 Fracture energy를 계산하여 입력하였다.

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (5)$$

(다) 암석 모델의 구성방정식

본 수치해석에서 암석모델은 탄소성 거동을 하므로 다음과 같은 탄소성 구성방정식을 만족한다.

$$[\sigma] = [C^{ep}] [\epsilon] \quad (6)$$

또한, 강성행렬 C는 탄성변형과 소성변형의 합으로

나타낼 수 있기 때문에 식 (7)과 같이 표현할 수 있다.

$$[C^{ep}] = [C^e] + [C^p] \quad (7)$$

여기서 $[C^e]$, $[C^p]$ 는 각각 탄성강성행렬, 소성강성행렬이며, $[C^{ep}]$ 는 전체 탄소성 변위에 대한 구성방정식을 완성하는 탄소성강성행렬이다. $[C^e]$ 는 탄성론에 따르면 다음과 같다.

$$[C^e] = \begin{bmatrix} K + \frac{4}{3}G & K - \frac{2}{3}G & K - \frac{2}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ K - \frac{2}{3}G & K + \frac{4}{3}G & K - \frac{2}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ K - \frac{2}{3}G & K - \frac{2}{3}G & K + \frac{4}{3}G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G \end{bmatrix} \quad (8)$$

여기서, K는 체적변형계수(Bulk Modulus), G는 전단변형계수(Shear Modulus)이다. 반면, $[C^p]$ 는 소성변형을 지배하는 행렬로 Drucker-Prager 재료를 인용하면, 조금 더 복잡한 계산을 거쳐 다음과 같이 만들어진다 (Chen & Han, 1988).

$$[C^p] = -\frac{1}{h} \begin{bmatrix} H_x^2 & H_x H_y & H_x H_z & H_x H_{yz} & H_x H_{zx} & H_x H_{xy} \\ & H_y^2 & H_y H_z & H_y H_{yz} & H_y H_{zx} & H_y H_{xy} \\ & & H_z^2 & H_z H_{yz} & H_z H_{zx} & H_z H_{xy} \\ & & & H_{yz}^2 & H_{yz} H_{zx} & H_{yz} H_{xy} \\ & & & & H_{zx}^2 & H_{zx} H_{xy} \\ & & & & & H_{xy}^2 \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서, h, H_{ij} , 그리고 B_i 는 다음과 같다.

$$h = 2G \left(3B_0^2 \frac{1+\nu}{1-2\nu} + 2B_1^2 J_2 + \frac{2}{3} B_2^2 J_2^2 + 6B_1 B_2 J_3 \right) \quad (10)$$

$$H_{ij} = 2G \left(B_0 \frac{1+\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} + B_1 s_{ij} + B_2 t_{ij} \right) \quad (11)$$

$$B_0 = \alpha, \quad B_1 = \frac{1}{2} \sqrt{J_2}, \quad B_2 = 0 \quad (12)$$

2.2 디스크 커터(Steel-4340)의 모델링

(가) 디스크 커터의 기본 물성치

본 연구에서는 디스크 커터의 거동을 모사하기 위해 AUTODYN-3D의 라이브러리에 등록되어 있는 steel-4340 모델을 이용하였다. 이 모델의 물성치는 표 2와 같다.

표 2. Steel-4340의 물성치

Specific weight (ρ , g/cm^3)	7.83	B (MPa)	510
Young's Modulus (E, GPa)	200	n	0.26
Poisson's ratio (ν)	0.29	C	0.014
A (MPa)	792	m	1.03

(나) 디스크 커터의 강도 모델

현재 단계에서의 수치 모델은 디스크 커터의 성능 평가 및 내구성 평가를 위한 것이 아니라, 암석의 chipping 파괴 메커니즘을 분석하기 위한 것이므로 디스크 커터의 마모 및 파괴는 고려하지 않았다. 따라서 steel-4340의 항복 및 파괴는 발생하지 않도록 설정하였다.

(다) 디스크 커터의 구성방정식

디스크 커터로 모델링된 철강재료는 일반적으로 중공업 제철분야에 주로 사용되는 steel-4340이다. 이러한 금속재료는 위와 같은 Drucker-Prager와 같은 모델로 거동을 모사하는 것은 적절치 않기 때문에 참고문헌(Johnson & Cook, 1985)을 인용하여 디스크 커터 재료모델의 입력 자료로 활용하였다. 금속재료 모델링에 광범위하게 적용되고 있는 von Mises 구성방정식은 식 (13)과 같다.

$$\sigma = [A + B\epsilon^n][1 + C \ln \dot{\epsilon}^*][1 - T^{*m}] \quad (13)$$

여기서, ϵ 은 등가소성변형률(equivalent plastic strain), $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ 는 변형률(ϵ)을 미분한 속도로서 무차원소성변형률(dimensionless plastic strain for $\dot{\epsilon}_0 = 1.0 s^{-1}$)이다. 또한 계수인 A, B, n, C, m은 steel-4340의 고유 물성상수들이며 이 상수들은 참고문헌(Johnson & Cook, 1985)을 인용하여 표 2와 같이 제시하였다.

2.3 3차원 수치 모델링

(가) 모델의 형상 및 치수

철제 디스크 커터와 암석시편의 치수를 나타낸 기하학적 형상은 그림 4와 같다. LCM시험을 위해 제작된 디스크 커터의 지름은 17 in.(=448.8 mm)이므로 이와 유사하게 모델링하기 위하여 반경 220 mm의 수치모델로 구현하였다. 또한 커터 회전에 있어서 베어링 역할을 하는 커터 중심부는 반경 40 mm로 제작하였고, 디스크 모서리 각도는 99.8°로 설정하였다.

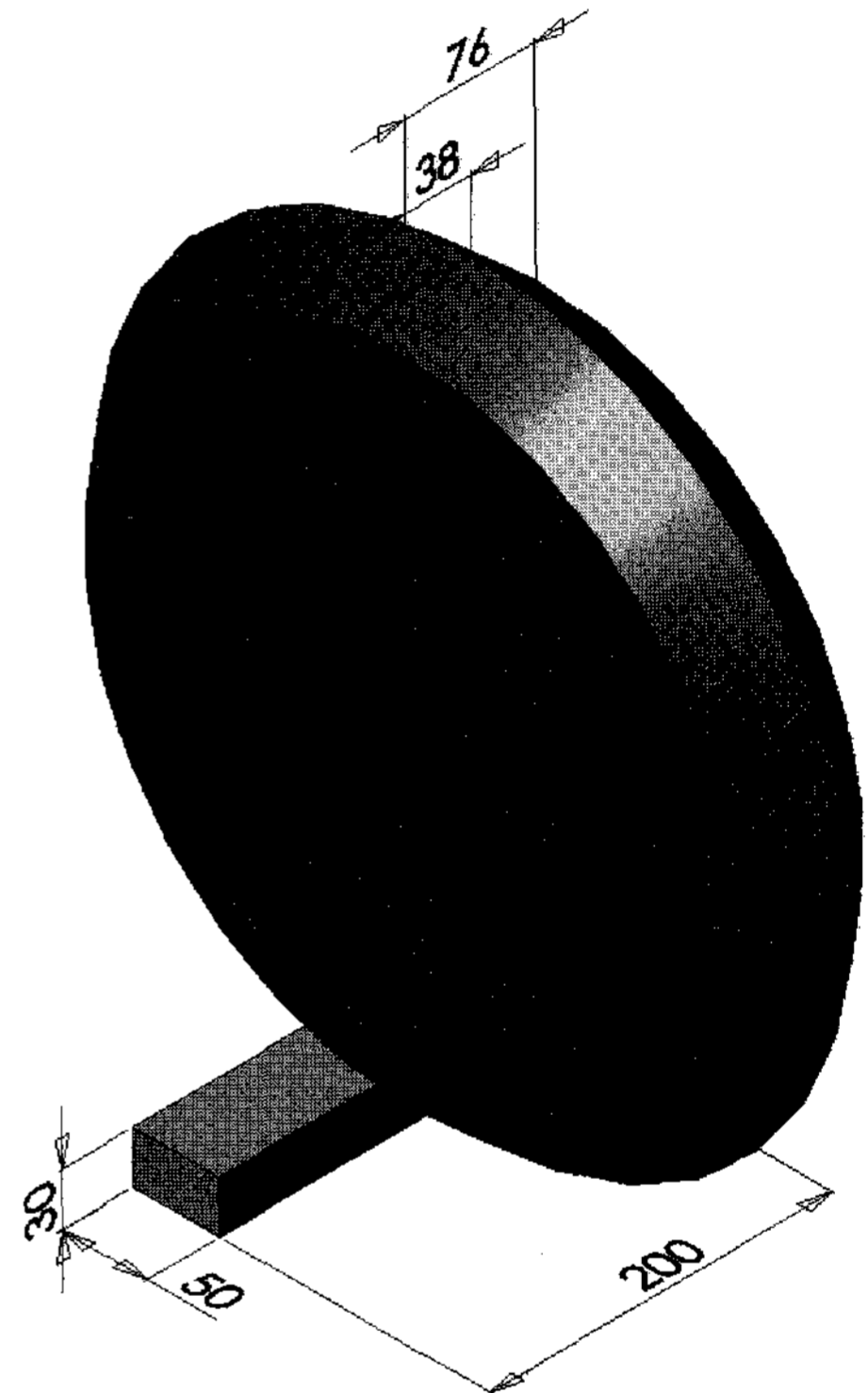


그림 4. 디스크 커터와 암석시료의 치수(단위: mm)

한편 암석모델은 3차원 직육면체로 모델링하였다. 수치해석상의 효율을 높이기 위해 LCM 및 대상 암석의 전체를 모사하지 않는 대신, 디스크 커터와 처음 충돌하는 부분에서 좌우로 200 mm, 전후로 50 mm까지만 형상화하였다. 또한 암석의 두께 역시 30 mm로 제한하였다. 이는 예비 해석결과로부터 30 mm의 깊이는 커터의 관입깊이를 4 mm로 절삭할 때 균열 전파에 대한 영향이 거의 미치지 않는 부분으로 판단되었기 때문이다.

(나) 초기조건 및 경계조건

① 초기조건

실제 TBM 면판의 회전속도가 분당 3~6회전인 것을

감안한다면, 지름 5 m인 TBM 면판의 최외각에 위치하고 있는 디스크 커터의 직선속도는 약 0.8~1.6 m/s 일 것이라고 추정할 수 있다. 그리고 일반적으로 커터의 절삭속도는 절삭능력에 미치는 영향이 거의 없는 것으로 보고된 바 있다(한국터널공학회, 2001). 그러므로 해석의 효율을 높이기 위하여 디스크 커터의 절삭속도는 2.0 m/s로, 회전각속도(=직선절삭속도/반지름)는 9.1 rad/sec (= (2.0 m/sec)/0.22 m)로 설정하였다.

② 경계조건

실제 LCM시험에서 디스크 커터는 LCM프레임 상부에 고정되어 있으며 암석시료는 수평 테이블에 구속되어 유압장치에 의해 수평이동하여 선형절삭이 이루어진다. 본 연구에서는 실제 TBM 디스크 커터의 절삭 메커니즘을 정확히 모사하고 동시에 해석시간을 단축하고자, 많은 수의 요소로 구성되어 있는 암석모델의 운동을 구속하고, 상대적으로 적은 수의 요소로 구성된 디스크 커터를 회전하면서 전진시켜 운하중에 의한 암석의 절삭 메커니즘을 모사하였다. 이상과 같이 제안된 모델의 경계조건을 도시하면 그림 5와 같다.

그림 5에서 회전 디스크 커터 역할을 하는 반경 220 mm의 디스크 원판은 9.1 rad/sec로 회전하도록 설정하

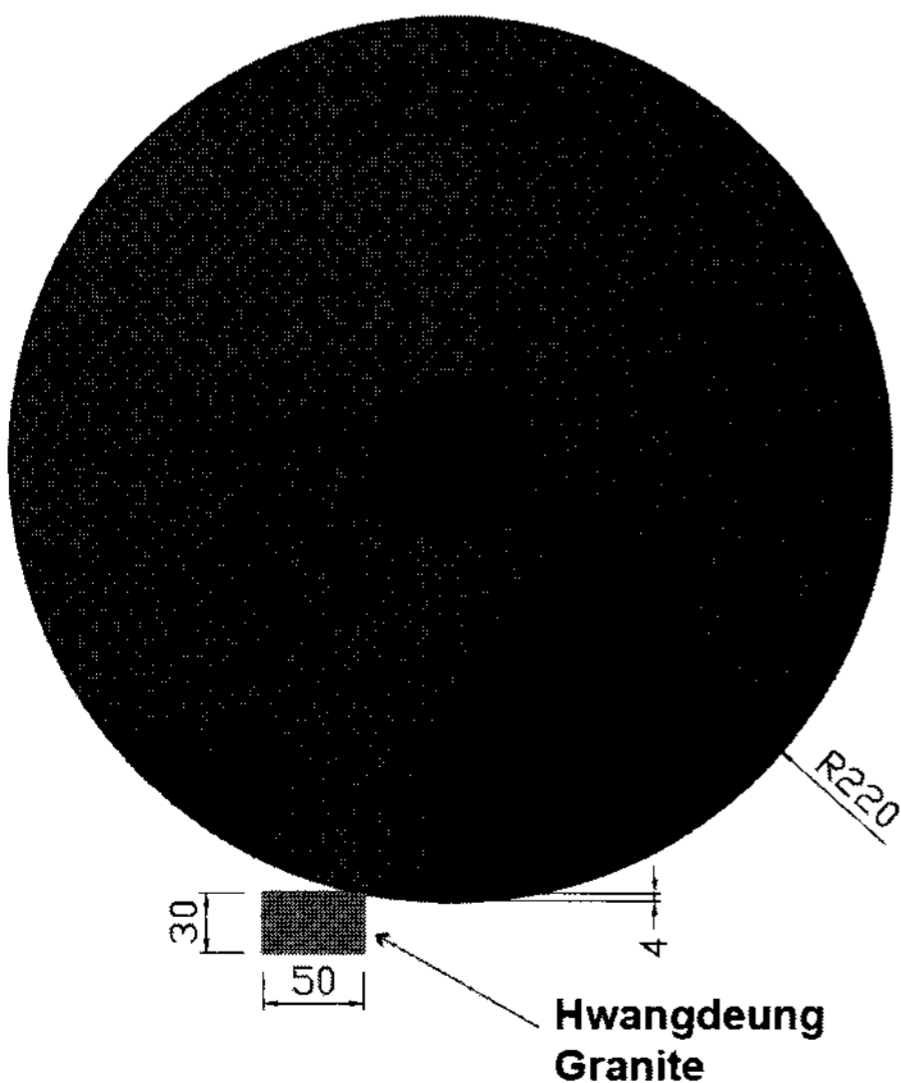


그림 5. AUTODYN 상에서 모델링한 디스크 커터와 암석시료의 모식도(단위: mm)

였고, 베어링 역할을 하는 중심부는 반경 40 mm의 원통형으로 상하변위를 구속한 채 중심부가 수평으로 2.0 m/sec로 전진하도록 설정하여 디스크 커터의 회전 절삭을 모사하였다. 또한 충격파의 반사로 인한 암석의 추가 파쇄를 방지하고 암석모델의 한정된 길이와 너비로 인한 해석상의 제약점을 극복하기 위해 암석시편의 각 측면 및 하부면에 응력과 투과 경계조건(transmit boundary condition)을 적용하였다.

(다) 요소망 구성

특정 모델의 요소망을 구성할 때 요소의 개수를 증가시키면 출력결과의 정밀도를 향상시킬 수 있으나, 해석시간이 그만큼 길어진다는 단점이 있다. 일반적으로 요소의 개수의 제곱에 비례하여 소요해석시간이 증가하는 것으로 알려져 있다. 즉, 요소 개수가 2 배 증가하면 해석시간은 2² 배 증가한다. 그러므로 합리적인 크기의 요소로 대상물체를 모델링하는 것이 수치해석에서 상당히 중요한 부분이라 할 수 있다.

따라서 본 연구에서는 본 수치모델에서는 전체 요소의 개수를 약 17,000여 개로 제작하였고, 특히 암석을 구성하는 요소의 개수는 11,000여 개로 개별 요소의 길이는 3 mm, 부피는 27 mm³로 구성하여 해석결과의 정밀도 및 신뢰도를 확보하고자 하였다. 전체적으로 요소망을 구성한 형상은 그림 6에 도시하였고, 각 구성 성분의 절점(node) 및 요소(element)의 개수는 표 3에 정리하였다. 디스크 커터 및 암석시료의 요소망을 모델링하였다. 또한 디스크 커터의 중심부에 측정점을 설정하여

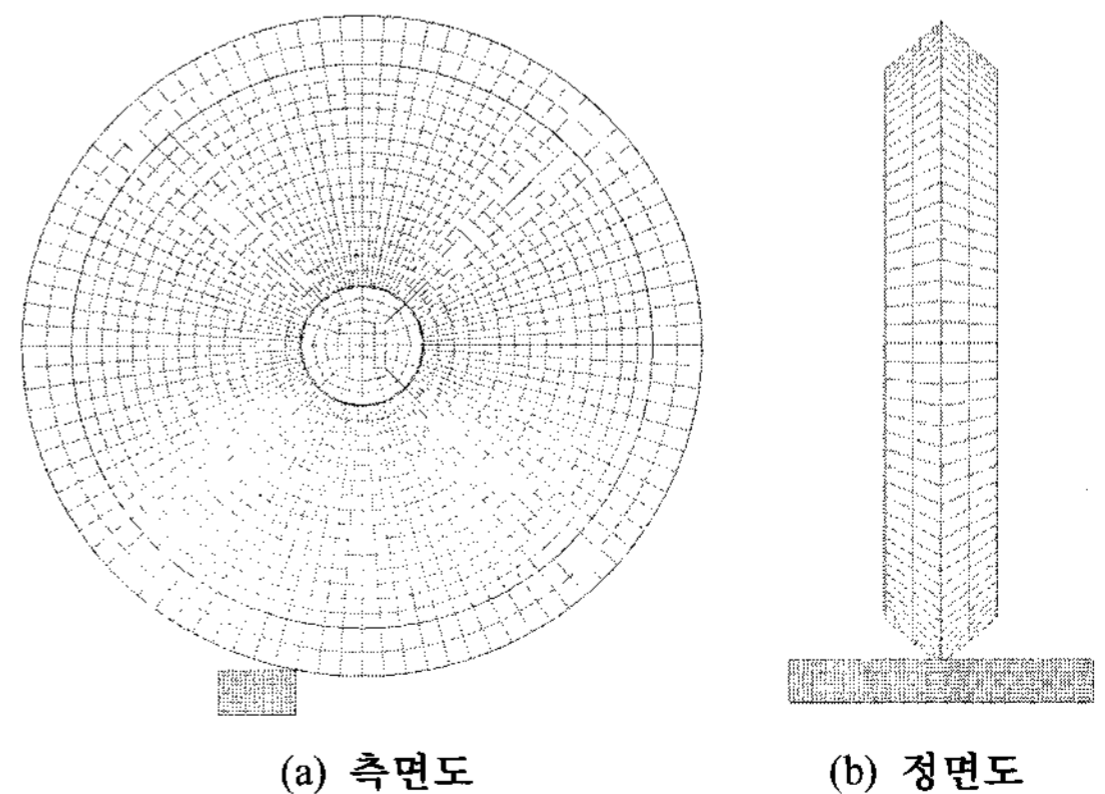


그림 6. 디스크 커터와 암석시료의 요소망 구성

표 3. AUTODYN-3D에서 사용된 절점과 요소의 개수

No.	Part	Outer Disc Cutter	Center Disc Cutter	Total Disc Cutter	Rock Specimen	Sum
Node		9,312	605	9,917	13,266	23,183
Element		5,760	400	6,160	11,220	17,380

진행방향의 힘인 회전력을 획득하였다. 또한 암석의 절삭부피는 제거된 암석질량을 밀도로 나누어 계산하였다.

3. 해석 결과

3.1 디스크 커터의 속도에 따른 영향

커터의 진행속도에 비례하여 해석속도도 증가하기 때문에 효율적인 해석수행을 위하여 수치해석에 앞서 커터의 최적속도를 규명하고자 하였다. 절삭속도가 절삭능력에 뚜렷한 영향을 미치지 않는 현상은 그림 7에서 보는 바와 같이 AUTODYN 수치모델에서도 동일하게 관찰되었다. 하지만 지나치게 빠른 속도로 절삭을 수행하게 되면 디스크 커터의 압입에 의한 절삭보다는 충돌에너지에 의한 파쇄가 주로 발생하게 된다. 그러므로 초기조건으로 결정한 절삭속도 2.0 m/s는 압입에 의한 암석의 절삭 메커니즘을 합리적으로 구현한 것으로 판단된다. 또한 기존 연구(유상화, 2007)의 0.3 m/sec 조건보다 절삭속도를 높게 설정하여 컴퓨터의 구동시간을 단축하여 연

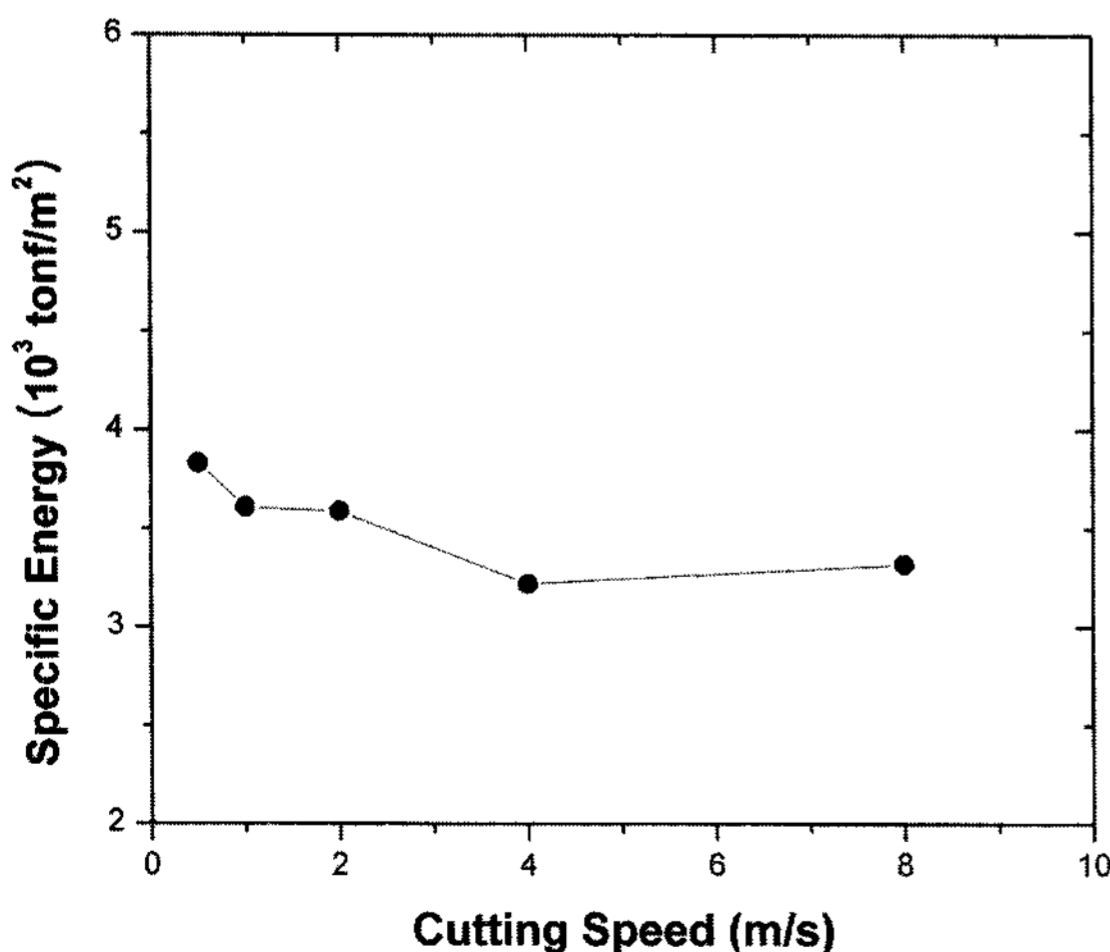


그림 7. 황등화강암 절삭 시 디스크 커터의 속도에 따른 비에너지의 변화

산효율성을 약 6배 정도 향상시킬 수 있었다.

3.2 디스크 커터의 간격에 따른 결과

본 연구에서는 기 수행된 LCM시험결과(장수호 등, 2007)와 수치해석 결과를 비교하기 위해서, 실제 TBM 굴착과정과 유사하게 이전 절삭과정에 의해 손상을 받은 암석면을 모사하기 위한 1차 절삭(first cutting)을 실시한 후 디스크 커터의 좌표변환을 통해서 커터간격(cutter spacing)을 조정하고, 2차 절삭(secondary cutting)을 진행하였다(그림 8). 기 수행된 LCM시험과 동일하게 커터의 압입깊이(penetration depth)를 일괄적으로 4 mm로 설정하였고, 커터간격은 28~72 mm까지 변화시켜가며 총 5회의 수치시험을 수행하였다. 이상의 수행과정을 정리하면 그림 9와 같다. 이상과 같이 수행된 해석결과는 표 4와 같으며, 이를 그래프로 나타내면 그림 10과

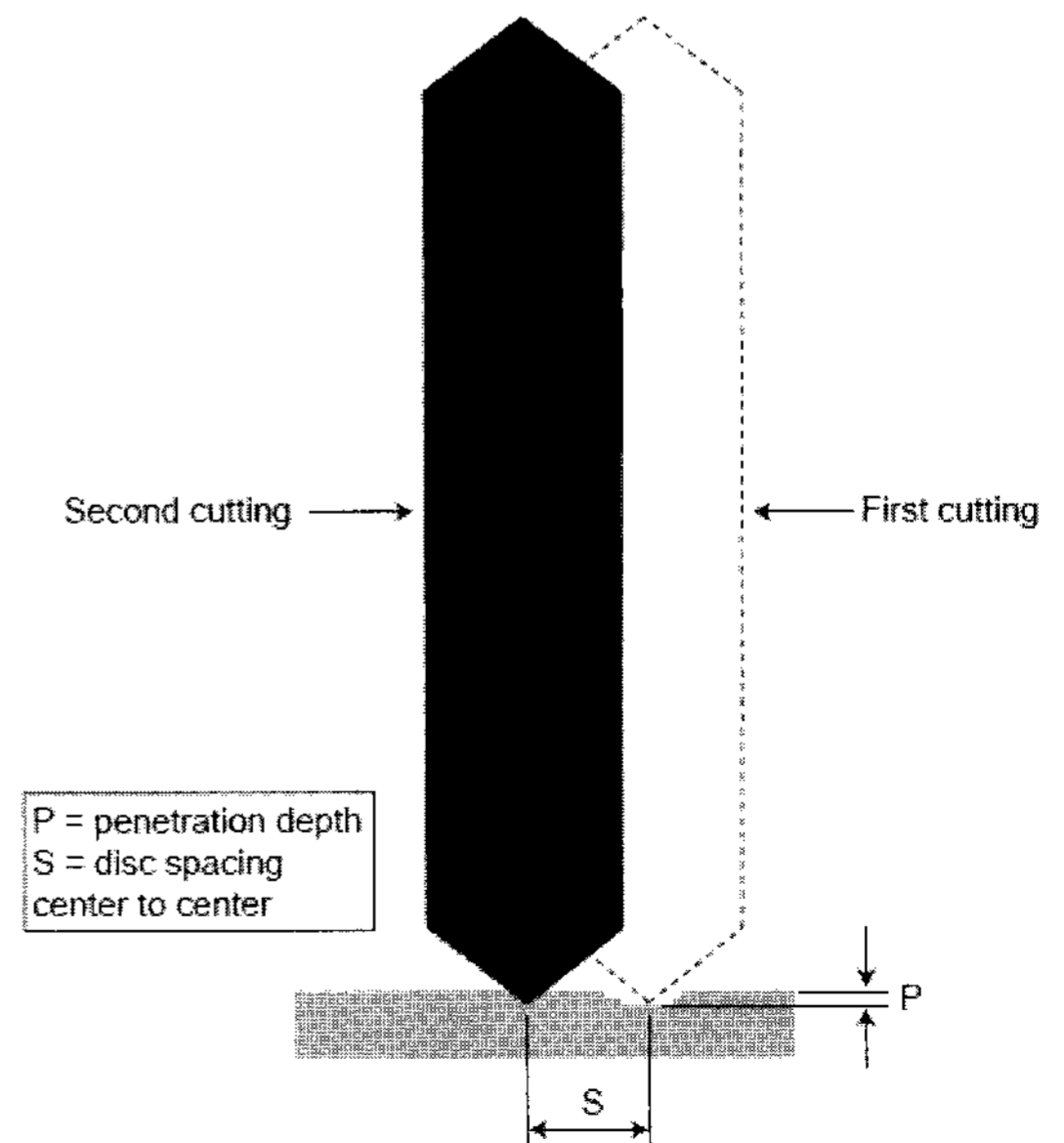


그림 8. 최적 S/P비를 도출하기 위한 디스크 커터의 좌표변환

표 4. LCM시험과 수치해석으로부터 도출된 절삭 비에너지의 비교

Rock type	Spacing (mm)	Penetration depth (mm)	S/P ratio	Specific energy (10^3 tonf/m ²)	
				LCM test	Numerical test
Hwangdeung Granite	28	4	7	3.54	4.07
	40	4	10	3.22	3.98
	48	4	12	3.42	3.40
	60	4	15	3.56	3.48
	72	4	18	3.45	3.55
Macheon Granite	28	4	7	5.12	3.90
	40	4	10	3.46	3.02
	48	4	12	3.92	2.78
	60	4	15	3.60	2.70
	72	4	18	-	2.62
	84	4	21	-	2.80
Hudong Granite	28	4	7	4.36	5.12
	40	4	10	3.79	4.87
	48	4	12	3.2	4.72
	60	4	15	3.36	4.82
	72	4	18	3.51	4.79
Sungnam Granite	28	4	7	5.89	4.65
	40	4	10	4.35	3.92
	48	4	12	4.08	3.74
	60	4	15	4.19	3.62
	72	4	18	-	3.68
	84	4	21	-	3.78
Paldang Granite	28	4	7	3.93	5.53
	40	4	10	2.83	5.11
	48	4	12	2.41	4.65
	60	4	15	2.28	4.51
	72	4	18	2.80	4.54
	84	4	21	-	4.56
Yeongwol Limestone	28	4	7	4.79	4.67
	40	4	10	3.83	3.64
	48	4	12	2.29	3.44
	60	4	15	-	3.59
	72	4	18	2.22	3.62
	80	4	20	2.38	3.69
Busan Granite	28	4	7	-	6.33
	40	4	10	-	5.64
	48	4	12	1.54	5.06
	60	4	15	1.50	5.52
	72	4	18	1.46	5.71
	80	4	20	1.59	6.10
Busan Tuff	28	4	7	-	7.58
	40	4	10	-	7.80
	48	4	12	2.24	6.40
	60	4	15	1.79	6.22
	72	4	18	1.84	6.13
	80	4	20	1.97	6.22

표 5. LCM시험과 수치해석으로부터 도출된 최적 S/P비

Rock type	LCM test		Numerical test	
	Optimum S/P ratio	Specific Energy (tonf/m ²)	Optimum S/P ratio	Specific Energy (tonf/m ²)
Hwangdeung Granite	11	3.32	15	3.47
Machon Granite	13	3.50	15	2.57
Hudong Granite	14	3.28	14	4.74
Sungnam Gneiss	13	4.08	16	3.55
Paldang Gneiss	14	2.30	17	4.46
Yeongwol Limestone	17	2.20	15	3.38
Busan Granite	16	1.46	14	5.26
Busan Tuff	17	1.84	19	6.12

같다. LCM시험과 수치해석으로부터 도출된 최적 S/P비는 표 5에 정리하였다.

4. 결과 분석

실제 LCM시험결과와 마찬가지로 수치모델을 적용한 경우에도 특정 S/P조건에서 비에너지가 최소가 되는 2차함수 형태의 그래프를 얻을 수 있다. 하지만 LCM시험결과에 비해 상대적으로 비에너지의 편차가 작았으며, 일부 암석모델의 경우에는 수치해석 결과와 실제 시험결과가 차이를 보였다. 이러한 수치모델의 특성 및 LCM시험결과와의 차이점에 대해 다음과 같이 분석하였다.

4.1 경계조건의 영향

실제 시험에서는 철제프레임의 제한적인 강성, 커터축의 상하좌우 진동, 암석내부 기존 절리와 균열 등과 같은 다양한 변수가 존재한다. 하지만 수치해석 상에서는 명확한 경계조건을 사용함으로써 실제 시험결과에 영향을 미치는 가변적 경계조건들이 일괄적으로 배제된다. 따라서 실제 LCM시험에 비해 예측하지 못한 영향요인이 현저히 줄어들기 때문에 커터간격에 따른 비에너지의 편차가 감소하는 것으로 판단된다.

4.2 재료 특성의 영향

실제 LCM시험에서는 절삭 후 암석표면은 매우 거칠고 디스크 커터 좌우로 전파한 균열의 폭도 편차가 크다. 하지만 수치해석에서는 디스크 커터를 중심으로 좌우로

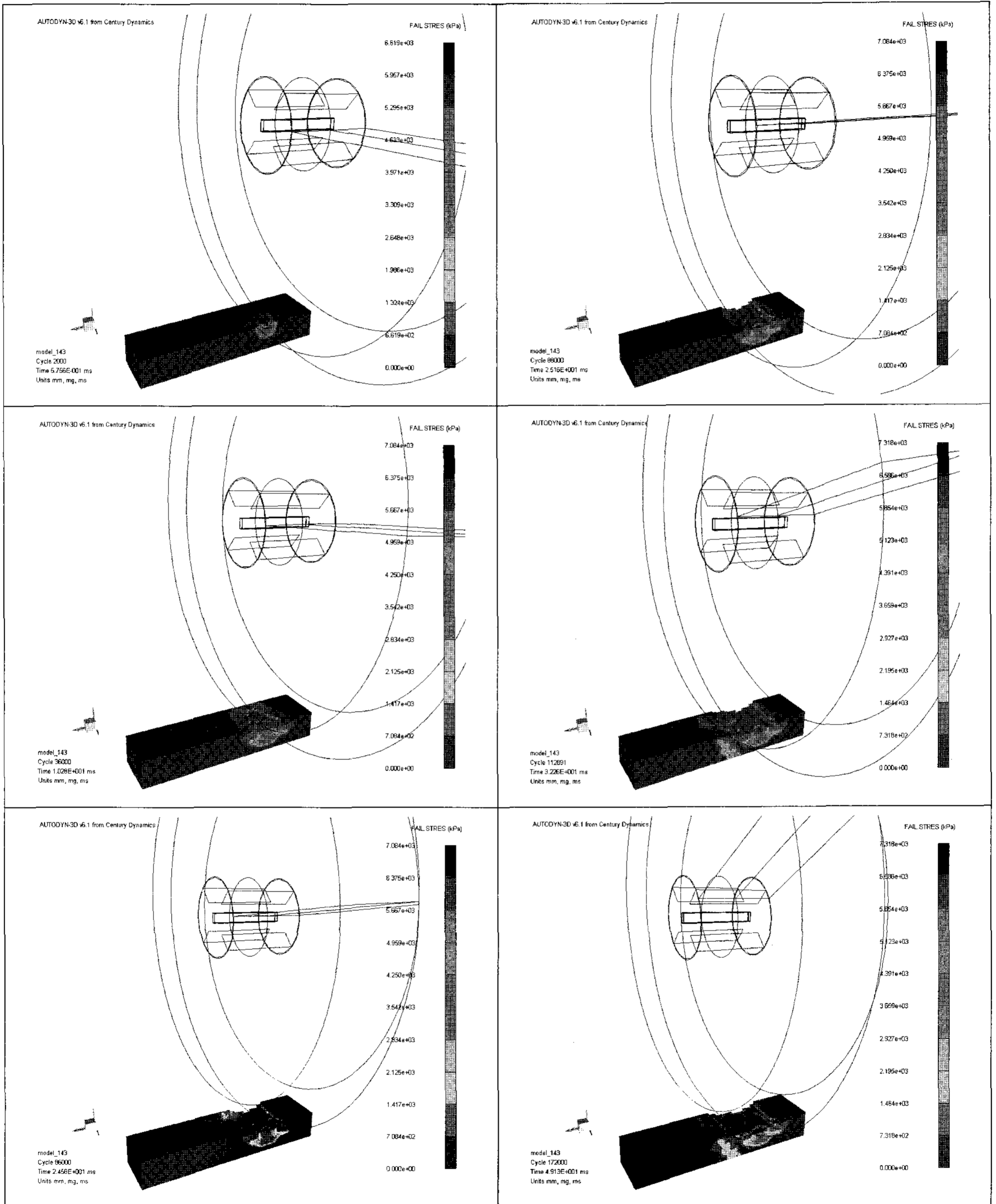
일정하게 암석모델이 절삭되는 현상이 관찰된다. 이것은 수치 암석모델이 균질한 등방성 재질로 모델링되었기 때문이다. 예를 들어, 미세한 절리와 편리가 발달해 있는 석회암이나 편마암, 그리고 풍화도가 비교적 높았던 부산화강암의 경우에서 수치모델 결과보다 실제 LCM시험으로부터 얻어진 비에너지가 현저히 낮다는 것을 확인할 수 있다.

이는 불연속면이 발달한 암석일수록 TBM의 절삭효율이 증가하는 경향이 있기 때문에 이러한 이유로 인해 비에너지가 낮게 얻어진 것으로 판단된다. 따라서 TBM 장비의 굴진성능을 보다 정확히 예측하기 위해서는 향후 불연속 암반과 이방성 암반에 대한 절삭성능의 수치해석 기법에 대한 보완연구가 지속적으로 진행되어야 할 것으로 사료된다.

4.3 시험기 강성의 영향

디스크 커터의 회전하중을 모델링할 때, AUTODYN 상에서는 디스크 커터의 수직변위와 수평변위를 경계조건으로써 완벽히 제어할 수 있다. 실제 LCM시험에서는 철제프레임이 일정한 강성으로 디스크 커터를 지지해주고 있는데 반해, 수치해석 상에서 수직변위를 구속해주는 경계조건을 적용하게 되면 무한대의 강성으로 디스크 커터를 지지해주는 효과가 나타나게 된다. 이로 인해 변형률 에너지(strain energy)의 축적으로 인한 과도한 취성파괴(Hudson 등, 1997)가 사전에 예방되므로 암석모델이 상하좌우로 균일하게 제거되는 현상이 수치해석 도중 지속적으로 관찰된다.

이러한 현상으로 인해 인장균열의 전파가 실제 LCM



(a) 1차 절삭

(b) 2차 절삭

그림 9. 디스크 커터의 좌표변환을 통한 암석의 수치적 절삭시험 과정

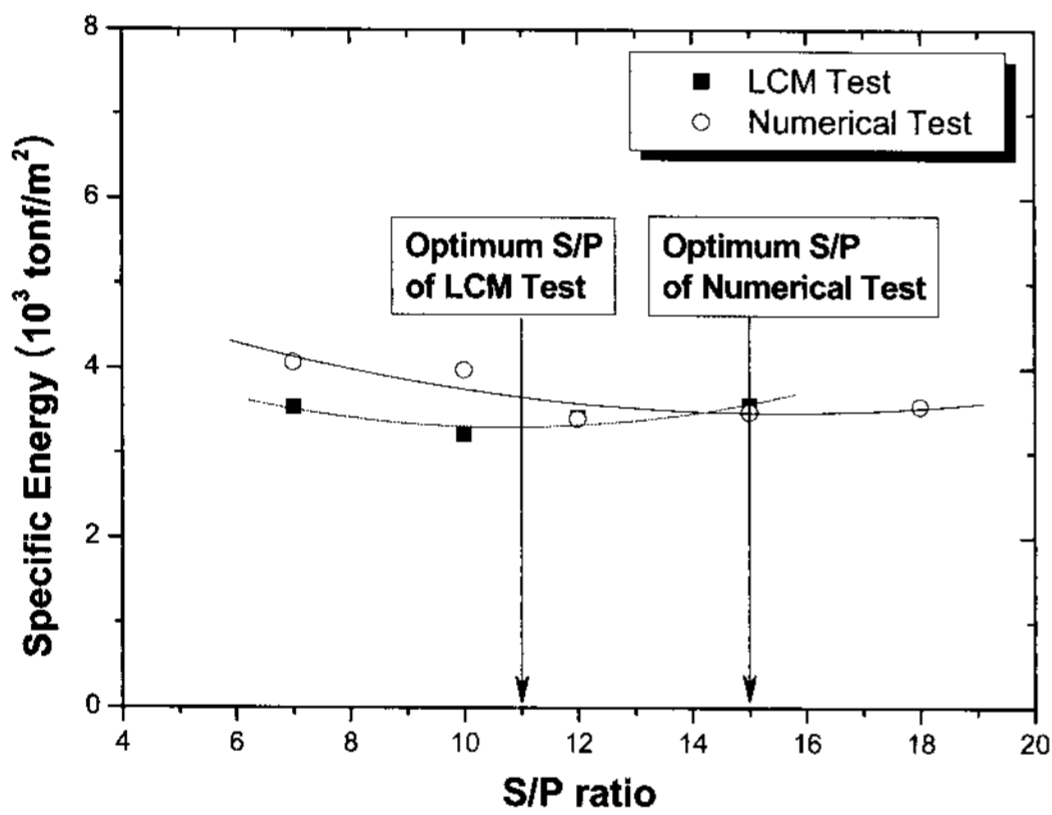
시험에서보다 좁은 영역에서 발생하였다. 이런 수치해석 상의 절삭 메커니즘 때문에 커터의 회전력이 커터간격에 민감하지 못한 결과로 이어져 전체적으로 편차가 작은 비에너지 그래프가 도출된 것으로 판단된다.

하지만 현장에서 사용되는 TBM 면판과 후속 유압실린더의 강성이 LCM시험기의 프레임 강성에 비해 훨씬 높은 값을 유지하도록 설계되어 있다는 사실을 고려한다면, 수치해석의 경계조건을 활용하여 높은 강성조건을 유지하는 방법이 실제 TBM의 굴착성능 예측에 있어 합리적인 경계조건을 제공할 수 있을 것으로 판단된다.

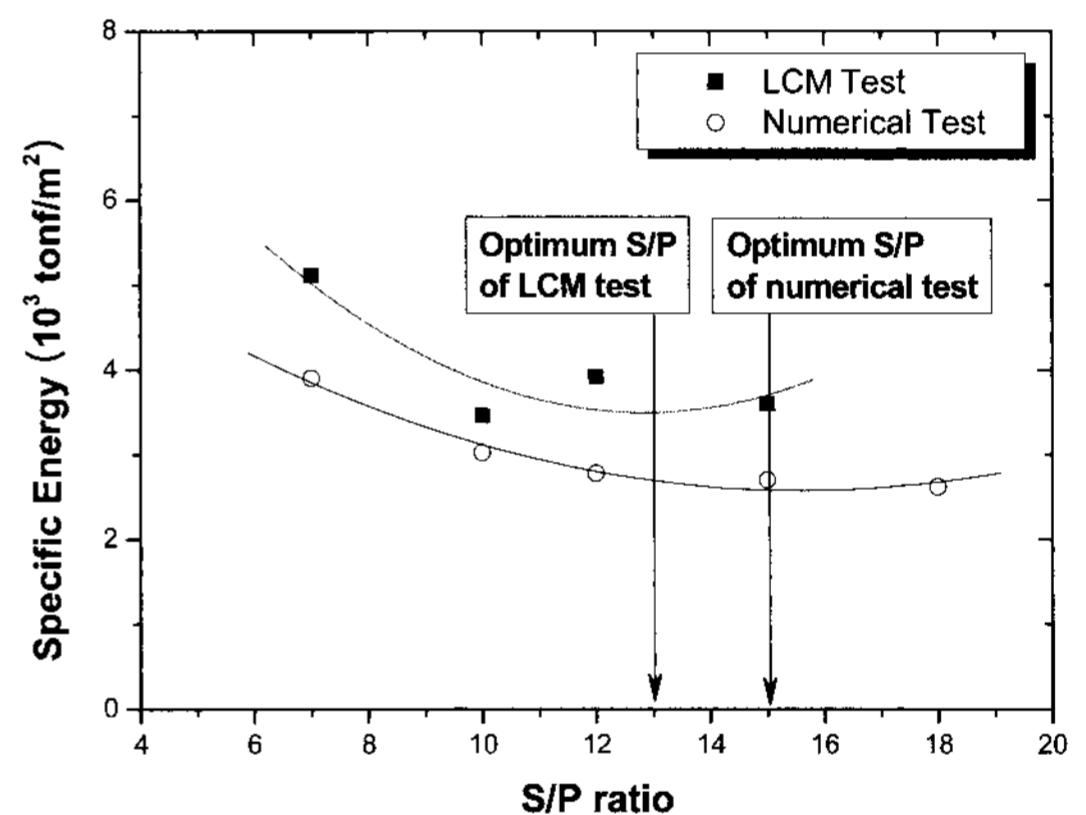
4.4 시험횟수의 영향

그림 10(c), 그림 10(e), 그림 10(f)에서는 5가지 S/P

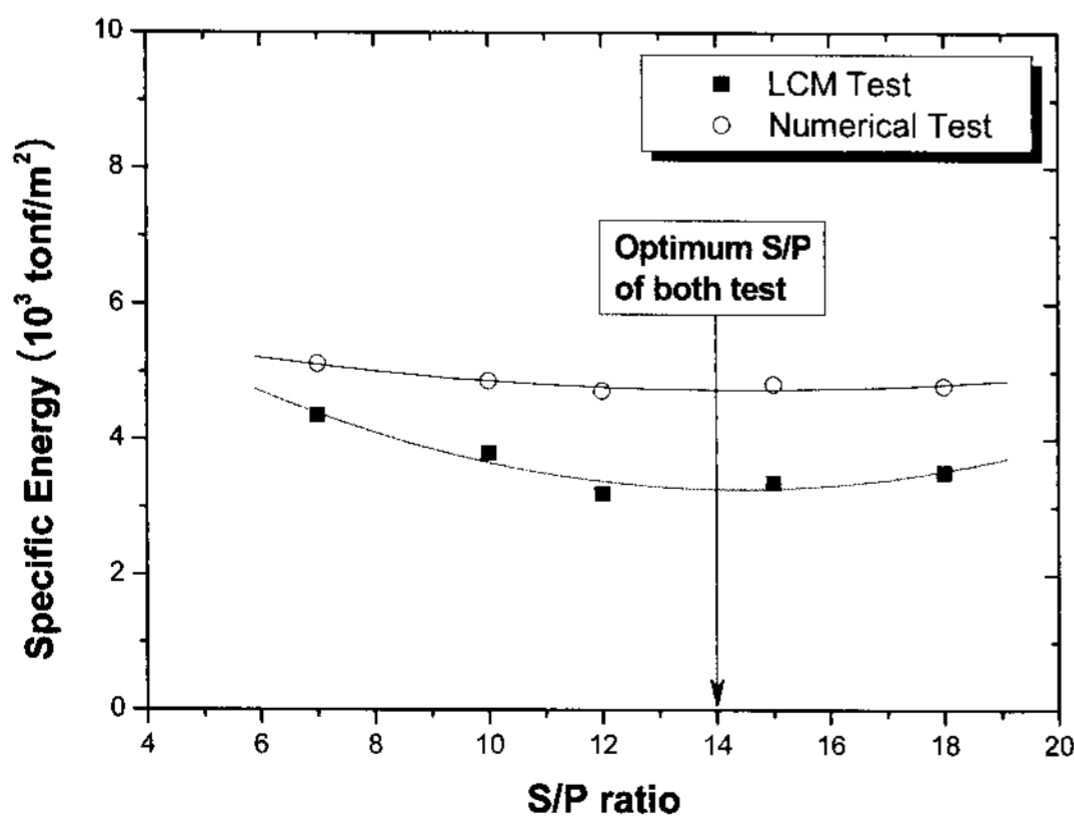
조건에 대하여 LCM시험이 수행되었지만, 그림 10(a), 그림 10(b), 그림 10(d), 그림 10(g) 및 그림 10(h)에서는 4가지 조건에 대해서만 시험을 수행하였다. 즉, 4회의 시험만으로 2차원 함수로 회귀하여 최적 S/P조건을 예측하였기 때문에 정확한 회귀분석이 어려웠던 것으로 판단된다. 예를 들어, 그림 10(a)의 황등화강암과 그림 10(b)의 마천화강암의 경우에는 비에너지가 최소치에 도달한 후 다시 증가하는지 혹은 감소하는지에 대한 정보가 불분명하였다. 즉, LCM시험결과로부터 최소 비에너지 값을 명확하게 판단할 수 없었기 때문에, 최적 S/P 조건의 범위가 불명확하였던 것이다. 따라서 보다 다양한 S/P 조건에 대해 LCM시험이 추가적으로 수행되어야 더욱 정확한 정보를 획득할 수 있었지만, 시간적 제



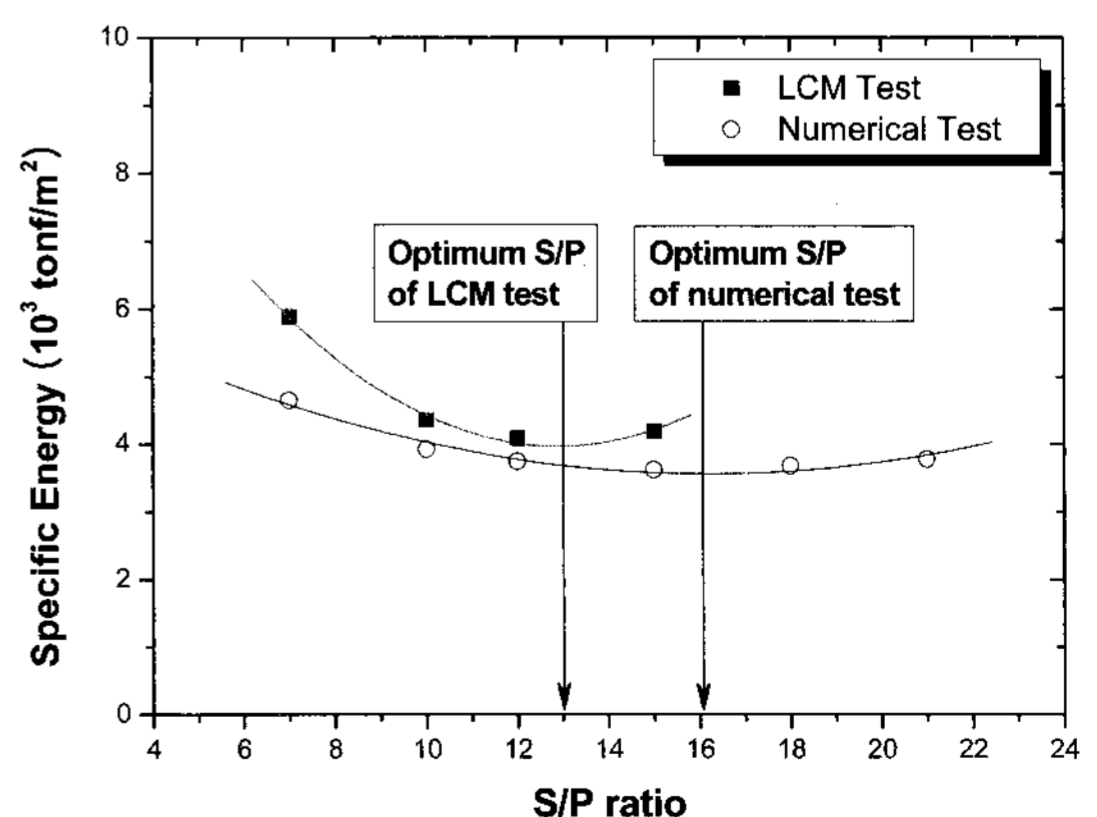
(a) 황등화강암



(b) 마천화강암

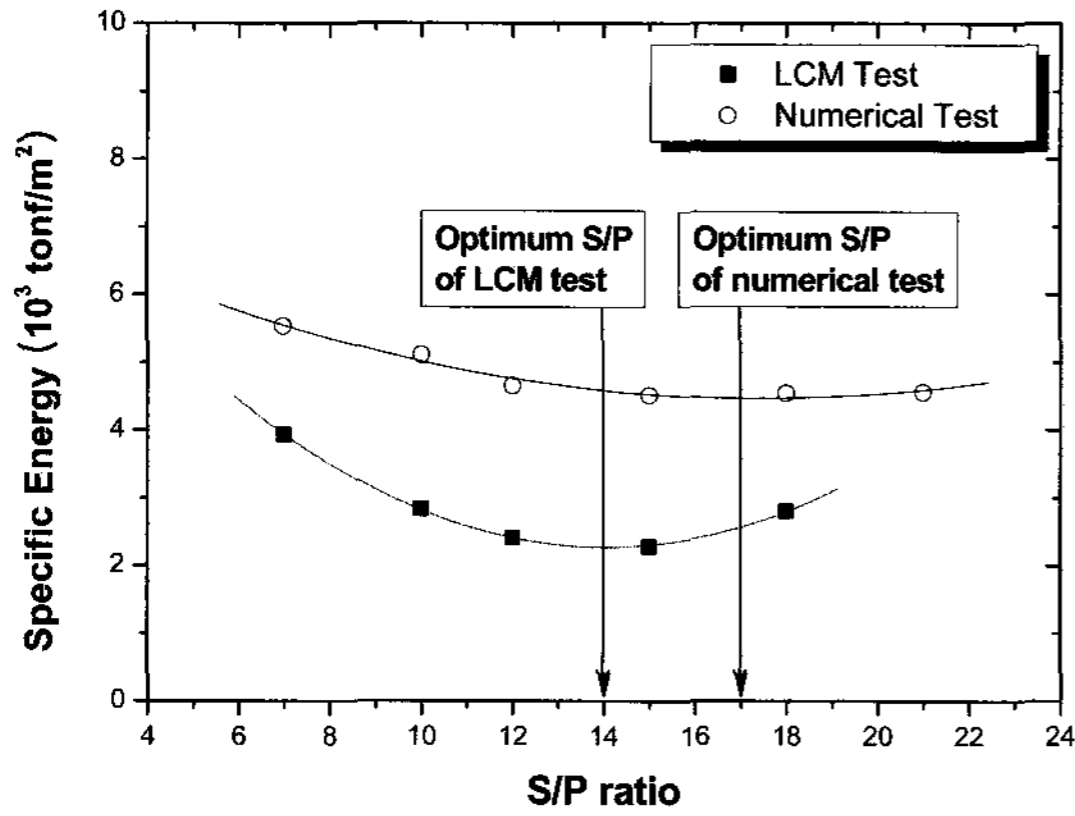


(c) 후동화강암

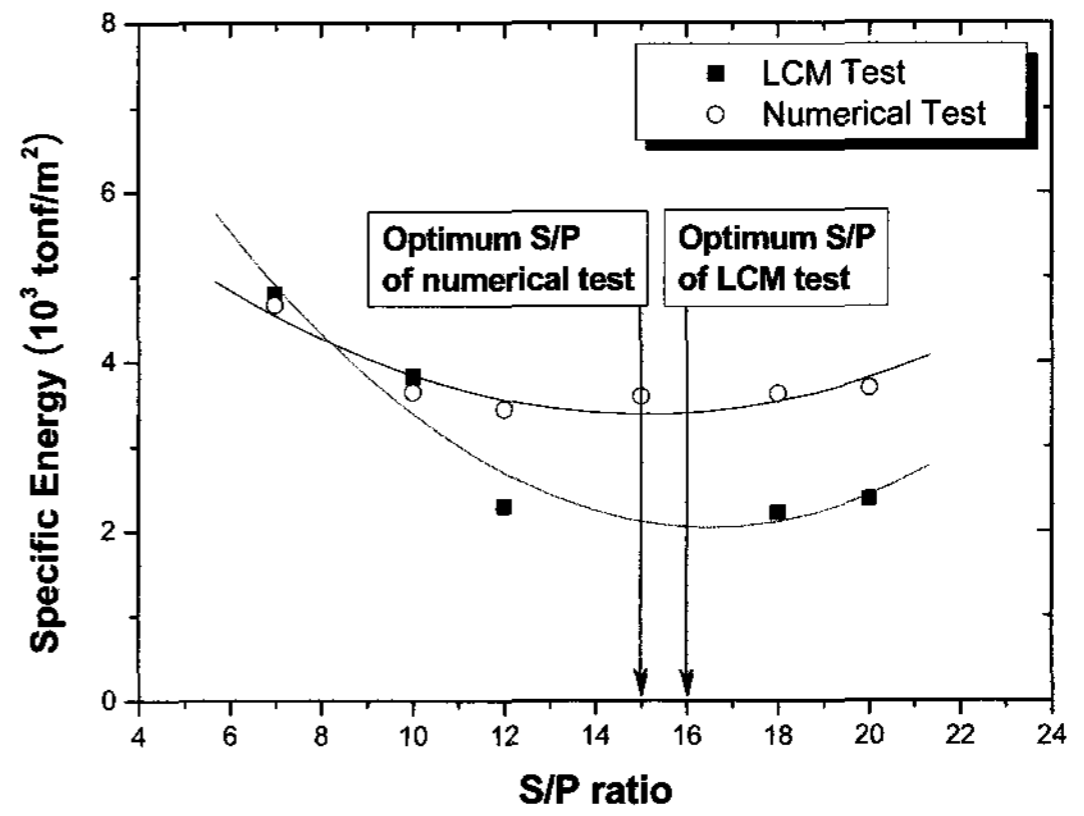


(d) 성남편마암

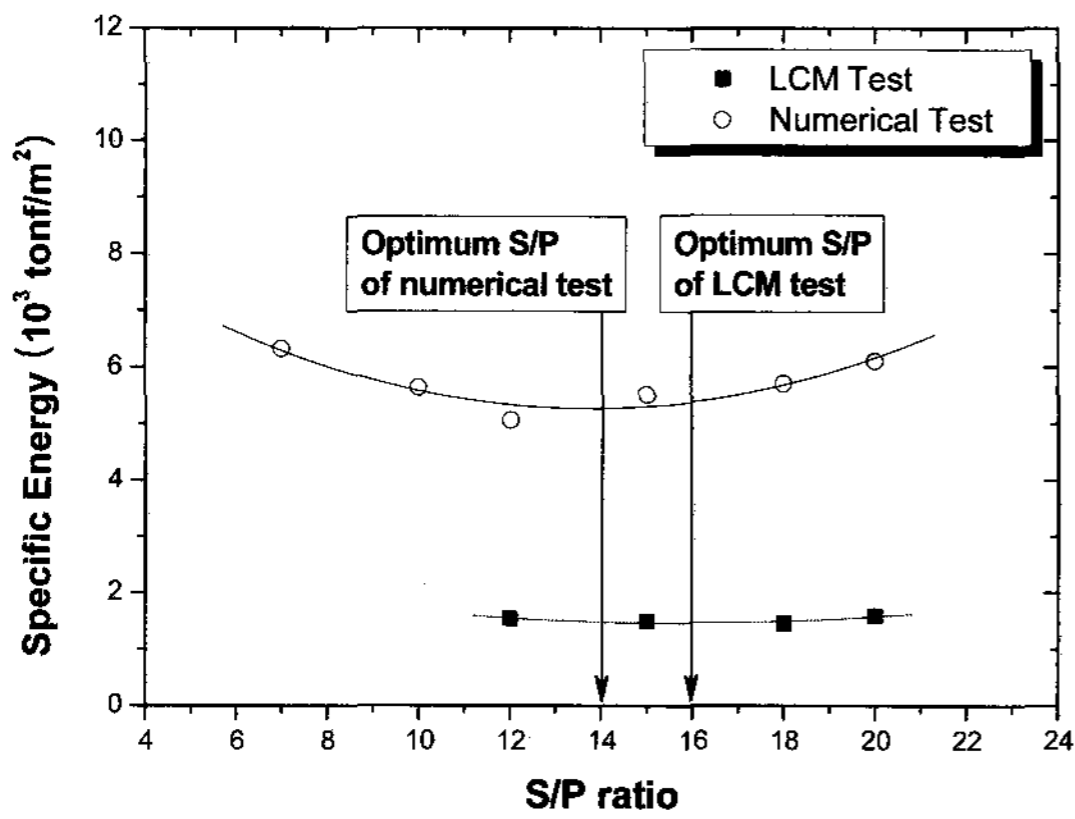
그림 10. S/P 조건에 따른 비에너지의 변화 양상



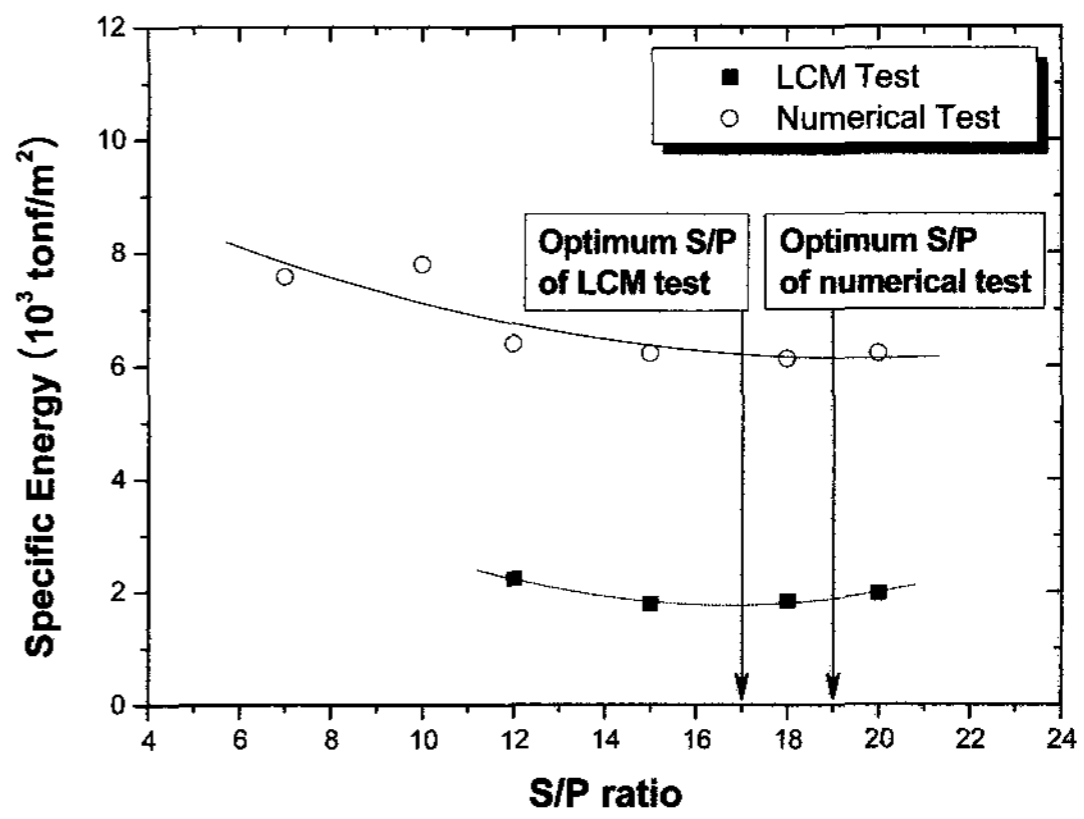
(e) 팔당편마암



(f) 영월석회석



(g) 부산화강암



(h) 부산응회암

그림 10. S/P 조건에 따른 비에너지의 변화 양상 (계속)

약과 한정된 암석시료로 인하여 LCM시험횟수를 늘리는 것이 현실적으로 어려웠다.

반면, 수치해석에서는 디스크 커터를 좌표평면으로만 변환해주면 되기 때문에 많은 S/P 조건에 대한 수치모사가 가능하였다. 이러한 S/P 조건의 차이로 인해 LCM시험에 비해 수치해석 상의 최적 S/P비가 대체적으로 높은 값으로 추정될 수 있는 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 경제적이고 효율적으로 TBM 디스크 커터에 의한 암석절삭과정을 모사하여 최적의 절삭조건을 도출하기 위한 수치해석적 연구를 수행하였다. 이상의 연

구로부터 얻어진 주요 결론을 요약하면 다음과 같다.

- (1) 본 연구에서 결정한 절삭속도 2.0 m/s는 압입에 의한 암석의 절삭 메커니즘을 합리적으로 구현하는 동시에 기존연구의 0.3 m/s의 속도에 비해 컴퓨터 연산 효율성을 약 6배 정도 향상시킬 수 있는 것으로 판단되었다.
- (2) AUTODYN-3D를 이용하여 디스크 커터와 암석을 모델링하여 해석을 수행한 결과, 수치해석과 LCM 시험에서 도출된 최적 절삭조건은 대체로 일치하여, 시간적인 제약과 암석시료의 개수가 제한된 경우에도 본 연구에서 제안한 수치모델링 과정에 의해 합리적인 최적 절삭조건을 도출할 수 있을 것으로 판

단되었다. 단, 수치해석 결과와 LCM시험결과가 일부 차이를 보인 이유는 LCM시험 상의 구속조건과 수치해석상의 경계조건에 대한 차이에 기인한 것으로 분석되었다. 따라서 실제시험과 수치시험의 장단점을 상호 보완한다면 보다 합리적인 TBM 설계 시스템을 구축할 수 있을 것으로 사료된다.

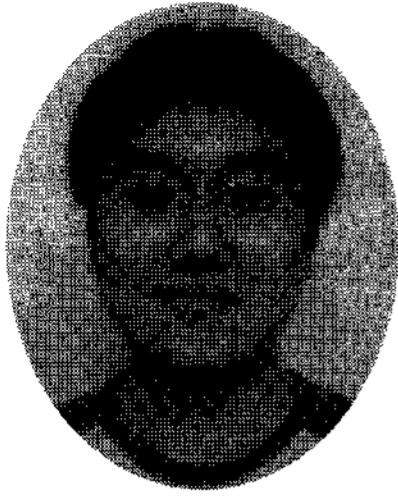
- (3) 본 연구에서 개발한 수치모델은 등방성 암석에는 적용성이 매우 높았던 반면, 절리가 존재하거나 이방성을 가지는 암석의 경우에는 LCM시험결과에 비해 비에너지가 다소 크게 산출되었다. 이상의 결과는 등방성 재질로 암석을 모델링했기 때문에 절리나 편리에 따른 절삭효율의 변화가 반영되지 못한 결과로 사료된다. 따라서 이방성 암석 및 불연속면을 포함한 암석의 수치모델 개발에 대한 추가적인 연구가 수반되어야 할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 건설교통부의 건설핵심기술연구개발사업(과제번호: 04핵심기술A01-07)의 일환으로 수행되었습니다. 연구과제의 참여기업으로서 연구에 협조해주신 (주)희송지오텍 관계자 여러분과 프로그램 구동에 관해 도움을 주신 프리즘(주) 관계자 여러분께 깊이 감사드립니다.

참고문헌

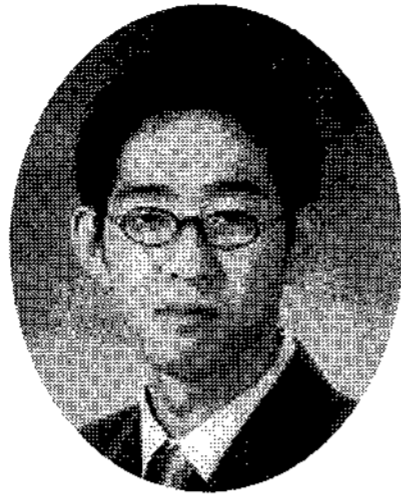
1. 건설교통부 (2007), 건설핵심기술연구개발사업 “급속터널 기계화 시공을 위한 최적 굴착 설계모델 개발”, 연구보고서, pp. 168-213.
2. 박관인, 장수호, 최순욱, 전석원 (2006), “선형절삭시험에 의한 TBM 디스크 커터의 최적 절삭조건 예측”, 한국암반공학회 2006 춘계학술발표회 논문집, pp. 217-236.
3. 백승한 (2003), “TBM 커터 관입에 의한 암석 파쇄의 수치해석적 연구”, 터널과 지하공간, 제13권 제6호, pp. 444-454.
4. 유상화 (2007), TBM에 사용되는 디스크 커터에 의한 암석절삭에 관한 연구, 공학석사학위논문, 서울대학교, pp. 64-90.
5. 유상화, 조정우, 전석원, 장수호 (2007), “동적 파괴모델링에 의한 TBM 디스크 커터의 최적 간격 추정”, 한국암반공학회 2007 춘계학술발표회 논문집, pp. 337-350.
6. 장수호, 최순욱, 배규진, 전석원 (2007), “디스크 커터를 장착한 TBM 커터헤드의 최적 설계모델 도출을 위한 영향인자 분석”, 대한토목학회논문집, 제27권 제1C호, pp. 87-98.
7. 한국암반공학회 (2005), 암반공학 수치해석, 건설정보사, pp. 37-75.
8. 한국터널공학회 (2001), 부산지하철 230공구 쉐드터널 현장 기술자문 최종보고서, pp. 176-202.
9. Century Dynamics (2003), AUTODYN theory manual, pp. 162-207.
10. Chang, Soo-Ho, Choi, Soon-wook, Bae, Gyu-Jin and Jeon, Seokwon, 2006, Performance prediction of TBM disc cutting on granitic rock by the linear cutting test, Tunnelling and Underground Space Technology, 21 (2006), pp. 271.
11. Chen, W.F. and Han, D.J. (1988), Plasticity for structural engineers, Springer-Verlag, pp. 46-401.
12. Gong, Q.M., Zhao, J. and Jiao, Y.Y. (2005), “Numerical modeling of the effects of joint orientation on rock fragmentation by TBM cutters”, Tunnelling and Underground Space Technology, 20, pp. 183-191.
13. Hood, M., Roxborough, F.F. and Salamon, M.D.G. (1989), A review of non-explosive rock breaking, HDRK Mining Research Ltd., pp. 11-41.
14. Hudson, J.A. and Harrison, J.P. (1997), Engineering rock mechanics, Elsevier Science Inc., pp. 89-92.
15. Johnson, G.R. and Cook, W.H. (1985), “Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures”, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 21, No. 1, pp. 31-48.
16. Roxborough, F.F. and Phillips, H.R. (1975), “Rock excavation by disc cutter”, International Journal of Rock Mechanics and Mining Science and Geomechanics Abstract, Vol. 12, pp. 361-366.
17. Snowdon, R.A., Ryley, M.D. and Temporal, J. (1982), “A study of disc cutting in selected British rocks”, International Journal of Rock Mechanics and Mining Science and Geomechanics Abstract, Vol. 19, pp. 107-121.
18. Stassi-d’Alia, F. (1967), Flow and fracture of materials according to a new limiting condition of yielding. Meccanica, 3, pp. 178-195.



조 정 우

서울대학교
에너지시스템공학부
박사과정

E-mail: cho79@snu.ac.kr



유 상 화

GS건설
사원

E-mail: shyu01@gsconst.co.kr



전 석 원

서울대학교
에너지시스템공학부
부교수

E-mail: sjeon@snu.ac.kr



장 수 호

한국건설기술연구원
지하구조물연구실
책임연구원

E-mail: sooho@kict.re.kr
