

# 동적 파괴모델링에 의한 TBM 디스크 커터의 최적 절삭간격 예측

유상화<sup>1</sup>, 장수호<sup>2</sup>, 조정우<sup>3</sup>, 전석원<sup>4\*</sup>

## Estimation of the optimum TBM disc cutter spacing by the dynamic fracture modeling

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

**Abstract** It is of great importance to determine the optimum cutter spacing in TBM. In order to determine the optimum cutter spacing, a series of cutting tests by linear cutting machine (LCM) are performed with changing cutter space. This study showed that a numerical method for estimating the optimum cutter spacing could be developed by AUTODYN-3D in order to overcome the limitation of LCM test. By using this method, the optimum cutter spacing of Hwangdeung granite was estimated.

**Keywords:** LCM, optimum cutter spacing, Autodyn-3D

**요 지** TBM 장비에서 최적의 커터간격을 결정하는 것은 매우 중요하다. 실제로 이러한 최적 커터간격은 커터간격을 변화시켜가며 수 회의 선형절삭시험(LCM시험)을 수행하여 이를 통해 얻어진 절삭 비에너지를 비교함으로써 도출될 수 있다. 본 연구에서는 AUTODYN-3D를 이용하여 실제 선형절삭시험을 수행하지 아니하더라도 최적 커터간격을 예측할 수 있는 수치해석적 기법을 제시하였으며, 본 기법을 황등화강암에 적용하여 최적 커터간격을 예측하였다.

**주요어:** 선형절삭시험기, 최적 커터간격, Autodyn-3D

### 1. 서 론

전단면 터널굴착장비(TBM, tunnel boring machine)를 이용하여 암반을 굴착할 때, 굴착성능은 TBM의 동력 및 운용방식, 굴착암반의 등급, TBM에 장착된 디스크 커터의 크기 및 배열과 같은 영향인자들에 의해 결정된다. 특히 TBM 면판에 장착된 디스크 커터는 그 배열에 있어서 최상의 절삭효율을 가지는 커터간격이 존재한다. 이를 최적 커터간격이라고 하는데, 일반적으로 최적 커터간격은 다양한 커터간격 및 압입깊이에 대한 선형절삭시험을 수행하여 산출된 절삭 비에너지의 비교를 통하여 도출할 수 있다(박관인 외, 2006; 유상화, 2007; 유상화 외, 2007). 하지만 선형절삭시험은 선형절삭시험기(LCM, Linear cutting machine)를 이용하여 약 100×100×50 cm의 암석시료를 이용해야 되는 실험대형 절삭시험이기 때문에 대형시편의 채취가 어렵고 시험비가 과

도하게 소요되는 등의 현실적인 제약이 따른다.

따라서 본 연구에서는 이러한 선형절삭시험의 현실적 제약점들을 극복하기 위하여 디스크 커터의 암석절삭 메커니즘을 규명하고, 이를 기반으로 디스크 커터의 암석절삭을 수치해석적으로 모사하여 실제 시험을 수행하지 않는 경우에도 최적 커터간격을 예측할 수 있는 방법을 제시하였다.

### 2. 디스크 커터의 암석절삭 메커니즘

디스크 커터를 이용한 암석절삭은 암석을 일정 깊이로 절삭하도록 제어해주는 추력과 커터를 회전시키는 회전력이 디스크 커터에 작용하여 암석을 절삭하는 메커니즘을 가지고 있다. 먼저 Fig. 1에서 단일 커터의 절삭과정을 살펴보면, 디스크 커터의 압입에 따라 커터 하부의 암석에는 집중하중이 발생하게 되고 이로 인해 커터 직하부 암석은 미세한 분진 형태로 파쇄된다. 이러한 집중하중은 암석 내부와 커터 주변의 암석으로 하중을 분산·전달하는 시발점의 역할을 하고, 암석 내부의 분쇄에 따른 파쇄영역의 형성에 영향을 미친다. 발생된 파쇄영역의 정확한 형태와 압력분포는 아직 알려진 바 없

<sup>1</sup>GS건설 사원

<sup>2</sup>한국건설기술연구원 국토지반연구부 책임연구원

<sup>3</sup>서울대학교 에너지시스템공학부 대학원생

<sup>4</sup>서울대학교 에너지시스템공학부 교수

\*교신저자: 전석원 (sjeon@snu.ac.kr)

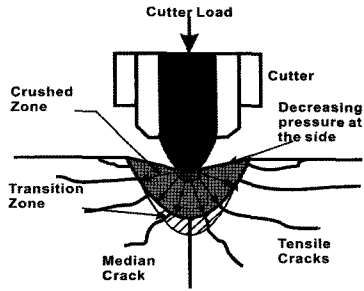


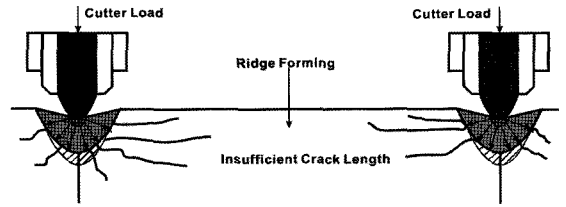
Fig. 1. The crushed zone under disc cutter (Rostami & Ozdemir, 1993)

나 집중하중을 받는 부위로부터 응력이 분산·전달되면서 파쇄된 암석 조각의 크기는 커터와 멀어질수록 증가하는 형태로 존재하게 된다.

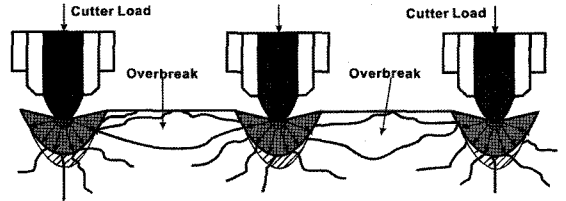
이렇게 형성된 파쇄영역은 커터로부터 받은 집중응력을 암석 내로 전달하여 암석 내부에 균열을 전파하는 핵심적인 역할을 한다. 하지만 파쇄영역의 과도한 증가는 분진량과 암석 분쇄에 필요한 에너지 증가로 이어지므로 효율적인 절삭을 수행하기 위해서는 파쇄영역의 크기를 줄이는 것이 유리하다.

이러한 디스크 커터의 암석절삭 메커니즘을 파괴역학적 관점에서 살펴보면 다음과 같다. 암석 내부 균열의 전파는 표면 에너지가 최소인 방향으로 전파가 이루어진다. 또한 균열 전파는 응력확대계수가 임계값 이하로 떨어지거나 균열이 자유면과 만날 때까지 계속된다. 이 연구에서는 균열의 생성과 전파는 파괴역학적 원리와 절삭 메커니즘에 따라 인장 파괴 모드(Mode I)로 파괴가 진행된다고 가정하였다. 하지만 실제 균열이 전파되면서 자유면과 만나 형성되는 암석파편은 상당한 전단 응력을 받게 된다. 그러므로 암석절삭 메커니즘에 있어 형성되는 균열의 전파는 인장과 전단 파괴 모드의 혼합 모드로 고려하는 것이 합리적이다(Rostami & Ozdemir, 1993).

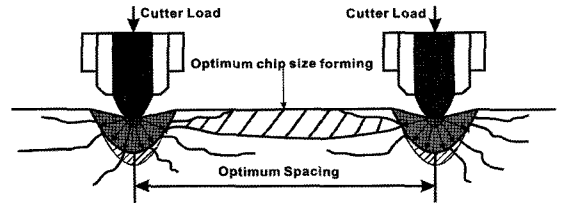
그러나 이러한 단일 커터의 절삭만으로는 높은 절삭 효율을 기대하기 힘들다. 그러므로 암석절삭 효율을 높이기 위해서는 인접한 커터와의 상호작용에 의한 절삭을 고려해야 한다. Fig. 2에서 보여주듯이 인접한 절삭에 의해 생성된 균열들은 자유면과 만나거나 또 다른 인접한 커터에서 생성된 균열과 만날 때 암석의 파편이 형성되는 과정이 발생하게 되며, 이 과정이 디스크 커터



(a) Ridge due to insufficient pressure and short length of crack



(b) Overbreak due to excessive loading and longer cracks



(c) Normal cutting with optimum crack length and direction

Fig. 2. Chip formation under different conditions

에 의한 암석절삭에서 가장 중요한 부분이다. 또한 인접한 절삭들 간의 상호작용은 커터 하중에 따라 절삭간격뿐만 아니라 생성되는 균열의 각도와 확장에 따라 영향을 받아 모든 방향으로 파편이 형성되기 때문에 적절한 커터 간격을 유지해야 최적의 절삭효율을 발휘할 수 있다.

만약 두 커터 사이의 균열이 이어지지 않을 정도로 커터간격이 넓거나 커터하중이 작으면 커터 주변의 암석 표면에서 삼각형 형상의 파편이 생성되고, 두 커터 사이의 비파쇄대가 형성된다. 이렇게 생성된 파편과 비파쇄대는 파쇄 영역의 압력을 감소시키고 다른 절삭 방향으로의 균열의 전파를 방해하여, 인접한 커터 사이의 효율적인 균열 전파로 이어지지 못해 절삭효율을 떨어뜨리는 효과를 초래한다(Fig. 2(a)). 반면, 커터간격이 좁거나 커터하중이 커터간격보다 상대적으로 클 경우에는 파쇄영역으로부터 암석 내부로 형성된 균열이 인접한 커터에서 생성된 균열과 압입깊이보다 깊이 연결되어 여굴을 형성하게 된다(Fig. 2(b)). 이러한 절삭 조건하에서 형성된 파편과 비파쇄대 및 여굴은 암석절삭시 비효

율적인 응력전달현상을 발생시켜 절삭효율을 떨어뜨리는 작용을 한다(Fig. 2(c)). 그러므로 효율적인 절삭을 수행하기 위해서는 커터하중과 커터간격을 적절히 조절하여 인접한 커터의 직하부에서부터 전파된 균열들이 최단거리로 연결되도록 해야 한다. 이런 이유로 콜로라도 광산대학(Colorado School of Mines)에서는 인장균열전파, 최적 커터하중 및 최적 커터간격과 관련하여 디스크 커터의 굴진성능을 평가하기 위한 기본 입력자료로 압축강도와 인장강도를 고려하고 있다. 이는 압축강도가 커터하부의 집중하중으로 인한 암석의 파쇄영역 형성과 압입깊이에 영향을 미치고, 인장강도는 파쇄영역으로부터 전파되는 인장균열과 인접한 커터사이에 발생하는 파편형성에 영향을 주기 때문이다(Rostami & Ozdemir, 1993).

### 3. 수치해석 조건

#### 3.1 수치해석 모델의 구성

본 연구에서는 디스크 커터의 회전과 이동을 모사하기 위하여 동역학적 해석이 가능한 상용소프트웨어인 AUTODYN-3D를 이용하였다. AUTODYN-3D는 유한요소법을 기반으로 비선형 동역학 문제해석을 위해 개발된 프로그램으로 비선형을 포함한 동역학, 접촉 문제, 충돌 및 관통 문제와 같은 공학적인 문제들을 쉽고 빠르게 해결할 수 있는 해석환경을 제공하고 있다.

수치해석에서 입력된 암석 모델의 물성치들은 실제 선형절삭시험에 사용된 황등화강암의 물성값들을 적용하였다. 이는 다음의 Table 1과 같다. 또한 인장균열을 모사하기 위하여 입력해야할 파괴인성값(Mode I) 역시 기존에 수행된 황등화강암의 시험결과를 적용하였다(장수호 외, 2005; 장수호, 이정인, 1999). Table 1에 제시된 물성값들은 수치해석에 필요한 상태방정식(equation of state), 강도모델(strength model), 파괴모델(failure model)을 구성하기 위한 입력값이다(Century Dynamics Inc, 2003).

이때, 상태방정식은 본 모델에 미치는 엔트로피 변화에 따른 영향이 미약하여 무시할 만하다고 판단하여 선형적 거동을 나타내는 선형 상태방정식을 선택하였다. 또한, 강도모델은 모델의 응력변화에 대한 모델 거동을 지배하는 방정식으로서 암석의 강도를 제시할 수 있는

**Table 1.** Physical properties of Hwangdueng granite for numerical analysis

Property	Value
Specific weight ( $\rho$ )	2.72 g/cm <sup>3</sup>
Uniaxial compressive strength ( $\sigma_c$ )	183 MPa
Young's Modulus (E)	42.27 GPa
Poisson's ratio ( $\nu$ )	0.18
Porosity	0.85 %
Tensile strength ( $\sigma_t$ )	9.81 MPa
$\sigma_c/\sigma_t$ (B)	18.69
Failure Toughness (K, mode I)	1 MPa/cm <sup>0.5</sup>

Mohr-Coulomb 방정식으로 선택하였다. 마지막으로 파괴모델은 모델이 어떠한 요인에 의하여 파괴되는지를 정의하는 부분으로서 디스크 커터의 암석절삭 메커니즘을 기초로 하여 인장파괴와 취성파괴 거동을 모사할 수 있도록 하였다. Table 2는 Table 1에서 제안한 황등화강암의 물성값을 이용하여 수치해석에 필요한 상태방정식, 강도모델 및 파괴 모델의 입력값들을 정리한 표이다.

본 연구의 목표는 AUTODYN-3D를 이용하여 커터의 절삭 메커니즘을 3차원적으로 규명하는 것이기 때문에 암석 모델과 디스크 커터를 3차원 형상으로 모델링하였다. 실제 선형절삭시험에 사용된 약 120×100×30 cm의 크기의 암석시편 전체를 수치모델로 생성하게 되면 높은 전산효율을 기대할 수 없으므로 Fig. 3과 같이 10×10×3 cm의 크기로 암석시료의 일부분만을 생성하여 전산속도를 재고하였다. 디스크 커터는 실제 실험과 비슷한 조건의 30 cm의 역삼각형 커터를 생성하여 회전절삭을 모사하였다.

이상의 과정으로 생성된 암석 및 커터 모델에 대하여 실제 선형절삭시험을 모사하기 위하여 다음과 같은 경계조건 및 초기조건을 설정하였다. 암석 모델은 선형절삭시험과 TBM 굴착을 모사하기 위하여 절삭표면을 제외한 모든 면을 응력과 투과조건을 부여하였고, 절삭 도중 치침현상을 제어하기 위하여 암석 하부면의 상·하 변위를 구속하였다. 또한, 커터 모델은 커터가 암석을 절삭하는 과정에서 상·하 움직임을 고정시키기 위하여 커터 중앙부분의 전체 변위를 구속하였고, 회전 운동을 하는 커터의 외곽 부분의 좌·우의 변위를 구속하여 절삭 과정 중 커터 외곽부의 회전운동만을 유지하도록 하였

Table 2. Input parameters of Autodyn-3D

Equation of state		Strength model		Failure model	
Equation	Linear	Name of model	Mohr-Coulomb	Name of model	Principle stress/strain
Bulk modulus	22.01 GPa	Shear modulus	17.91 GPa	Principle tensile failure stress	9.81 MPa
		Pressure hardening type	Stassi	Fracture energy	23.55 J/m <sup>2</sup>

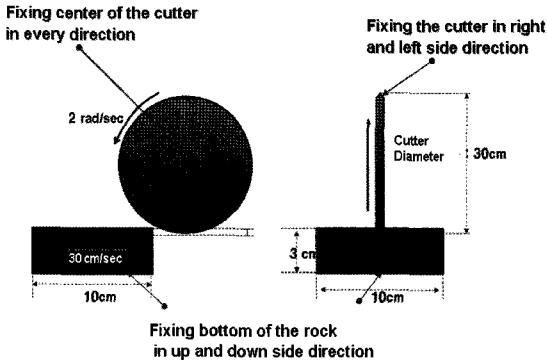
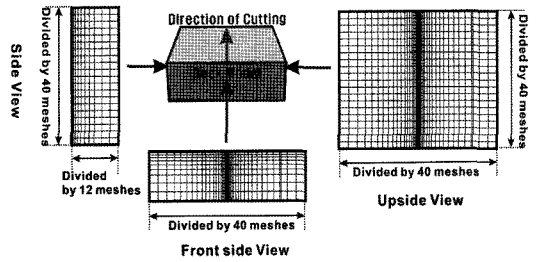


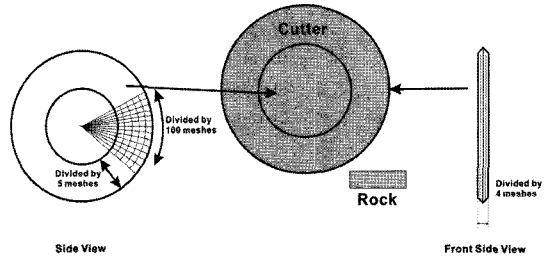
Fig. 3. Concept of initial and boundary conditions in the numerical model

다. 또한 커터를 암석의 진행속도와 동일하게 맞물려 회전시키기 위해 암석이 이동하는 속도와 회전하는 커터 외곽부의 회전속도가 일치하도록 설정하였다. 그래서 Fig. 3에 도시된 바와 같이 암석의 이동속도는 30 cm/sec, 커터가 회전하는 속도는 2 rad/sec로 초기조건을 입력하였다. 이는 수치해석 모델의 회전운동과 선운동을 실제 선형절삭시험과 동일하게 모사하기 위하여 본 연구에서 고안한 방법이다. 그리고 선행된 선형절삭시험과 수치해석 결과의 정량적인 비교를 위하여 압입깊이를 4 mm로 동일하게 설정하였다.

암석과 디스크 커터의 요소망은 각 Fig. 4(a)와 Fig. 4(b)와 같은 형태로 구성하였다. Fig. 4(a)에서 나타나듯이 암석 모델의 요소망은 가로, 세로, 높이 방향으로 각각 40, 40, 12개로 나누었고, 암석이 절삭 되는 부분을 정밀하게 관찰하기 위해서 중심부로 갈수록 요소의 크기가 작아지는 형태로 메쉬를 구성하였다. 디스크 커터는 Fig. 4(b)에서와 같이 원의 형태를 최대한 살릴 수 있도록 원주 방향으로 요소망을 100 등분하였다.



(a) The meshes of the rock



(b) The meshes of the cutter

Fig. 4. The mesh formation in the numerical model

### 3.2 수치해석 결과

앞서 언급했듯이 본 연구에서는 일련의 수치해석의 과정을 통하여 인장균열의 확산을 확인하고 TBM 설계 인자 중 하나인 최적 커터간격을 예측하는 방법을 제시하고자 하였다. 이를 규명하기 위해서 절삭 과정에서 발생하는 암석 모델 내·외부의 인장응력의 분포를 제시하였다(Fig. 5~6). 여기서 인장응력이 증가함에 따라 각 요소의 색이 인장응력이 존재하지 않는 상태인 흑색에서 파괴상태인 연회색으로 점진적으로 변화하도록 설정하였다. 이때 연회색의 요소들이 이어진 형태를 파괴된 인장균열로 정의하였다.

이상의 설정 조건들로 수치해석을 수행한 결과, 디스크 커터가 절삭하는 단계를 초기 절삭단계와 주 절삭단계로 나눌 수 있었다. 초기 절삭단계에서는 최초 디스크 커터와 암석이 접촉하면서 암석 내부와 표면의 인장균

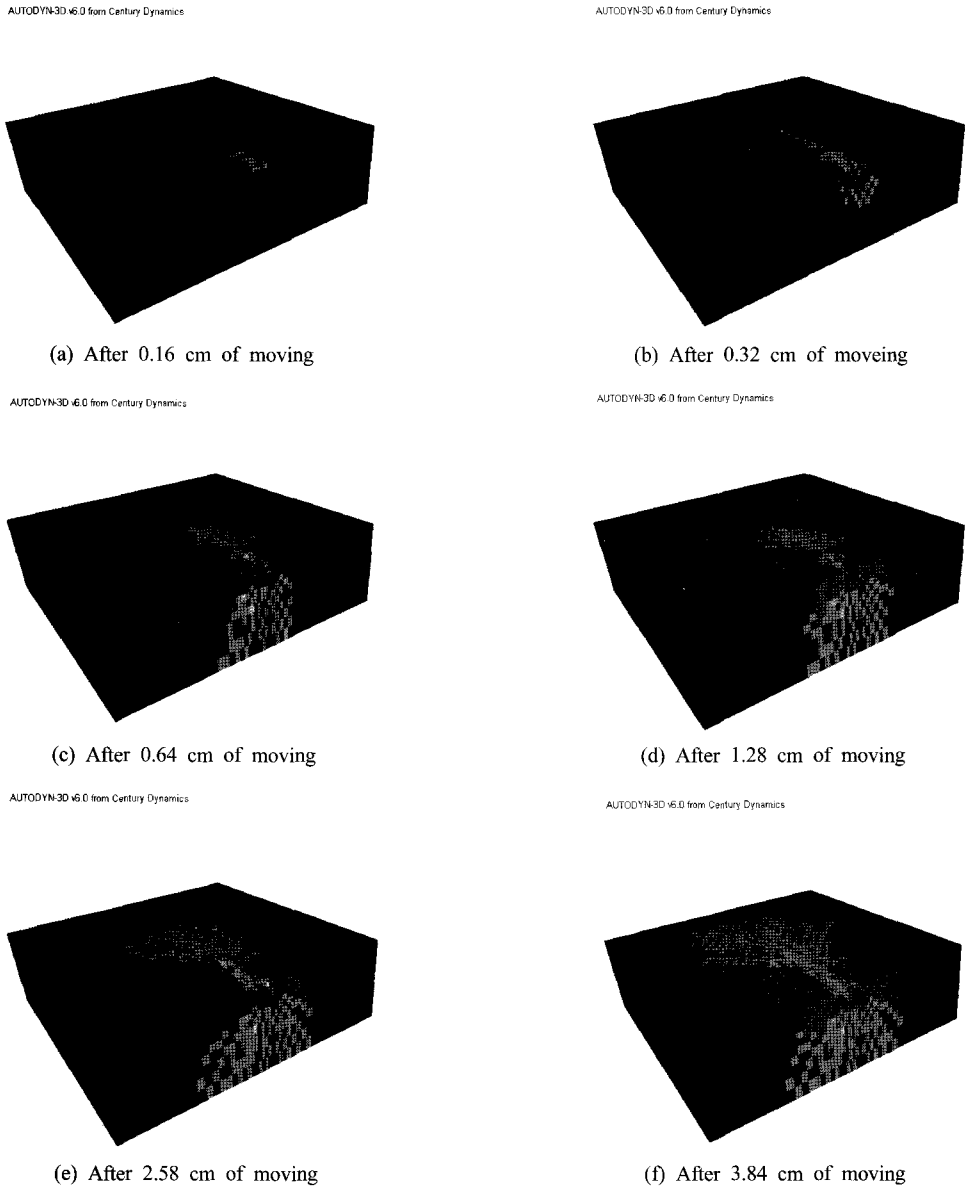
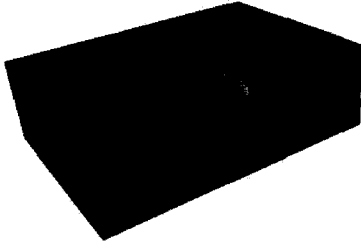


Fig. 5. Tensile stress distribution at the rock edge during the initial procedure of the numerical rock cutting test

열 전파를 모사하였다. Fig. 5에서 이러한 초기 절삭단계의 거동과 균열의 전파를 단계별로 나타내었다. 이를 통해 커터가 암석에 닿는 순간부터 커터의 하부가 암석 내로 모두 관입하는 순간까지의 균열의 분포를 조사하였다. 커터가 암석 모델과 닿는 순간에는 상대적으로 작은 균열들이 조밀하게 발생하고, 절삭이 진행될수록 암석 내부 및 자유면 방향으로 균열들이 급속히 전파되는

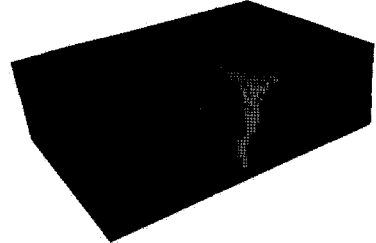
현상이 관찰되었다. 주 절삭단계에서는 초기 절삭 및 이전 절삭의 영향을 받은 부분의 인장균열 발생과 전파를 분석하였다. Fig. 6에서 확인할 수 있듯이 커터가 가까워질수록 균열의 분포는 점점 증가한다. 하지만 이전 절삭에 의하여 제거된 요소의 영향으로 암석 내부방향의 균열 확장은 급격히 줄어들지만, 자유면 방향의 인장균열 확장은 줄어들지 않고 계속적으로 발생하는 양상이

AUTODYN-3D v6.0 from Century Dynamics



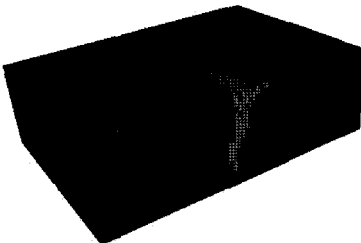
(a) After 0.16 cm of moving

AUTODYN-3D v6.0 from Century Dynamics



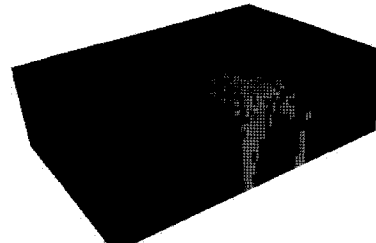
(b) After 0.64 cm of moving

AUTODYN-3D v6.0 from Century Dynamics



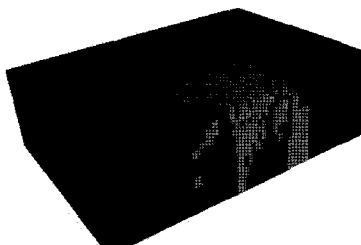
(c) After 1.26 cm of moving

AUTODYN-3D v6.0 from Century Dynamics



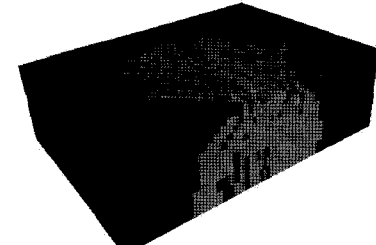
(d) After 2.56 cm of moving

AUTODYN-3D v6.0 from Century Dynamics



(e) After 3.20 cm of moving

AUTODYN-3D v6.0 from Century Dynamics



(f) After 4.48 cm of moving

**Fig. 6.** Tensile stress distribution at the inner part of rock during the main procedure of the numerical rock cutting test

확인되었다.

이러한 초기 절삭과정과 주 절삭과정을 비교했을 때 균열의 확장과정에서 차이점이 발생하였다. 초기 절삭 단계에서 주 절삭단계로 넘어가면서 암석 내부로의 균열전파가 급격히 감소하는데, 그 이유는 주 절삭 이전의

절삭단계에서 발생한 인장균열과 제거된 요소의 영향으로 응력이 암석 내부로 효과적으로 전달되지 못하기 때문이다. Fig. 5에서 확인할 수 있듯이 손상된 부위가 없는 부분의 절삭단계에서는 커터의 진행방향 및 하부방향으로 응력이 비교적 원활히 전파된다고 판단할 수 있

는 반면, Fig. 6과 같은 주 절삭단계에서는 이전 절삭의 영향을 받아 제거되거나 균열이 생성된 요소들로 인하여 암석 내부보다는 주로 손상된 부분이 없는 자유면으로 균열이 확장되는 현상을 확인할 수 있었다.

따라서 상기 언급한 수치해석 결과를 실제 수행한 선형절삭시험 결과와 비교하여 보았을 때, 본 수치해석은 모서리 부분의 특징적인 파쇄형상과 절삭 면에서 좌우로 퍼져나가는 균열전파 양상이 동일하게 관찰되었다. 따라서 본 해석모델은 실제 시험을 비교적 정확히 묘사하는 것으로 판단되었다(Fig. 7).

### 3.3 최적 커터간격의 도출

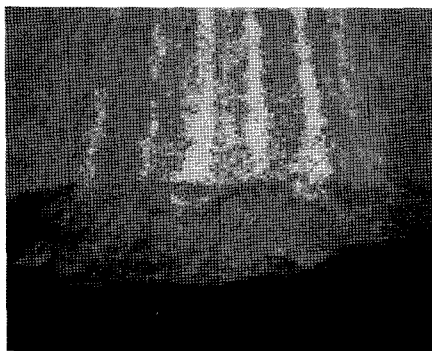
본 절에서는 일련의 수치해석 결과로부터 인장균열의 길이를 추정하여, 디스크 커터의 암석절삭 성능평가 인자 중 하나인 커터간격과 압입깊이 간의 최적 비 조건을 예측할 수 있는 방법을 제시하였다. 실제 선형절삭시험은 압입깊이와 커터간격을 변화시키며 수 회 또는 수십 회에 걸친 절삭을 수행하여, 그로부터 얻은 S/P 조건들

중에서 최소 비에너지가 도출되는 S/P 조건을 최적 S/P 조건으로 선정한다. 하지만 수치해석을 이용하면 압입깊이 조건만을 고려하여 최적 S/P 조건을 예측할 수 있다. 왜냐하면 정량적·시각적으로 표현된 인장균열을 수치적으로 계산하여 가장 효율적인 커터간격을 추정할 수 있기 때문이다.

본 연구에서는 최적 S/P 조건을 예측하기 위해 실제 절삭과정으로 사료되는 암석의 주 절삭부위의 최대 인장균열 전파범위를 예측하였다. 또한 자유면의 영향을 배제하고, 본 연구에서 의도한 4 mm의 절삭깊이를 고려하기 위하여 암석 절삭표면으로부터 4 mm 깊이에서 인장균열 분포를 이용하였다. 그래서 Fig. 8에서와 같이 커터가 암석모델 중앙까지 진입하였을 때, 암석 절삭표면으로부터 4 mm 깊이에 0.1 cm 간격의 6개의 인장응력 측정선을 설치하였다. 이상과 같은 방법으로 측정된 인장응력 분포를 Fig. 9와 같이 나타내었다.

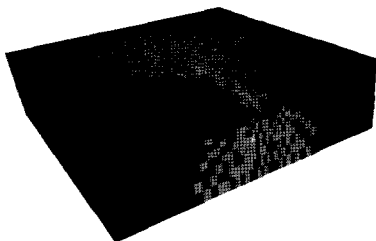
이상과 같은 과정을 통해 얻은 Fig. 9의 인장응력의 분포를 이용하여, 인장균열의 최대 전파 범위를 예측하는 방법을 제시하였다. 본 연구에서 사용된 황등화강암의 인장강도는 9.81 MPa이므로, 9.81 MPa 이상인 부분은 인장균열이 발생하였다고 가정할 수 있다. 그러므로 그래프 상에서 절삭이 진행되고 중심을 나타내는 z축 원점으로부터 가장 멀리 발생한 인장균열까지의 길이를 측정하여 최대 인장균열 분포범위로 산정하였다. 다음 Fig. 10은 위에서 언급한 최대 인장균열 분포범위를 측정하는 방법을 나타낸 모식도이다.

Table 3은 이상의 방법을 통하여 얻은 균열길이를 정리한 표이다. Table 3에서 보는 바와 같이 황등화강암의 최대 균열전파범위는 2.05 cm로 추정되었다. 균열은 디스크 커터를 기준으로 양쪽방향으로 전파되므로 산정된 균열길이의 2 배를 최적 S/P로 예측하였다. 본 연구에서



(a) Result of LCM test at the rock edge

AUTODYN-3D v6.0 from Century Dynamics



(b) Result of numerical rock cutting test at the rock edge

Fig. 7. Comparison LCM test with numerical model

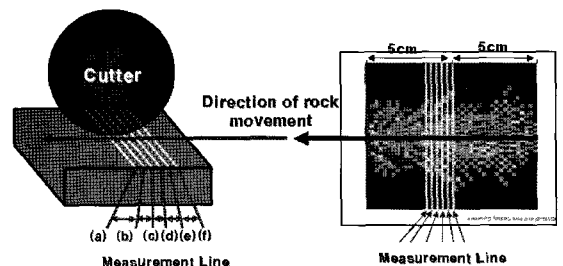


Fig. 8. Positions of tensile stress measurement lines

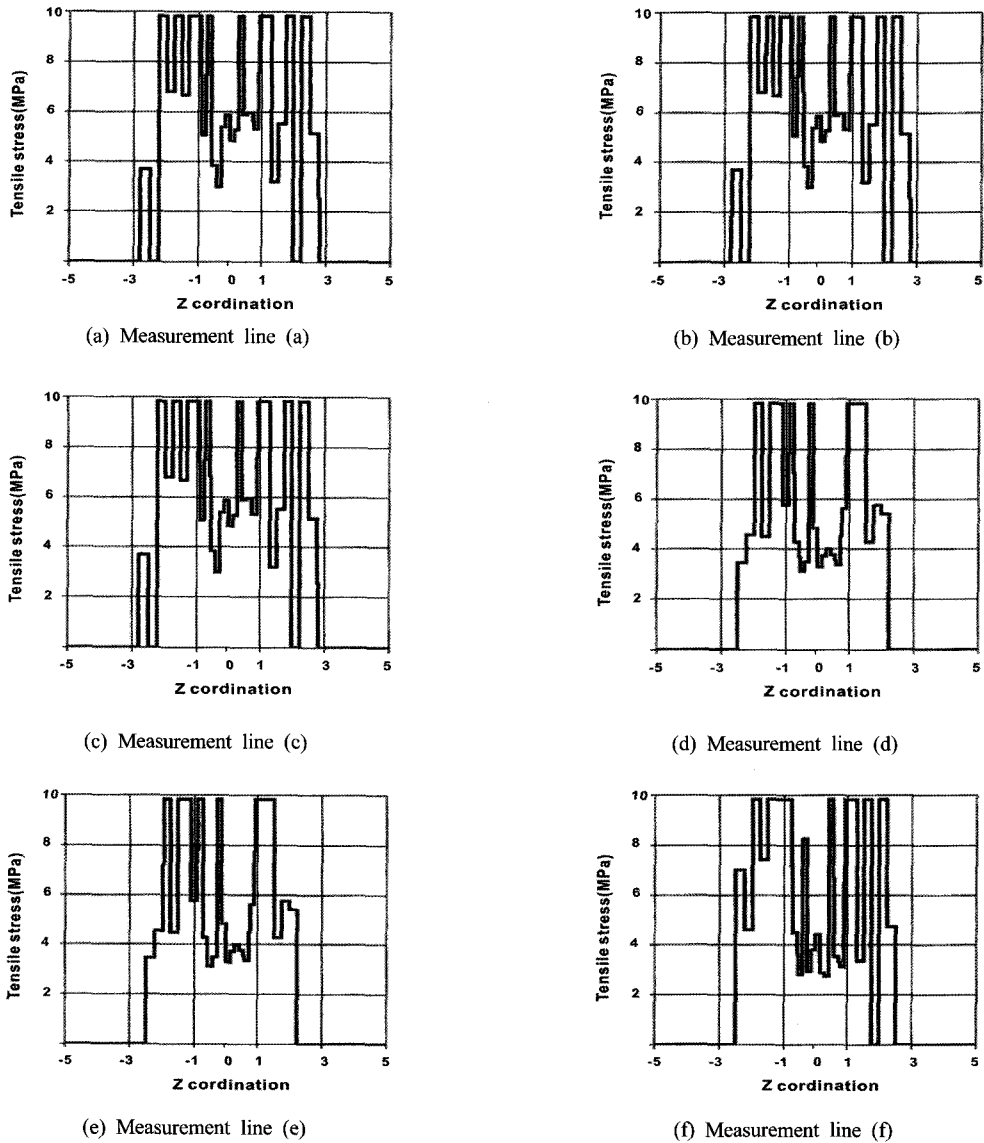


Fig. 9. The tensile stress distribution on the measurement lines

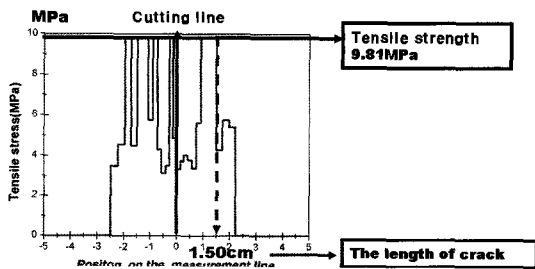


Fig. 10. Method to measure the tensile crack length

추정된 최대 균열전파범위는 약 2.05 cm이므로, 최적 커터간격은 그 2 배인 약 4.10 cm 인 것으로 판단하였다. 그러므로 압입깊이가 4 mm 일 때, 황등화강암의 최적 S/P 조건은 약 10 정도의 값을 가지는 것으로 판단된다. 하지만 선행된 실제 선형절삭시험에서 나타난 최적 S/P 조건은 약 12 - 18의 범위로 나타났다(장수호 외, 2005). 왜냐하면 본 연구에서 암석의 파괴는 인장응력에 의한 균열의 확장으로 가정하였는데, 디스크 커터에



**Table 3.** Tensile crack length from Autodyn-3D

Line	Length of left crack from the center of rock (cm)	Length of right crack from the center of rock (cm)
(a)	1.95	1.50
(b)	2.21	2.47
(c)	1.96	1.49
(d)	2.22	2.48
(e)	2.20	2.40
(f)	1.49	2.21
Mean (cm)	2.05 (±0.37)	

의한 실제 암석절삭 과정은 암석 내부에서 발생하는 인장균열의 확장뿐만 아니라 균열이 자유면으로 확장하면서 발생하는 전단응력 역시 암석파괴에 기여하기 때문이다. 또한 수치해석에서 사용된 암석 모델의 절삭표면은 편평하고 균질하지만, 실제 TBM의 굴진이나 선형절삭 시험이 이루어지는 암반 및 암석은 내부에 수많은 불연속면을 포함하고 있으며 절삭표면은 선형절삭(preconditioning) 과정을 거치면서 생성된 다양한 거칠기를 포함하고 있다. 따라서 후속 연구에서 보다 정확한 예측모델 개발을 위해서는 전단응력에 의한 파괴 메커니즘을 추가적으로 모사해야 하며, 또한 선형절삭시험 중 선형절삭시 생성되는 표면 거칠기 및 불연속면의 영향을 고려해야 할 것으로 사료된다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 TBM 설계시 활용되는 선형절삭시험을 수치해석적으로 모사하기 위하여 유한요소 프로그램인 AUTODYN-3D를 이용하였다. 선형절삭시험의 수치해석적 모사를 위하여 암석 시편이 30 cm/sec의 일정한 속도로 디스크 커터에 압입되는 형태로 모델링하였고, 디스크 커터는 중앙 부분을 구속하여 절삭 과정 중 상하 변위를 구속시켰다. 또한 디스크 커터를 암석모델과 맞물려 회전시키기 위하여 선속도인 30 cm/sec와 같은 2 rad/sec의 회전속도를 디스크 커터에 가하여 절삭을 모사하였다. 이와 같은 해석과정을 통해 얻어진 주요 결론을 정리하면 다음과 같다.

1. 본 연구에서 수행한 수치해석 결과, 초기 절삭시 암석시편 모서리 부분의 파쇄 형태와 본 절삭시 균열 전파 및 파괴양상이 실제 선형절삭시험과 유사한 결과를 보였다. 또한 디스크 커터의 직하부에 생성될 것으로 예측되는 파쇄영역과 분진은 수치해석상의 요소크기의 한계로 인하여 확연히 관찰할 수는 없었으나, 이후 발생하는 인장균열의 전파는 본 연구에서 규명한 암석의 파괴 메커니즘과 유사한 것으로 판단되었다.
2. 암석 내부에 전파된 인장균열의 길이를 산정하여 디스크 커터의 최적 커터간격을 추정할 수 있었다. 본 연구에서는 황등화강암의 경우 압입깊이 4 mm에서의 최대 균열 전파 범위가 약 2.05 cm로 산정되어, 최적 커터간격은 4.10 cm인 것으로 예측되었다.
3. 본 연구에서 사용된 황등화강암의 경우, 실제 선형절삭시험에서의 최적 커터간격과 압입깊이의 비(최적 S/P)는 12 - 18인 것으로 조사되었다. 하지만 수치해석으로부터 도출된 결과에서는 최적 S/P가 약 10 정도의 값을 가지는 것으로 추정되었다. 이는 실제 암석의 파괴에서는 인장-전단의 복합적인 파괴로 이루어지지만 수치해석 상에서는 인장균열에 의한 파괴만을 가정했고, 또한 실제 암석시료는 선형절삭으로 인하여 절삭표면이 거칠고 내부에 균열이 존재하는 상태인 반면, 수치해석상의 암석 모델은 전체가 균질하게 구성되어 있고 절삭표면 또한 편평하기 때문이다. 그러므로 후속 연구에서는 암석의 전단파괴 메커니즘, 비균질성, 절삭표면의 거칠기를 고려한 수치해석이 수행되어야 할 것으로 사료된다.

#### 감사의 글

본 연구는 건설교통부의 2006 건설핵심기술연구개발사업인 “급속 터널 기계화시공을 위한 최적 굴삭설계 모델 개발” 연구사업의 일환으로 수행되었습니다. 연구과제의 참여기업으로서 연구에 적극 협조해준 (주)희송지오택 관계자 여러분께 깊이 감사드립니다.

#### 참고문헌

1. 박관인, 장수호, 최순옥, 전석원 (2006), “선형절삭시험에 의한 TBM 디스크 커터의 최적 절삭조건 예측”, 한국

- 암반공학회 2006 춘계학술발표회 논문집, pp. 217-236.
2. 배규진, 이성원, 이두화 (2000), 터널 기계화 시공분야의 기술개발 현황과 미래수요예측, 제1차 기계 화시공 기술 심포지움 논문집, pp. 13-26.
  3. 유상화 (2007), TBM에 사용되는 디스크 커터에 의한 암석절삭에 관한 연구, 공학석사학위논문, 서울대학교, pp. 64-90.
  4. 유상화, 조정우, 전석원, 장수호 (2007), "동적 파괴모델 링에 의한 TBM 디스크 커터의 최적 간격 추정", 한국 암반공학회 2007 춘계학술발표회 논문집, pp. 337-350.
  5. 이승복, 김응태, 천윤철, Dan-Akihiro, Kitahra-Youichi, (2004), 암반대응 실드 TBM의 롤러커터 절삭 성능에 관한 실험적 연구, 한국터널공학회 정기학술발표회 논문집, pp. 223-245.
  6. 장수호, 이정인 (1999), 인장·전단 및 혼합모드에서 암 석의 파괴인성 측정에 관한 연구, 터널과 지하공간, 한국암반공학회지, 제 9권 제 4호, pp. 315-417.
  7. 장수호, 최순욱, 박관인, 전석원 (2005), 선형절삭시험에 의한 TBM 디스크 커터의 절삭성능 평가, 대한토목학회 논문집, 제25권 제6호, pp. 429-436.
  8. Bruland, J. Ozdemir, L. and Nilsen, B. (1996), Method for predicting mechanical excavation performance and costs, Proceedings of Annual Technical Meeting of the Institute of Shaft Drilling Technology, Las Vegas, pp. 48-56.
  9. Century Dynamics Inc. (2003), Theory Manual Revision 4.3.
  10. Century Dynamics Inc. (2004), User Manual Autodyn version 5.0.
  11. Ozdemir, L., Miller R., Wang F.D. (1978), Mechanical tunnel boring prediction and machine design, Colorado School of Mine, Golden, Colorado, NSF APR73-07776-A03.
  12. Ozdemir, L., Nilsen, B. (1999), Recommended laboratory rock testing for TBM projects, AUA Journal, pp. 21-35.
  13. Rostami, J. (1991), Performance prediction, and economic analysis of TBM application for the construction of proposed Yucca Mountain Nuclear Waste Repository, Msc. Thesis #4139, Colorado School of Mines Golden, Colorado.
  14. Rostam, Ji, Ozdemir, L. (1993), A new model for performance prediction of hard rock TBMs, Proc. of Rapid Excavation and Tunnelling Conference (RETC), USA, pp. 793-809.
  15. Rostami, J., Ozdemir, L., Nilsen, B. (1996), Comparison between CSM and NTH hard rock TBM performance prediction models, ISDT 1996, Las Vegas NV, pp. 1-11.
  16. Snowdon, R.A., Ryley, M.D., Temporal, J. (1982), A study of disc cutting in selected british rocks, International Journal of Rock Mechanics & Mininig Sciences & Geomechanics Abstract, Vol. 19, pp. 107-121.



**유 상 화**

GS건설  
사원

E-mail: shyu01@gsconst.co.kr



**장 수 호**

한국건설기술연구원  
국토지반연구부  
책임연구원

E-mail: sooho@kict.re.kr



**조 정 우**

서울대학교  
에너지시스템공학부  
대학원생

E-mail: cho79@snu.ac.kr



**전 석 원**

서울대학교  
에너지시스템공학부  
교수

E-mail: sjeon@snu.ac.kr