

제4절 고성능 디스크커터의 개발

1. 고성능 디스크커터 개발을 위한 재료 검토 및 특성평가

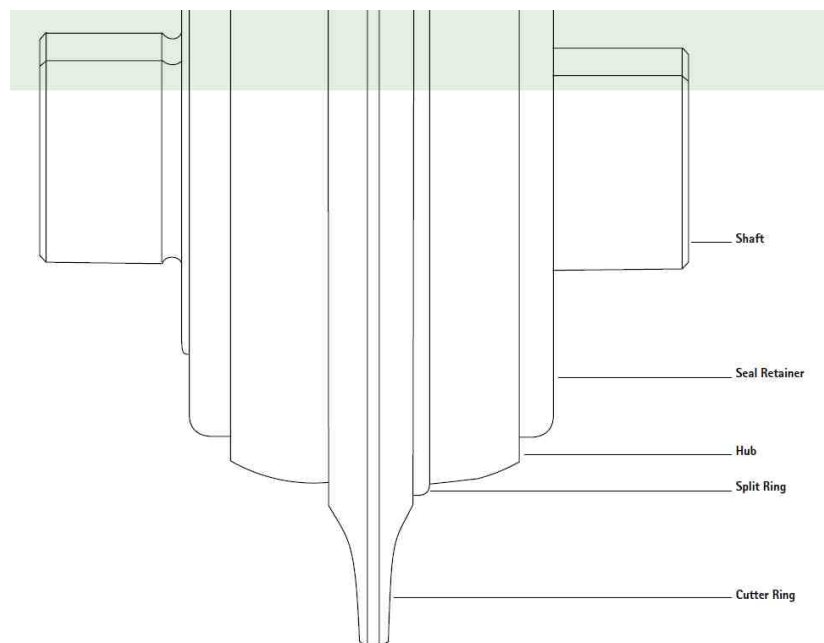
가. 디스크커터 관련 기술동향 조사

고성능의 디스크커터를 개발하기 위하여 선진외국의 디스크커터 관련 기술현황과 연구개발 현황을 조사하여 차년도 이후의 커터 개발에 반영하고자 하였다. 기술현황은 전 세계적으로 널리 알려진 디스크커터 제작사들 위주로 조사하였다.

(1) Herrenknecht(독일)

디스크커터는 극한 환경(예: 지중 온도 50℃, 암반강도 최대 350 MPa, 고수압조건, 분진발생 등) 조건에 놓일 수 있기 때문에 이를 고려해야 한다. Herrenknecht에서는 이러한 극한 환경을 고려하여 고강도(고수명 및 고성능) 디스크커터를 생산하고 있다. 특히, Herrenknecht에서는 local "Cutter shop"을 운영하면서 spare parts의 제공과 refurbishment를 수행하고 있다. 또한 서비스 측면에서 커터 데이터베이스(Cutter database)를 제공하고 있다(Herrenknecht, 2007).

디스크커터의 선정과 구성은 커터헤드의 설계만큼이나 중요하며, 디스크커터는 약 20개의 개별 요소로 구성된다 (그림 4.1.1).



[그림 4.1.1] 디스크커터의 구성

디스크커터는 가능하다면 큰 직경을 사용하는 것이 유리하다. 왜냐하면 직경이 클수록 큰 베어링을 쓸 수 있어서 최대 하중용량이 증가하기 때문이다. 이와 같이 디스크커터의 직경은 베어링의 크기와 그에 따른 최대하중용량을 좌우한다.

커터 베어링(cutter bearing)은 커터 링만큼이나 디스크커터에서 중요한 부품이다. 고수압 조건에서는 베어링 셀(bearing seal)의 성능이 중요하며, 복합지반 조건에서는 베어링의 정확한 preloading이 중요하다. High-quality bearing 사용하면 암석 압축강도 350 MPa까지 대응 가능한 것으로 보고되고 있으며, Standard bearing을 적용하면 암석 압축강도 100 MPa까지 대응이 가능하다. 디스크커터 공간이 제한적이므로 12인치 이하의 디스크커터는 monoblock 형태로 제작된다.

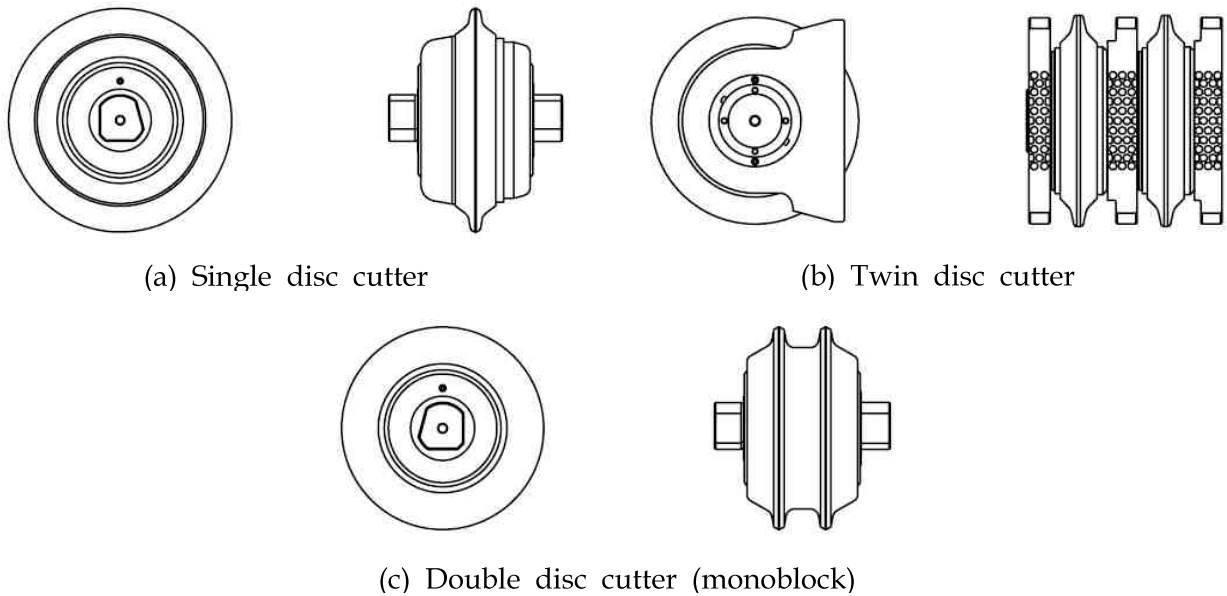
커터 링(cutter ring)에 사용되는 강재는 High-alloy tool steel의 경도와 강도의 균형이 만족되어야 한다. 또한 인성도 중요한 물성이다. 취성 강재는 충격강도와 마모가 높기 때문에, 커터 링 재료의 선정이 매우 중요하다.

Herrenknecht에서는 경암반 터널에서 최상의 “cone bearing”만 사용하고 있다. 또한 상대적으로 큰 응력을 받는 gauge cutter가 마모에 더 취약하다. 따라서 마모에 민감한 디스크커터 위치를 커터헤드 설계 시에 고려·평가하여야 한다.

Herrenknecht에서 생산하고 있는 디스크커터의 크기, 형상 및 무게를 정리하면 다음의 표 4.1.1 및 그림 4.1.2와 같다. 그림 4.1.3은 Herrenknecht에서 재활용한 디스크커터를 보여주고 있다.

[표 4.1.1] Herrenknecht의 디스크커터 크기, 형상 및 무게(Herrenknecht, 2007)

직경	무게(kg)	Cutter tip width (mm)
19인치(single)	191	19, 24
17인치(single)	125	16, 19, 24
14인치(single)	95, 85, 78	19, 24
12인치(single)	58	
17인치(twin)	277, 308	13, 16, 19, 24
17인치(double)	161 (monoblock)	19
14인치(double)	95	
12인치(double)	69, 70	
11인치(double)	48	
10인치(double)	30	
8인치(double)	18	



[그림 4.1.2] 디스크커터의 형상



[그림 4.1.3] 재활용된 경암용 디스크커터(Herrenknecht, 2007)

교통터널에 사용되는 디스크커터의 크기는 일반적으로 14인치에서 19인치이다. 이때 커터 링의 폭은 13~24mm이다. 반면, 소구경 공동구터널에 사용되는 디스크커터의 크기는 8인치~17 인치에 해당한다. 가능하면 큰 직경의 커터를 사용하는 것이 유리하나, 상대적으로 소구경 터널의 커터헤드에서는 디스크커터 배치를 위한 공간이 부족하다는 한계가 있다.

앞서 기술한 바와 같이 Herrenknecht에서는 서비스 측면에서 Cutter Database 제공하고 있다. 여기에는 수많은 프로젝트에서 수집된 커터 마모 및 커터 교환에 대한 정보가 포함되어 있

으며, 디스크커터의 교체와 보수 측면에서 경제적인 전략 수립을 지원하고 있다. Herrenknecht에서는 독일 이외에 중국, 스위스 및 미국에서 디스크커터를 생산하고 있다.

(2) Black diamond(호주)

일반적으로 디스크커터 조립 시에는 토크 보정이 필요한데 이로 인해 과대 또는 과소한 토크가 커터에 작용하여 베어링 수명을 단축할 수 있다. 호주의 Black diamond에서는 디스크커터를 조립할 때 베어링 토크를 설정하는 방식으로 커터를 설계하고 있어 토크 보정에 대한 필요가 없다. 또한 Black diamond에서는 재료의 evenly grain flow를 달성하기 위한 최신 기술을 활용하여 모든 커터 재료들을 단조 및 열처리하고 있다. 이로 인해 디스크커터의 일정한 강도 및 성능 발현이 가능하다 (그림 4.1.4).



[그림 4.1.4] 커터 재료의 조직 비교 (Black diamond)

이 회사는 경암용 디스크커터에 대해서 최신의 베어링, 실링, 금속 및 금속재료 처리 기술을 도입하고 있다. 구체적으로 single multi-rowed tapered bearing과 mechanical sealing system을 적용하고 있다. Black diamond가 TBM터널 현장에서 운영하고 있는 mobile workshop은 다음의 그림 4.1.5와 같다.



50T Press



Wash Basin



Assembly Stand On Bench



Chain Block



Assembly Turn Table



Assembly Turn Table & Spray Bottle



Ring Clamping Tool



Vertical Lift Tool



Bearing / Ring Heater

[그림 4.1.5] Black diamond의 디스크커터 mobile workshop



Ring Heater (Oven)



Drop Saw (Option 1)



Drop Saw (Option 2)



Heavy Duty Work Bench



Pressure Testing Gauge



50T Press



Cutter Trolley



Cutter Lifting Tool (Option 1)



Cutter Lifting Tool (Option 2)

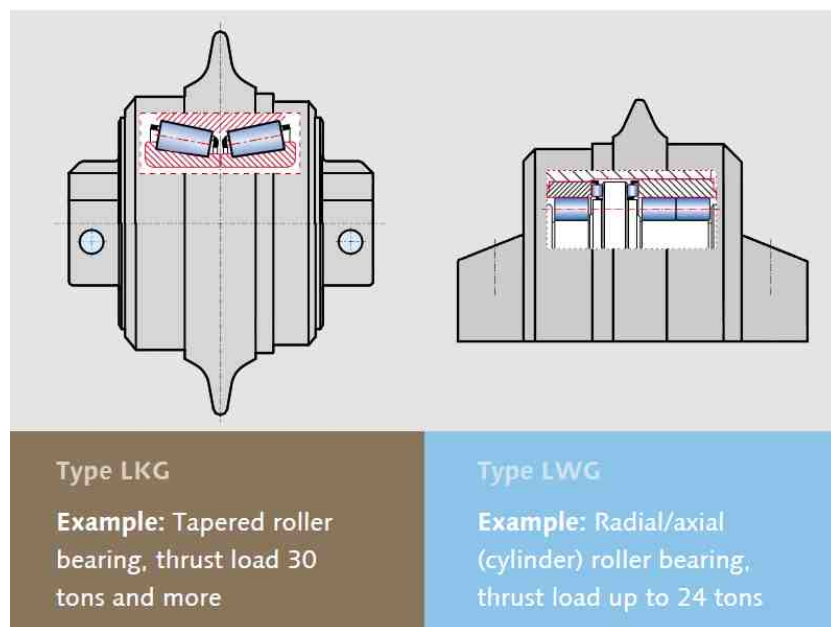
[그림 4.1.5] Black diamond의 디스크커터 mobile workshop (계속)

(3) WIRTH(독일)

독일의 WIRTH에서는 암석의 압축강도, 인장강도, Cerchar Abrasivity Index, 마모광물 함량, 박편 분석 등을 위한 "rock laboratory"의 운영을 통해, 최적의 디스크커터를 결정하고 그에 따른 관입속도 및 커터 소요비용 추정을 지원하고 있다.

정확한 hardening/annealing 과정을 위해 "in-house" 열처리 공장도 함께 운영하고 있으며, 현재까지 전 세계 2,000여개 프로젝트의 경험을 축적하고 있다.

직경 10인치~22인치의 디스크커터를 생산하고 있으며 적용 조건에 따라 여러 유형의 베어링을 적용한다 (그림 4.1.6).



[그림 4.1.6] WIRTH에서 적용하고 있는 디스크커터 베어링

(4) Palmieri(이탈리아)

이탈리아의 Palmieri는 35년 이상의 기술력과 경험 보유하고 있으며, 직경 6~20인치의 디스크커터 생산이 가능하다. 경암 조건에서는 고용량 롤러 베어링 사용하고 있으며, seal set system에 의해 베어링 손상 가능성을 최소화하고 고온에 대한 저항성을 높이고 있다. 또한 Palmieri의 bearing sealing method는 8 bar 이상의 압력 또는 수압에 버틸 수 있는 기술이다.

Shaft special surface treatment기술은 굴착력을 향상시키고 커터수명을 증가시키기 위해 다양한 범위의 형상, 크기 및 carbide grade 가운데 적절한 베어링을 선택할 수 있다. 또한 강도와 내구성 향상을 위한 금속재료 및 경화 과정에 대한 기술개발도 수행하고 있다.

Palmieri에서는 다양한 hub 형상에 적합하도록 커터 링을 제작하고 있으며, 현재 디스크커

터에 적용하고 있는 커터 링 재료의 주요 특징은 다음과 같다 (그림 4.1.7 참조).

- Standard steel: 연약지반에서 복합지반
- Heavy duty steel: 마모성 암반 및 경암반
- Hardafaced version: 마모성 연약지반

SIZE inch/mm	CAPACITY tonnes	MOUNTING METHOD	CUTTER TYPE	HUB FEATURE
19" 483mm	35	front / back	single / double	monoblock / removable ring
18" 457mm	28	front / back	single / double	monoblock / removable ring
17" Special by Silvano	35	front / back	single / double	monoblock / removable ring
17" 432mm	25	front / back	single / double	monoblock / removable ring
16 1/2" 406mm	25	front / back	single / double	monoblock / removable ring
15 1/2" 394mm	25	front / back	single / double	monoblock / removable ring
15" 381mm	20-25	front / back	single / double	monoblock / removable ring
14" 356mm	20	front / back	single / double	monoblock / removable ring
13" 330mm	16	front / back	single / double	monoblock / removable ring
12" 305mm	12-16	front / back	single / double	monoblock / removable ring




CUTTER RING **CUTTER RING**

STANDARD CUTTING RING PROFILES



[그림 4.1.7] Palmieri에서 생산하고 있는 디스크커터의 사양과 형상

(5) 용도별 베어링 선정지침

베어링 분야에서 세계 최고 수준의 기술을 보유하고 있는 TIMKEN에서는 적용 용도별로 베어링 선정에 대한 지침을 다음의 그림 4.1.8과 같이 제시하고 있다. 그림 4.1.8에서 터널 분야에서는 Standard, DuraSpexx, P900, Debris solutions 및 Engineered Surface 베어링 등이 사용

되는 것을 알 수 있다. Standard bearing을 제외하고는 모두 특수 베어링으로서 극경압 조건이나 분진 다량 발생 조건에서 사용된다.

Spexx Specs							
	Standard Timken® Bearings	DuraSpexx™ Bearings	DuraSpexx™ Power Rating Series	P900™ Bearings	Debris Solutions	Engineered Surfaces	AquaSpexx™ Bearings
Bearing types available	Tapered, spherical and cylindrical	Tapered	Tapered	Tapered	Tapered, spherical and cylindrical	All bearing types and related components	Tapered, spherical, cylindrical, and ball bearing and related components
Size range (O.D.)	All	8" – 84"	3" – 24"	1" – 8"	> 8" (TRB) > 11" (SRB and CRB)	Varies	0.5" – 36"
Life factor	Baseline	Up to 4x	Up to 2x	Up to 4x	Up to 4x	Depends on application	Increases life where corrosion currently limits life
Applications							
Aggregate Crushing	●	●	Some		●	●	
Construction	●	●	●	●	●	●	
Gear Boxes	●	●	Primary	●	●	●	
Mining	●	●		●	●	●	
Oil Fields	●	●	●	●	●	●	
Pillow Blocks	●				●	●	●
Pulverizers	●	●	Some		●	●	
Rolling Mills	●	●	●		●	●	●
Tunneling	●	●		●	●	●	
Environments							
Debris					●	●	
Heavy Load		●	●	●			
Thin Lubrication		●		●	●		
Corrosive							●

[그림 4.1.8] 용도별 베어링 선정 지침 (TIMKEN)

나. 고성능 디스크커터 재료 개발을 위한 고강도 내마모강 소재기술 조사

최근 국내외 산업발달에 따른 중장비의 수요 증가로 인해 그에 필요한 소모성 부품으로 사용되는 내마모 소재의 수요가 필연적으로 증가하는 실정이다.

중장비는 사용하는 목적에 따라 토사와 접촉이 심한 부위가 있으며 이러한 부위에서 발생하는 토사마모는 금속마모에 비해 마모량이 많아 상대적으로 부품의 수명이 짧은 것이 문제가 되고 있다. 토사 마모 발생 부분은 장비의 효율성을 감소시키므로 이러한 부위 중 마모 조건에 따라 내마모성을 요하는 고강도의 강종 소재 수요가 급증하고 있다. 건설 중장비의 부품으로 사용되는 내마모강은 소재 상태에서 경도 약 HB360 및 인장강도 120 kgf/mm^2 이상으로 내마모성 및 인성을 갖는 우수한 고장력강이 요구되고 있다.

가혹한 조건하에 사용되는 산업용 부품은 고강도와 고인성이 함께 요구되어 현재 열간 공구강인 SKD61(경도 HRC45 이상, 충격흡수에너지 40J 이상), 냉간 공구강인 SKD11(경도 HRC56 이상, 충격흡수에너지 10J 이상) 및 그 개량 강들이 주로 사용되고 있다.

이와 관련하여 유럽특허 중 고강도를 위해 고탄소 고니켈 Cr-Mo-V을 제시하고 있으며, 일본특허 중 높은 경도와 강도 보증을 위해 탄소 0.4-0.47%, 티타늄 0.01-0.03%, 알루미늄 0.015-0.040%, 보론 5-30 ppm을 활용한 중탄소 보론 첨가를 제시하고 있지만, 이러한 강들은 고 합금이기 때문에 용도에 따른 제조원가가 높으며 제조원가에 비하여 수명이 짧은 문제점이 있다.

이를 극복하기 위해 중 또는 저 탄소강으로서, 저탄소 내마모강인 웰독스 및 중고탄소 내마모강인 하독스를 암반, 광석, 목재, 곡물, 시멘트 등을 파쇄하기 위한 내마모강 부품 등에 주로 사용하고 있다. 대한민국 중 저탄소 저실리콘 비조질강을 제시하고 있으며 또한 중저탄소 Ni-Cr-Mo 조질처리강을 제시하고 있고, 일본 중 중고탄소 내마모 합금강을 일본 중 중고탄소 저실리콘 고크롬 내마모 합금강을 제시하고 있지만, 이러한 강들은 매우 고가인 단점이 여전히 존재하고 있는 실정이다.

고강도 내마모강 소재를 제조하기 위해 니켈-크롬-몰리브덴 성분을 베이스로 하고 여기에 경화능 및 내마모성 향상을 목적으로 분산강화 및 석출강화원소를 복합 또는 단독으로 첨가하여 고강도, 고경도, 내마모성이 우수한 강을 제조한다. 각각의 강 성분의 설정이유로는 0.20~0.35% 함유하는 탄소는 특수강에서 강도와 경도를 결정하는 원소로서, 특히 용접성 및 인성을 좌우하는 원소이다. 또한 오스테나이트상을 안정화시키는 대표적인 원소로서 기지에 고용되어 강도와 소입경도를 상승시켜 내마모성을 확보하는 중요한 원소이다. 탄소 함량이 높을수록 강도는 증가하나 반대로 용접성 및 인성을 저하시킨다. 함량이 낮을 경우에는 인성 및 용접성은 증가하나 강도가 감소한다. 이러한 특성을 고려하여 공냉상태 기준으로 인장강도 120 kgf/mm^2 이상, 표면경도 값 HB360 이상을 목표로 설정하기 위해 탄소 함량을 0.20-0.35%로 제

한한다.

규소는 내충격/내마모성 고탄성 고강도강의 제조에 있어 가장 중요한 원소이며 페라이트 조직을 강화시키는 원소이다. 제강 시 탈산작용을 하며 적정함량으로 첨가 시 오스테나이트 결정립성장을 억제하고 기지고용강화를 일으켜 강도를 향상시키고 주물품 제조 시 용강 유동성을 증가시켜 표면결함을 줄이는 원소이다. 그러나 0.10% 미만으로 첨가할 경우 그 효과가 미미하고, 0.40%를 넘어설 경우 템퍼취성에 대한 민감성이 증가한다. 이러한 점을 고려하여 규소 함량을 0.10~0.40%로 제한한다.

망간은 탈산제로 경화능을 향상시키는 원소로서 열처리 시 조직의 균질성 및 경화능을 향상시켜 강도를 증가시키나 1.6%이상 과다 첨가 시 산화에 의한 가공성이 떨어지며, 용접성을 저하시킨다. 또한 0.8% 미만에서는 경화능을 증가시키는 효과가 미미하기 때문에 망간 함량을 0.8%~1.6%로 제한한다.

크롬은 열처리 시 경화능을 증대시키는 원소이며, 소입성 및 소려 저항성을 크게 하여 강도를 증대시키고 또한 열처리 시 탄화물을 만들기 쉬우나 이들 탄화물들은 마모저항성에 영향을 미치므로 적정량을 첨가한다. 특히 니켈과 함께 첨가 시 소려취성이 크게 될 수 있기 때문에 과다첨가는 삼가야 하고, 경화능 및 소려취성 등을 고려하여 크롬 함량을 1.0~1.5%로 제한한다.

니켈은 충격인성 향상에 매우 중요한 원소이고 경화능을 증대시켜 대형제의 열처리를 용이하게 하며, 저온 취성을 방지하고 내식성을 개선시킨다. 소량 첨가시 인성 증대에 크게 기여하지만 다량 첨가 시 고가일 뿐만 아니라 잔류 오스테나이트를 형성시켜 취화하기 때문에 니켈 함량을 0.01~1.0%로 제한한다.

몰리브덴은 크롬과 인정한 복탄화물을 만들며 템퍼취성에 대한 저항성을 증대시킨다. 특히 경화능을 증대시키고 니켈-크롬 강의 템퍼취성을 방지한다. 강도 및 인성의 향상에 효과가 크지만 0.1% 이하에서는 그 효과가 발휘되지 못하고 과다첨가 시 비경제적이므로 목표물성을 고려하여 몰리브덴 함량을 0.1~0.5%로 제한한다.

알루미늄은 강탈산제로 유효하며 N와 결합하여 AlN을 형성하여 오스테나이트 입자미세화에 유효한 성분으로 질소함량대비 적정량 첨가가 유효하기 때문에 알루미늄 함량을 0.01~0.04%로 제한한다. 첨가량이 0.01% 미만에서는 결정립 미세화 효과를 기대하기 힘들다. 또한, 0.04% 이상의 과다 첨가 시 용강 중에 알루미늄인 비금속개재물이 존재하게 되는데 이 비금속개재물은 용강 중에 고체 상태로 존재하게 되고, 조업 시 크랙을 발생시킬 수 있는 요인이 될 수 있다.

바나듐은 석출 경화형 원소로서 알루미늄과 함께 VN등의 석출물을 형성하여 오스테나이트 결정립미세화에 유효한 원소이다. 또한 미세한 석출물을 형성시켜 내 마모 특성을 향상시키므로 0.05~0.10%로 설정한다. 0.05% 미만에서는 석출경화 및 내 마모성 향상에 거의 영향이 없

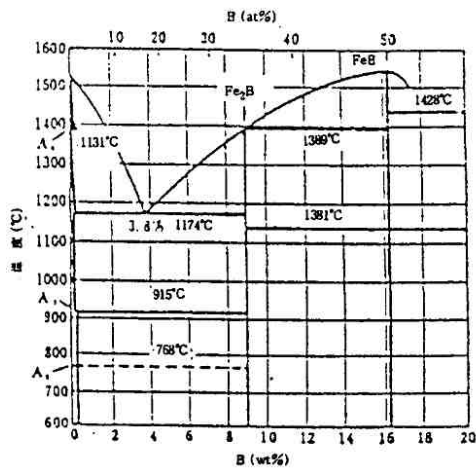
고, 0.10% 이상에서는 강의 인성을 감소시키며 비경제적이다.

티타늄은 열처리 시 강도를 증가시키고 알루미늄, 바나듐과 함께 TiN을 형성시켜 인성을 향상시키며 0.05% 이상 첨가 시 강도향상은 되지만 비경제적이며 용접성 등을 저하시킬 수 있고, 0.01% 미만에서는 강도와 내마모성에 미치는 효과가 미미하기 때문에 티타늄의 함량을 0.01~0.05%로 제한한다.

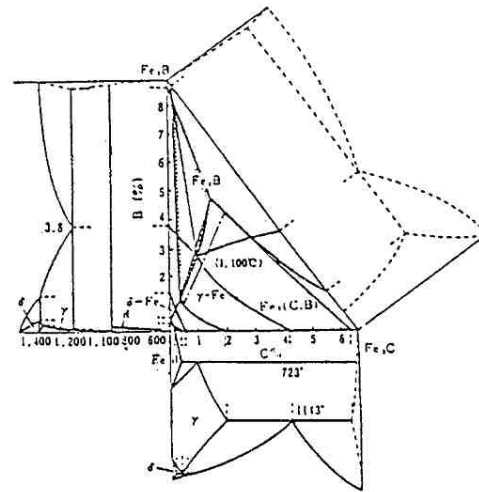
기계 구조용으로 사용되는 SCM이나 SCR의 대체 강재로 저 탄소강에 소량의 보론을 첨가하여 우수한 경화능을 나타내는 보론강은 국내에서 1980년대 이후로 건설 중장비의 내마모 부품 등에서 널리 사용되어지고 있다. 보론강의 경화능은 일반 합금강에 비해 매우 우수한 장점을 가지고 있고 극히 극소량의 보론 함량으로도 경화능에 매우 큰 영향을 보이며, 현재와 같이 합금원소들의 가격이 증가하는 점을 감안할 때 그 중요성이 점점 커지고 있다.

보론 첨가강으로 사용되고 있는 강재인 탄소강은 탄소 함량에 따라 저탄소, 중탄소, 고탄소강으로 구분 지을 수 있고 일반적으로 저탄소강과 중탄소강이 보론 첨가강에 주로 쓰인다. 0.25% 미만의 탄소 함량을 갖는 저탄소강은 마르텐사이트 열처리에 반응하지 않으며 소성경화에 의해 경화되는 특징이 있다. 미세구조는 페라이트와 펄라이트의 구조를 가지며 연하고 약하지만 우수한 연성과 인성을 갖는다. 0.25~0.6%의 탄소 함량을 갖는 중탄소강은 오스테나이트화의 급냉, 템퍼링 등의 열처리에 의해 기계적 성질을 향상시킨다. 이 강은 대부분 템퍼링이 되어 사용되며 템퍼링된 마르텐사이트의 미세구조를 갖는다. 순 중탄소강은 경화능이 낮으며 따라서 매우 빠른 급냉 속도에 의해 매우 얇은 부위만이 열처리 효과는 갖는다. 이에 따라 크롬, 니켈, 몰리브덴 등의 첨가는 이들 열처리 효과를 증대시키며 다양한 강도와 연성의 조합을 나타낼 수 있다.

그림 4.1.9와 4.1.10은 Fe-B계의 상태도와 Fe-B-C계 평형 상태도이다. 강에 보론을 첨가 시 복합보론 석출물이 오스테나이트 영역에서 입계편석을 일으켜 계면에너지를 감소시키며, 입계의 높은 에너지 자리에서 미세한 $M_{23}(C, B)_6$ 이 석출되기 때문에 경도 값이 증가하고 공정 조직이 미세해진다. 또한 보론을 0.004wt% 첨가 시 보론강의 인장강도는 71 kg/mm^2 이고 연신율은 13% 이상이며 그때의 소입성이 가장 우수하다. 보론 함량이 0.006wt% 이상 첨가되면 boundary와 matrix의 경도값이 떨어지는 것을 알 수 있는데 이러한 현상은 보론석출물이 입계에 편석되어 조대하게 되어 경도가 감소하는 경향이 있다. 또한 오스테나이트 구역으로 930°C 가열 후 Water quenching과 200°C 에서 90분간 템퍼링 후의 최대 경도값은 HRC58정도이다.

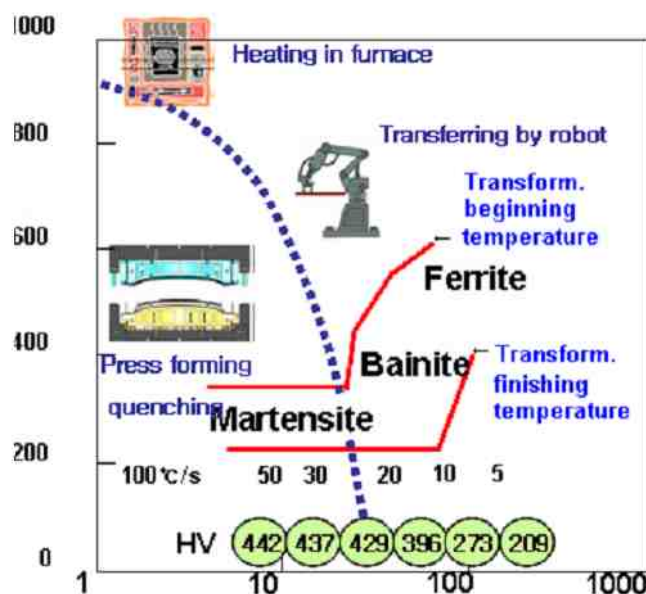


[그림 4.1.9] Fe-B phase diagram

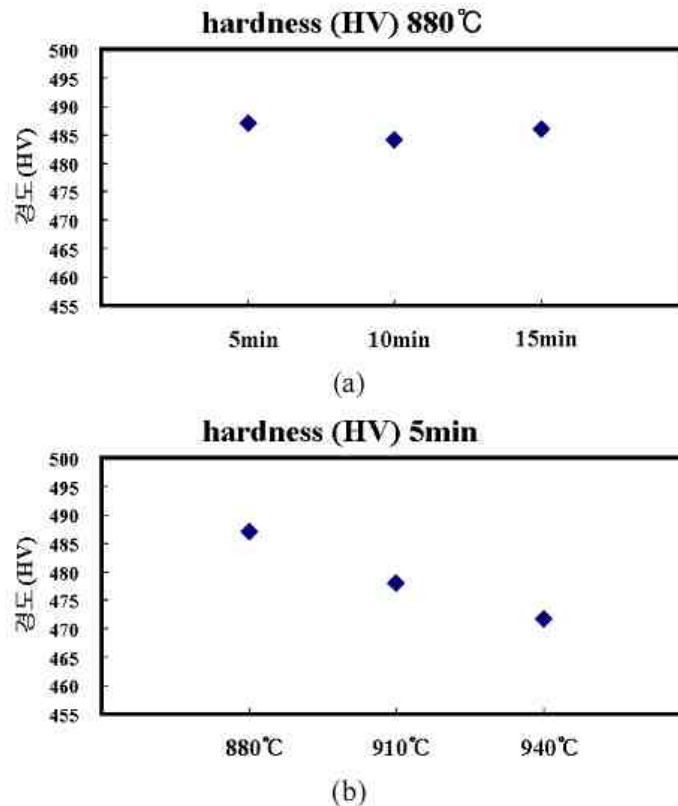


[그림 4.1.10] Fe-B-C equilibrium diagram

그림 4.1.11은 보론강에 대한 CCT 곡선과 마르텐사이트 조직을 얻기 위한 최소 냉각 속도이다. 그림에서 볼 수 있듯이 경도값 HV430 이상을 얻기 위해서는 냉각속도가 약 25°C/s 이상이 되어야 함을 알 수 있다. 그림 4.1.12는 온도 변화에 따른 경도 측정으로서 그림 4.1.12(a)에서 볼 수 있듯이 가열온도를 일정하게 유지하고 가열 시간 조건을 다르게 하였을 때 경도에는 영향을 미치지 않았지만 그림 4.1.12(b)에서 가열시간을 일정하게 유지하고 가열온도 조건을 변경하였을 때 온도가 증가할수록 경도가 낮아지는 현상이 나타났다. 이는 퀴칭에 사용된 물의 온도가 20°C로 일정하게 유지된 상태에서 높은 온도로 가열한 소재를 퀴칭 시 상대적으로 낮은 온도에서 가열한 소재를 퀴칭 할 때보다 빠르지 않기 때문이다.



[그림 4.1.11] Cooling condition on CCT curve for high strength boron alloyed steel



[그림 4.1.12] Results of hardness(HV) measurement

다. 디스크커터 재료의 특성 평가

(1) 디스크커터 재료의 화학성분 분석

디스크커터의 제반 특성 평가를 위해 국내외에서 생산된 디스크커터 재료의 성분분석 평가를 실시하였다. OE Spectrometer에 의해 성분분석을 실시하였으며 시험방법은 KS D 1652:2001이다.

표 4.1.2는 각각 국산 재료(SKD11)과 외국산(독일) 재료의 화학조성을 나타내었다. 이로부터 국산 SKD11종 대비, 독일 재료의 디스크 커터는 Low Cr과 C를 함유하고 있는 강종임을 알 수 있다. 또한, 독일 재료의 경우 V, Mo 등의 인성 및 탄화 석출물을 제어하는 조성이 높아 내마모 및 내충격성 등의 물성 향상인자로 작용하였다고 할 수 있다. 또한, 상기 강종은 표 4.1.2에서 보는 바와 같이 SKD61종과 유사한 화학조성을 가지는 것으로 파악된다. 대부분의 조성이 규격 내에 있으나, 탄소의 농도가 다소 높아 강도 향상을 위한 고려라 할 수 있다. 한편, 규격에 포함되지 않은 Ni이 함유되어 있으며, 이는 Ni을 통한 인성 향상을 기대한 것으로 보인다. Cu의 첨가는 의도적이기 보다는 원료인 scrap에 함유된 것으로 보인다.

[표 4.1.2] 국내외 디스크커터 재료의 화학조성 비교

Grade	화학성분(wt%)									
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu
SKD11 (국내)	1.536	0.348	0.536	0.020	0.001	-	11.002	0.857	0.475	0.069
독일 (해외)	0.458	0.962	0.358	0.018	0.006	0.112	4.940	1.285	0.911	0.129
SKD61 (규격)	0.32~ 0.42	0.80~ 1.20	<0.5	<0.03	<0.03	-	4.50~ 5.50	1.00~ 1.50	0.80~ 1.20	-

(2) 디스크커터 재료의 기계적 특성 분석

디스크커터 재료의 기계적 특성 평가를 위해 경도 측정 평가, 마찰계수 측정 평가 그리고 내마모 측정 평가를 실시하였다.

첫 번째로 경도 측정 평가는 Rockwell과 Micro vickers 경도기를 사용하여 측정하였고, 경도 측정은 5회를 측정 후 평균값을 내어 측정된 수치의 신뢰성을 얻고자 하였다. 표 4.1.3은 Rockwell 경도기를 이용하여 국산 재료를 측정한 결과이며, 평균값은 59.5 HRC로 측정되었다. 또한 도출된 HRC값을 Hv로 환산한 결과, Hv의 평균값은 685.8 Hv로 측정되었다. 표 4.1.4는 Micro vickers 경도기를 이용하여 측정한 결과로서, 평균값은 686.1 Hv로 측정되었다. 이는 표 4.1.3의 환산된 값과 거의 일치함을 알 수 있다.

[표 4.1.3] 국산 디스크커터 재료의 경도측정 (Rockwell C)

시험회수	HRC (Rockwell C)	Hv (Vickers)
1	59.5	685.8
2	59.5	685.8
3	59.5	685.8
4	59.5	685.8
5	59.5	685.8
평균	59.5	685.8

[표 4.1.4] 국산 디스크커터 재료의 경도측정 (Micro vickers)

시험회수	Hv (Vickers)
1	685.8
2	664.2
3	687.5
4	689.1
5	684.2
평균	686.1

표 4.1.5는 위 방법과 동일하게 Rockwell 경도기를 이용하여 독일산 디스크커터 재료를 측정한 결과이며, 평균값은 58 HRC로 측정되었다. 또한 도출된 HRC값을 Hv로 환산한 결과, Hv의 평균값은 654 Hv로 측정되었다. 표 4.1.6은 Micro vickers 경도기를 이용하여 측정한 결과로서 평균값은 673 Hv로 측정되었다. 역시 이는 표 4.1.5의 환산된 값과 거의 일치함을 알 수 있다.

이상과 같은 경도측정 결과에 대한 비교분석 결과, 국산 디스크커터 재료의 경도가 다소 크게 측정되었으나 큰 차이는 아닌 것을 알 수 있다.

[표 4.1.5] 독일산 디스크커터 재료의 경도측정 (Rockwell C)

시험회수	HRC (Rockwell C)	Hv (Vickers)
1	57	634
2	57	642
3	58	658
4	59	674
5	58	662
평균	58	654

[표 4.1.6] 독일산 디스크커터 재료의 경도측정 (Micro vickers)

시험회수	Hv (Vickers)
1	672
2	674
3	676
4	671
5	670
평균	673

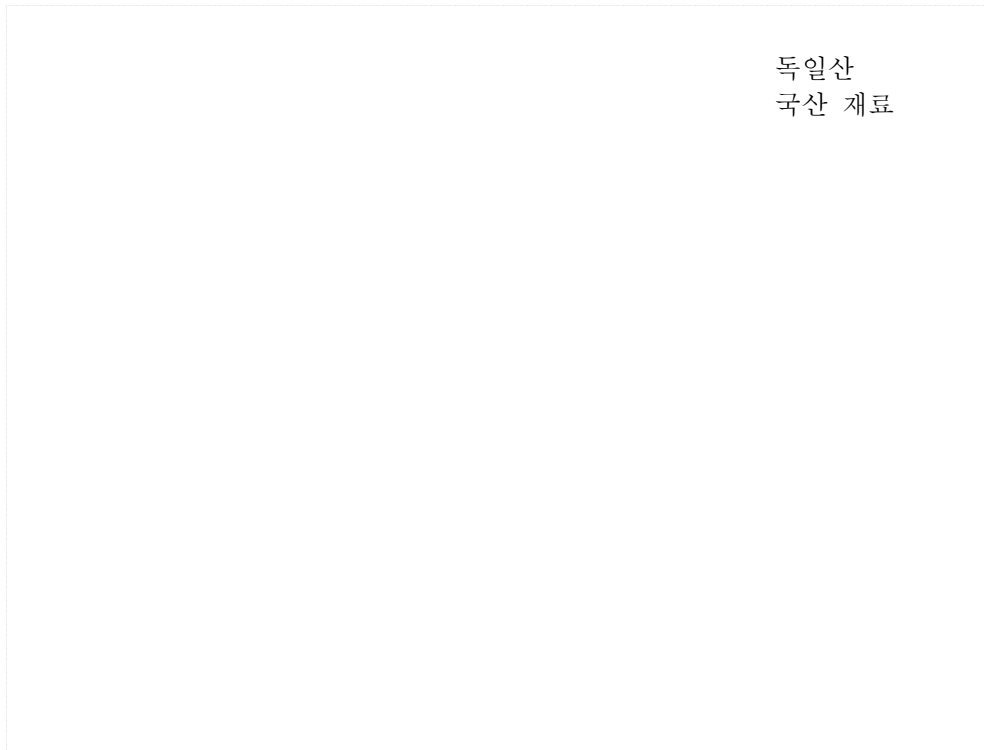
마찰계수 측정 평가는 고온용 마찰계수 측정기를 사용하여 측정하였고, 마찰계수 측정은 각각의 조건마다 5회를 측정 후 평균값을 내어 측정된 수치의 신뢰성을 얻고자 하였다. 실험 조건은 하중을 50 N으로 고정 시킨 후, 상온부터 300도까지 각각의 온도변화에 따른 마찰계수 측정평가를 실시하였다. 각 시편은 2 cm 지름과 2 cm의 길이의 bar 형태로 가공되었으며, 가로 5 cm, 세로 12 cm의 상대 재에 직선운동을 통해 마찰력이 측정된다. 상대 재는 SCM440소재를 가공하여 사용하였다.

그림 4.1.13은 온도 변화에 따른 마찰계수를 측정한 것이다. 상온에서의 마찰계수는 국산 재료의 경우 0.13과 독일산 재료의 0.15로서 큰 차이는 보이지 않았다. 두 재료 모두 상온부터 200도까지는 큰 변화를 보이지 않았으나, 200도 이상에서 급격하게 마찰계수가 증가하는 경향을 나타내고 있다. 200도 이상의 고온에서는 국산 재료의 마찰계수가 약 0.4로서 독일산 재료의 0.6보다 작음을 알 수 있다. 이는 국산 재료의 경우 11%의 Cr이 함유된바 고온 내산화성 및 윤활성이 우수한 크롬계 산화물을 형성하는 것으로 보이며, 오히려 독일산 재료의 경우보다 우수한 마찰 특성을 나타낸다. 디스크커터의 경우 커터 주변에 지하수 등으로 인한 냉각수가 공급되는 조건이므로 비교적 200도 이상의 높은 온도에 노출되지는 않을 것으로 사료되나, 고온 발생이 가능한 경우라면 상기 재료의 특성을 고려하여야 한다.

내마모 측정 평가는 Pin-on disc wear tester를 이용하여 측정하였고, 국산 재료와 독일산 재료의 평가 결과를 비교분석 하였다. 마모시험에서 Stroke는 $\pm 15\text{mm}$, Load는 50N, Frequency는 3 Hz이었으며 Friction time은 3600초로 고정하였다.

상기 두 재료들을 외부 시험기관(대구기계부품연구원)에 의뢰하여 내마모 시험을 수행한 결과 국내 재료는 다소 편차를 보였으나 평균 0.0114 g 으로 독일산 재료 대비 약 15배의 내마모 특성의 열위가 나타났다 (표 4.1.7 및 그림 4.1.14). 이상의 결과로부터, 국산 재료에 대해서는 전체적으로 내마모성의 열위가 개선되어야 하고 성능 편차에 대해서도 개선되어야 한다고 판단된다. 한편, 이와 같은 측정 편차는 마모시험기, 측정방법 및 재료의 불균질 특성에 따라

발현될 수 있다. 금속학적 특성을 고려한다면 국산 소재에 포함된 탄화석출물의 조대화 및 입계의 편석에 따른 특성이 발현된 것으로 사료된다.



[그림 4.1.13] 온도 변화에 따른 재료별 마찰계수

[표 4.1.7] 국산 재료 및 독일산 재료에 대한 내마모 측정결과(대구기계부품연구원)

시험항목	시험편 구분	시험결과
중량감소량	1 (독일산)	0.0007 g
	2 (독일산)	0.0008 g
	3 (SKD)	0.0265 g
	4 (SKD)	0.0125 g
	5 (SKD)	0.0011 g
	6 (SKD)	0.0056 g
	7 (하이스 강)	0.0003 g
	8 (하이스 강)	0.0281 g



(a) 독일산 재료



(b) 국산 재료(SUJ2)



(c) 국산 재료(SKD11)



(d) 국산 재료(SKD61)

[그림 4.1.14] 내마모시험 후의 시험편 표면

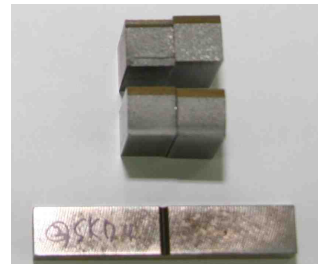
샤르피 충격흡수에너지 시험(상온시험)에 의한 상기 두 디스크커터 재료에 대해 외부 시험기관(대구기계부품연구원)에 의뢰하여 충격시험을 실시하였다. 충격시험에 사용된 시험편의 크기는 KS B 0809에 의거하여 45"이며 V-notch와 U-notch는 모두 2 mm이었다. Striking 에너지는 300 J이며 Friction loss로 1.2 J를 고려하였다. V-notch 시험편의 경우에는 재료에 상관없이 모두 3 J로 측정되었으나, U-notch 시험편의 경우에는 독일산 재료가 국산 재료보다 충격흡수 에너지가 3.8배 크게 나타났다(표 4.1.8 및 그림 4.1.15). 이상과 같이 독일산 재료가 국산 재료보다 충격에 대한 저항력이 훨씬 크다는 것을 확인할 수 있었다.

[표 4.1.8] 국산 재료 및 독일산 재료에 대한 충격시험 결과

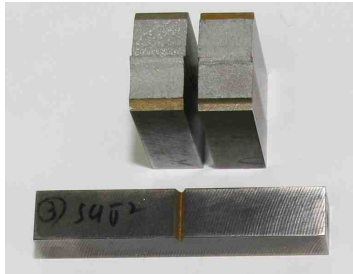
시험항목	시험편 구분	시험결과	시험방법
샤르피 충격흡수에너지 (상온시험)	독일산(U-notch)-1	10 J	KS B 0810:2003
	독일산(U-notch)-2	9 J	
	KHW1(U-notch)-1	2 J	
	KHW1(U-notch)-2	3 J	
	독일산(V-notch)-1	3 J	
	독일산(V-notch)-2	3 J	
	KHW1(V-notch)-1	3 J	
	KHW1(V-notch)-2	3 J	



(a) 독일산 재료



(b) 국산 재료(SKD11)



(c) 국산 재료(SUJ2)

[그림 4.1.15] 충격시험 후의 시험편

(3) 디스크커터 재료의 금속학적 특성 분석

(가) 미세조직 분석 평가

국산 재료와 독일산 재료의 시험편을 2000번 연마지로 기계적 연마 후에 면포에서 $0.3\mu\text{m}$ 의 알루미나를 이용하여 폴리싱을 실시하였다.

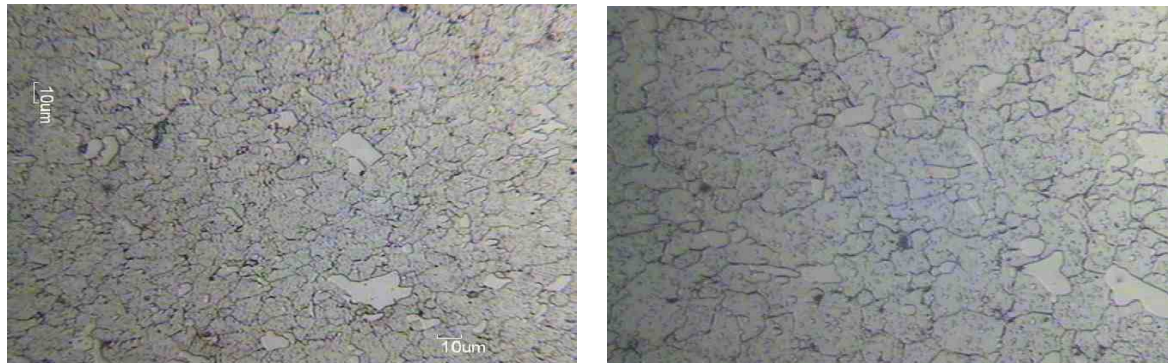
에칭은 4% nital(Distilled water 96ml + Nitric Acid 4ml)로 에칭 후 금속 현미경을 이용하여 미세조직분석을 실시하였다. Grain size는 직경 측정법을 적용하였으며, 측정방법으로는 $100\times$ 배율에서 찍은 금속현미경 사진에서 라인 μm 당 측정되는 결정립의 수를 측정 후 평균값을 내어 ASTM(American Society for Testing and Materials) 결정립도 측정 기준표에 적용하였다. 여러 조직 부분을 가로, 세로방향으로 각각 10회를 측정 후 평균값을 내어 측정된 수치 신뢰성을 얻고자 하였다.

그림 4.1.16은 국산 재료의 미세조직을 나타내었으며, ASTM grain size number는 10, Grain size는 $11.7\mu\text{m}$ 로 측정되었으며 표준 편차는 $2.57\mu\text{m}$ 이다. 입계에 석출물이 다량 관찰 되었으며 석출물이 조대함을 나타내고 있다.

그림 4.1.17은 독일산 재료의 미세조직을 나타내었으며, ASTM grain size number는 11, Grain size는 $8.1\mu\text{m}$ 로 측정되었으며 표준 편차는 $2.57\mu\text{m}$ 이다. Grain size는 국내 재료에 비해 크고 입계와 입내에 석출물이 소량 관찰 되었으며 석출물이 국내 재료에 비해 미세함을 나타내고 있다.

이상과 같이 독일산 재료는 탄소의 양이 적으므로 석출물이 미세하고 입계편석이 국산 재료에 비해 적음을 알 수 있다. 따라서 인성 및 내마모성이 국내 재료보다 독일산 재료가 우수

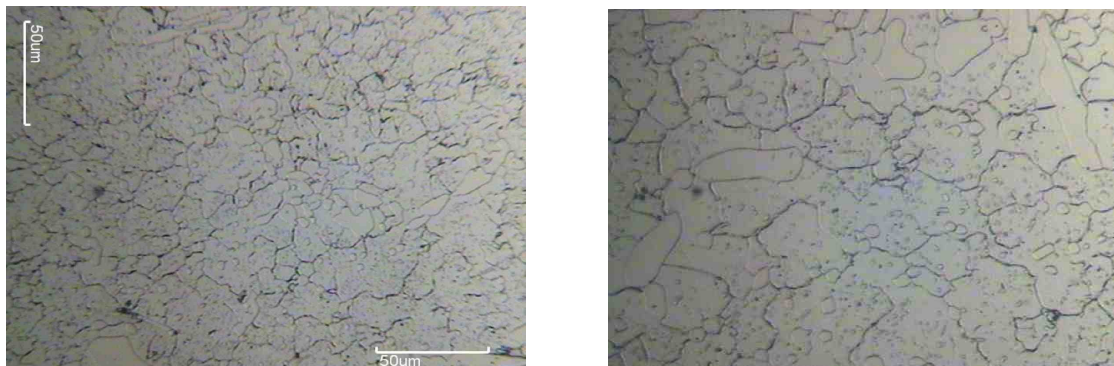
함을 파악할 수 있다.



(a) 600배

(b) 1,200배

[그림 4.1.16] 국산 재료의 미세조직 분석 결과



(a) 600배

(b) 1,200배

[그림 4.1.17] 독일산 디스크커터 재료의 미세조직 분석 결과

(나) XRD상 분석결과

국산 재료와 외국산 재료 시편의 상 분석과 결정방향을 측정하기 위하여 X선 회절 분석기 (XRD: X-ray Diffraction)를 사용하였다.

그림 4.1.18은 국산 재료의 X선 회절 분석 결과이다. 결정 방향이 (110), (200), (211)인 Fe-Cr인 상과 (111), (200), (220) 방향인 Cr_{0.19}Fe_{0.7}Ni_{0.1}상으로 측정되었으며 국산 재료는 High Cr 강종으로 Ferrite peak가 강하게 나타났다.

그림 4.1.19는 독일산 재료의 X선 회절 분석결과이며, 결정 방향이 (111), (200), (220) 방향인 Cr_{0.19}Fe_{0.7}Ni_{0.1}와 (110), (200), (211)방향인 Fe-Cr인 상으로 측정되었다. 또한 독일산 재료는 Low Cr으로서 Austenite peak가 강하게 나타났다.

이상의 화학조성 분석결과와 같이, 두 샘플은 서로 다른 화학조성을 나타내고 있으며, Ferrite 안정화 원소인 Cr과 이와 같이 특성을 나타내는 화학조성들의 수치는 아래의 식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \text{Cr equivalent} = & (\text{Cr}) + 2(\text{Si}) + 1.5(\text{Mo}) + 5(\text{V}) + 5.5(\text{Al}) + 1.75(\text{Nb}) \\ & + 1.5(\text{Ti}) + 0.75(\text{W}) \end{aligned}$$

상기 식을 이용하여 계산해보면

국산 재료(SKD 11): Cr eq. = 11+0.7+1.3+2.5=15.5%

독일산 재료: Cr eq.=5+1.9+2.0+4.5=13.4%

로 나타나며, 국산 재료의 경우 체심입방격자(BCC)형 첨가 원소의 역할이 지배하여 Ferrite계 특성이 주로 나타났고, 독일산 재료의 경우는 고온안정상인 면심입방격자(FCC)형의 특성인 Austenite계 특성이 나타났다.



[그림 4.1.18] 국산 재료의 X선 회절 분석 결과



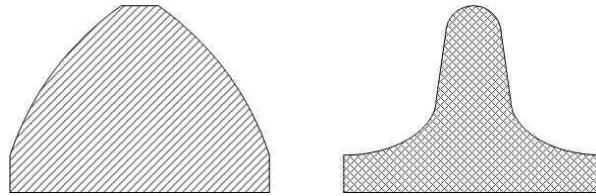
[그림 4.1.19] 독일산 디스크커터 재료의 X선 회절 분석 결과

라. 디스크커터의 주요 구성 조사

당해연도에서는 디스크커터의 형상과 주요 구성을 분석하여, 그 결과를 차년도 이후의 시제품 제작에 활용하고자 하였다.

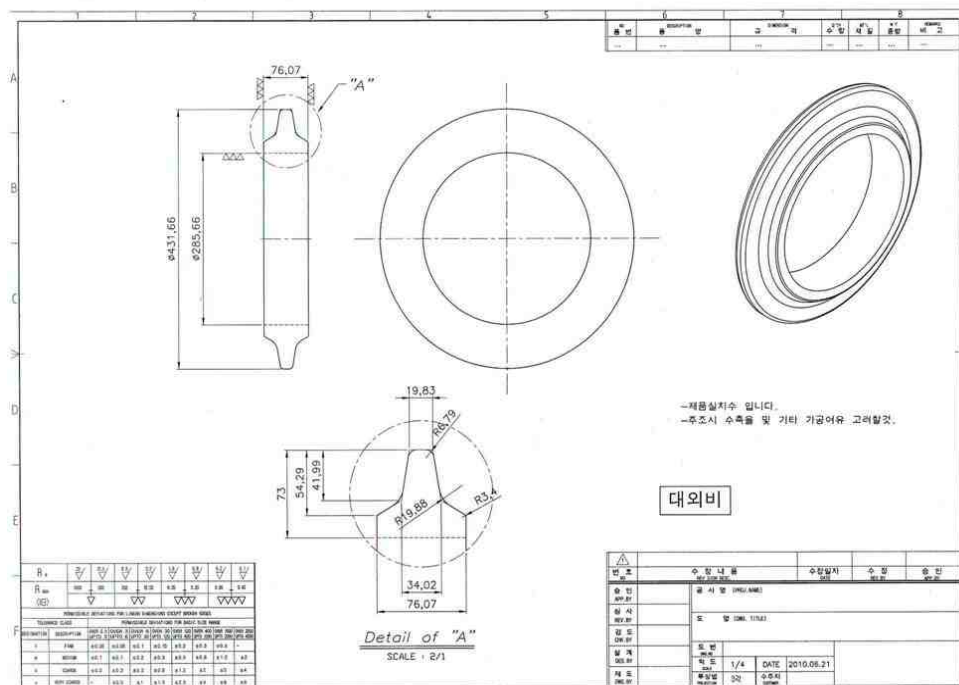
독일 Herrenknecht에서 제작한 디스크커터의 주요 구성을 분석한 결과는 다음과 같다 (그림 4.1.1 참조).

- 커터 링(cutter Ring): 디스크커터에 장착되어 암석을 절삭하는 부분으로서 디스크커터에서 가장 중요한 부분이며 본 연구과제의 주요 연구대상임. 커터 링의 형상은 썰기형 커터와 평형 커터가 있으나 현재는 평형 커터만이 적용되고 있음 (그림 4.1.20). 분석 대상인 독일 Herrenknecht의 직경 17인치 커터 링 형상에 대한 도면화 결과는 그림 4.1.21과 같음.



(a) 썰기형(V-Shape) (b) 평형커터(CCS)

[그림 4.1.20] 커터 링의 형상과 특징



[그림 4.1.21] Herrenknecht사 커터 링의 형상 도면화

- 베어링(Bearing): 본 구성품은 커터 링만큼 중요한 부품으로 그 선정에 있어 신중을 기해야 함. 현재 Herrenknecht 제품에 장착된 베어링은 Timken사 제품으로서 단일 베어링이 장착된 제품과 복열 베어링이 장착된 제품의 두 가지로 파악됨. 제품의 특성상, 허브에 장착하는 방법이 다르므로 허브 설계 시 이를 고려하여야 함(그림 4.1.22).



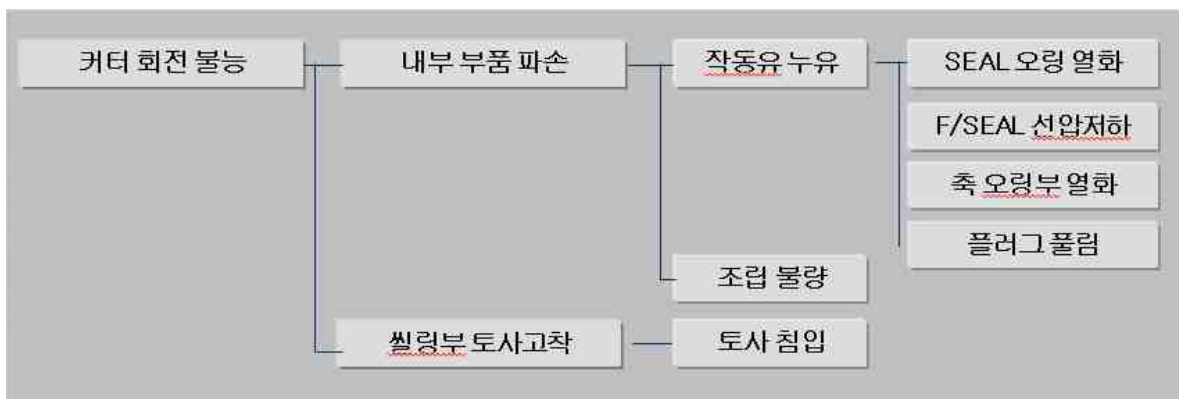
[그림 4.1.22] Herrenknecht 디스크커터에 장착된 베어링 형상 (단열, TIMKEN사)

- 허브(Hub): 허브 외부에는 커터 링과 스플리트 링(split ring)이 장착되며, 내부에는 베어링, O-ring, retainer 등이 장착되어 본체와 같은 역할을 함. 허브의 재질은 독일산 제품의 경우 주강으로 판단되어 국산 강종으로 충분히 가공이 가능함.
- 스플리트 링(Split Ring): 본 구성품은 허브에 장착된 커터 링의 이탈을 방지하기 위한 링으로서 허브에 커터 링이 장착된 이후 허브에 가공된 홈에 장착함. 스플리트 링의 외경은 커터 링의 내경보다 약 5 mm 크게 가공되는 것으로 파악됨.
- Seal Retainer: 본 구성품은 내부에 장착된 베어링을 지지하기 위해 주강으로 제작되었으며 그리스(grease)의 누유를 방지하기 위한 O-ring을 고정하기 위한 부품임.
- 샤프트(Shaft): 샤프트는 커터헤드에 정착되어 커터 링에 전달되는 모든 힘의 요소를 지탱하는 부품으로서 외부에 베어링이 장착됨. 본 구성품의 재질, 형상 및 크기는 커터의 크기에 따라 달라짐. 또한 양끝단의 형상도 크기(용량)에 따라 달라지며 제조사에 따라 형상을 달리하고 있어 커터헤드에 장착 시 같은 회사 제품만 사용하도록 설계됨.
- O-Ring: 내부에 주입되는 그리스의 누유를 방지하기 위한 부품이며, 고정단에 속하므로 Oil Seal을 장착할 필요는 없는 것으로 판단됨. 양쪽으로 1개씩 장착되며 retainer에 의해 베어링에 지지되어 있음.

마. 디스크커터의 현장 트리블 분석

디스크커터는 TBM의 커터헤드 전방에 설치되어 암반을 굴착하기 때문에 디스크커터의 마모와 고장여부는 굴진율에 매우 큰 영향을 미친다. 현기창 등(2012)은 쉴드 TBM 터널의 리스크를 커터, 기계구속, 배토(굴진), 세그먼트로 분류하여 분석하였고 그 결과, 가장 큰 리스크는 커터의 절삭량 저하에 따른 굴진율 저하이며, 이때 커터의 절삭량 저하는 커터의 과도한 마모와 편마모 그리고 추력과 회전력의 부족이 가장 큰 요인인 것으로 보고하였다.

디스크커터의 주요 성능 부분은 암에 접촉하여 암을 절삭하는 커터 링과 추력을 커터 링에 전달하고 회전이 원활하게 이루어지도록 하여 커터 링이 균등하게 마모되도록 유도하는 베어링, 그리고 외부의 이물질이 내부에 침입하지 못하도록 차단해 주는 플로팅 셸로 구분할 수 있다. 디스크커터의 문제점은 이러한 주요 성능 부분에서의 고장 및 성능저하로 인하여 발생한다. 다른 관점에서 문제점이 나타난 결과를 중심으로 디스크커터의 문제를 구분하면 크게 디스크커터의 손상과 커터 링의 손상으로 구분할 수 있다. 그림 4.1.23은 디스크커터의 손상이라는 결과가 발생하였을 경우의 문제요인들을 정리한 것이고 그림 4.1.24는 커터 링의 손상이라는 결과가 발생하였을 경우의 문제요인들을 정리한 것이다.



[그림 4.1.23] 디스크커터의 손상 시 문제요인들



[그림 4.1.24] 커터 링 손상 시의 문제요인들

디스크커터의 손상은 디스크커터의 회전불능을 일으킨다. 디스크커터의 회전불능은 디스크 커터의 조립불량 또는 부품의 열화로 인하여 누유가 발생하거나 토사나 수분이 유입되어 나타난다(그림 4.1.25와 그림 4.1.26). 이와 같은 디스크커터의 회전불능은 커터 링의 편마모를 유발시키는 원인이 된다.



(a) 베어링 손상



(b) STOPPER 손상

[그림 4.1.25] 내부부품의 손상



(a) 디스크커터 내부 토사유입



(b) 디스크커터 내부 수분유입

[그림 4.1.26] 디스크커터 내부의 불순물 유입

두 번째로 커터 링의 손상은 커터 링의 열처리 시에 담금질 온도 및 냉각속도가 적합하지 않아 인성이 부족한 경우에 발생할 수 있으며, 그림 4.1.27과 같이 디스크커터 설계 시 조립공차 부적합 또는 원소재 자체의 결함으로 발생될 수 있다.



[그림 4.1.27] 디스크커터의 조립공차 부적합

2. 고성능 디스크커터 링 재료 개발

가. 개요

최근 국내외 산업발달에 따른 중장비의 수요 증가는 그에 필요한 소모성 부품으로 사용되는 내마모 소재의 수요가 필연적으로 증가하는 실정이다. 중장비는 사용하는 목적에 따라 토사/암반과 접촉이 심한 부위가 있으며 이러한 부위에서 발생하는 마모는 금속마모에 비해 마모량이 많아 상대적으로 부품의 수명이 짧은 것이 문제가 되고 있다. 토사/암반 마모 발생 부분은 장비의 효율성을 감소시키므로 이러한 부위 중 마모 조건에 따라 내마모성을 요하는 고강도의 강종 소재 수요가 급증하고 있다.

가혹한 조건하에 사용되는 산업용 부품은 고강도와 고인성이 함께 요구되어 현재 열간 공구강인 SKD61(경도 HRC45C 이상, 충격흡수에너지 40J 이상), 냉간 공구강인 SKD11(경도 HRC56이상, 충격흡수에너지 10J이상) 및 그 개량 강들이 주로 사용되고 있다.

나. 디스크커터 링 재료 분석

표 4.2.1은 독일 H사, 이탈리아 P사와 일본 H사 및 국산 제품을 대상으로 디스크커터 링에 대한 재질을 분석한 결과이다. 분석결과, 국산 SKD11종 대비, 독일 재료의 디스크 커터는 Low Cr과 C를 함유하고 있는 강종임을 알 수 있다. 또한, 독일 재료의 경우 V, Mo 등의 인성 및 탄화 석출물을 제어하는 조성이 높아 내마모 및 내충격성 등의 물성이 향상된 것으로 파악된다. 특히, 독일 재료는 비교적 SKD61종과 유사한 화학조성을 가지는 것으로 파악되었고, 특징적인 사항은, 독일과 이탈리아 디스크커터 링 재료의 성분이 거의 동일하다는 점이다. 이는 두 가지 원인으로 추정할 수 있는데, 첫 번째는 유럽에서 생산되고 있는 특수강을 사용하였거나, 두 번째는 최근 들어 연구가 완료되었던 유럽공동프로젝트인 TUNCONSTRUCT나 GOODLIFE의 성과일 것으로 사료된다. 반면 일본 H사의 경암용 디스크커터 링 재료의 분석 결과, 표준규격의 재료를 사용하지 않고 제작한 것으로 추정된다.

[표 4.2.1] 국내외 디스크커터 재료의 화학조성 비교

구분	화학성분 (wt%)									
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu
SKD11 (국내)	1.53 6	0.348	0.536	0.020	0.001	—	11.00 2	0.857	0.475	0.069
SKD61 (국내)	0.32 ~ 0.42	0.80~ 1.20	<0.5	<0.03	<0.03	—	4.50~ 5.50	1.00~ 1.50	0.80~ 1.20	—
독일 H사	0.43 2	0.982	0.342	0.015	0.004	0.115	4.893	1.276	0.953	0.131
이탈리아 P사	0.45 8	0.962	0.358	0.018	0.006	0.112	4.940	1.285	0.911	0.129
일본 H사	0.82 0	0.890	0.370	0.032	0.003	0.120	6.700	1.56	—	—

다. 커터 링 재료의 합금 조성

커터 링 시작품은 경도(60 HRC) 뿐만 아니라 해외의 커터 링과 동일한 내마모성을 구현하였고, 내충격성에서도 해외의 커터 링과 유사한 성능을 확보하였다. TBM 현장에서는 굴진 특성 상 커터 링의 내마모성만큼 내충격성이 중요하다. 디스크커터의 커터 링이 굴진 중 충격에 의해 크랙 및 파단이 발생할 경우, 커터 교체로 인한 TBM 다운타임(downtime) 발생의 원인이 될 뿐만 아니라 파단된 조각(파편)이 커터헤드의 면판을 마모시키는 위험을 초래할 수 있기 때문이다. 완성품에서는 해외의 커터 링과 유사한 성능을 확보한 시작품의 화학성분조성을 그대로 사용하였다(표 4.2.2).

[표 4.2.2] 커터링 화학조성

구분	화학성분(wt, %)						
	Fe	Cr	Si	Mn	V	C	Mo
화학조성	bal.	11.3	0.23	0.44	0.26	1.49	0.82

커터 링 완성품의 재료적인 성질을 향상시키기 위하여 시작품의 열처리 공정을 수정하였다. 커터 링의 내마모성 향상을 위하여 열처리 공정에서 담금질 이후 뜨임처리 시 나타나는 미세조직인 템퍼드 마르텐사이트(Tempered Martensite) 조직을 조절하여 경도를 증가시킴으로써 내마모성을 향상시켰다. 열처리공정에 초점을 맞추어 미세조직분석 및 기계적 성질을 향상시키는 연구의 상세 사항은 다음과 같다.

시작품에서는 기지조직(Matrix)에서 조대한 탄화물이 관찰되고 미세조직상 특이한 사항이

없었으나 고온가열 유지시간이 다소 짧아 미세 탄화물 고용도가 낮았다.

완성품의 열처리 과정은 시작품과 유사하지만, 미세조직의 마르텐사이트(고경도 구현)를 형성하기 위해 시작품 공정 대비 담금질 온도 유지시간과 냉각속도를 2배가량 증가시켰다. 열처리변형을 최소화하는 예열과정 및 적절한 승온 속도를 설정하여 담금질 온도(1030℃) 까지 승온시켰다. 그리고 일정시간 유지시킨 후 원주 방향으로 설치된 다수의 가스분산노즐에서 질소(N₂) 가압 가스를 커터 링에 분사하는 방법으로 급속 냉각시켜 담금질공정을 완성시켰다. 담금질 공정에서 진공열처리 로(Vacuum Furnace System)의 성능이 제품 품질에 직접적으로 영향을 끼치기 때문에, 열처리 로 내부의 온도분포가 균일하게 형성되고 고성능화(냉각가스압력 증가; 냉각속도 증가)된 고품질의 진공열처리로를 사용하여 향상된 완성품을 구현하였다.

담금질 공정을 개선함으로써 급속 내부의 오스테나이트(Austenite)를 마르텐사이트로 변태시켜 담금질 경도를 증가시키고, 경도의 균일화 및 내마모성 향상을 도모하였으며 또한 치수안정성을 확보하는 효과를 얻었다. 담금질 공정 이후의 템퍼링 공정은 담금질에 의해 생길 수 있는 불균질 내부응력을 완화시키며, 조직변화를 통하여 경도와 인성의 조화가 된 특성의 제품을 얻을 수 있도록 한다. 표 4.2.3은 완성품에 적용된 열처리 조건이다.

[표 4.2.3] 열처리 조건

열처리조건	풀림 (Annealing)	담금질 (Quenching)	템퍼링 (Tempering)	Induction Hardening
	930℃	1,030℃	200℃	600℃

라. 커터 링 재료의 미세조직분석

일반적으로 재료의 기계적 성질은 그 미세조직과 밀접한 관계를 가진다. 즉 어떤 재료의 미세조직을 현미경으로 관찰하면 석출(Precipitation) 상이나, 결정립(Grain Size)의 형상 또는 편석(Segregation), 기공(Porosity) 부분의 상황 등을 판별할 수 있어, 재료의 성질과 재료 조직과의 관계를 규명할 수 있다. 신뢰성 있는 양질의 제품을 구현하기 위해서는 미세조직 검사를 통한 품질관리가 이루어져야 한다.

시작품과 완성품의 미세조직을 비교 분석하기 위하여 광학현미경(그림 4.2.1; Optical Microscope; Nikon (MA200) ;x50 ~ x1000)과 주사전자현미경(SEM, Scanning Electron Microscope)을 이용하였다.



[그림 4.2.1] 광학현미경(Nikon MA200)

광학현미경 촬영 결과, 시작품에서는 기지조직(Matrix)에 조대한 탄화물이 관찰되고 미세조직에서 특이한 점은 없으나 고온가열 유지시간이 다소 짧아 미세 탄화물 고용도가 다소 낮은 것을 알 수 있다. 이에 반해 완성품은 결정립 크기가 미세하고, 탄화물의 고용도가 증가되었으며 템퍼링 효과가 충분한 마르텐사이트 침상이 출현한 것을 볼 수 있다(그림 4.2.2).

주사전자현미경(SEM) 촬영 결과, 시작품은 조대한 탄화물과 미세한 탄화물로 구성되어 있었으며, 미세한 결정립 크기와 마르텐사이트의 기지조직을 관찰할 수 있었고, 특정 결함이나 특이사항은 관찰되지 않았다. 완성품은 시작품에 비해 열처리 조건 변화에 의해 미세조직이 치밀하게 나타났으며, 결정립 크기가 미세해진 것을 알 수 있다. 또한 템퍼링에 의해 마르텐사이트 침상이 나타난 것을 관찰할 수 있었다(그림 4.2.3).

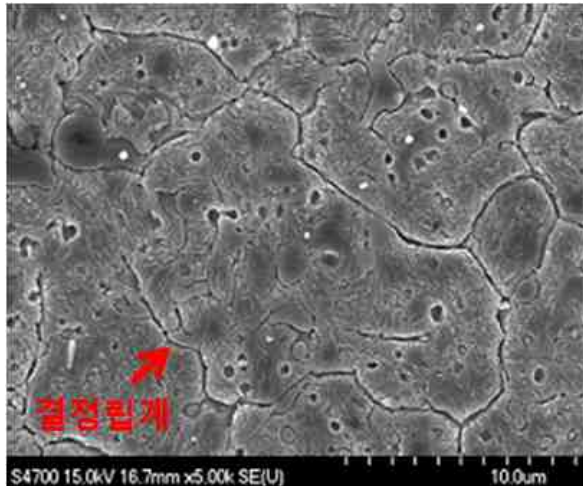


(a) 시작품

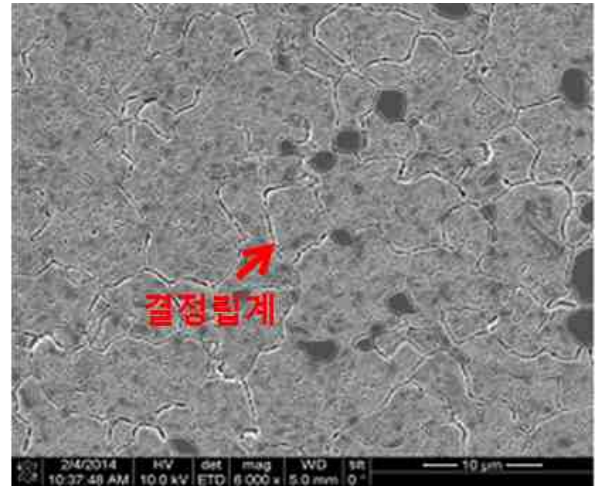


(b) 완성품

[그림 4.2.2] 광학현미경 사진



(a) 시작품

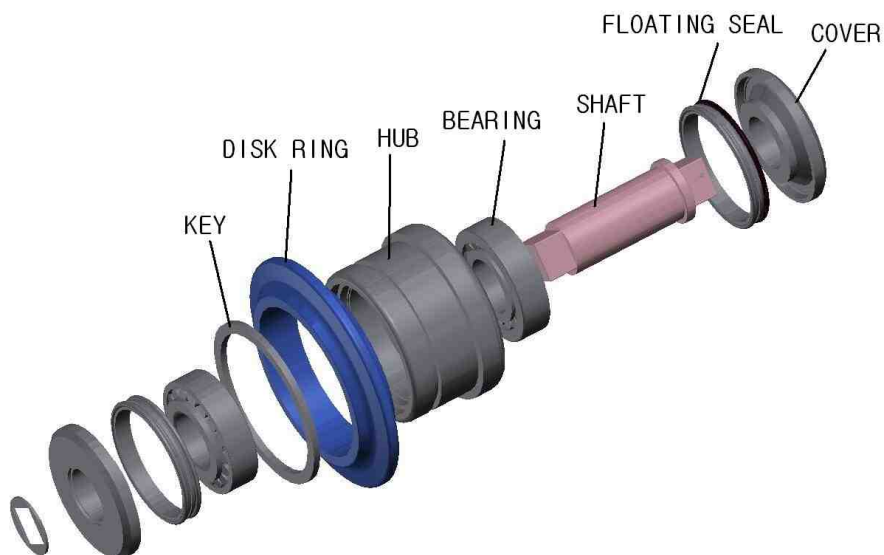


(b) 완성품

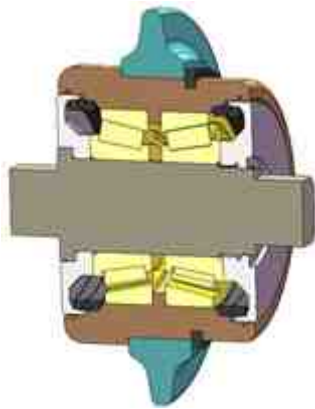
[그림 4.2.3] 주사전자현미경(SEM) 사진

3. 디스크커터 신 내부구조 설계

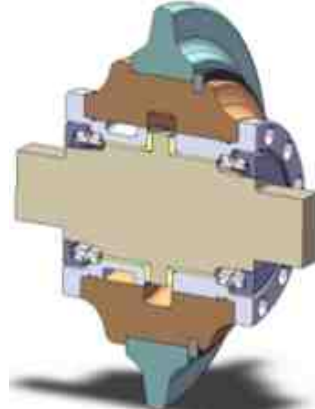
그림 4.3.1은 디스크커터의 내부부품도이다. 기존의 디스크커터는 그림 4.3.2(a)와 같이 테이퍼 롤러 베어링(Taper Roller Bearing)을 사용하여 디스크커터에 연직력이 작용할 때의 하중 조건 하에서 커터 링의 회전이 가능하도록 제작한다. 디스크커터 내부의 베어링은 커터헤드의 암석 절삭시 디스크커터가 회전함으로써 커터링이 균등하게 마모되도록 유도하는 역할을 하는 가장 핵심적인 내부부품이라고 할 수 있다. 그러나 디스크커터에 사용되는 베어링은 미국 TIMKEN 사가 독점하고 있기 때문에, 수급에 상당한 애로사항이 있으며, 가격 또한 매우 고가이다.



[그림 4.3.1] 디스크커터의 내부부품도



(a) 베어링 타입 디스크커터



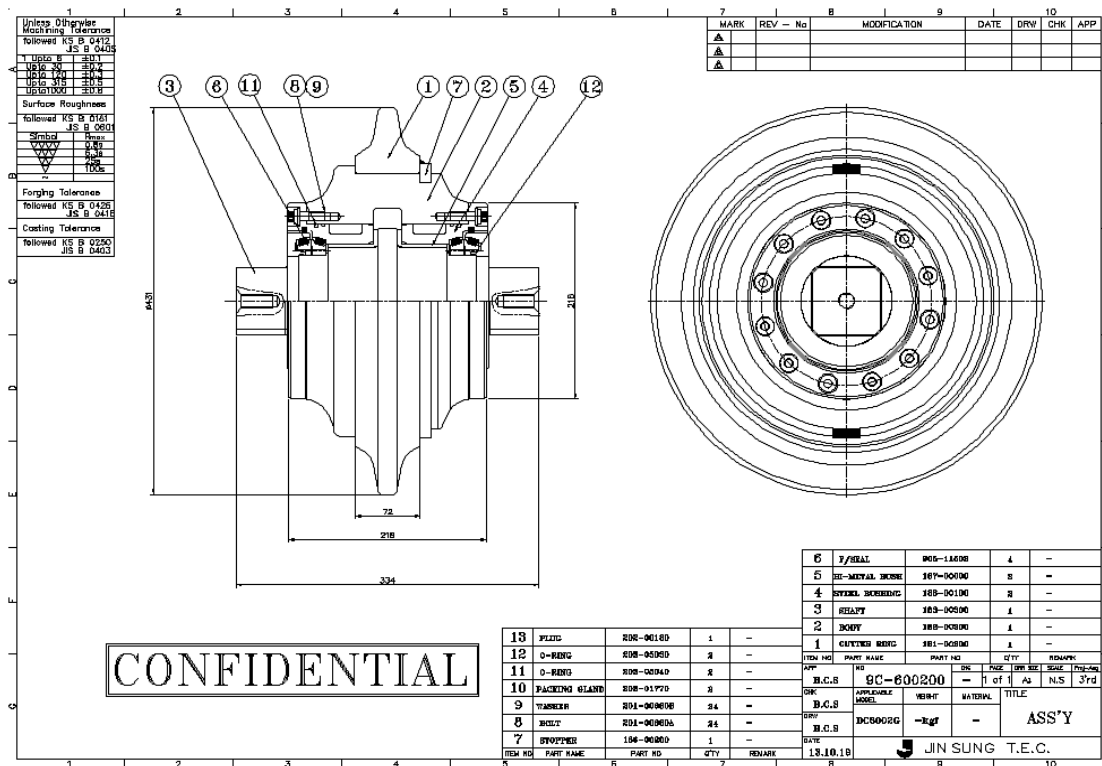
(b) 부싱 타입 디스크커터

[그림 4.3.2] 디스크커터의 3D 구상도

본 연구에서는 디스크커터의 제작원가를 줄이고자 건설 중장비의 하부에 사용되는 무한궤도의 부품인 부싱(bushing)을 디스크커터에 적용해 보고자 하였다. 부싱은 베어링과 마찬가지로 고하중이 작용하는 조건에서 회전이 가능하며 내구성을 겸비한 부품으로써, 디스크커터의 축(shaft)과 몸체(hub)사이에 위치하며 디스크커터의 회전구동 시 축과 몸체의 마찰저항을 줄여 커터의 회전을 원활하게 이루어지도록 한다(그림 4.3.2(b)). 특히 본 연구에서는 바이메탈 부싱(Bi-Metal Bushing)를 적용하여 기계적 강도를 높이고 열에 의한 변형을 최소화하였다. 또한 동재질(brass)로 회전 표면층을 구성하여 디스크커터의 축과의 마찰저항을 감소시키고 충격 완화 작용을 하도록 하였다.

현재 사용되고 있는 베어링타입의 디스크커터는 베어링을 축과 몸체사이에 설치할 때 강한 압입력이 필요하고 압입 후 양측부로의 셸링을 위한 플로팅 셸(floating seal)의 크기가 커야 하는 문제점이 있다. 이와 같이 플로팅 셸이 클 경우 전체적으로 디스크커터의 외관이 커지게 되어 소형화 생산이 어려운 문제점이 발생한다. 이에 비해 부싱타입 디스크커터는 축에 대한 몸체의 회전을 용이하게 하면서도 굴착 대상면인 암반으로부터 전달되는 하중에 대해 파손에 대한 내구성이 높고, 손상된 후에도 쉽게 교체할 수 있는 장점을 가지고 있으며, 더불어 제품의 제작단가를 낮출 수 있는 이점을 가진다. 동일한 디스크커터의 분당 회전속도(rpm)에 대해 플로팅 셸이 작아지면 플로팅 셸의 선속도($m/sec = (\pi D(\text{원주})/60) \text{ rpm}$)는 원주에 비례되어 감소하게 되므로 부품 성능이 개선되는 효과가 있다. 또한 부싱(Bushing) 구조를 내부의 동부싱과 외부의 철부싱인 이중구조로 형성함으로써 내부 오일(Oil)의 윤활을 원활하게 하고, 내부 부품의 냉각기능을 향상시키는 역할을 수행할 수 있다.

이에 준한 설계가 그림 4.3.3이고, 제작된 시작품은 그림 4.3.4이다.



[그림 4.3.3] 부상 타입 디스크커터의 도면



(a) 부품 제작



(b) 조립

[그림 4.3.4] 신 내부구조 설계에 준한 시작품 제작

4. 시작품 제작 및 성능평가

가. 시작품 제작을 위한 디스크커터 설계

본 연구에서 제작한 디스크커터의 설계 제작도면은 그림 4.4.1부터 그림 4.4.8까지이다. 그림 4.4.1은 베어링타입 디스크커터의 조립도면이다. 부상타입의 디스크커터 도면은 4.3.3과 같다.

커터 링(그림 4.4.2)은 베어링타입과 부상타입 디스크커터에 공통으로 적용되는 사항이며

디스크커터에 장착되어 암석을 절삭하는 부분으로서 디스크커터에서 가장 중요한 부분이다. 형상은 썬기형(V-SHAPE)과 CCS(Constant Cross Section)형이 있으나 현재는 CCS커터만이 적용되고 있어, 이 타입으로 설계하였다.

샤프트(Shaft, 그림 4.4.3)는 커터헤드에 장착되어 커터링에 전달되는 모든 힘의 요소를 지탱하는 부품으로서 링 형태의 베어링이 장착된다. 형상 및 크기는 커터의 크기에 따라 달라지고, 또한 양끝단의 형상도 크기(용량)에 따라 달라지며 제조사에 따라 형상을 달리하고 있어 일반적으로 커터헤드에 장착시 같은 회사 제품을 사용한다.

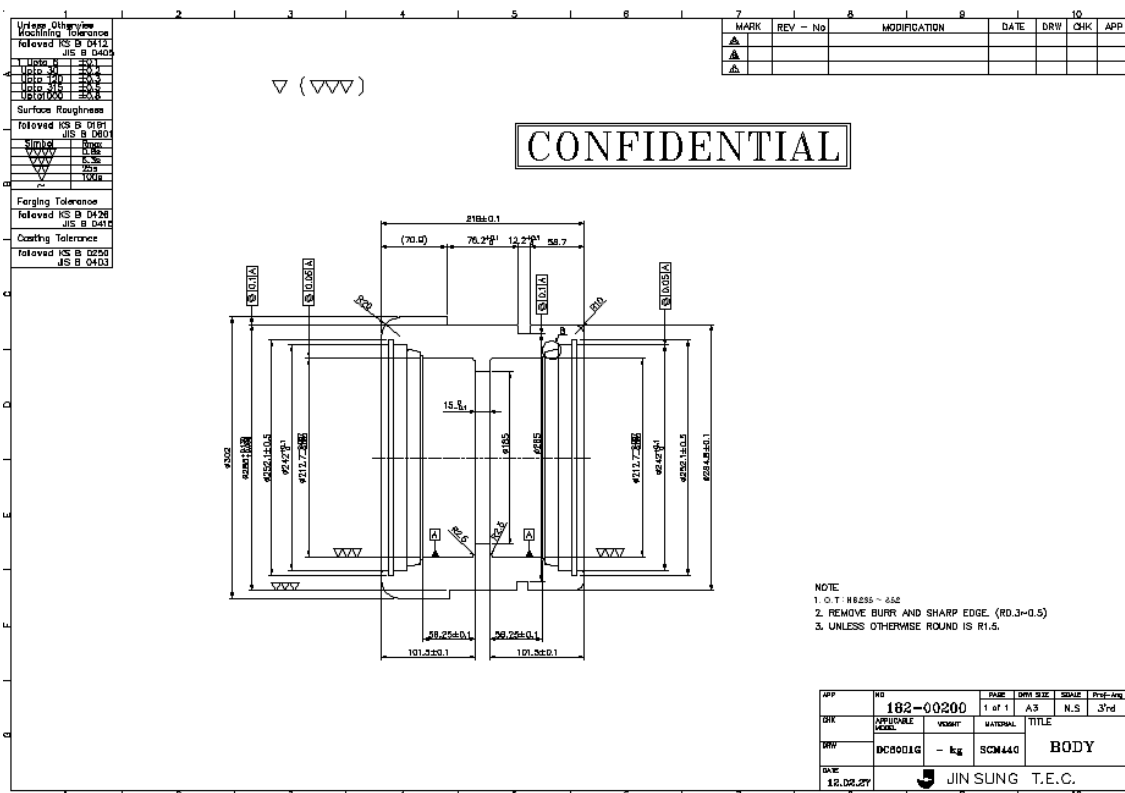
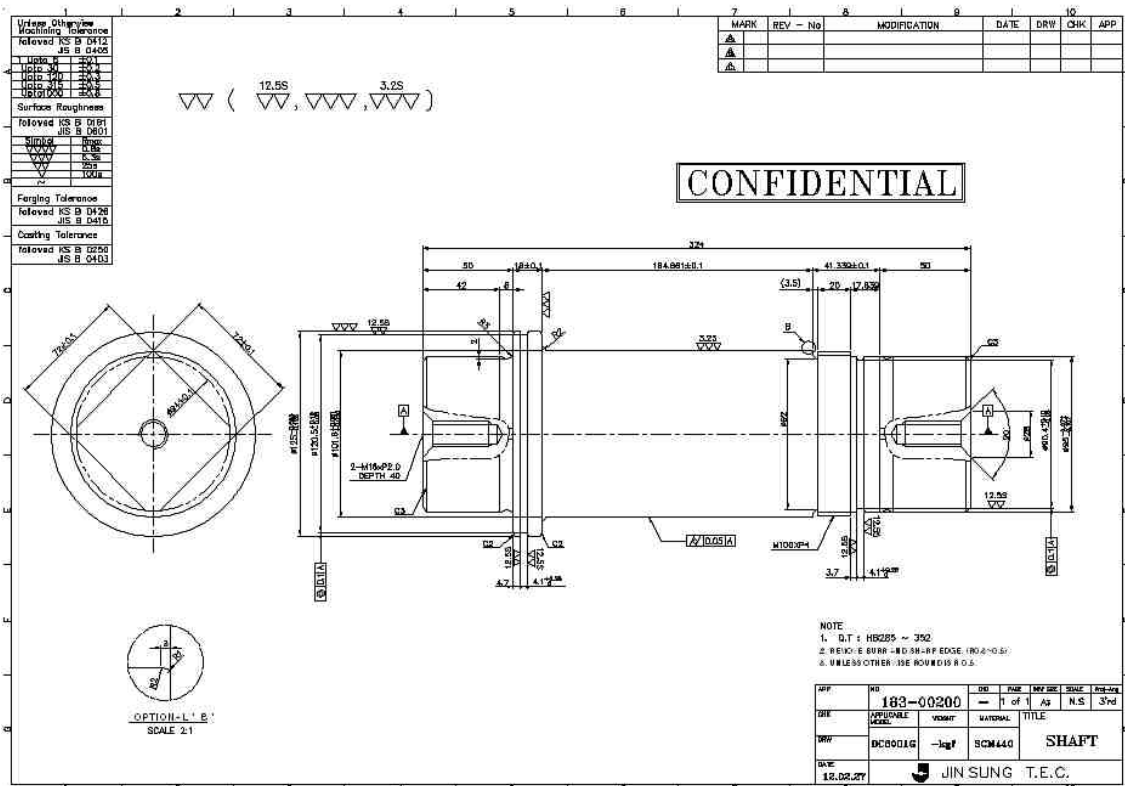
허브(Hub, 그림 4.4.4)의 외부에는 커터링과 스플리트 링(Split ring)이 장착되며, 내부에는 베어링, 씰 캐리어(Seal Carrier), O-ring 등이 장착되어 본체와 같은 역할을 수행한다. 허브의 재질은 독일산 제품의 경우 주강으로 판단되어 국산 강종으로도 충분히 가공이 가능하며 동일한 성능 및 기능을 수행할 수 있도록 설계되었다.

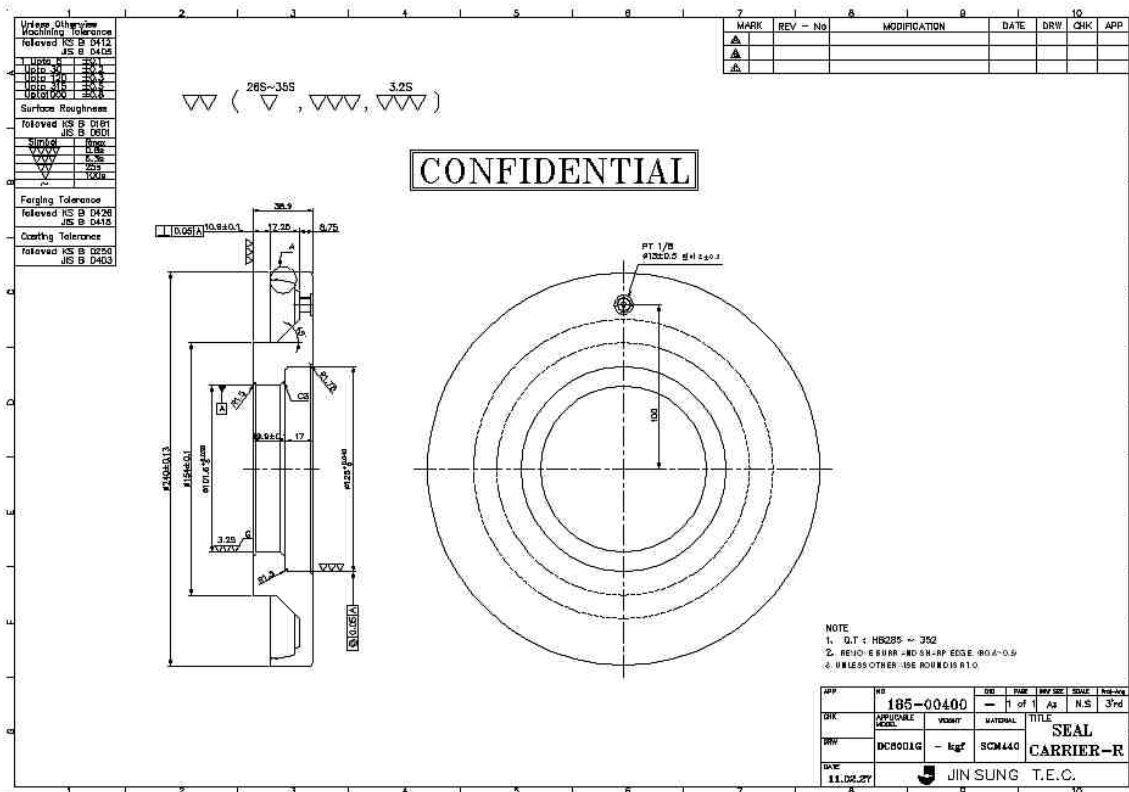
씰 캐리어(Seal Carrier, 그림 4.4.5, 그림 4.4.6)는 내부에 장착된 베어링을 지지하며 플로팅 씰(FLOATING SEAL)을 장착, 고정하기 위한 부품이다.

베어링(Bearing, 그림 4.4.7)은 커터링만큼 중요한 부품으로 그 선정에 있어 신중을 기해야 한다. 현재 Herrenknecht 제품에 장착된 베어링은 Timken사 제품으로서 터널 막장면에서의 수직하중과 축 방향 하중을 동시에 지지할 수 있는 능력을 갖추고 있다.

특히 플로팅 씰은 누유 방지 및 회전기능을 만족하는 듀오콘 플로팅 씰(DUO-CON FLOATING SEAL)를 적용하여 내부 오일이 외부로 새는 것을 방지하고, 외부의 수분이나 토사 등의 이물질이 내부로 유입되는 것을 방지할 수 있도록 설계하였다.

스플리트 링(Split ring)은 허브에 설치된 커터 링의 이탈을 방지하기 위한 것으로 허브의 가공된 홈에 장착된다.





나. 디스크커터의 허브(Hub), 샤프트(Shaft) 및 씰 캐리어(Seal carrier)의 제작

국외 디스크커터 제품의 허브와 샤프트, 씰 캐리어를 분리하여 사용된 재질과 열처리 방법을 분석하였다. 분석 결과, 디스크커터 허브와 샤프트의 재질은 두 부품 모두 SCM440(기계구조용합금강)와 유사한 것으로 나타났으며, 열처리는 담금질(QUENCHING)한 후 템퍼링(TEMPERING)하는 방법(QT)을 사용한 것으로 나타났다(표 4.4.1, 표 4.4.2, 표 4.4.3).

[표 4.4.1] 국외 디스크커터의 허브 조직분석 결과

화합성분	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
외산샘플	0.35	0.25	0.729	0.012	0.006	0.96	0.21
SCM440	0.37~0.44	0.15~0.35	0.55~0.90	0.03 Max	0.03 Max	0.85~1.25	0.15~0.35

[표 4.4.2] 국외 디스크커터의 샤프트 조직분석 결과

화합성분	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
외산샘플	0.43	0.28	0.84	0.01	0.015	0.83	0.219
SCM440	0.37~0.44	0.15~0.35	0.55~0.90	0.03 Max	0.03 Max	0.85~1.25	0.15~0.35

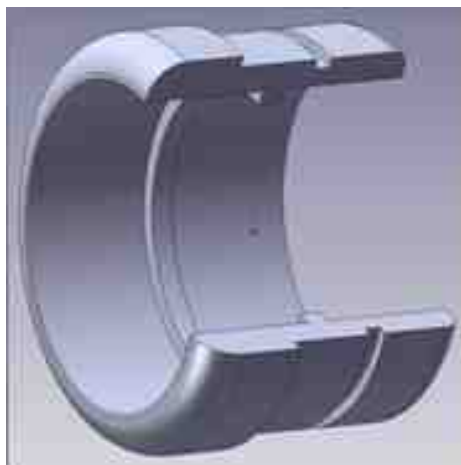
[표 4.4.3] 국외 디스크커터의 씰 캐리어 조직분석 결과

화합성분	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
외산샘플	0.41	0.29	0.854	0.012	0.018	0.99	0.212
SCM440	0.37~0.44	0.15~0.35	0.55~0.90	0.03 Max	0.03 Max	0.85~1.25	0.15~0.35

허브와 샤프트, 씰 캐리어는 SCM440을 사용하여 그림 4.4.9부터 그림 4.4.11까지와 같이 제작하였으며, 위 부품 외에 디스크커터의 회전 시 누유를 방지하는 플로팅 씰(FLOATING SEAL)은 내마모 및 내식성이 강한 특수합금주철을 적용한 DUO-CONE SEALS을 사용하였다. 이 플로팅 씰에는 고무탄성 특성 및 내유성을 갖는 합성고무인 오링이 적용되었다. 그리고 내부의 오일(OIL)은 고하중의 열악한 환경에서도 탁월한 성능을 발휘하는 특수오일을 적용하였고 적정 오일량을 주입하여 원활한 내부 순환이 이루어지도록 하였다.



(a) 제작품



(b) 3D 형상

[그림 4.4.9] 디스크커터의 허브(hub)



[그림 4.4.10] 디스크커터의 축(shaft)



(a) 제작품



(b) 3D 형상

[그림 4.4.11] 디스크커터의 씰 캐리어(seal carrier)

다. 시작품 제작

표 4.2.2에서 제시된 합금조성으로 커터 링을 제작한 다음 표 4.2.3의 열처리 조건으로 그림 4.4.12와 같이 담금질과 템퍼링을 실시하였다. 열처리가 완료된 커터 링은 그림 4.4.13(a)와 같이 가공하여 최종적으로 그림 4.4.13(b)와 같이 커터 링을 완성하였다.

디스크커터의 샤프트와 허브, 그리고 썰 캐리어는 표 4.4.1부터 표 4.4.3까지의 화학조성을 가진 SCM440 기계공구용강재를 사용하여 그림 4.4.1부터 그림 4.4.8까지의 도면에 따라 제작(그림 4.4.14)한 다음, 내마모 및 내식성이 강한 특수합금주철을 적용한 플로팅 썰과 함께 그림 4.4.15, 4.4.16과 같은 순서로 디스크커터의 부품을 조립하였다. 부품을 조립한 후에는 고하중의 열악한 환경에서도 탁월한 성능을 발휘하는 특수오일을 주입하였고 이때 적정 오일량을 주입하여 원활한 내부 순환이 이루어지도록 하였다. 그림 4.4.17은 완성된 디스크커터 시작품이다.



(a) 진공열처리 후 커터 링



(b) 템퍼링 후 커터 링

[그림 4.4.12] 커터 링 열처리 작업



(a) 커터 링 가공



(b) 커터 링 완성품

[그림 4.4.13] 커터 링 가공 및 완성품



[그림 4.4.14] 디스크커터 몸체 및 쉘 캐리어

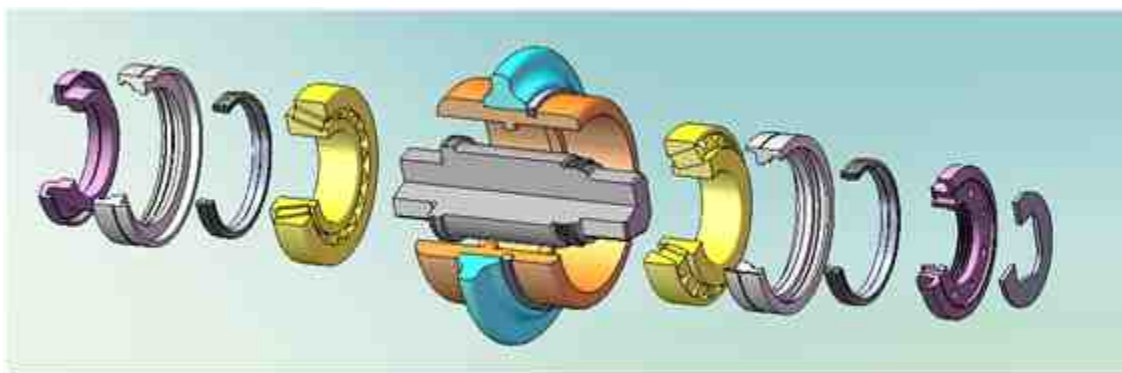


(a) 베어링과 축의 조립



(b) 몸체와 축의 조립

[그림 4.4.15] 디스크커터의 조립



[그림 4.4.16] 디스크커터 조립도



[그림 4.4.17] 디스크커터 완성품

라. 디스크커터 시작품의 성능평가

(1) 디스크커터 내부구조에 대한 성능평가 결과

본 목에서는 3소절에서 설명한 디스크커터 내부구조를 베어링과 부싱으로 구성하였을 경우의 선형절삭실험에서 디스크커터의 축에 설치한 변형률게이지로부터 디스크커터에 작용하는 축응력과 토크를 측정하고 더불어 선형절삭실험동안 발생하는 디스크커터 내부의 온도와 커터 링의 표면 온도를 계측하여 디스크커터의 내부구조에 대한 성능평가를 실시하였다.

(가) 디스크커터 내부 응력 및 온도 계측 방법

디스크커터에 대한 기존의 연구는 디스크커터의 커터작용력을 측정하거나 예측하는 연구가 대부분이었다. 현재 디스크커터는 직경에 따른 내하능력에 대한 범위가 제시(KTA, 2008)되어 있지만 커터작용력이 디스크커터의 내부에 미치는 영향에 대한 연구는 미비한 상황이다. 또한 저비용의 고성능 디스크커터를 제작하기 위해서는 디스크커터의 축(shaft)에 작용하는 축력, 베어링(bearing)이 부담하는 하중, 디스크커터에 작용하는 토크, 재하조건에서의 커터 링의 강성 등과 같이 디스크커터에 작용하는 하중을 디스크커터의 각 부분별로 파악하는 연구가 필요하다.

본 연구에서는 선형절삭실험 중에 디스크커터 축(shaft)에 발생하는 축응력(axial stress)과 토크(torque)를 측정하기 위하여 그림 4.4.18과 같이 디스크커터 축(shaft)의 표면 일부를 가공하여 축응력과 토크를 측정할 수 있는 변형률게이지를 설치하였다. 변형률게이지는 커터 링이 설치되는 중앙부에 설치하였으며, 연결선은 디스크커터의 축을 따라 연결하여 디스크커터의 몸체(Hub)와 축 사이를 고정시키는 옆판(seal carrier)과 덮개(cover)를 관통시켜 외부로 나오게 하였다.

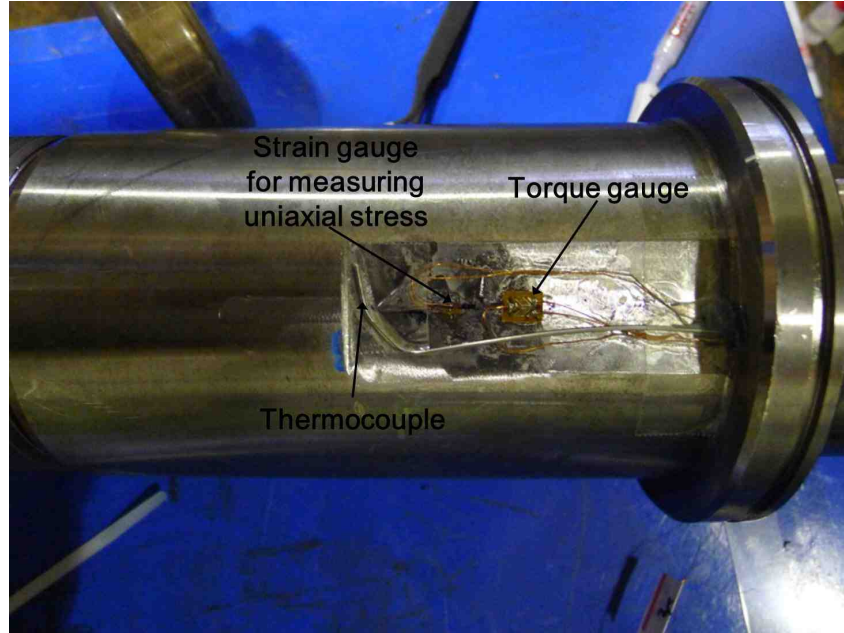
디스크커터의 내부에 계측기를 설치하는 작업은 디스크커터의 조립 시에 제작사에서만 할 수 있는 작업이기 때문에 2개의 시작품 디스크커터에서만 작업이 이루어졌다.

변형률게이지들과 디스크커터 상부의 3분력 로드셀은 데이터로거(DS-NET ver3.3.5)에 연결하여 변형률과 3방향 커터 작용력을 수집 및 저장하였다. 본 연구에서는 선형절삭실험의 1회 절삭 시 약 20초가 소요되는 점과 데이터의 왜곡이 나타나지 않는 데이터의 수를 고려하여 자료획득속도(sampling rate)를 500Hz로 정하고 데이터를 저장하였다.

축응력 산정을 위해 측정된 변형률은 다음의 식 4.4.1을 사용하여 디스크커터의 축에 작용하는 축방향(longitudinal)응력으로 환산하였고, 토크 산정을 위해 측정된 변형률은 다음의 식 4.4.2를 이용하여 디스크커터의 축에 작용하는 토크로 환산하였다.

$$\sigma_{as} = E_s \cdot \epsilon_{as} \quad 4.4.1$$

여기서 σ_{as} 는 디스크커터 축의 축응력(axial stress), E_s 는 디스크커터 축의 탄성계수(Elastic modulus, 2.1×10^6 MPa), ϵ_{as} 는 디스크커터 축에서 측정된 축방향변형률(strain for measuring axial stress)이다.



[그림 4.4.18] 디스크커터(베어링타입) 축에 설치한 변형률게이지

$$M_s = \frac{\epsilon_s \cdot E_s \cdot Z_p}{1 + \nu} \quad 4.4.2$$

여기서 M_s 는 디스크커터 축의 토크(torque), ϵ_s 는 디스크커터 축에서 측정된 변형률(strain for measuring torque), E_s 는 디스크커터 축의 탄성계수(Elastic modulus, 2.1×10^6 MPa), Z_p 는 디스크커터 축의 극단면계수(polar modulus of section), ν 는 디스크커터 축의 포아송비(poisson's ratio)이다. 디스크커터 축의 극단면계수는 다음의 식 4.4.3으로부터 계산할 수 있다.

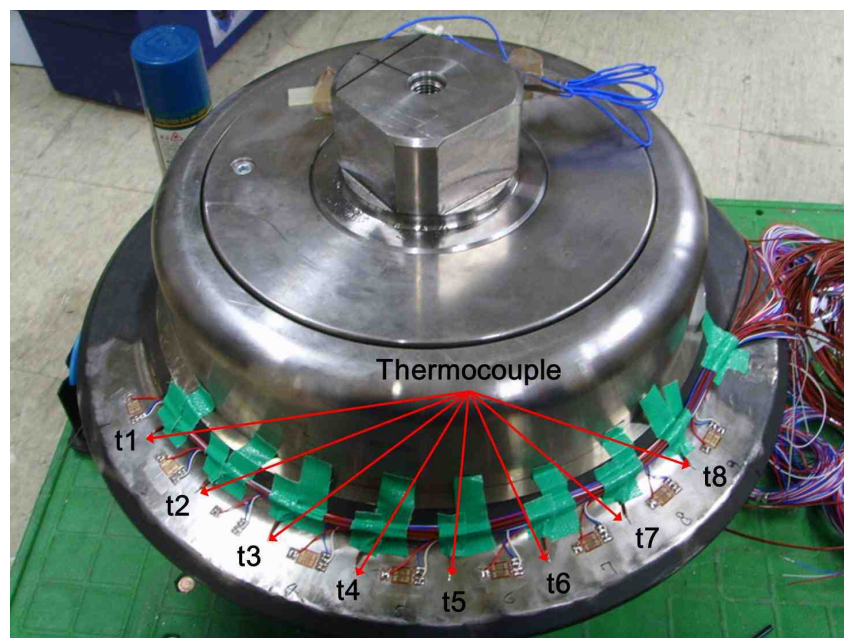
$$Z_p = \frac{\pi d^3}{16} \quad 4.4.3$$

여기서 Z_p 는 디스크커터 축의 극단면계수(polar modulus of section), d 는 디스크커터 축의 직경(diameter)이다.

디스크커터 축의 축응력 및 토크의 계측과 더불어 선형절삭실험 중 발생하는 디스크커터 내부의 온도와 커터 링 표면의 온도 변화를 파악하기 위해 그림 4.4.18과 같이 디스크커터 내부에 열전대를 설치하고 그림 4.4.19와 같이 커터 링의 표면에 8개의 열전대를 설치하여 실험 중 디스크커터 내·외부의 온도 변화를 측정하였다. 각 열전대는 변형률게이지와 같이 데이터로거에 연결하고 자료획득속도(sampling rate)를 500Hz로 하여 온도 데이터를 저장하였다

디스크커터 내부의 온도와 커터 링 표면의 온도 측정과 더불어 그림 4.4.20(a)와 같은 적외선 열화상 카메라(Infrared thermal camera)를 이용하여 절삭작업 중 발생하는 온도 변화를 파악하였다. 적외선 열화상 카메라를 이용한 측정방법은 대단면에 대해서도 빠른 속도로 온도를 측정하여 촬영대상 피사체의 변형을 파악할 수 있으며, 특정 위치에서 시간 경과에 따른 온도 변화를 파악할 수 있다는 장점을 가지고 있다. 또한 디지털 카메라를 장착할 경우, 실제 화면과 열화상 화면을 동시에 촬영하여 상호 간의 중첩과 비교가 가능하다.

본 연구에서 사용된 적외선 열화상 카메라는 비냉각식 FPA Microbolometer로서, 측정 가능한 온도범위는 0~650℃이고 정밀도는 $\pm 2^\circ\text{C}$ 이다. 또한 디지털 이미지의 분해능은 320×240 픽셀(pixel)이며 파장대역은 7.5~13 μm 이다. 본 연구에서 수행된 실시간 적외선 열화상 측정장면은 그림 4.4.20(b)와 같으며, 그림 4.4.20(b) 중앙부의 사각형 내부(Ar1)의 최대온도를 분석하였다.



[그림 4.4.19] 디스크커터 표면에 부착된 열전대(베어링 타입의 예)



(a) 적외선 열화상카메라



(b) 적외선 열화상이미지 예

[그림 4.4.20] 적외선 열화상카메라에 의한 온도 계측

(나) 디스크커터 축에 작용하는 축응력과 토크 측정결과

본 연구에서는 베어링타입과 부상타입의 시작품 디스크커터에 변형률게이지를 설치하고 황등화강암을 대상으로 커터간격(S)이 각각 70 mm와 90 mm이고 커터관입깊이(P)가 3, 5, 7 mm인 조건에 대한 선형절삭실험에서 디스크커터의 축에 발생하는 축응력과 토크를 그림 4.4.21, 그림 4.4.22와 같이 측정하였다.

그림 4.4.23과 그림 4.4.24는 베어링타입과 부상타입의 디스크커터를 사용한 선형절삭실험에서 커터관입깊이에 따라 디스크커터의 축에 발생하는 축응력과 토크의 최대값과 평균값을 도시한 것이다. 먼저 베어링타입의 경우, 축응력은 커터간격이 90 mm이고 커터관입깊이가 3 mm인 경우(S/P ratio=30)의 최대 축응력결과를 제외하면 커터관입깊이가 깊어짐에 따라 증가하는 경향을 나타내었다. 한국터널공학회(2008)는 커터간격이 커터관입깊이에 비해 넓어서 인접 절삭과정과의 상호작용이 나타나지 않을 경우 단일 절삭과정이 될 수 있다고 하였다. 따라서 커터간격이 90 mm이고 커터관입깊이가 3mm인 경우의 최대 축응력 결과가 커터관입깊이가 5 mm인 경우보다 큰 것은 인접 절삭과정과의 상호작용이 나타나지 않았기 때문으로 판단된다. 그러나 반복적인 절삭작업에 의해 인접 절삭과정과의 상호작용이 불규칙적으로 나타남에 따라 평균 축응력은 5 mm인 경우보다 0.2 MPa 작게 나타나서, 커터관입깊이가 깊어짐에 따라 축응력은 증가하는 경향을 가지는 것으로 판단할 수 있다.

디스크커터의 축에 작용하는 축응력의 최대값은 11.3 MPa로 측정되었으며, 각 조건별 평균 축응력은 3.1~4.9 MPa로 나타났다. 커터관입깊이가 3 mm인 경우에는 커터간격이 넓은 경우에 축응력의 최대값이 더 컸으나, 5 mm와 7 mm인 경우에는 커터간격이 넓은 경우에 축응력의 최대값이 더 작아지는 경향이 나타났다. 이것은 S/P비에 따른 영향인 것으로 판단되며, 실제로 S/P비가 커질수록 최대 축응력은 작아지는 경향을 보였다. 그러나 커터간격이 90 mm이고

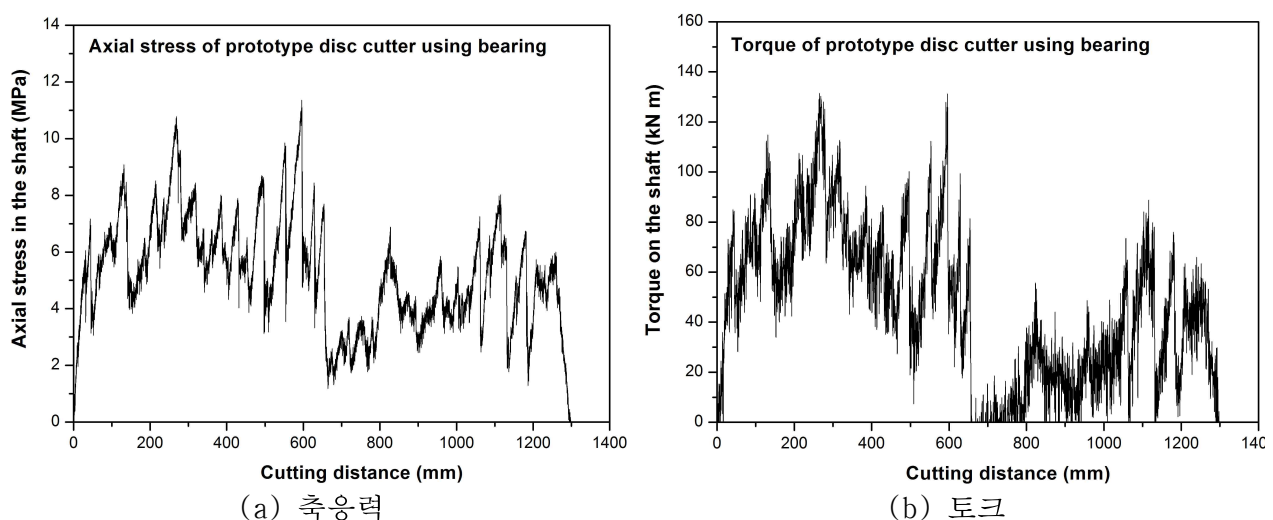
커터관입깊이가 3mm인 경우의 최대 축응력 결과가 이러한 경향에서 벗어나는 것은 앞서 말한 바와 같이 인접 절삭과정과의 상호작용이 나타나지 않았기 때문인 것으로 판단된다.

디스크커터의 축에 작용하는 토크의 최대값은 171 kN·m로 측정되었으며, 각 조건별 평균 토크는 33.7~65.9 kN·m로 나타났다. 하지만 디스크커터에 작용하는 축응력 결과와 달리, 토크의 결과는 커터관입깊이에 따른 일정한 경향을 찾을 수 없었다.

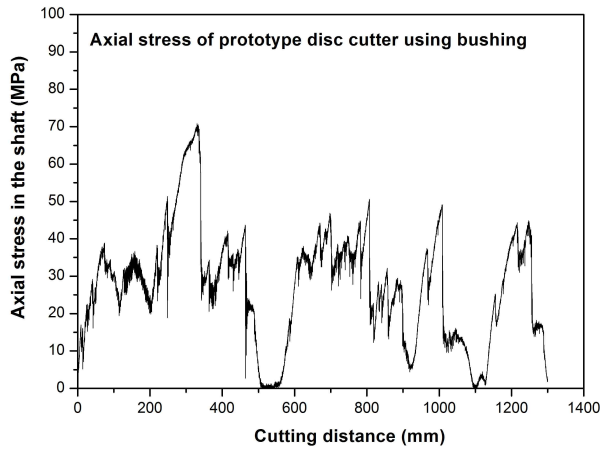
부싱타입의 경우에서도 베어링타입과 마찬가지로 커터관입깊이가 깊어짐에 따라 최대 축응력이 증가하는 경향을 나타내었고 토크의 결과에서는 일정한 경향을 찾기 어려웠다. 부싱타입의 디스크커터 축에 작용하는 최대 축응력은 70.8 MPa로 나타났고, 최대 토크는 0.35 kN·m로 측정되었다.

베어링타입과 부싱타입의 축응력과 토크를 비교한 결과, 베어링(Bearing)을 이용하였을 경우 디스크커터의 축(shaft)에서의 축응력은 작고 토크가 크게 발생하였고, 부싱(Bushing)을 이용할 경우에는 디스크커터의 축에서의 축응력이 크게 발생하는 반면 토크는 매우 작게 발생하였다. 따라서 부싱타입으로 디스크커터 내부구조를 변경할 경우, 축응력은 베어링타입보다 크지만 토크가 매우 작아서 절삭작업 중 디스크커터의 회전이 원활하여 TBM 장비 운용 중 디스크커터의 회전불능으로 인한 다운타임(downtime)을 줄일 수 있을 것으로 판단된다.

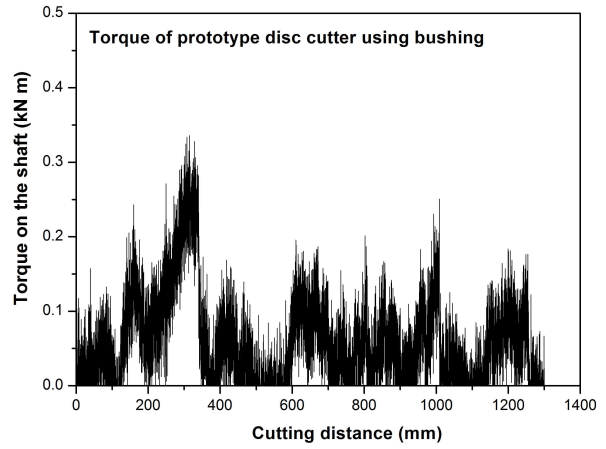
반면 부싱타입의 디스크커터 축에서 발생하는 축응력의 최대치는 70.8 MPa로서 베어링타입의 최대 축응력보다 6.3배 크게 나타났다. 그러나 부싱타입의 디스크커터 축에서 발생하는 축응력의 최대치는 디스크커터 축의 재료인 강재의 항복강도($\sigma_y=833$ MPa)의 8.5%수준으로 구조적인 문제는 없는 것으로 판단된다. 하지만 부싱을 이용할 경우 축의 제작에 사용되는 재질에 대해 하중과 사용연한에 따른 내구성 검토가 필요한 것으로 사료된다.



[그림 4.4.21] 시작품 디스크커터(베어링타입) 축에 작용하는 축응력과 토크

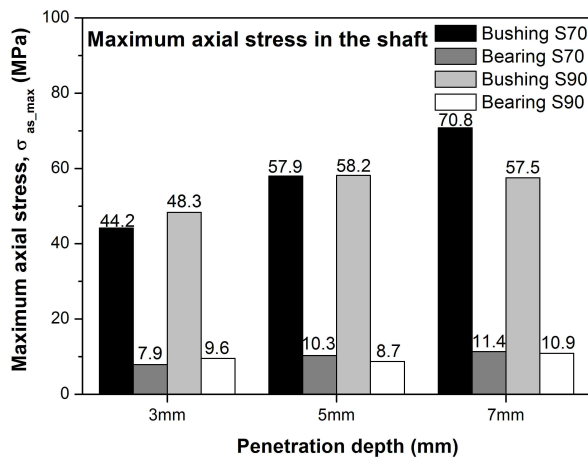


(a) 축응력

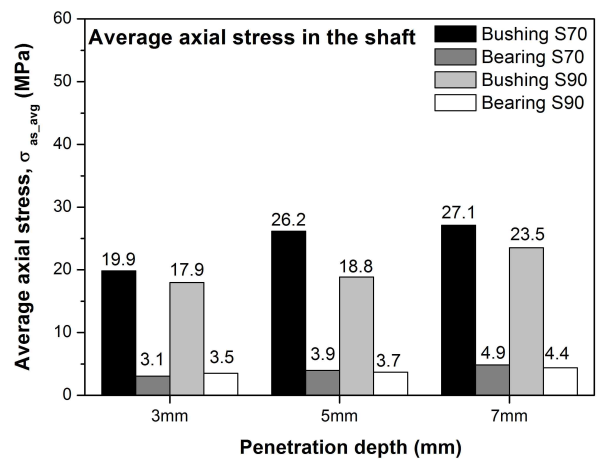


(b) 토크

[그림 4.4.22] 시제품 디스크커터(부싱타입) 축에 작용하는 축응력과 토크

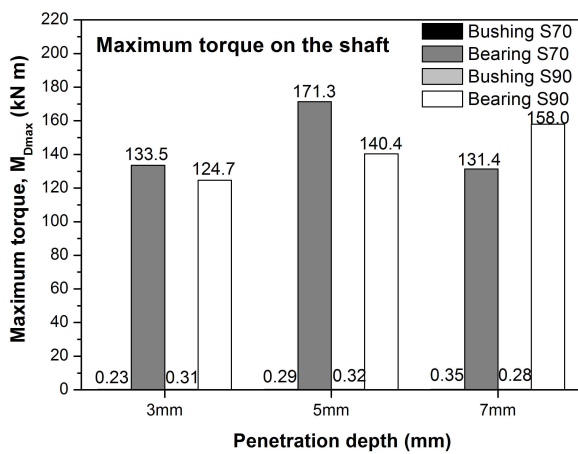


(a) 최대 축응력 비교

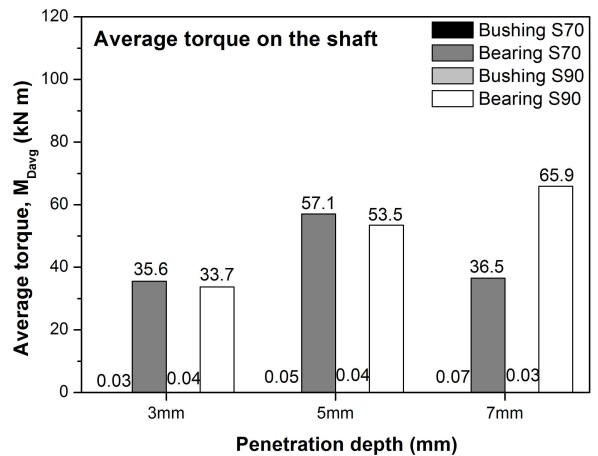


(b) 평균 축응력 비교

[그림 4.4.23] 관입깊이와 디스크커터별 축에 작용하는 최대 및 평균 축응력의 비교



(a) 최대 토크 비교



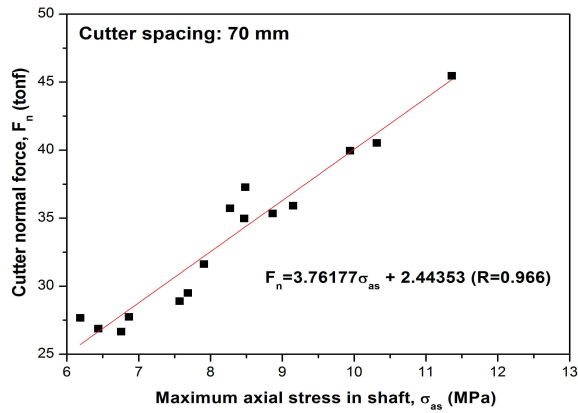
(b) 평균 토크 비교

[그림 4.4.24] 관입깊이와 디스크커터별 축에 작용하는 최대 및 평균 토크의 비교

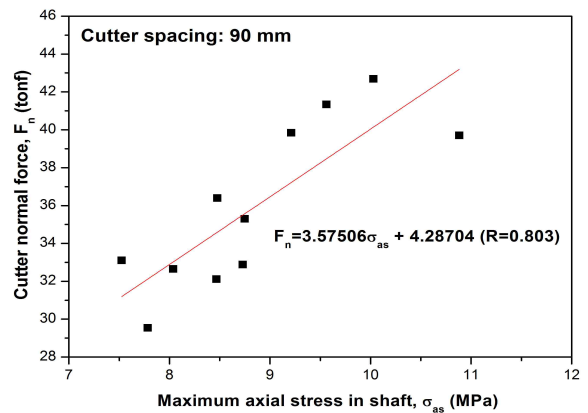
그림 4.4.25부터 그림 4.4.29까지는 베어링타입의 디스크커터에 작용하는 연직하중(normal force), 회전하중(rolling force)과 디스크커터 축에 작용하는 축응력, 토크사이의 관계를 도식한 것이다. 디스크커터 축에 작용하는 최대 축응력과 연직하중은 70 mm와 90 mm의 커터간격 모두에서 각각 상관계수(correlation coefficient, R)가 0.966과 0.803으로 나타나 좋은 상관성을 가졌다(그림 4.4.25). 최대 축응력과 토크사이의 관계는 70 mm와 90 mm의 커터간격에서 각각 상관계수가 0.452와 0.699로 나타났으며(그림 4.4.26), 최대 축응력과 회전하중사이에서는 90 mm의 커터간격에서 0.558의 상관계수가 나타났으나, 70 mm의 커터간격에서는 상관성이 없는 것으로 나타났다(그림 4.4.27). 최대 연직하중과 토크사이의 관계에서는 70 mm와 90 mm의 커터간격에서 각각 상관계수가 0.484와 0.398로 나타났다(그림 4.4.28).

Rostami and Ozdemir(1993)와 Rostami et al.(1996)은 그들이 제안한 TBM의 토크를 결정하는 간편식에서 디스크커터의 회전하중으로부터 토크를 산정한 바 있다. 그러나 본 연구에서 회전하중과 토크사이의 관계를 살펴본 바에 의하면 상관성이 없는 것으로 판단되었다(그림 4.4.29). 앞의 결과들로부터 디스크커터 축에 작용하는 축응력과 토크는 주로 디스크커터의 연직하중과 상관성이 높다는 것을 알 수 있었다.

선형절삭실험 중 각 절삭선마다 최대 축응력이 발생할 때의 연직하중을 찾고 연직하중을 커터관입깊이(P)에 따라 변하는 연직방향에서의 하중 작용면적으로 나누어 연직응력을 산정한 다음, 연직응력에 대한 최대 축응력의 비(σ_n/σ_{as})를 구해본 결과, σ_n/σ_{as} 는 19.92~34.51의 범위에서 평균 28.77 ± 4.38 인 것으로 나타났다. 즉 연직응력이 최대 축응력의 29배 정도로 나타남을 추정할 수 있었다. 같은 방법으로 최대 축응력이 발생할 때의 토크를 찾고 토크를 디스크커터 축의 단면계수(modulus of section)으로 나누어 토크를 응력으로 환산한 다음, 토크의 환산응력에 대한 최대 축응력의 비(σ_{Ms}/σ_{as})를 구해본 결과, σ_{Ms}/σ_{as} 는 72.88~166.05의 범위에서 평균 124.94 ± 22.62 인 것으로 나타났다. 그리고 최대 축응력이 발생할 때의 회전하중에서는 회전하중을 디스크커터가 암석에 관입된 면적(커터진행방향의 단면적)으로 나누어 회전응력을 산정한 다음, 회전응력에 대한 최대 축응력의 비(σ_r/σ_{as})를 구해본 결과, σ_r/σ_{as} 는 1.20~154.36의 범위에서 평균 45.39 ± 34.63 인 것으로 나타났다. 또한 최대 연직하중이 발생할 때의 토크에서는 토크의 환산응력에 대한 최대연직응력의 비(σ_{Ms}/σ_n)가 1.88~6.01의 범위에서 평균 4.46 ± 1.08 인 것으로 나타났으며, 따라서 토크환산응력이 최대 연직응력의 4.5배 정도로 나타남을 추정할 수 있었다.

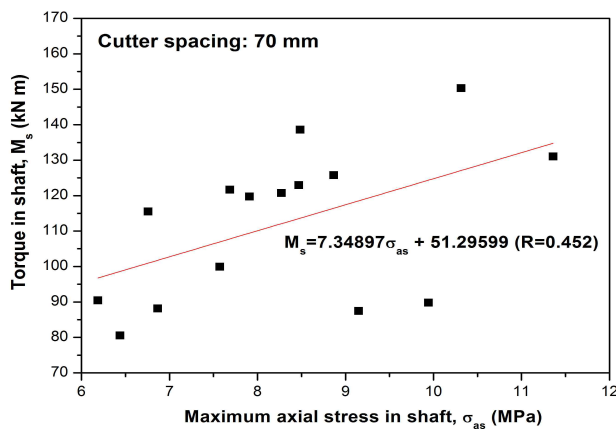


(a) 커터간격: 70 mm

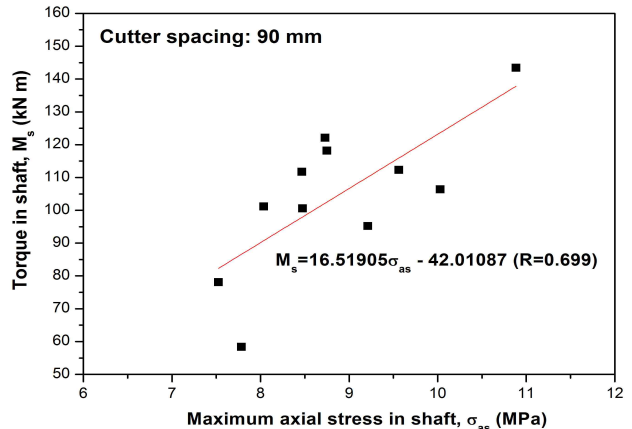


(b) 커터간격: 90 mm

[그림 4.4.25] 디스크커터 축의 최대 축응력과 연직하중의 관계 예(베어링타입)

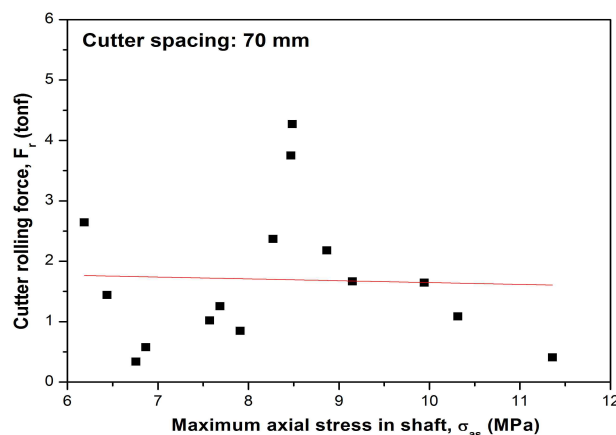


(a) 커터간격: 70 mm

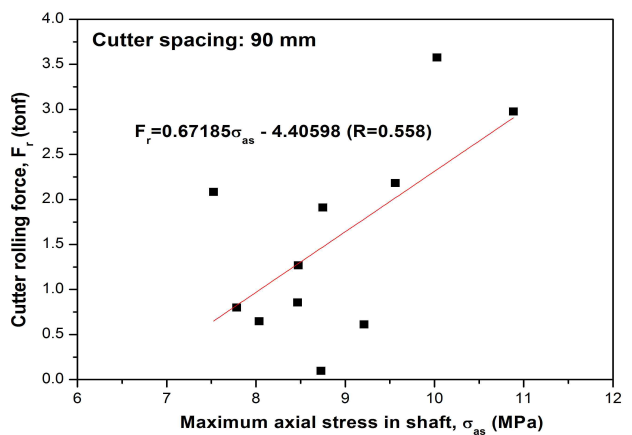


(b) 커터간격: 90 mm

[그림 4.4.26] 디스크커터 축의 최대 축응력과 토크의 관계 예(베어링타입)

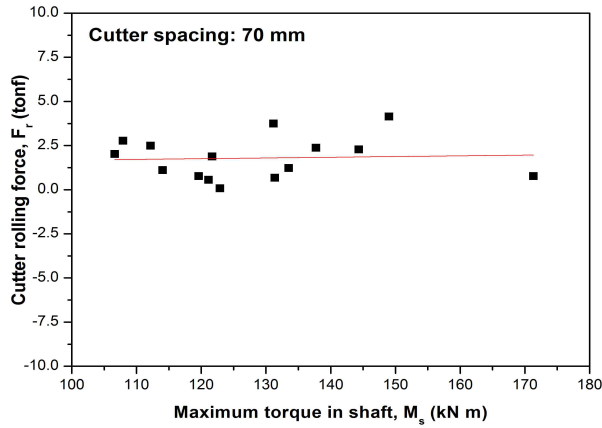


(a) 커터간격: 70 mm

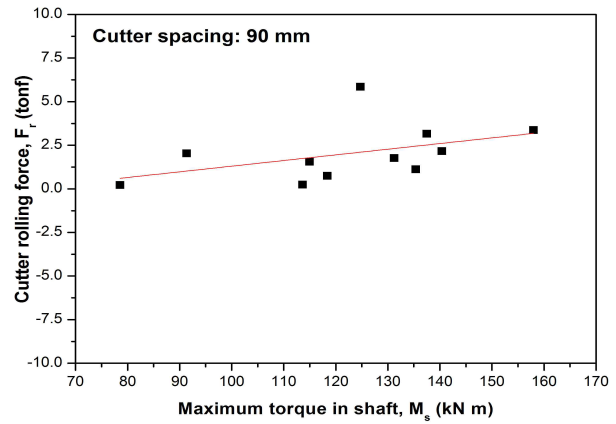


(b) 커터간격: 90 mm

[그림 4.4.27] 디스크커터 축의 최대 축응력과 회전하중의 관계 예(베어링타입)

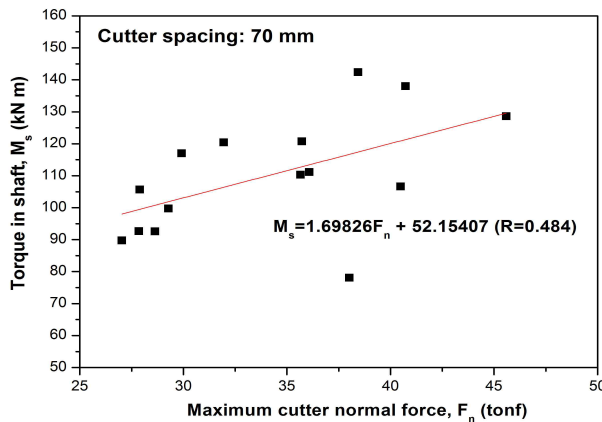


(a) 커터간격: 70 mm

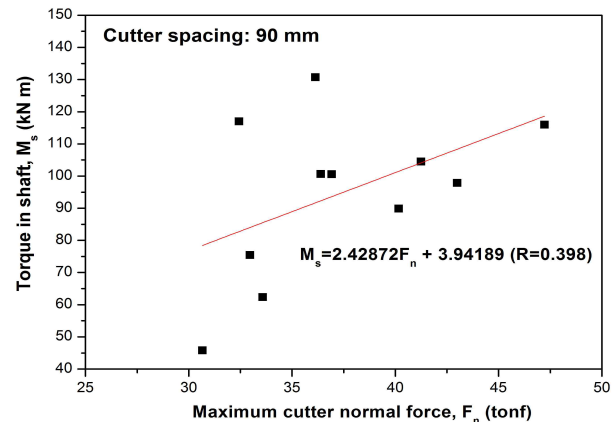


(b) 커터간격: 90 mm

[그림 4.4.28] 디스크커터 축의 최대 토크와 회전하중의 관계 예(베어링타입)



(a) 커터간격: 70 mm



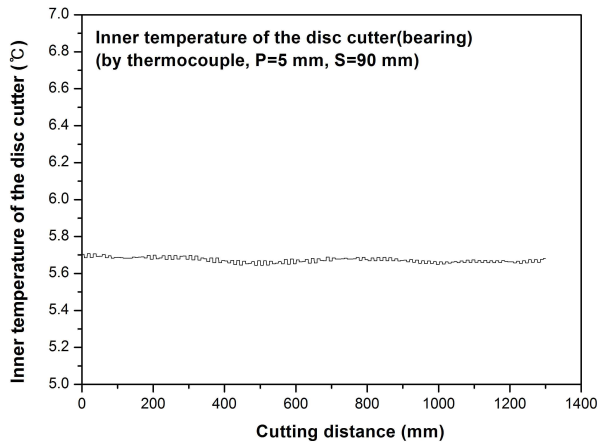
(b) 커터간격: 90 mm

[그림 4.4.29] 최대 연직하중과 디스크커터 축의 토크와의 관계 예(베어링타입)

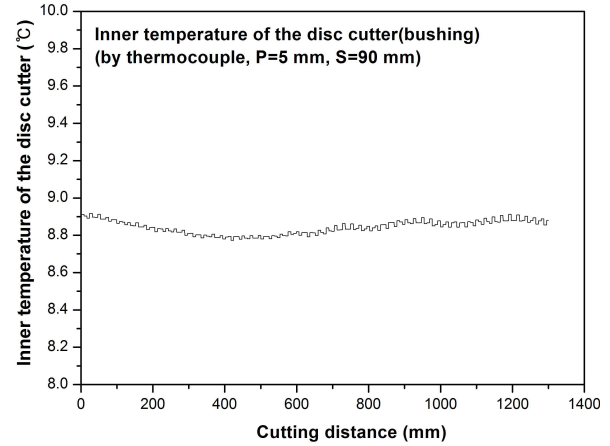
(다) 디스크커터의 온도변화 측정결과

디스크커터의 온도는 디스크커터에서 발생하는 진동 그리고 디스크커터의 분당회전수와 더불어 디스크커터의 마모를 예측하는 중요한 변수이다(Shanahan and Box, 2011). 본 연구에서는 선형절삭실험 중에 열전대와 적외선 열화상카메라를 이용하여 디스크커터의 내부와 외부의 온도변화를 측정하였다.

그림 4.4.30은 디스크커터의 내부에 설치된 열전대에 의해 측정된 온도변화의 예이고 그림 4.4.31는 디스크커터의 표면에 설치된 9개의 열전대에 의해 측정된 온도변화의 예이다. 그림 4.4.30과 그림 4.4.31 모두에서 디스크커터의 절삭거리에 따라 온도의 변화는 거의 없는 것으로 측정되었다.

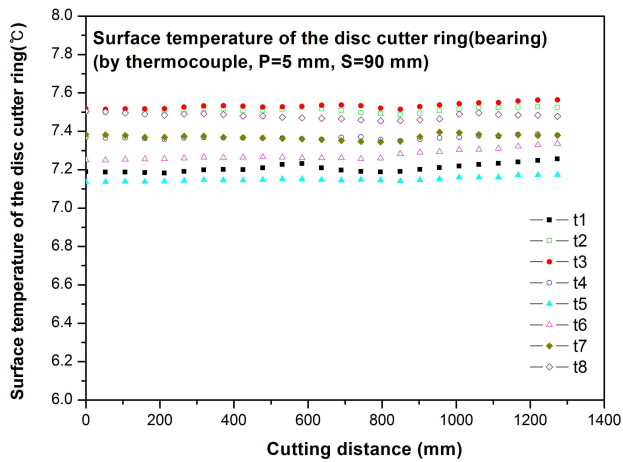


(a) 베어링 타입, 커터관입깊이: 5 mm

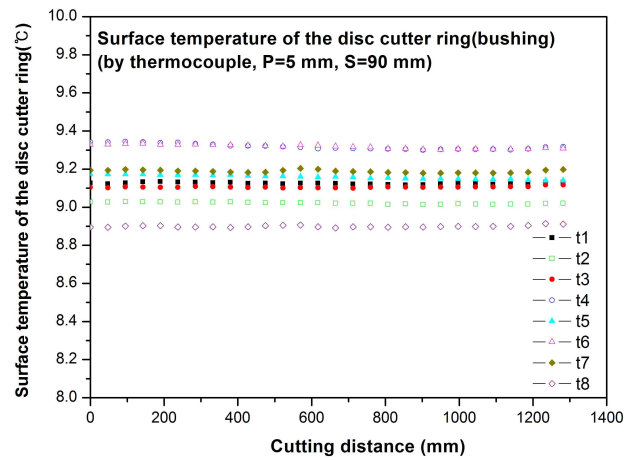


(b) 부싱 타입, 커터관입깊이: 5 mm

[그림 4.4.30] 디스크커터의 내부에 설치된 열전대 측정결과(커터간격:90 mm)

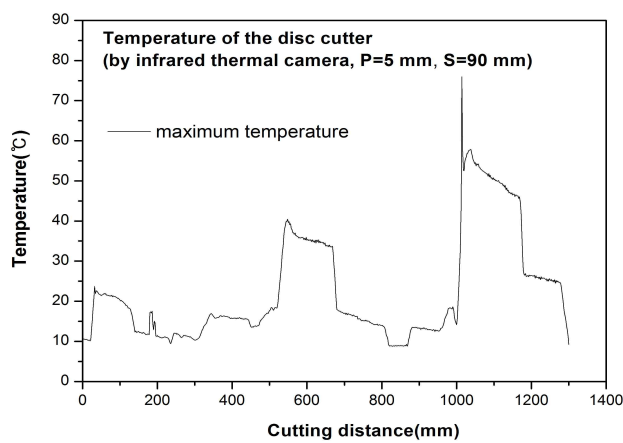


(a) 베어링 타입, 커터관입깊이: 5 mm

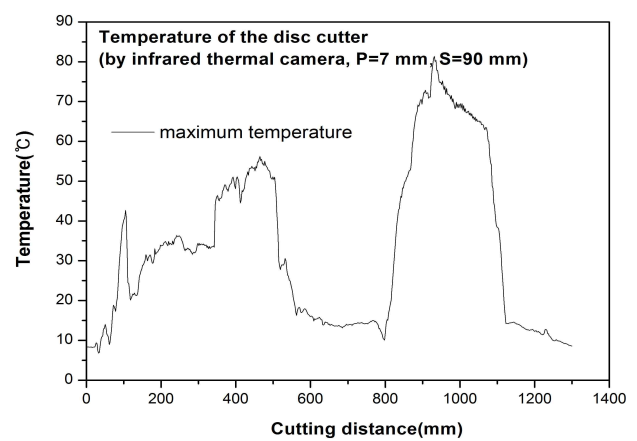


(b) 부싱 타입, 커터관입깊이: 5 mm

[그림 4.4.31] 커터 링 표면에 설치된 열전대 측정결과(커터간격:90 mm)



(a) 커터관입깊이: 5 mm



(b) 커터관입깊이: 7 mm

[그림 4.4.32] 열화상카메라에 의해 측정된 디스크커터의 온도변화(커터간격:90 mm)

그러나 적외선 열화상카메라로 측정한 그림 4.4.32의 디스크커터의 온도는 절삭거리에 따라 온도의 변화가 크게 나타난다. 이것은 적외선 열화상카메라가 선형절삭실험 도중 발생하는 암석과 커터 링의 마찰에 의한 순간적인 불꽃을 측정한 것과 암석파편에서 나타나는 온도를 측정하기 때문이다. 따라서 디스크커터의 커터 링 온도를 측정하는 작업에는 적외선 열화상카메라를 이용하는 것은 바람직하지 않은 것으로 판단된다.

본 연구에서는 열전대에 의해 측정된 디스크커터의 내부온도와 커터링 표면의 온도결과로부터 TBM의 절삭작업 중 디스크커터에 발생하는 온도를 추정해 보기 위하여, 설정된 조건에 따라 분리되어 진행되는 선형절삭실험을 연속적으로 절삭이 이루어진다고 가정한 상태에서 TBM의 절삭작업 중 디스크커터의 온도증가를 예측해 보았다.

표 4.4.4~4.4.7은 베어링타입의 디스크커터에 대해서 커터간격별로 선형절삭실험동안 발생하는 디스크커터의 내부와 커터링 표면에 발생하는 최대온도와 평균온도를 정리한 것이다. 먼저 표 4.4.4, 표 4.4.5와 관련하여 선형절삭실험이 연속적으로 이루어진다고 가정했을 때 절삭거리를 산정해보면 총 절삭선은 32개이며 하나의 선은 1.3 m를 절삭하므로 총 절삭거리는 41.6 m이다.

표 4.4.4과 표 4.4.5에서 커터관입깊이가 7 mm인 6번 절삭선(L6)에서의 각 온도에서 커터관입깊이가 3 mm인 2번 절삭선(L2)에서의 각 온도를 뺀 값이 표의 하단에서 두 번째의 온도차이(temperature difference)이고 온도차이를 총 절삭거리로 나눈 값이 온도변화율(temp. gradient)이다.

커터간격이 70 mm인 경우에 디스크커터 내부온도의 변화율은 최대와 평균 모두 $0.1^{\circ}\text{C}/\text{m}$ 로 산정되었고, 커터링 표면의 온도변화율은 $0.15\sim 0.17^{\circ}\text{C}/\text{m}$ 로 나타났다(표 4.4.4과 표 4.4.5).

표 4.4.6과 표 4.4.7은 커터간격이 90 mm인 경우의 디스크커터 내부온도와 커터 링 표면의 온도의 변화결과이다. 여기서는 커터관입깊이가 7 mm인 4번 절삭선(L4) 실험 이후, 시간간격이 다른 실험에 비해 길어서 온도의 저하가 크게 발생하였기 때문에 커터관입깊이가 7 mm인 5번 절삭선(L5)의 결과를 제외하고 총 절삭거리를 산정하였다. 앞서서와 마찬가지로 선형절삭실험이 연속적으로 이루어진다고 가정했을 때 절삭거리를 산정해보면 총 절삭선은 23개이며 하나의 선은 1.3 m를 절삭하므로 총 절삭거리는 29.9 m이다.

표 4.4.6과 표 4.4.7에서 커터관입깊이가 7 mm인 4번 절삭선(L4)에서의 각 온도에서 커터관입깊이가 3 mm인 2번 절삭선(L2)에서의 각 온도를 뺀 값이 표의 하단에서 두 번째의 온도차이(temperature difference)이고 온도차이를 총 절삭거리로 나눈 값이 온도변화율(temp. gradient)이다.

커터간격이 90 mm인 경우에 디스크커터 내부온도의 변화율은 최대와 평균 모두 $0.09^{\circ}\text{C}/\text{m}$ 로 산정되었고, 커터링 표면의 온도변화율은 $0.13\sim 0.23^{\circ}\text{C}/\text{m}$ 로 나타났다(표 4.4.6, 표 4.4.7).

위의 결과는 각각의 선형절삭실험을 연속적으로 절삭이 이루어진다고 가정하였기 때문에

실험 중간에 손실되는 열은 고려하지 못한 점에서 한계를 가지고 있다. 그러나 TBM 굴진 중 디스크커터의 온도를 측정한 자료가 현재 발표되지 않았기 때문에 굴진 중 디스크커터의 온도를 예측하는 기초자료로서 활용할 수 있을 것으로 판단된다.

[표 4.4.4] 선형절삭실험동안 최대 온도의 변화(커터간격: 70 mm, 단위: °C)

Penetration depth	Line No.	t1	t2	t3	t4	t5	t6	t7	t8	Inner temp
3 mm	L2	2.83	2.95	3.01	3.20	3.00	3.09	3.00	3.14	2.28
3 mm	L3	2.78	2.90	3.07	3.31	3.14	3.30	3.18	3.43	2.38
3 mm	L4	2.77	2.96	3.15	3.44	3.34	3.40	3.15	3.46	2.33
3 mm	L5	3.12	3.10	3.30	3.55	3.52	3.67	3.33	3.64	2.39
3 mm	L6	3.22	3.28	3.43	3.61	3.58	3.78	3.49	3.76	2.40
3 mm	L7	3.19	3.25	3.35	3.50	3.44	3.57	3.52	3.69	2.50
3 mm	L8	3.10	3.23	3.39	3.54	3.51	3.59	3.66	3.74	2.48
5 mm	L3	7.44	7.29	7.26	7.52	7.51	7.61	7.72	7.67	4.39
5 mm	L4	6.86	6.86	6.91	7.35	7.47	7.22	7.08	7.23	4.31
5 mm	L5	6.60	6.62	6.77	7.28	7.28	6.95	6.76	6.93	4.28
5 mm	L6	6.18	6.22	6.36	6.59	6.59	6.58	6.45	6.59	4.23
5 mm	L7	5.86	5.94	6.05	6.13	6.33	6.17	6.18	6.14	4.21
7 mm	L4	7.93	7.92	8.26	8.56	8.26	8.14	8.12	8.58	6.49
7 mm	L5	8.45	8.46	8.81	9.13	9.12	8.78	8.60	8.85	6.51
7 mm	L6	9.11	9.14	9.64	9.90	9.99	9.74	9.68	9.86	6.58
temperature difference		6.28	6.19	6.63	6.70	6.99	6.65	6.67	6.72	4.31
Temp.gradient (°C/m)		0.15	0.15	0.16	0.16	0.17	0.16	0.16	0.16	0.10

[표 4.4.5] 선형절삭실험동안 평균 온도의 변화(커터간격: 70 mm, 단위: °C)

Penetration depth	Line No.	t1	t2	t3	t4	t5	t6	t7	t8	Inner temp
3 mm	L2	2.79	2.91	2.98	3.15	2.97	3.06	2.97	3.11	2.23
3 mm	L3	2.77	2.89	3.06	3.28	3.07	3.29	3.15	3.39	2.34
3 mm	L4	2.76	2.94	3.12	3.41	3.32	3.38	3.13	3.43	2.30
3 mm	L5	2.95	3.03	3.24	3.52	3.50	3.53	3.30	3.59	2.35
3 mm	L6	3.17	3.26	3.39	3.55	3.52	3.71	3.45	3.67	2.37
3 mm	L7	3.15	3.23	3.32	3.45	3.40	3.54	3.48	3.65	2.45
3 mm	L8	3.08	3.21	3.37	3.52	3.48	3.57	3.62	3.71	2.46
5 mm	L3	7.32	7.17	7.19	7.48	7.47	7.59	7.69	7.65	4.36
5 mm	L4	6.76	6.77	6.87	7.26	7.31	7.15	6.98	7.05	4.27
5 mm	L5	6.50	6.54	6.73	7.24	7.20	6.91	6.74	6.91	4.25
5 mm	L6	6.15	6.19	6.33	6.41	6.53	6.48	6.37	6.45	4.19
5 mm	L7	5.71	5.83	5.95	6.05	6.20	6.06	6.14	6.08	4.16
7 mm	L4	7.60	7.62	7.95	8.31	8.00	7.86	7.90	8.49	6.44
7 mm	L5	8.22	8.30	8.64	8.93	8.80	8.57	8.41	8.74	6.46
7 mm	L6	8.90	8.98	9.46	9.75	9.81	9.61	9.55	9.79	6.53
temperature difference		6.11	6.06	6.49	6.59	6.84	6.55	6.57	6.68	4.30
Temp.gradient (°C/m)		0.15	0.15	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.10

[표 4.4.6] 선형절삭실험동안 최대 온도의 변화(커터간격: 90 mm, 단위: °C)

Penetration depth	Line No.	t1	t2	t3	t4	t5	t6	t7	t8	Inner temp
3 mm	L2	5.17	5.29	5.18	5.23	5.34	4.84	4.37	4.53	4.29
3 mm	L3	4.83	4.97	5.04	4.88	4.97	4.78	4.27	4.42	4.33
3 mm	L4	4.82	4.84	4.80	4.72	4.77	4.68	4.28	4.39	4.27
3 mm	L5	4.87	4.78	4.57	4.49	4.36	4.54	4.23	4.24	4.26
3 mm	L6	4.46	4.44	4.43	4.45	4.30	4.58	4.22	4.23	4.22
5 mm	L3	7.33	7.55	7.21	6.99	6.72	6.94	7.20	6.86	5.66
5 mm	L4	7.26	7.53	7.56	7.39	7.17	7.34	7.40	7.50	5.71
5 mm	L5	7.59	7.63	7.72	7.54	7.23	7.79	7.99	8.15	5.80
7 mm	L3	9.63	9.60	9.54	9.75	10.18	10.59	10.97	10.69	7.08
7 mm	L4	9.66	9.29	9.05	9.47	9.94	10.50	11.03	11.26	7.00
7 mm	L5	7.93	8.02	8.07	8.09	8.24	9.41	11.17	11.13	6.94
temperature difference		4.49	4.00	3.87	4.24	4.60	5.65	6.66	6.73	2.71
Temp.gradient (°C/m)		0.15	0.13	0.13	0.14	0.15	0.19	0.22	0.23	0.09

[표 4.4.7] 선형절삭실험동안 평균 온도의 변화(커터간격: 90 mm, 단위: °C)

Penetration depth	Line No.	t1	t2	t3	t4	t5	t6	t7	t8	Inner temp
3 mm	L2	4.97	5.18	5.13	5.08	5.20	4.82	4.34	4.50	4.26
3 mm	L3	4.81	4.94	5.00	4.86	4.95	4.77	4.26	4.41	4.29
3 mm	L4	4.80	4.80	4.70	4.65	4.56	4.57	4.26	4.36	4.24
3 mm	L5	4.85	4.75	4.56	4.47	4.35	4.52	4.21	4.22	4.22
3 mm	L6	4.28	4.33	4.35	4.41	4.23	4.49	4.20	4.22	4.18
5 mm	L3	7.32	7.53	7.15	6.97	6.68	6.90	7.17	6.79	5.63
5 mm	L4	7.21	7.51	7.53	7.37	7.15	7.28	7.37	7.48	5.67
5 mm	L5	7.56	7.61	7.69	7.50	7.20	7.76	7.95	8.10	5.75
7 mm	L3	9.60	9.57	9.52	9.71	10.11	10.54	10.86	10.61	7.03
7 mm	L4	9.57	9.21	8.96	9.40	9.73	10.43	10.99	11.23	6.97
7 mm	L5	7.88	7.94	7.99	8.03	8.18	9.36	11.05	11.04	6.91
temperature difference		4.60	4.03	3.83	4.32	4.53	5.61	6.66	6.72	2.70
Temp.gradient (°C/m)		0.15	0.13	0.13	0.14	0.15	0.19	0.22	0.22	0.09

(2) 커터 팁 형상별 성능평가 결과

본 목에서는 1절 3소절 다항 (1)목에서 설명한 V형상의 일본산 디스크커터에 대한 선형절삭실험과 1절 3소절 나항 (5)목과 다항 (2)목에서 수행한 커터 팁 형태가 다른 CCS형상의 디스크커터에 대한 선형절삭실험결과를 바탕으로 디스크커터의 커터 팁 형상에 따른 커터작용력을 분석하고 또한 기존의 연구자들이 제시한 모델에 의한 디스크커터 작용력의 예측결과와 비교 검토하여 커터 링의 형상 변화에 따른 커터 작용력의 차이를 신뢰적으로 예측할 수 있는 모델을 평가하고자 하였다.

(가) 디스크커터 형상에 따른 커터작용력에 대한 개요 및 기본이론

1) 개요

암반의 특성과 절삭 조건에 좌우되는 디스크커터의 작용력(cutter acting force)은 일반적으로 커터의 직경에 비례하는 디스크커터 최대 용량의 만족 여부를 검토하는데 사용될 뿐만 아니라, 추력, 토크 등과 같은 TBM의 핵심 사양을 설계하는데 있어 필수적으로 평가해야 하는 항목이다(Entacher et al., 2012). 또한 디스크커터의 작용력은 굴진율(advance rate)과 같은 TBM의 굴진성능을 평가하는데 있어서도 중요하다.

현재까지 TBM의 굴진율이나 디스크커터의 순관입속도(net penetration rate)를 예측하기 위한 연구들은 많이 수행되고 있으나(Farrokh et al. 2012; Leitner & Schneider, 2003), 암반 및 절삭 조건에 따른 디스크커터의 평가와 예측과 관련된 연구는 상대적으로 부족한 상황이다.

더욱이 디스크커터에서 실제 암반을 절삭하는 부분인 커터 링(cutter ring)의 형상에 따라 동일한 조건에서도 디스크커터의 작용력이 달라짐에도 불구하고(Rostami, 2013), V형상의 디스크커터에 대한 일부 연구(Balci & Tumac, 2012)를 제외하고는 동일한 형상의 디스크커터에 대해 수행된 실물 선형절삭실험(linear cutting test)이나 수치해석적 연구가 대부분이다(Chang et al., 2012; Cho et al., 2008; You et al., 2008).

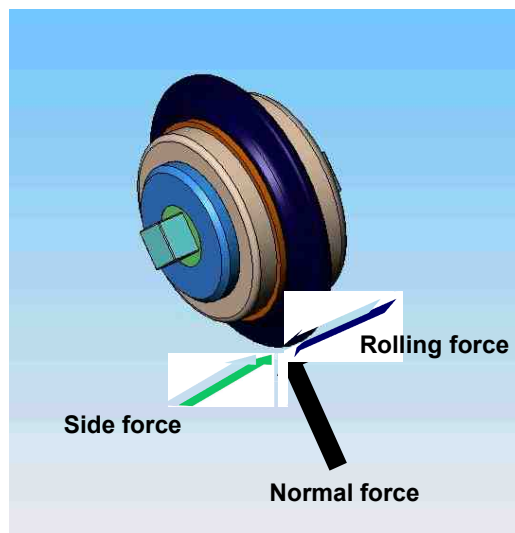
디스크커터가 어느 정도까지 마모되더라도 비교적 일정한 접촉면적을 유지할 수 있는 CCS형상(Constant Cross Section)이 직경 330~508 mm의 디스크커터에 일반적으로 적용되고 있긴 하지만, 커터의 형상은 제작사별로도 다소 상이하며 커터의 마모가 상대적으로 작게 발생하는 보통암이나 연암에서는 V형상의 디스크커터가 효과적인 것으로 평가되고 있다. 더욱이 절삭효과를 높이기 위한 방안으로서 고내구성 재질로 제작된 V형상 디스크커터의 적용을 검토할 필요가 있다(Balci and Tumac, 2012).

따라서 본 연구에서는 경암을 대상으로 커터 링의 형상이 상이한 세 가지 종류의 디스크커터를 사용한 실물 선형절삭실험을 실시하여, 커터 링의 형상에 따른 디스크커터 작용력의 차

이를 실험적으로 평가하고자 하였다.

2) 기본이론

3차원 직교좌표계에서 디스크커터의 작용력은 연직력(normal force), 회전력(rolling force) 및 측력(side force)로 구성 된다 (그림 4.4.33). 이때 연직력은 디스크커터의 최대 용량을 검토하고 TBM의 소요 추력을 계산하는데 사용되며, 회전력은 TBM의 소요 토크를 계산하는데 사용된다. 반면, 디스크커터가 단단히 고정되어 있는 경우의 측력은 거의 0에 가까운 값으로서, 선형절삭실험에서는 실험결과의 타당성을 평가하는 목적으로만 활용된다(Chang et al., 2012).



[그림 4.4.33] 3차원 커터작용력에 대한 개요도

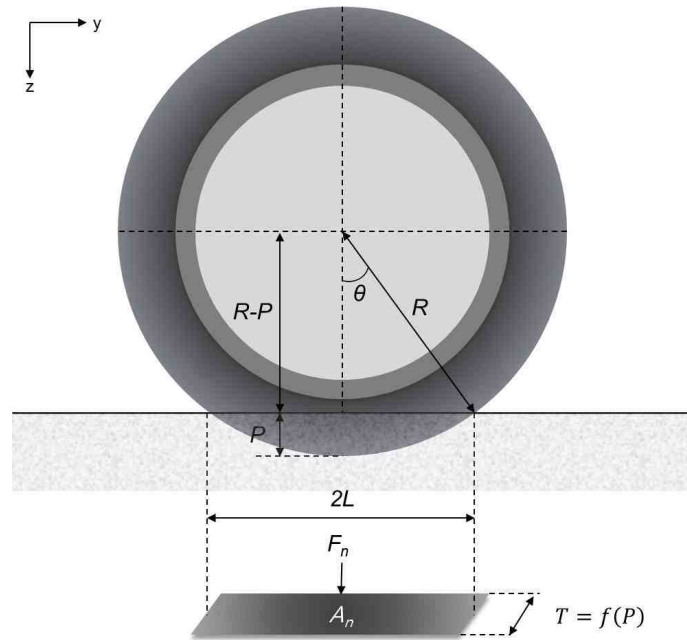
이러한 디스크커터 작용력은 암석의 강도뿐만 아니라 디스크커터 링의 형상과 밀접한 관계가 있으며, 디스크커터의 관입깊이(penetration depth), 즉 TBM 커터헤드의 1회전당 순관입깊이(net penetration depth)와 비례한다(Rostami, 2013; Balci and Tumac, 2012).

또한 그림 4.4.34와 같은 기하학적 관계로부터 디스크커터의 관입깊이(P)에 따라 디스크커터와 암석이 닿는 접촉면적(contact area, A_n)이 달라지며, 특히 접촉부에서 커터 팁(cutter tip)의 너비(T)는 관입깊이의 함수로 고려된다. 그림 4.4.34의 관계로부터 관입깊이(P)에 따라 디스크커터가 암석과 접촉되는 각도(θ)와 접촉길이($2L$)는 각각 다음의 식 4.4.4 및 4.4.5 같이 정의된다.

$$\theta = \cos^{-1}\left(\frac{R-P}{R}\right)$$

$$L = R\sin\theta$$

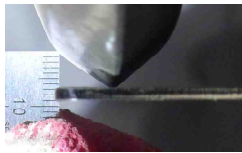
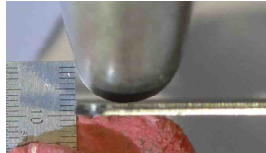
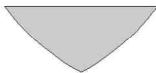
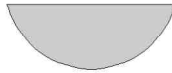
여기서 R 은 디스크커터의 반경(mm) 그리고 P 는 디스크커터의 관입깊이(mm)이다.



[그림 4.4.34] 커터관입깊이에 따른 연직방향의 커터접촉면적

본 연구에서는 동일한 암석과 절삭조건에서 디스크커터 링의 형상에 따른 커터 작용력의 차이를 파악하고자, 직경이 약 17인치인 세 가지 형상의 실물 디스크커터들을 선형절삭실험에 활용하였다 (표 4.4.8). 사용된 디스크커터는 일본산 디스크커터(Cutter A)와 한국건설기술연구원에서 보유하고 있는 독일산 디스크커터(Cutter B), 그리고 시작품으로 제작된 디스크커터(Cutter C)이다. 표 4.4.8은 본 연구에서 사용된 디스크커터들의 정면 형상과 커터 관입깊이가 7 mm일 경우에 암석과의 접촉면적(A_f)과 커터 팁의 폭(T)을 정리한 것이며, 그림 4.4.34에서 정의된 기하학적인 관계로부터 계산되는 디스크커터 연직방향의 접촉면적(A_n)도 함께 정리하였다. Cutter A는 커터 중심방향으로 갈수록 커터 폭이 크게 증가하는 V형상의 디스크커터로서 암석과의 접촉면적이 가장 작으며, Cutter B와 Cutter C는 전형적인 CCS형상의 디스크커터이다. 특히, Cutter C는 초기의 커터 폭과 커터 중심방향으로의 커터 폭의 차이가 크지 않은 매우 무딘 형상의 디스크커터이다.

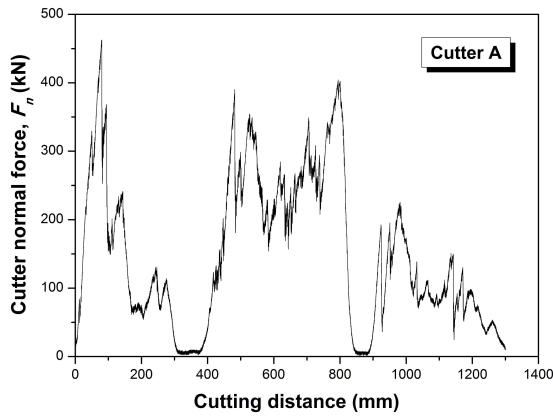
[표 4.4.8] 디스크커터별 접촉면적 및 커터 팁의 폭

커터 구분	Cutter A(일본산)	Cutter B(독일산)	Cutter C(시작품)
커터직경	429 mm	414 mm	432 mm
전면부 사진			
회전방향 접촉면적(A_f)	 65 mm ²	 95 mm ²	 145 mm ²
연직방향 접촉면적 (A_n)	1,739 mm ²	1,922 mm ²	2,509 mm ²
초기 커터 팁의 폭	9 mm	14 mm	21 mm
커터 팁의 폭 (at P of 7mm)	16 mm	18 mm	23 mm

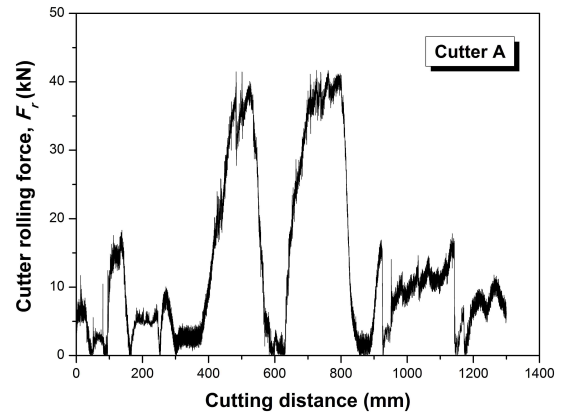
(나) 디스크커터의 형상에 따른 커터 작용력 실험결과의 분석

황등화강암에 대한 실물 선형절삭실험 결과로부터 얻어진 절삭거리에 따른 커터 작용력의 변화는 일반적으로 다음의 그림 4.4.35와 같다. 즉, 절삭거리에 따라 커터 작용력이 일정하게 발생하지 않고, 사전 절삭과정과 인접한 커터들에 의한 절삭과정들에 의해 형성된 암석 표면의 요철로 인해 커터 작용력이 민감하게 영향을 받는다는 것을 알 수 있다.

따라서 각 절삭라인별로 그림 4.4.35와 같이 얻어진 커터 작용력 결과들을 통계 분석하여, 커터 형상에 따른 커터 연직력 및 커터 회전력의 최대값과 평균값을 정리하면 표 4.4.9 및 그림 4.4.36과 같다. 이상의 결과들로부터, 암석과의 접촉면적이 큰 커터일수록 커터 연직력과 커터 회전력이 크게 발생함을 확인할 수 있다. 특히, 접촉면적이 가장 큰 Cutter C에서 가장 큰 커터 작용력이 발생하였다.



(a) 연직하중



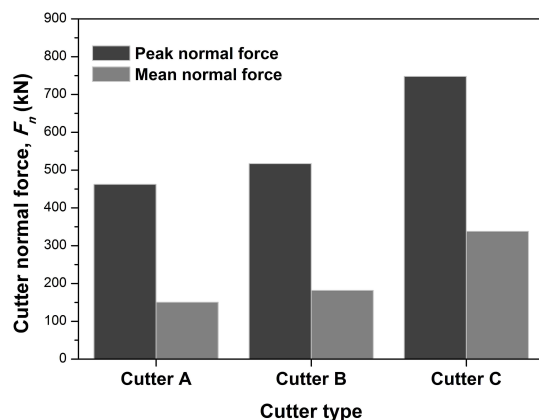
(b) 회전하중

[그림 4.4.35] 선형절삭실험동안 발생하는 커터작용력(Cutter A, 일본산 디스크커터)

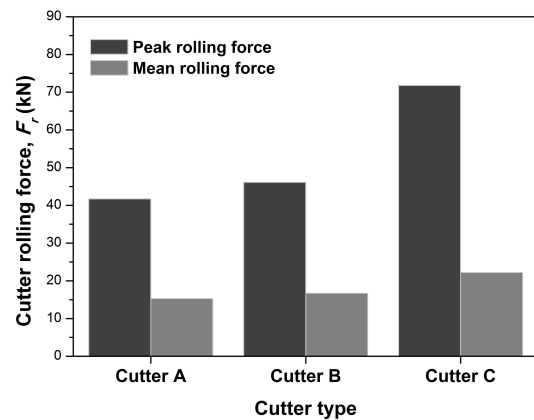
[표 4.4.9] 디스크커터의 연직하중과 회전하중의 최대 및 평균값

커터구분	연직하중 (kN)		회전하중(kN)	
	최대	평균	최대	평균
Cutter A	462.4	150.5	41.7	15.3
Cutter B	517.1	181.7	46.1	16.7
Cutter C	747.9	338.0	71.8	22.2

특히, 커터의 최대 작용력은 평균 작용력보다 221~323%까지 크게 나타는데, 이는 Rostami(2013)가 지적한 바와 같이 암석의 절삭과정 중에 암석 표면에 형성된 요철에 따라 순간적으로 큰 힘이 커터에 작용할 수 있음을 보여주는 결과이다. 하지만 TBM의 추력, 토크 등의 설계에 사용되는 커터 작용력으로는 순간적으로 발생하는 최대값이 아닌 평균값을 적용한다(Gertsch et al., 2007).



(a) 연직하중



(b) 회전하중

[그림 4.4.36] 디스크커터별 선형절삭실험동안 발생하는 커터작용력 비교

본 연구에서는 디스크커터의 작용력뿐만 아니라 다음의 식 4.4.6 및 식 4.4.7의 관계로부터 접촉면적을 고려한 디스크커터의 작용응력을 분석하였다.

$$\sigma_n = \frac{F_n}{A_n} \quad 4.4.6$$

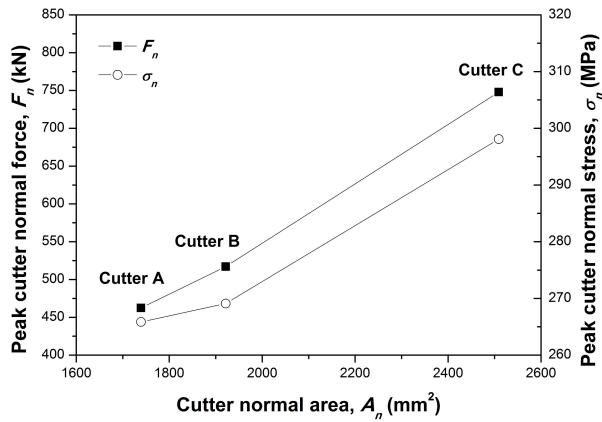
$$\sigma_r = \frac{F_r}{A_f} \quad 4.4.7$$

여기서 σ_n 과 σ_r 은 각각 커터에 작용하는 연직 및 회전 방향의 응력(단위: MPa), F_n 과 F_r 은 각각 연직 및 회전 방향의 커터 작용력(단위: 10^3 kN), 그리고 그림 4.4.34와 표 4.4.8에서 정의된 바와 같이 A_n 과 A_f 는 연직방향 및 회전방향의 접촉면적(단위: mm²)이다.

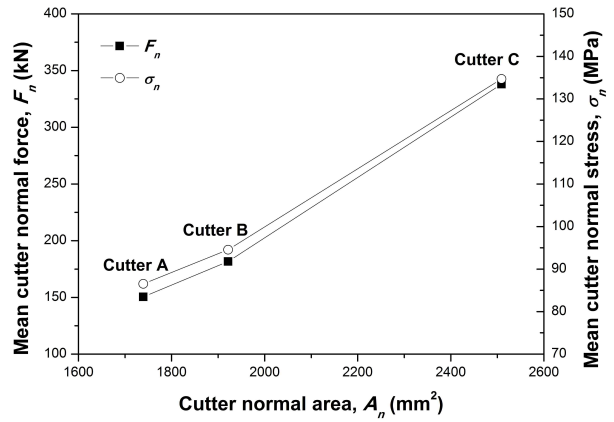
커터와 암석의 접촉면적을 고려한 커터의 연직응력은 전반적으로 커터 연직력의 경향과 거의 동일하게 나타나며, 커터의 연직력은 커터의 연직방향 접촉면적에 지배적인 영향을 받는 것을 알 수 있다. 특히 Cutter C의 평균 연직력은 Cutter A의 경우보다 2배 이상 크게 나타났다 (그림 4.4.37).

커터의 회전력도 커터의 접촉면적에 거의 비례하여 증가하는 것으로 나타난 반면, 커터의 회전방향 응력은 커터의 접촉면적이 커질수록 다소 감소하는 것으로 나타났다 (그림 4.4.38). 즉, 커터의 회전방향으로는 접촉면적이 작아질수록 상대적으로 단위면적당 큰 힘이 작용하는 것을 알 수 있다. 특히, V형상 커터에서 회전방향 응력의 최대값과 평균값은 연직방향 응력의 경우보다 최대 2배까지 크게 나타났다. 따라서 절대적인 작용력은 연직방향이 훨씬 크지만, 실제 재료적인 관점에서는 암석을 절삭하는 전면부인 회전방향의 응력이 상대적으로 크게 발생함에 유의해야 할 것으로 판단된다. 동일한 절삭조건에서 V형상의 디스크커터에서는 커터 연직력이 작게 발생하기 때문에 상대적으로 커터 관입깊이를 크게 적용할 수 있다는 장점은 있지만, 보통 강재의 항복강도가 일반적으로 400~500 MPa이라는 점을 고려하면 커터의 관입깊이가 클 경우 커터의 회전방향으로 재료의 항복강도에 가까운 큰 응력이 작용할 수 있다는 점에 유의해야 할 것으로 판단되었다.

디스크커터의 제작사별로 커터 링 재료의 구성성분과 특성을 공개하고 있지 않기 때문에, 디스크커터 링의 연직방향 변형률 측정결과로부터 디스크커터의 강성을 간접적으로 평가한 결과, 본 연구에서 사용한 세 종류의 커터 링의 강성은 대체로 유사한 것으로 나타났다 (그림 4.4.39). 따라서 V형상 커터의 관입깊이를 크게 설정할 경우에는 회전방향의 암석 절삭에 따른 재료의 항복을 방지할 수 있는 허용 관입깊이의 설정이 중요할 수 있음을 알 수 있다.

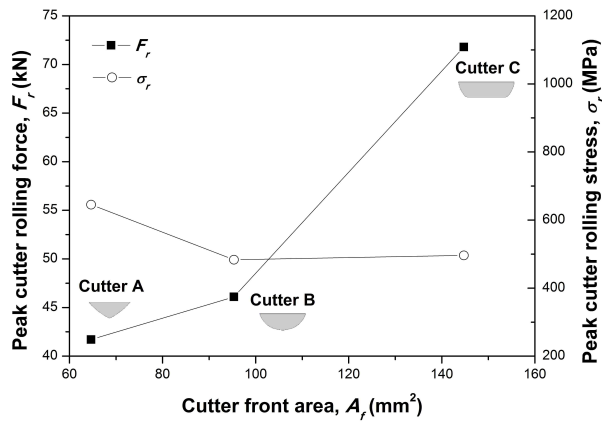


(a) 최대

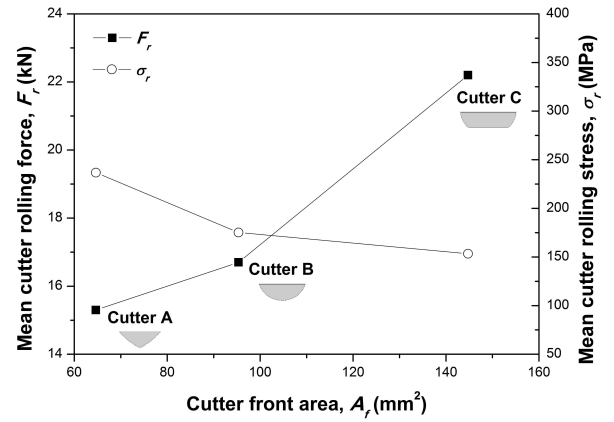


(b) 평균

[그림 4.4.37] 연직방향 작용면적에 따른 커터의 연직하중과 연직응력의 변화

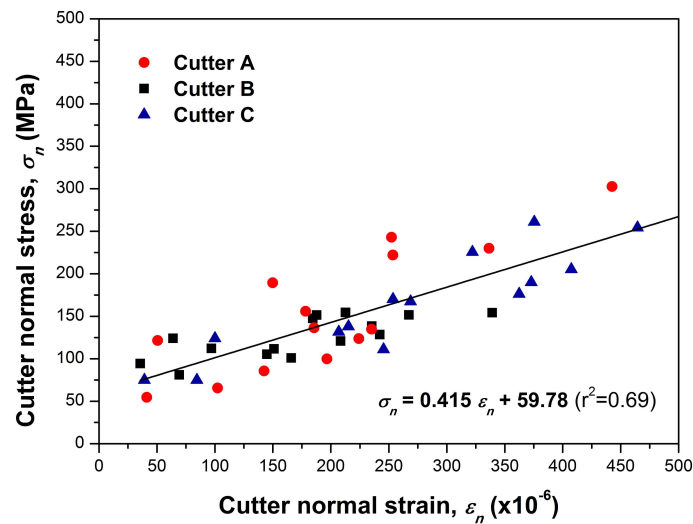


(a) 최대



(b) 평균

[그림 4.4.38] 커터 진행방향 접촉부 작용면적에 따른 커터의 회전하중과 회전응력의 변화



[그림 4.4.39] 연직응력과 변형률사이의 관계

(다) 커터 작용력 예측모델과의 비교

본 연구에서는 황등화강암에 대해 커터간격이 90 mm이고 커터 관입깊이가 7 mm인 선형 절삭실험으로부터 얻어진 커터 작용력과 기존 연구들로부터 제시된 커터 작용력 예측모델에 의한 예측결과들을 비교하였다.

대표적으로 Rostami(2013)와 Rostami et al.(1996)은 디스크커터에 작용하는 압력분포 모델(그림 4.4.40)을 사용하여 다음과 같이 암석의 특성과 절삭조건에 따른 커터 작용력 산출식을 다음과 같이 제시하였다(식 4.4.8~4.4.10).

$$F_t = PRT\phi \quad 4.4.8$$

$$F_n = F_t \cos \beta \quad 4.4.9$$

$$F_r = F_t \sin \beta \quad 4.4.10$$

여기서 F_t 는 디스크커터의 총 작용력(단위: kN), ϕ 와 β 는 절삭 대상 암석과 커터 사이의 상호작용이 발생하는 영역을 정의하는 각도, 그리고 T 는 커터 기저부의 폭(단위: mm, 표 4.4.8 참조)이다(식 4.4.11과 4.4.12). 그리고 Rostami(2013)와 Rostami et al.(1996)이 제시한 커터 하부에 작용하는 기저 압력 P' (단위: MPa)은 각각 다음의 식 4.4.13 및 식 4.4.14와 같다.

$$\phi = \cos^{-1} \left(\frac{R-P}{R} \right) \quad 4.4.11$$

$$\beta = \frac{\phi}{2} \quad 4.4.12$$

$$P' = 2.12 \left(\frac{S}{\phi \sqrt{RT}} \cdot \sigma_c^2 \cdot \sigma_t \right)^{1/3} \quad 4.4.13$$

$$P' = 100,500 + 12,170S + 7.88\sigma_c - 2,883\sigma_t^{0.1} - 192S^3 - 0.000147\sigma_c^2 - 29,450T - 13,000R \quad 4.4.14$$

여기서 S 는 디스크커터의 간격(단위: mm) 그리고 σ_c 와 σ_t 는 각각 암석의 일축압축강도(단위: MPa)와 인장강도(단위: MPa)이다.

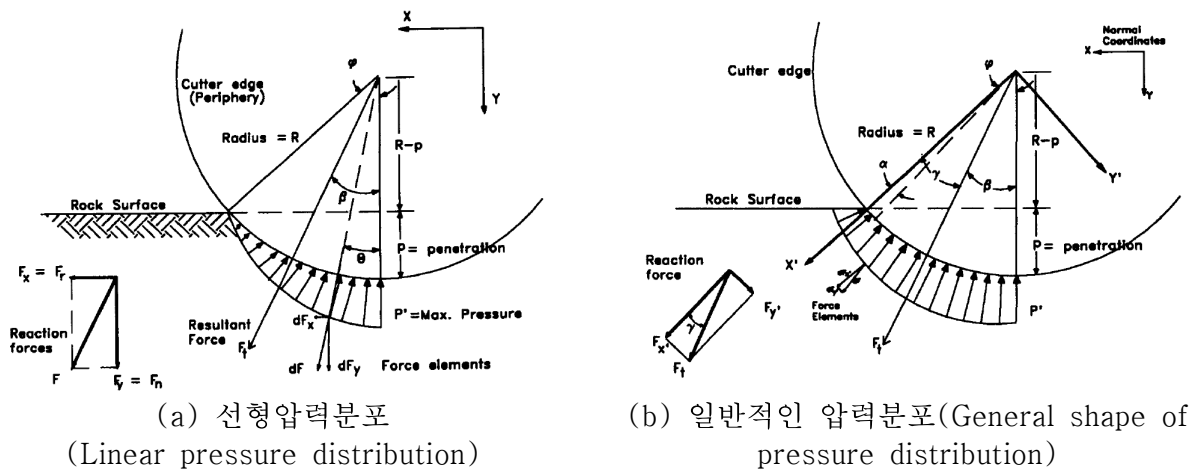
이외에도 디스크커터의 작용력을 추정하기 위해 제시된 예측모델들을 정리하면 다음의 표 4.4.10과 같다.

이상의 예측모델들에 의한 디스크커터 작용력의 추정값들과 앞의 (나)소목에서 도출된 실

힘값들을 비교하면 그림 4.4.41 및 표 4.4.11과 같다. 분석결과, 본 연구에서 적용한 예측모델들 가운데, Rostami(2013)이 제시한 예측모델에 의한 추정값들이 실험에서 얻어진 평균 작용력과 가장 유사하게 나타났다. 특히, 연직 작용력의 상대오차는 $-20\% \sim +3\%$ 사이였다. 하지만 회전 작용력의 오차는 상대적으로 컸으며 커터와 암석의 접촉면적이 커질수록 오차가 더욱 증가하였다.

반면, 나머지 모델들의 예측결과와는 실제 실험결과와 큰 차이를 보였으며, 커터의 형상, 즉 커터 팁의 폭을 고려하지 않는 Nishimatsu et al.(1975), Snowdon et al.(1982) 및 Rostami and Ozdemir(1993) 모델들에 의한 예측오차가 더욱 컸다. Snowdon et al.(1982) 모델의 경우에는 디스크커터의 직경이나 커터 폭에 대한 변수를 고려하지 않기 때문에, 본 연구에서 사용된 모든 커터 형상에 대해 동일한 커터 작용력을 산출하였다. Nishimatsu et al.(1975)과 Rostami and Ozdemir(1993)의 모델에서는 커터 반경을 고려하긴 하지만, 본 연구에서 사용된 커터들의 직경은 거의 동일하였기 때문에 커터 작용력 예측결과들의 차이가 매우 미미하였다.

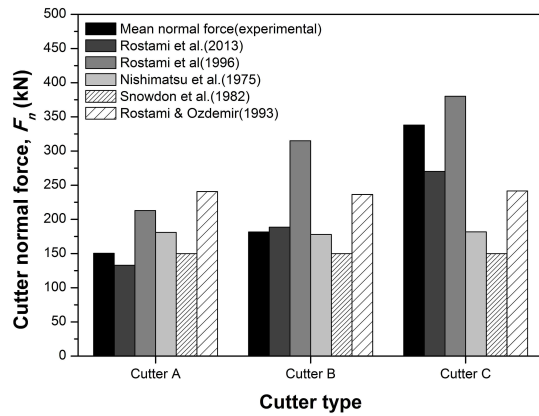
이상의 결과들로부터, 실물 절삭실험을 실시하여 디스크커터의 작용력을 평가하는 것이 가장 바람직하다고 할 수 있으며, 절삭실험을 실시할 수 없는 경우에는 디스크커터의 형상 변수인 직경과 커터 폭을 동시에 고려할 수 있는 예측모델을 사용하는 것이 필수적이라고 할 수 있다.



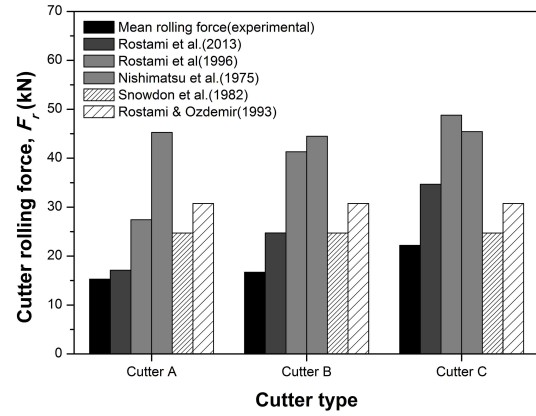
[그림 4.4.40] 암석절삭 시 디스크커터의 압력분포(from Rostami and Ozdemir, 1993)

[표 4.4.10] 커터작용력의 예측모델들

제안자	연직하중, F_n (kN)	회전하중, F_r (kN)
Nishimatsu et al.(1975)	$0.007 \sqrt{2R} \cdot \sigma_c \cdot P$	$F_n \cdot 0.25$
Snowdon et al.(1982)	$\sigma_c(0.15P - 0.21)$	$F_n \cdot 0.045P^{0.656}$
Rostami and Ozdemir(1993)	$(0.54 \sqrt{\sigma_c} - 2.82) \sqrt{2R \cdot P}$	$F_n \cdot \sqrt{P/2R}$



(a) 연직하중



(b) 회전하중

[그림 4.4.41] 실험결과와 커터작용력 예측모델 결과의 비교

[표 4.4.11] 다양한 예측모델에 의해 추정된 커터작용력

구분		Cutter A	Cutter B	Cutter C
Experiments (mean values)	F_n (kN)	150.5	181.7	338.0
	F_r (kN)	15.3	16.7	22.2
Rostami(2013)	F_n (kN)	132.9 (-11.7%)	188.6 (+3.8%)	270.2 (-20.1%)
	F_r (kN)	17.1 (+11.9%)	24.7 (+48.1%)	34.7 (+56.2%)
Rostami et al.(1996)	F_n (kN)	213.0 (+41.5%)	315.0 (73.4%)	380.1 (+12.5%)
	F_r (kN)	27.4 (+79.3%)	41.3 (147.4%)	48.8 (+119.7%)
Nishimatsu et al.(1975)	F_n (kN)	181.1 (+20.3%)	177.9 (-2.1%)	181.7 (-46.2%)
	F_r (kN)	45.3 (+195.9%)	44.5 (+166.3%)	45.4 (+104.7%)
Snowdon et al.(1982)	F_n (kN)	149.9 (-0.4%)	149.9 (-17.5%)	149.9 (-55.7%)
	F_r (kN)	24.7 (+61.5%)	24.7 (+48.0%)	24.7 (+11.32%)
Rostami and Ozdemir(1993)	F_n (kN)	240.8 (+60.0%)	236.5 (+30.2%)	241.6 (-28.5%)
	F_r (kN)	30.8 (+101.0%)	30.8 (+84.2%)	30.8 (+38.5%)

* Parenthesis: Prediction errors relative to experiments

(3) 더블 디스크커터의 절삭성능 평가

LCM(Linear Cutting Machine)에 의한 선형절삭실험은 40년 이상 TBM(Tunnel Boring Machine)의 성능을 예측하기 위해 사용되었다(Ozdemir and Nilsen, 1993). 선형절삭실험은 TBM에 사용하는 실물 크기의 디스크커터를 이용하여 암석을 절삭하므로 실제와 유사한 커터작용력(cutter force)이 발생하게 되어 축척영향(scale effect)에 대한 고려가 필요 없다는 점에서 신뢰도가 높다. 이러한 이유로 선형절삭실험은 TBM의 면판설계를 수행하고 굴진성능을 예측하기 위해 많은 연구자들에 의해 수행되었다(Snowdon et al., 1982; Rostami and Ozdemir, 1993; Rostami, 1997; Bilgin et al., 1999; Chang et al., 2011; Choi et al., 2013).

선형절삭실험을 사용한 TBM의 굴진성능예측모델에는 CSM(Colorado School of Mines)모델과 KICT(Korea Institute of Construction Technology)모델이 있다. CSM에서는 V형상의 디스크커터를 대신해 일반화된 CCS(Constant Cross Section)타입의 디스크커터에 의한 암석파괴과정을 이론적으로 분석하여 CCS(Constant Cross Section) 디스크커터에 기반한 굴진성능예측모델을 발표하였다(Rostami and Ozdemir, 1993). KICT모델은 TBM현장 굴진자료와 선형절삭실험의 결과에 대해 다변량 회귀분석을 실시하여 TBM의 굴진성능을 예측한 모델이다. 이 모델은 암반대응형 설계모델로서 잘 알려져 있는 NTNU(Norwegian University of Science and Technology)모델에서 활용되는 DRI(Drilling Rate Index) 등과 같은 특성지표를 고려하였다는 점과 국내의 암반 특성이 반영되었다는 특징을 가지고 있다(Chang et al., 2011)

디스크커터의 작용력은 연직력(normal force), 회전력(rolling force) 및 측력(side force)로 구분한다. 연직력은 디스크커터의 작용력 중에서 가장 크기 때문에 디스크커터의 허용하중을 검토하는데 사용하고, 또한 각 디스크커터 연직력의 합인 TBM의 소요 추력을 산정하는데 사용한다. 회전력은 TBM 커터헤드의 소요 토크를 계산하는데 사용한다. 그러나 측력은 선형으로 절삭되는 선형절삭실험의 특성상 그 결과에 큰 의미를 두지 않는 것이 일반적이다. 디스크커터의 작용력은 대상지반의 강도뿐만 아니라 커터 링의 형상에 따라 달라지는 커터 링과 암석과의 접촉부 면적에 의해 영향을 받는다(Chang et al., 2013). 또한 디스크커터의 관입깊이(penetration depth), 즉 TBM 커터헤드의 1회전당 순관입깊이(net penetration depth)와 비례한다(Rostami, 2013; Balci and Tumac, 2012). 위와 같이 디스크커터의 작용력은 커터의 직경에 비례하는 디스크커터의 허용하중의 만족여부를 검토하고 TBM의 추력 및 토크와 같은 핵심 설계사양을 결정하는데 필수적인 평가항목이다(Entacher et al., 2012).

본 연구에서는 선형절삭실험 중 더블디스크커터(double disc cutter)의 커터작용력을 측정하여 싱글디스크커터(single disc cutter)의 커터작용력과 비교하고자 하였다. TBM 설계에서 각 디스크커터는 커터헤드 상에서 불규칙하게 배열된 것으로 보이지만, 커터헤드의 중심을 기준으로

각 디스크커터의 궤적을 그려보면 일정한 간격을 가지는 동심원이 된다. 이때 일반적으로 커터 헤드 중심부에 위치하는 더블디스크커터의 두 개의 커터 링 역시 동심원을 그리게 된다. 그러나 더블디스크커터의 경우에는 두 개의 커터 링 사이를 다른 디스크커터의 동심원이 지나가게 하는 방법으로 커터간격을 유지한다. 즉, 더블디스크커터의 간격은 해당 커터헤드 상의 싱글디스크커터의 커터간격에 비해 두 배라는 뜻이다. 이와 같이 실제 설계적용과 차이가 있지만, 본 연구에서는 커터헤드 상에 설정된 커터간격에 따라 배열된 각각의 싱글디스크커터에 의해 수행되는 암석절삭작업이 순차적으로 이루어질 때의 커터작용력과 동일한 커터간격에서 더블디스크커터의 암석절삭작업이 이루어질 때의 커터작용력의 차이를 비교하기 위하여 아래와 같이 선형절삭실험을 수행하였다. 더불어 디스크커터의 성능을 평가하기 위하여 Choi et al.(2013)이 수행한 바와 같이, 디스크커터의 축에 변형률게이지를 설치하여 선형절삭실험동안 디스크커터의 축(shaft)에 작용하는 축응력(axial stress)과 토크(torque)를 측정하여 디스크커터에 작용하는 하중조건을 파악하고자 하였다.

(가) 실험장비 및 실험방법

1) 디스크커터 및 LCM

본 연구에서는 선형절삭실험을 위하여 그림 4.4.42(a), (b)와 같이 더블디스크커터와 싱글디스크커터를 사용하였다. 각 디스크커터는 커터 링 직경이 432 mm(17인치)인 CCS타입이다. 더블디스크커터와 싱글디스크커터에 의한 암석절삭 시 커터작용력의 차이를 파악하기 위하여 각 디스크커터의 커터 링 형상은 동일하게 제작하였으며, 이때 더블디스크커터의 커터 링 간격은 90 mm로 하였다.

LCM에 더블디스크커터를 설치하여 선형절삭실험을 수행할 경우 LCM에 나타나는 커터작용력은 산술적으로 싱글디스크커터의 두 배로 나타나기 때문에 싱글디스크커터에 맞추어 제작되어있는 장비의 하부구조 및 하부 이송장치를 더블디스크커터에 맞추어 수정하였다. 그림 4.4.43은 디스크커터의 절삭방향(Y축 방향)의 유압 액추에이터(hydraulic actuator) 용량을 확장한 LCM이다. 수정된 LCM은 기존과 마찬가지로 3개의 직교축에 대해 유압 액추에이터를 이용하여 디스크커터의 관입깊이 및 간격의 조절과 Y축 방향으로의 절삭작업을 수행할 수 있으며, 디스크커터 상부에는 3분력 로드셀을 설치하여 선형절삭실험동안 디스크커터에 작용하는 3방향의 커터작용력인 연직력(normal force, Z축 방향), 회전력(rolling force, Y축 방향), 측력(side force, X축 방향)을 측정할 수 있다.

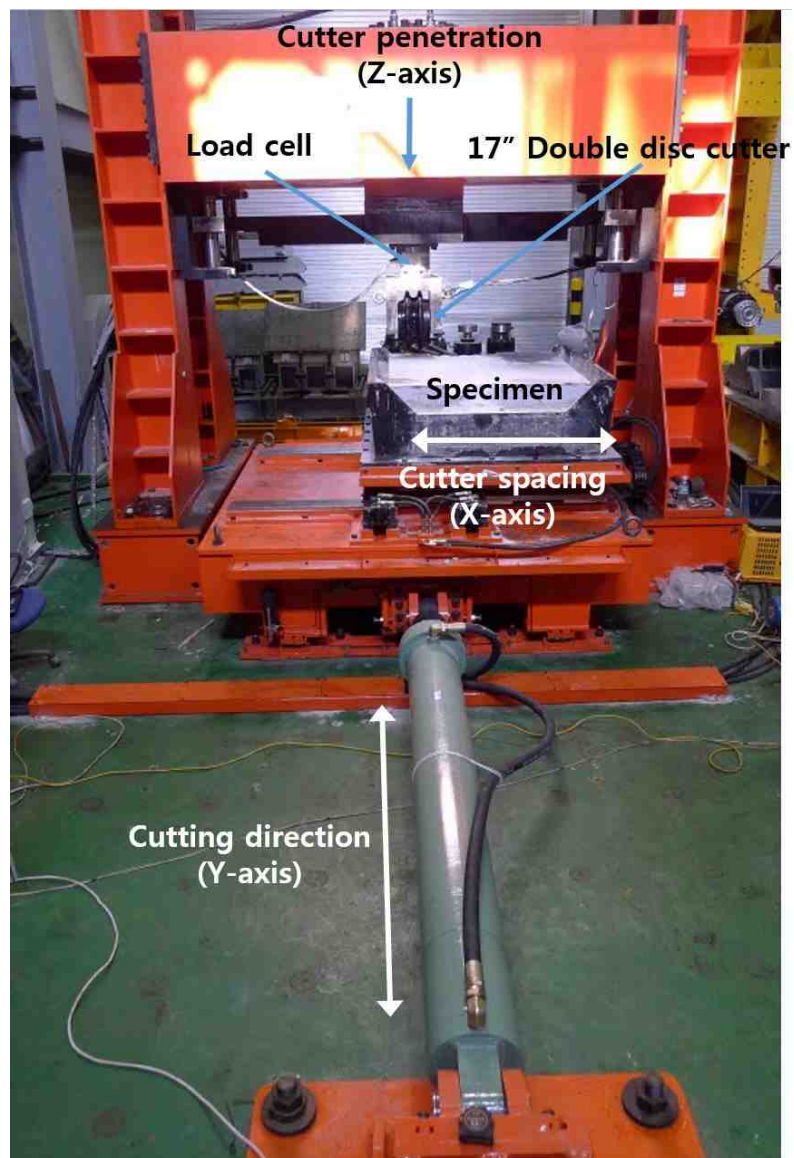


(a) 더블디스크커터



(b) 싱글디스크커터

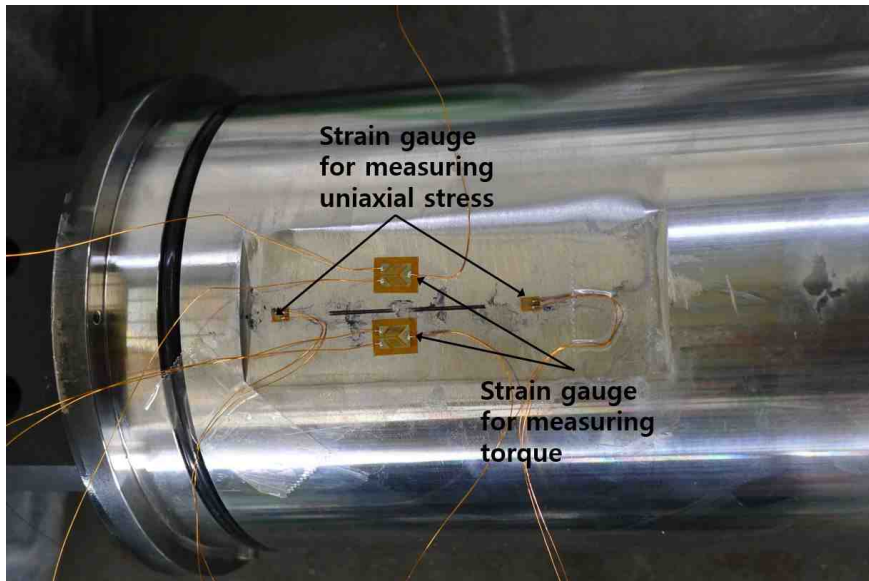
[그림 4.4.42] 선형절삭실험에 사용된 더블디스크커터와 싱글디스크커터



[그림 4.4.43] 수정된 LCM(Linear Cutting Machine)

(나) 디스크커터 축에 작용하는 축응력과 토크의 계측방법

본 연구에서는 선형절삭실험 중에 디스크커터 축(shaft)에 발생하는 축응력(axial stress)과 토크(torque)를 측정하기 위하여 그림 4.4.44와 같이 디스크커터 축(shaft)의 표면 일부를 가공하여 축응력과 토크를 측정할 수 있는 변형률게이지를 설치하였다. 변형률게이지는 커터 링이 설치되는 중앙부에 가깝게 두 개씩 설치하였으며, 연결선은 디스크커터의 축을 따라 연결하여 디스크커터의 몸체(hub)와 축사이를 고정시키는 옆판(seal carrier)과 덮개(cover)를 관통시켜 외부로 나오게 하였다. 변형률게이지는 계측값의 정확도를 높이기 위해 게이지별로 두 개씩 설치하였으며, 계측된 결과는 산술평균하여 사용하였다.



[그림 4.4.44] 디스크커터 축에 설치한 축응력 및 토크 측정용 스트레인게이지.

변형률게이지들과 디스크커터 상부의 3분력 로드셀은 데이터로거(DS-NET ver3.3.5)에 연결하여 변형률과 3방향 커터 작용력을 수집 및 저장하였다. 본 연구에서는 선형절삭실험에 의한 데이터의 왜곡이 나타나지 않는 데이터의 수를 고려하여 자료획득속도(sampling rate)를 500 Hz로 정하고 데이터를 저장하였다.

축응력 산정을 위해 측정된 변형률은 다음의 식 4.4.15을 사용하여 디스크커터의 축에 작용하는 축방향(longitudinal)응력으로 환산하였고, 토크 산정을 위해 측정된 변형률은 다음의 식 4.4.16을 이용하여 디스크커터의 축에 작용하는 토크로 환산하였다.

$$\sigma_{as} = E_s \cdot \epsilon_{as} \quad 4.4.15$$

여기서, σ_{as} = 디스크커터 축의 축응력(axial stress)

E_s = 디스크커터 축의 탄성계수(elastic modulus, 210 GPa)

ϵ_{as} = 디스크커터 축에서 측정된 축방향변형률(strain for measuring axial stress)

$$M_s = \frac{\epsilon_s \cdot E_s \cdot Z_p}{1 + \nu} \quad 4.4.16$$

여기서, M_s = 디스크커터 축의 토크(torque)

ϵ_s = 디스크커터 축에서 측정된 변형률(strain for measuring torque)

E_s = 디스크커터 축의 탄성계수(elastic modulus, 210 GPa)

Z_p = 디스크커터 축의 극단면계수(polar modulus of section)

ν = 디스크커터 축의 포아송비(Poisson's ratio)

디스크커터 축의 극단면계수는 다음의 식 4.4.17으로부터 계산할 수 있다.

$$Z_p = \frac{\pi d^3}{16} \quad 4.4.17$$

여기서, Z_p = 디스크커터 축의 극단면계수(polar modulus of section)

d = 디스크커터 축의 직경(diameter)

(다) 실험체 제작 및 선형절삭실험방법

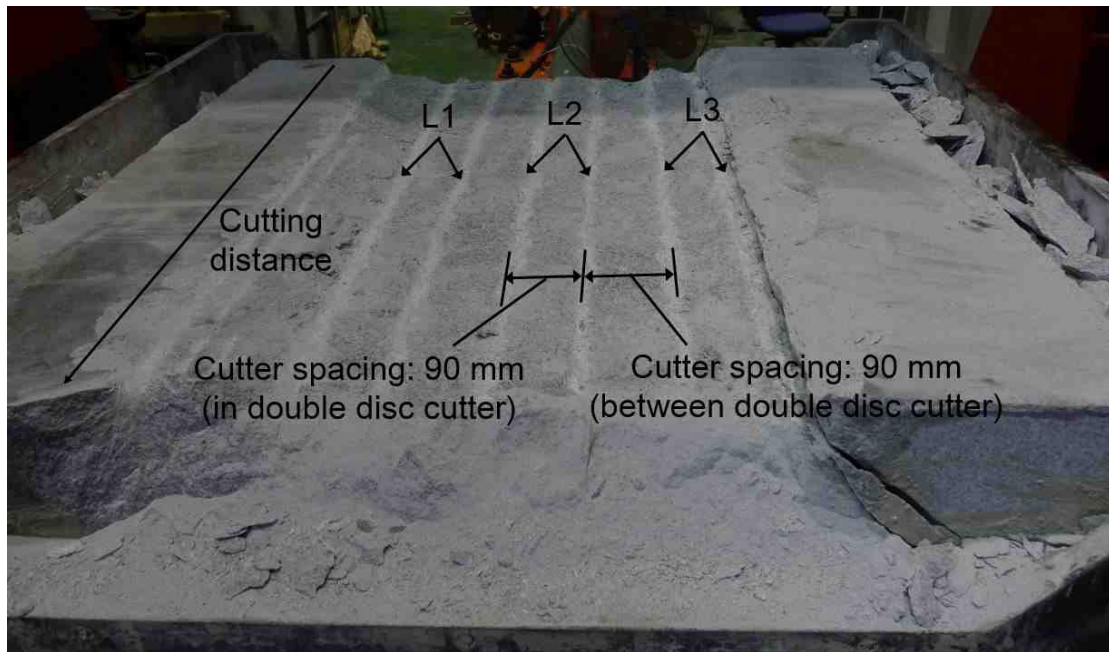
선형절삭실험을 위한 암석실험체는 길이 1.3 m, 폭 1.15 m, 높이 0.4 m의 크기로 제작되었고 평균 압축강도가 178.44 MPa인 황등화강암을 사용하였다(표 4.4.12). 암석실험체는 LCM의 대차에 설치한 후 암석실험체에 충분한 구속이 가해질 수 있도록 대차와 암석실험체 사이에 모르타르를 채워 넣었다(그림 4.4.45).

[표 4.4.12] 암석실험체의 물리-역학적 특성

Uniaxial compressive strength (MPa)	Brazilian tensile strength (MPa)	Density (g/cm ³)	Porosity (%)	Elastic modulus (GPa)	Poisson's ratio	Shore hardness
178.44	8.20	2.67	0.44	71.78	0.23	67.75

선형절삭실험은 그림 4.4.43과 같이 암석실험편이 설치된 대차 상부에 디스크커터를 설치한 다음, X축 방향의 액추에이터를 이용하여 절삭간격을 조절하고 Z축 방향의 액추에이터를 사용하여 디스크커터의 관입깊이를 조절한다. 사전에 결정된 관입깊이와 절삭간격의 조절이 완료되면 Y축 방향으로 암석의 절삭이 이루어지며, 이때 디스크커터 상부에 설치되어 있는 3분력 로드셀로부터 3방향 커터작용력뿐만 아니라 디스크커터 내부의 축응력 및 토크 측정을 위한 변형률게이지의 변형률이 측정된다.

선형절삭실험에 사용하는 암석실험체는 무결암으로 제작되고 적절한 실험체 크기로 가공하였기 때문에 표면이 일정하다. 따라서 연속적인 굴착에 의해 이미 손상을 받은 실제 TBM터널의 굴진면과 유사한 조건을 모사하기 위하여 Rostami(1997)는 선형절삭실험의 본 절삭실험 전에 사전절삭(pre-conditioning)을 실시하였다. 본 연구에서도 마찬가지로 선형절삭실험을 수행하기 전에 본 절삭 실험조건과 동일한 커터 간격과 커터 관입깊이로 사전절삭을 2회 실시하여 실제 TBM 굴진과 유사하게 굴진면을 모사한 다음 선형절삭실험을 수행하였다.



[그림 4.4.45] 더블디스크커터를 사용한 선형절삭실험 후 암석표면

그림 4.4.45는 더블디스크커터를 사용한 선형절삭실험 후의 암석실험체 표면이다. 더블디스크커터는 그림 4.4.45의 L1, L2, L3와 같이 한 번의 절삭작업에서 두 개의 절삭선이 나타난다. 본 연구에서는 커터간격을 일정하게 유지하기 위하여 더블디스크커터 간의 절삭간격도 더블디스크커터의 커터 링 간의 간격과 동일하게 90 mm로 설정하여 실험을 수행하였다.

서론부에서 설명한 바와 같이 선형절삭실험에서 더블디스크커터와 싱글디스크커터에 의한 커터작용력의 차이를 파악하기 위하여 싱글디스크커터의 절삭작업은 더블디스크커터의 커터간격인 90 mm를 기준으로 80 mm, 100 mm의 커터간격에 대해 3 mm, 5 mm, 7 mm의 커터 관입깊이로 선형절삭실험을 수행하였다. 그리고 더블디스크커터는 커터간격이 90 mm이고 커터 관입깊이가 3 mm, 5 mm, 7 mm인 경우에 대해서만 실험을 수행하였다.

선형절삭실험에서 암석실험체의 좌·우측 절삭선은 인접한 커터들의 절삭에 의한 상호작용의 영향이 작기 때문에 외측의 절삭선을 제외한 실험결과들만을 분석에 활용한다(Chang et al., 2012; Choi et al., 2013). 또한 절삭깊이가 깊어질수록 최외측 절삭선의 절삭 시에 디스크커터의 몸체부분(Hub)이 암석표면에 닿을 수 있기 때문에 커터관입깊이가 깊어질수록 최외측의 결과의 활용은 제한된다. 따라서 본 연구에서도 더블디스크커터의 경우는 그림 4.4.45의 L2를 기준으로하고 싱글디스크커터의 경우는 중앙부인 3번과 4번의 절삭선을 기준으로 결과를 분석하였다.

(라) 선형절삭실험결과

1) 커터작용력 측정 결과

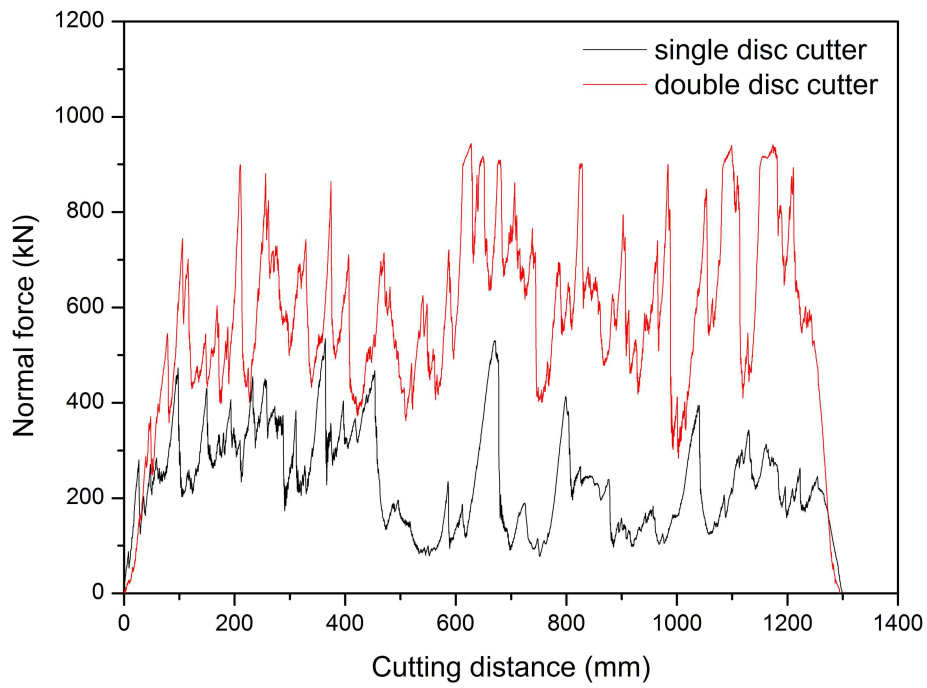
그림 4.4.46은 선형절삭실험 조건으로 커터간격이 90 mm이고 커터 관입깊이가 7 mm인 경우에서의 더블디스크커터와 싱글디스크커터에 의한 커터작용력을 측정한 결과이다. 예상된 바와 같이 더블디스크커터를 사용한 선형절삭실험에서의 커터작용력이 싱글디스크커터에서의 결과에 비해 확실히 크게 나타났다. 본 연구의 목적인 더블디스크커터에서 나타나는 커터작용력과 싱글디스크커터에서의 커터작용력을 비교하기 위하여 표 4.4.13, 표 4.4.14와 같이 커터 관입깊이와 커터 간격에 따라 연직력과 회전력의 최대값과 평균값을 정리한 다음, 표 4.4.15와 같이 싱글디스크커터에서의 커터작용력에 대한 더블디스크커터에서의 커터작용력의 비율을 산정하였다.

더블디스크커터의 커터작용력을 살펴보면 연직력의 최대값은 991 kN이고 평균값은 커터관입깊이가 3~7 mm인 조건에서 397~593 kN으로 나타났다. 또한 회전력의 경우 최대값이 55 kN이고 평균값은 커터관입깊이가 3~7 mm인 조건에서 6.8~28.3 kN으로 측정되었다. 디스크커터의 커터작용력 중에서 일반적으로 연직력이 가장 크기 때문에 연직력의 평균값은 디스크커터의 허용하중을 판단하는 지표로서 사용된다. 디스크커터의 허용하중의 결정에서 가장 중요한 부품은 커터 링과 테이퍼 롤러 베어링(tapered roller bearing)이며, 본 연구에서 사용한 17인치 디스크커터의 허용하중은 250 kN으로 알려져 있다(KTA, 2008; Entacher et al., 2012). 그러나 더블디스크커터의 커터작용력의 평균값은 현재 알려져 있는 디스크커터의 허용하중을 상회하는 것으로 측정되었다. 따라서 더블디스크커터의 내구성능에 대한 검토가 필요한 것으로 판단된다.

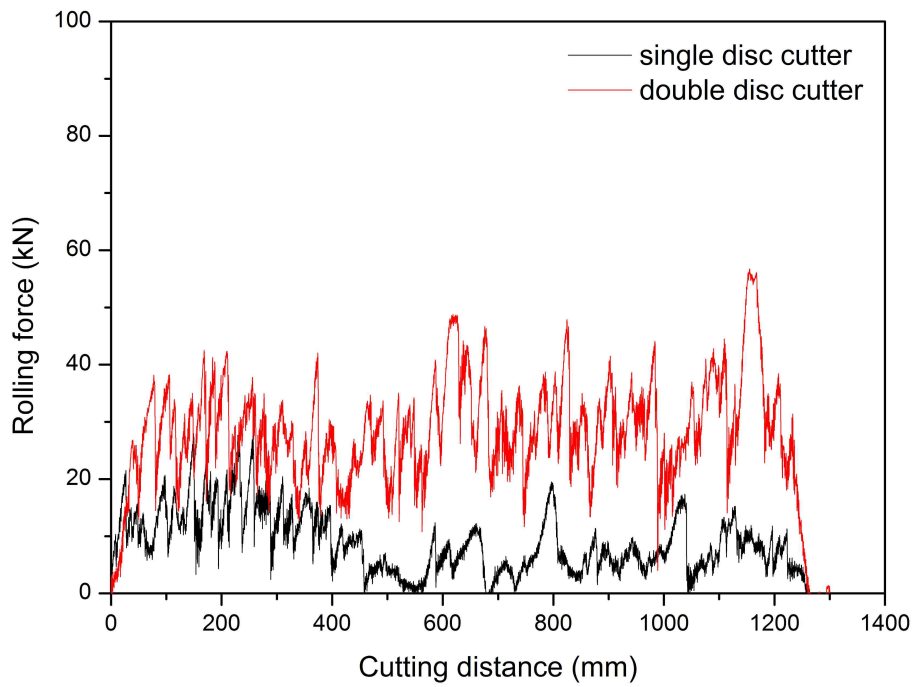
선형절삭실험뿐만 아니라 TBM에 의한 암석의 절삭과정에서 암석의 절삭면이 고르지 않기 때문에 디스크커터가 암석표면의 도드라진 부분을 지나갈 경우에 순간적으로 커터작용력이 크게 나타난다(Rostami, 2013). 순간적으로 크게 작용하는 커터작용력을 기준으로 TBM을 설계하는 것은 비효율적이므로 TBM의 추력 및 토크 등의 설계에 사용되는 커터작용력은 평균값을 적용한다(Gertsch et al., 2007). 그러나 본 연구에서는 더블디스크커터와 싱글디스크커터를 비교하는 목적을 가지고 있으므로, 최대값과 평균값 모두를 비교하였다.

표 4.4.15에서 더블디스크커터에서의 연직력의 최대값은 싱글디스크커터의 약 1.5배 정도로 나타났으며, 더블디스크커터에서의 연직력의 평균값은 싱글디스크커터의 약 2.2배 인 것으로 측정되었다. 그리고 더블디스크커터에서의 회전력의 최대값은 싱글디스크커터의 약 1.4배 정도로 나타났으며, 더블디스크커터에서의 회전력의 평균값은 싱글디스크커터의 약 2.1배 인 것으로 측정되었다. 연직력과 회전력 모두에서 싱글디스크커터에 대한 더블디스크커터의 커터작용력의 비가 유사하게 나타남을 확인할 수 있었다. 이것을 단순하게 싱글디스크커터 두 개가 있

는 경우와 비교하면, 평균적으로는 커터작용력이 약간 더 크기 때문에 TBM장비의 추력 및 토크가 더 커져야 하겠지만, 순간적으로 크게 작용하는 커터작용력은 오히려 작게 나타날 수 있다고 생각할 수 있다. 그러나 순간적으로 크게 작용하는 커터작용력은 암석의 종류와 강도 등에 의해 변동되는 사항이므로 평균값을 기준으로 볼 때 두 개의 커터 링이 동시에 절삭되는 더블디스크커터의 커터작용력과 한 개의 커터 링으로 순차적으로 절삭작업이 이루어지는 싱글디스크커터의 커터작용력 사이의 차이는 크지 않은 것으로 판단된다.



(a) 연직력



(b) 회전력

[그림 4.4.46] 선형절삭실험 중 더블디스크커터와 싱글디스크커터의 커터작용력의 비교(커터간격 90 mm, 커터관입깊이 7 mm).

[표 4.4.13] 커터관입깊이에 따른 연직력과 회전력의 최대값과 평균값(더블디스크커터, 커터간격 90 mm).

Penetration depth(mm)	Normal force(kN)		Rolling force(kN)	
	Maximum	Mean	Maximum	Mean
3 mm	868.3	397.2	22.0	6.8
5 mm	991.1	480.4	28.3	11.6
7 mm	909.3	593.3	55.2	28.3

[표 4.4.14] 커터관입깊이와 커터간격에 따른 연직력과 회전력의 최대값과 평균값(싱글디스크 커터).

Penetration depth (mm)	Cutter spacing(mm)											
	80 mm				90 mm				100 mm			
	Normal force (kN)		Rolling force (kN)		Normal force (kN)		Rolling force (kN)		Normal force (kN)		Rolling force (kN)	
	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean
3 mm	748.7	240.1	22.7	6.4	705.4	174.0	19.6	3.4	558.1	173.8	20.0	3.6
5 mm	545.9	237.5	22.2	7.2	622.3	254.0	21.4	7.3	593.7	217.3	20.0	6.2
7 mm	521.0	200.3	29.6	7.9	534.7	232.9	28.0	8.5	855.3	282.7	41.7	13.7

[표 4.4.15] 싱글디스크커터의 커터작용력에 대한 더블디스크커터의 커터작용력의 비.

Penetration depth (mm)	Double disc cutter / Single disc cutter											
	Double(S=90mm) / Single(S=80mm)				Double(S=90mm) / Single(S=90mm)				Double(S=90mm) / Single(S=100mm)			
	Normal force		Rolling force		Normal force		Rolling force		Normal force		Rolling force	
	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean
3 mm	1.16	1.65	0.97	1.06	1.23	2.28	1.12	1.99	1.56	2.29	1.1	1.89
5 mm	1.82	2.02	1.28	1.61	1.59	1.89	1.32	1.59	1.67	2.21	1.41	1.86
7 mm	1.75	2.96	1.86	3.58	1.7	2.55	1.97	3.32	1.06	2.1	1.32	2.06

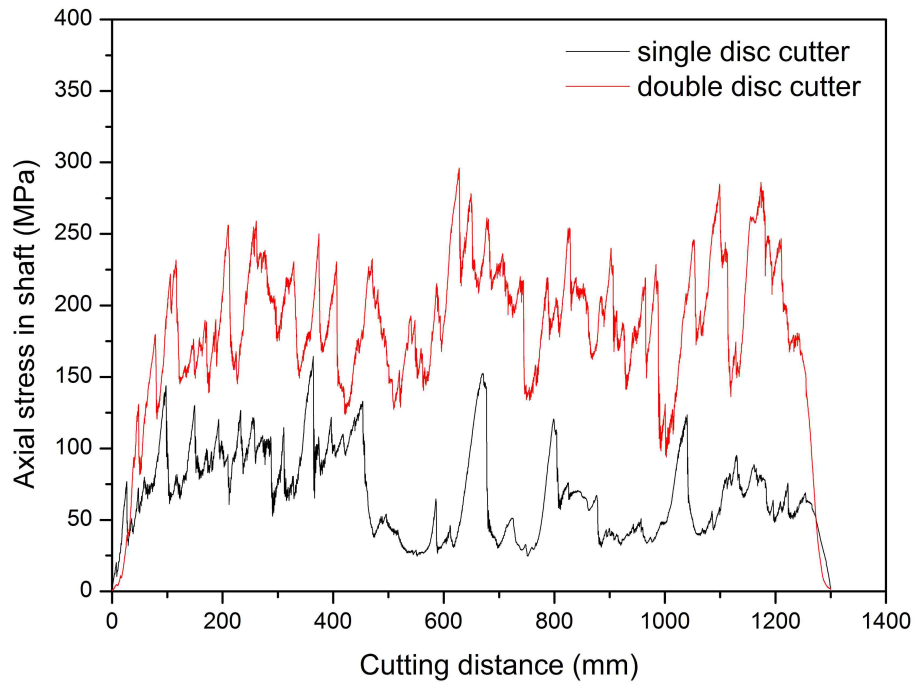
2) 축응력 및 토크 측정 결과

그림 4.4.47은 선형절삭실험 조건으로 커터간격이 90 mm이고 커터 관입깊이가 7 mm인 경우에 더블디스크커터와 싱글디스크커터의 축에 작용하는 축응력과 토크를 변형률게이지를 이용하여 측정한 결과이다. 디스크커터의 축에 발생하는 축응력은 그림 4.4.48(a)의 절삭거리에 따른 연직력의 측정결과와 절대치만 다를 뿐 동일한 변화를 나타내었다. 디스크커터의 축에 발생하는 토크는 싱글디스크커터의 경우 매우 낮게 나타났고 더블디스크커터도 역시 낮은 값을 보였다. 토크가 낮게 나타나는 결과는 커터 링에 작용하는 연직력의 대부분이 디스크커터의 축에 작용하는 것을 의미하며, 또한 테이퍼 롤러 베어링의 작동이 원활함을 보여주는 결과이다. 이 결과는 앞선 “1) 커터작용력 측정 결과”에서 언급한 디스크커터의 내구성능의 검토가 필요하다는 의견과 상충되지만, 이 결과는 TBM현장과 달리 짧은 거리에 대하여 수행되는 선형절삭실험에 한정된다는 한계가 있다.

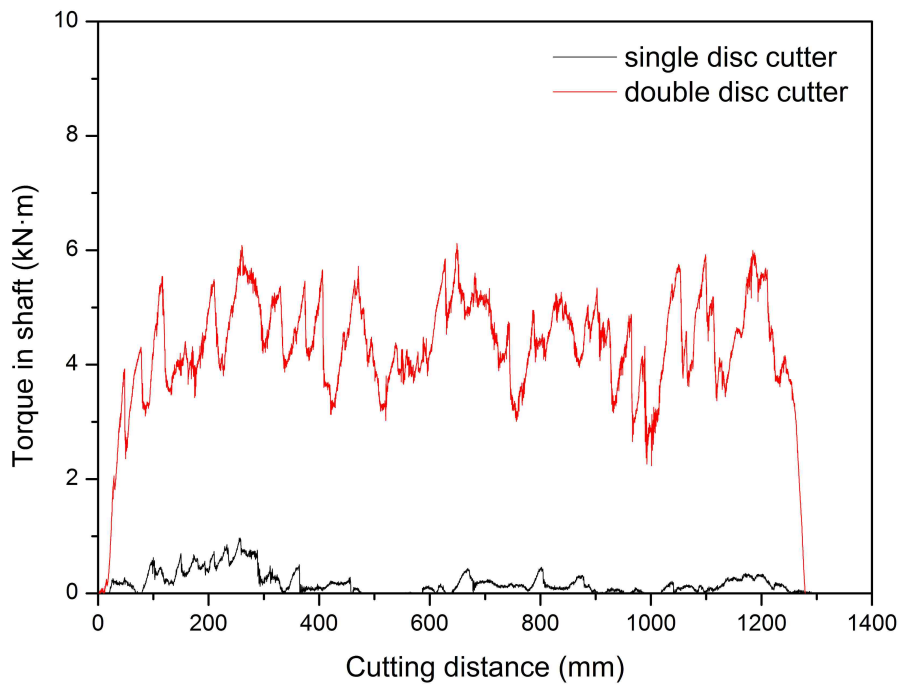
“1) 커터작용력 측정 결과”에서와 같이 본 연구의 목적인 더블디스크커터와 싱글디스크커터의 축에서 나타나는 축응력과 토크를 비교하기 위하여 표 4.4.16, 표 4.4.17과 같이 커터 관입깊이와 커터 간격에 따라 축응력과 토크의 최대값과 평균값을 정리한 다음, 표 4.4.18과 같이 싱글디스크커터에서의 커터작용력에 대한 더블디스크커터에서의 축응력과 토크의 비율을 산정하였다.

더블디스크커터의 축응력을 살펴보면 축응력의 최대값은 316 MPa이고 평균값은 커터관입깊이가 3~7 mm인 조건에서 117~187 MPa로 나타났다. 또한 토크의 경우 최대값이 7.8 kN·m이고 평균값은 커터관입깊이가 3~7 mm인 조건에서 3.9~5.23 kN·m로 측정되었다. 디스크커터의 축을 제작하는 강종으로서 일반적으로 많이 사용하는 구조용 강인 SCM440(KS, 2007)을 가정할 때, SCM440의 항복강도는 830 MPa이므로 더블디스크커터의 축에 발생하는 최대 축응력은 디스크커터 축 재료의 항복강도의 38%인 것으로 측정되었다.

표 4.4.18에서 더블디스크커터 축의 축응력 최대값은 싱글디스크커터의 약 1.5배 정도로 나타났다으며, 더블디스크커터의 축응력 평균값은 싱글디스크커터의 약 2.2배 인 것으로 측정되어 연직력의 결과와 유사함을 알 수 있었다. 그리고 더블디스크커터에서의 토크의 최대값은 싱글디스크커터의 약 9배 정도로 측정되었으며, 더블디스크커터에서의 토크의 평균값은 싱글디스크커터보다 매우 큰 것으로 나타났다. 그러나 토크의 경우는 측정치가 절대적으로 작게 나타났기 때문에 단순히 더블디스크커터와 싱글디스크커터에서 나타나는 토크를 비교하는 것은 의미가 없는 것으로 판단된다.



(a) 축응력



(b) 토크

[그림 4.4.47] 선형절삭실험 중 각 디스크커터 축에 발생하는 축응력과 토크의 비교
(커터간격 90 mm, 커터관입깊이 7 mm).

[표 4.4.16] 커터관입깊이에 따라 더블디스크커터 축에 발생하는 축응력과 토크의 최대값과 평균값(커터간격 90 mm).

Penetration depth(mm)	Axial stress in shaft(MPa)		Torque in shaft(kN·m)	
	Maximum	Mean	Maximum	Mean
3 mm	231.7	117.0	7.8	5.2
5 mm	297.9	144.1	7.6	4.5
7 mm	316.0	187.5	6.5	3.9

[표 4.4.17] 커터관입깊이와 커터간격에 따라 싱글디스크커터 축에 발생하는 축응력과 토크의 최대값과 평균값.

Penetration depth (mm)	Cutter spacing(mm)											
	80 mm				90 mm				100 mm			
	Axial stress in shaft(MPa)		Torque in shaft(kN·m)		Axial stress in shaft(MPa)		Torque in shaft(kN·m)		Axial stress in shaft(MPa)		Torque in shaft(kN·m)	
	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean
3 mm	219.7	77.6	1.1	0.3	218.2	51.7	0.6	0.1	184.8	50.7	0.5	0.02
5 mm	159.0	71.6	0.8	0.1	184.1	77.0	0.9	0.2	192.2	68.6	1.0	0.2
7 mm	167.5	63.7	1.0	0.2	164.4	67.5	1.0	0.2	273.2	90.5	1.1	0.2

[표 4.4.18] 싱글디스크커터의 축응력과 토크에 대한 더블디스크커터의 축응력과 토크의 비.

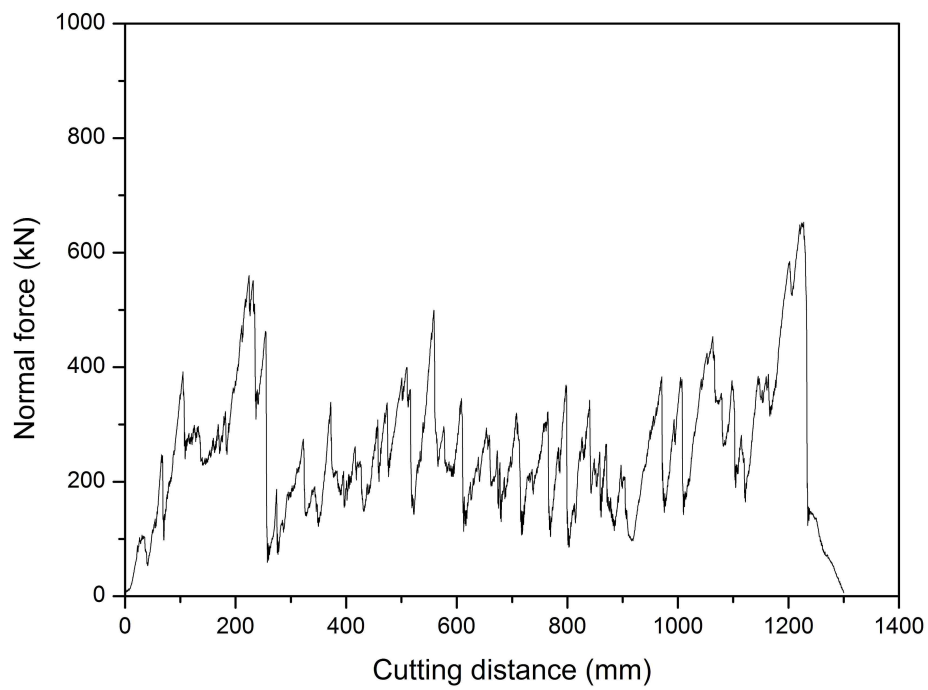
Penetration depth (mm)	Double disc cutter / Single disc cutter											
	Double(S=90mm) / Single(S=80mm)				Double(S=90mm) / Single(S=90mm)				Double(S=90mm) / Single(S=100mm)			
	Axial stress in shaft(MPa)		Torque in shaft(kN·m)		Axial stress in shaft(MPa)		Torque in shaft(kN·m)		Axial stress in shaft(MPa)		Torque in shaft(kN·m)	
	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean
3 mm	1.05	1.51	6.96	19.14	1.06	2.26	13.77	62.41	1.25	2.31	15.09	251.08
5 mm	1.87	2.01	9.97	42.42	1.62	1.87	8.39	26.14	1.55	2.1	7.97	27.82
7 mm	1.89	2.94	6.27	19.21	1.92	2.78	6.62	22.73	1.16	2.07	6	16.74

(4) 디스크커터 내부구조에 대한 성능평가

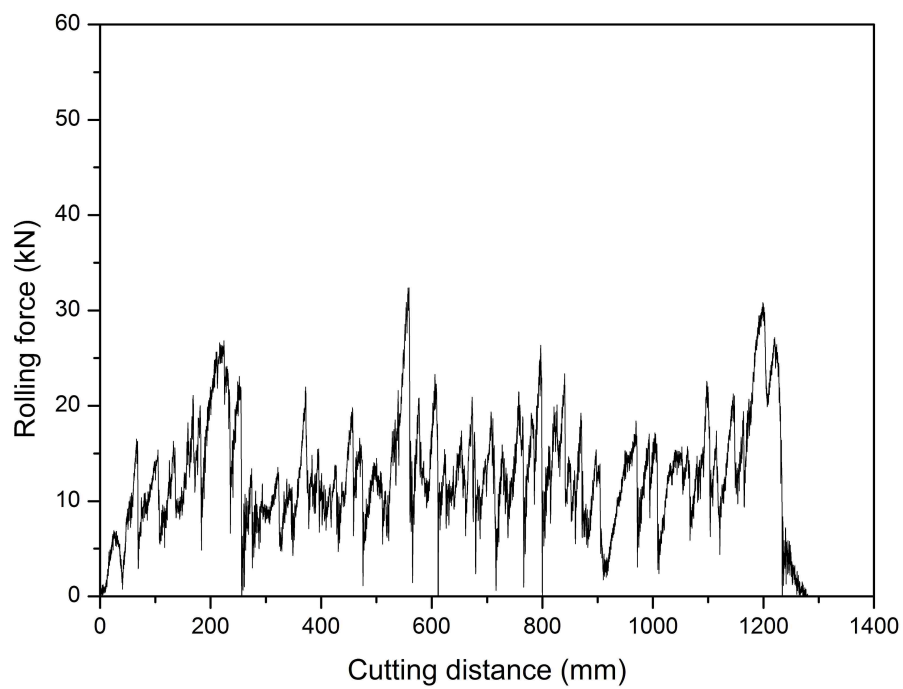
본 목에서는 최종적으로 개발 완료한 부싱타입 디스크커터 시작품에 대하여 디스크커터의 축에 설치한 변형률게이지로부터 디스크커터에 작용하는 축응력과 토크를 측정하여 디스크커터의 내부구조에 대한 성능평가를 실시하였다. 최종시작품의 성능을 검증하는 목적으로 선형절삭실험을 수행하였기 때문에 디스크커터 시작품에 대해서 수행한 선형절삭실험의 조건 중 가장 큰 커터작용력이 발생하는 90 mm의 커터간격에 대해서만 실험을 수행하였다.

그림 4.4.48은 커터간격 90 mm, 커터관입깊이 7mm인 조건에서 수행된 선형절삭실험으로부터 측정된 커터작용력, 축응력, 토크의 결과이다. 절삭거리에 따른 연직력과 축응력의 결과(그림 4.4.48(a),(c))는 (3)목에서 서술한 더블디스크커터의 절삭성능 평가에서와 같이 동일한 변화양상을 나타내었다. 또한 절삭거리에 따른 토크의 결과(그림 4.4.48(d))가 낮게 나타났기 때문에 커터 링에 작용하는 연직력의 대부분이 디스크커터의 축에 작용하고 있는 것을 알 수 있었고 또한 디스크커터의 커터작용력이 발생하는 상황에서 부싱의 회전이 원활함을 보여주는 결과이다. 그러나 이 결과는 선형절삭실험과 같이 짧은 거리에 한정되는 한계가 있다. 따라서 현장적용을 통한 부싱타입 디스크커터의 적용성을 확인할 필요가 있다.

부싱타입 디스크커터에서 커터관입깊이에 따른 커터작용력, 축응력, 토크의 결과를 확인하기 위하여 표 4.4.19와 같이 각 측정항목에 대하여 최대값과 평균값을 정리하였다. 커터간격 90 mm인 조건에서 부싱타입 디스크커터의 연직력의 최대값은 653 kN이고 커터관입깊이가 3~7 mm인 조건에서 127.8~249.3 kN으로 나타났다. 또한 회전력의 최대값은 32.4 kN이고 커터관입깊이가 3~7 mm인 조건에서 3.9~12.4 kN으로 나타났다. 축응력의 최대값은 170.5 MPa이고 커터관입깊이가 3~7 mm인 조건에서 22.5~69.2 MPa로 측정되었다. 토크의 결과는 최대 0.7 kN·m로 토크가 거의 나타나지 않는 것을 알 수 있었다. 부싱타입 디스크커터 축에 작용하는 축응력의 최대값이 디스크커터의 축에 일반적으로 적용하는 SCM440의 항복강도의 20% 수준이기 때문에 하중에 의한 디스크커터 축의 문제도 없을 것으로 예상할 수 있다. 결론적으로 선형절삭실험에서 검증한 부싱타입 디스크커터 최종시작품은 문제가 없는 것으로 판단된다.

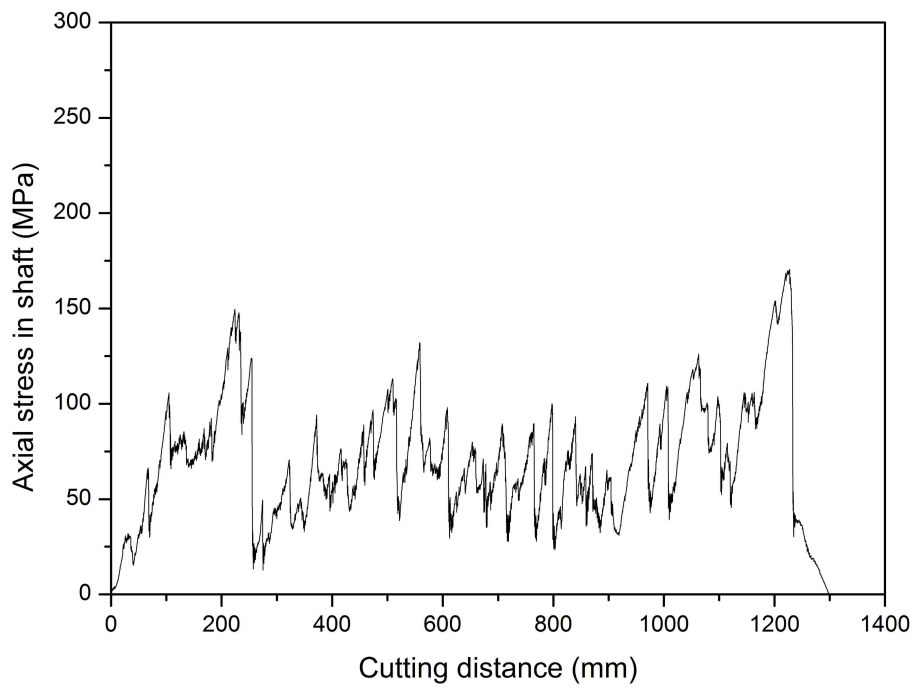


(a) 연직력

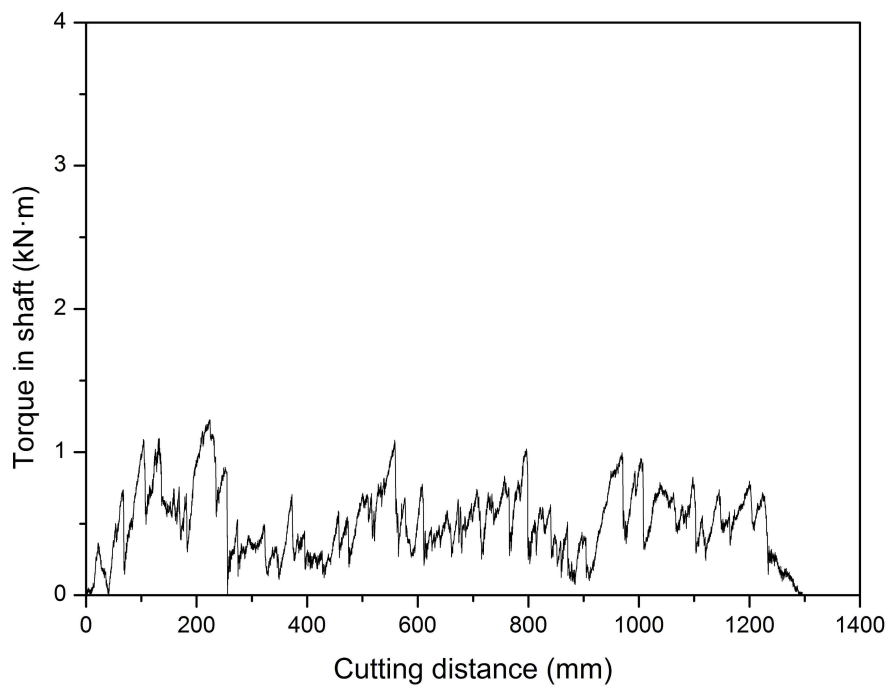


(b) 회전력

[그림 4.4.48] 부싱타입 디스크커터의 커터작용력과 축응력 결과의 예
(커터간격 90 mm, 커터관입깊이 7mm)



(c) 축응력



(d) 토크

[그림 4.4.48] 부상타입 디스크커터의 커터작용력과 축응력 결과의 예(계속)
(커터간격 90 mm, 커터관입깊이 7mm)

[표 4.4.19] 커터관입깊이에 따른 커터작용력, 축응력, 토크의 최대값과 평균값(부싱타입 디스크커터, 커터간격 90 mm).

Penetration depth(mm)	Normal force(kN)		Rolling force(kN)		Axial stress(MPa)		Torque(kN·m)	
	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean	Max.	Mean
3 mm	323.8	127.8	16.4	3.9	58.1	22.5	0.7	0.1
5 mm	537.5	220.4	25.5	9.4	143.6	62.4	0.2	0.6
7 mm	653.0	249.3	32.4	12.4	170.5	69.2	0.4	0.5

(5) 시작품의 마모특성 평가

(가) 세르샤 마모시험에 의한 시작품의 마모특성 평가

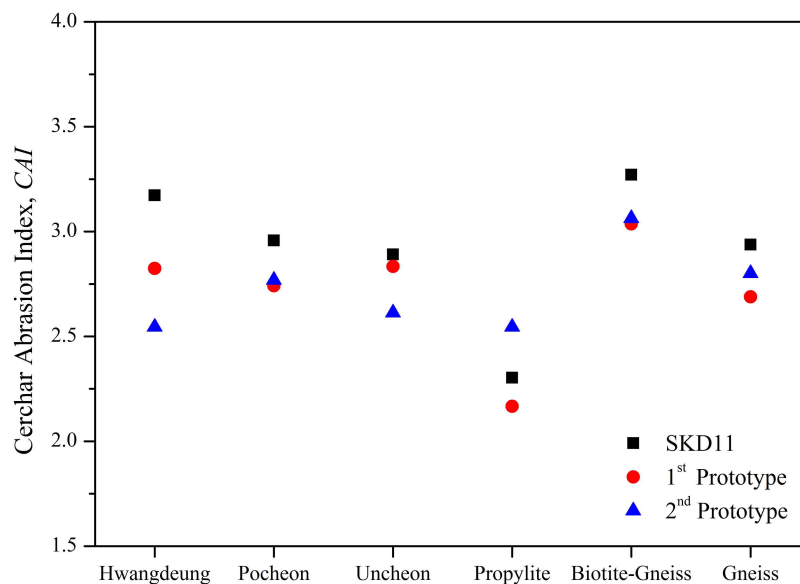
본 연구에서 제작한 디스크커터 시작품의 마모특성을 평가하기 위하여 세르샤 마모시험 (Cerchar abrasion test)를 실시하였다(ASTM D-7625-10). 세르샤 마모시험에서는 HRc(Rockwell Hardness C)값이 40-42 혹은 54-56을 만족하는 재료로 제작된 표준 Stylus pin을 사용하여 시험을 수행하여야 한다. 따라서 표준 Stylus pin이 아닌 다른 재료로 만들어진 pin을 사용할 경우에는 각기 얻어진 세르샤 마모지수를 통해 재료간의 상대적인 비교만이 가능하다. 마모시험을 위해서는 디스크 커터와 동일한 재료로 제작된 Stylus pin을 사용하여 시작품의 내마모도를 평가한다.

디스크 커터 시작품의 내마모성 평가를 위하여 디스크커터와 동일한 재료로 세르샤 마모 시험에 사용되는 스타일러스 핀을 제작하여 2차 시작품 커터 링과 기존 재료(SKD11, 국산 커터) 및 초기 1차 시작품의 내마모도를 비교하였다. 시험에 사용된 암종은 총 6가지로 본 세부 과제의 선형절삭시험에 사용된 것과 같다.

본 연구에서 사용한 6개 암석에 대한 시험 결과는 표 4.4.20과 그림 4.4.49와 같다. 이번 시험에 사용된 스타일러스 핀은 기존 커터재료인 SKD11(KS규격 기준)으로 만들어진 핀과 1차 시작품, 그리고 2차 시작품을 재료로 제작된 세 가지 종류이다.

[표 4.4.20] 세르샤 마모시험 결과와 대상 암석의 물리적 특성

암종	CAI		
	SKD11(HRc55)	1차 시작품	2차 시작품
황등화강암	3.17	2.82	2.55
포천화강암	2.95	2.74	2.77
운천화강암	2.89	2.83	2.61
프로필라이트	2.30	2.16	2.55
흑운모-편마암	3.27	3.03	3.06
편마암	2.94	2.68	2.80



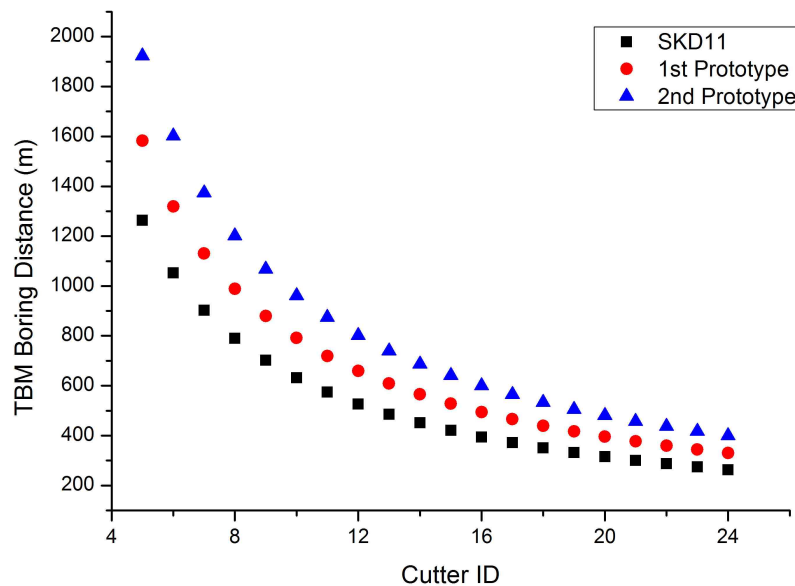
[그림 4.4.49] 세르샤 마모시험에 의한 시작품의 내마모성 평가 결과
(1st: 1차 시작품, 2nd: 2차 시작품)

6가지 암종에 대한 시험 결과, SKD11과 비교할 때 2차 시작품은 -9.9% ~ 17.4%의 CAI값을 나타냈고 1차 시작품과의 비교에서는 -19.8% ~ 10.5%의 CAI값을 나타냈다. 하지만 특이값을 보인 프로필라이트의 값을 제외하면 2차 시작품은 SKD11보다 평균 -9.4% 낮은 마모도를 나타내었고, 1차 시작품과는 평균 -2.3% 낮은 마모도를 보였다. 따라서 2차 디스크커터 시작품의 재료가 기존 1차 시작품에 비하여 더 높은 내마모성을 보인다는 것을 확인하였다.

또한 위 실험결과 중 황등화강암의 세르샤 마모 지수를 표 4.4.21의 정보를 갖는 가상의 현장에 적용하여 커터 소모 개수를 추정한 결과는 그림 4.4.50과 같다.

[표 4.4.21] 가상 현장의 TBM 굴진 정보

항 목	적용값
TBM 직경	4.4 m
굴진율	7 mm
커터 간격	90 mm
커터 교체 기준	3500 g
암 종	황등화강암



[그림 4.4.50] 재료별 황등화강암에서의 디스크 커터의 굴진 거리
(1st: 1차 시작품, 2nd: 2차 시작품)

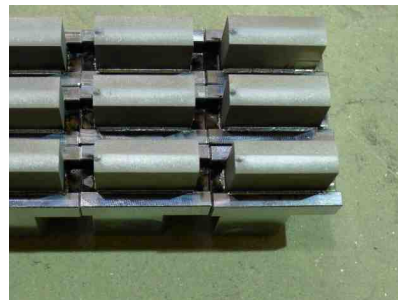
가장 큰 마모율을 보이는 TBM의 최외곽 커터의 교체 전까지 굴진거리는 SKD11은 263 m, 1차 시작품은 330 m, 2차 시작품은 401m 이다. 따라서 2차 시작품은 기존의 SKD11 및 1차 시작품과 비교하였을 때 각각 52.5% 및 21.5%의 성능 향상이 이루어졌음을 확인하였다.

(나) NTNU 마모시험에 의한 시작품의 마모특성 평가

디스크커터 최종시작품을 제작하기 위한 SKD11종 강재에 열처리를 수행하여 제작한 고강도 용 커터 링으로부터 NTNU 마모시험(Abrasion test)용 비트를 제작하여 경암인 3개의 화강암에 대하여 NTNU 마모시험을 수행하였다(Bruland, 1998). NTNU 마모시험은 NTNU에서 제시하고 있는 Siever's J-value 시험과 병행하여 NTNU모델로부터 CLI(Cutter Life Index)를 산출한다(그림 4.4.51과 그림 4.4.52). 본 연구에서 개발한 디스크커터 커터링 재료 최종시작품과 외국산제

품, 그리고 2차 시작품의 NTNU 마모시험결과를 비교한 결과(표 4.4.22), 동일한 조건에서의 상대적인 마모도를 나타내는 AVS(Abrasion Value Steel)결과에서 최종 시작품의 AVS가 외국산과 2차 시작품의 AVS 평균값의 56%로 마모량이 절반가량으로 줄어들었다.

천공시험결과인 SJ값은 텅스텐 카바이드 비트를 사용하기 때문에 외국산과 시작품간의 차이가 없으며, AVS와 SJ로부터 산출된 NTNU모델의 CLI결과에서는 최종 시작품의 CLI가 외국산에 대비하여 23% 향상되었고, 2차 시작품 대비 25% 증가되었다. 따라서 최종 시작품 재료의 마모특성은 외국산과 2차 시작품에 비해 많이 향상된 것을 확인할 수 있었다.



[그림 4.4.51] NTNU 마모시험



[그림 4.4.52] Siever's J-value test (NTNU시험)

[표 4.4.22] NTNU시험결과와 CLI 산출결과

암석	SJ	AVS			CLI		
		최종 시작품	외국산	3차년도 시작품	SKD11종	외국산	3차년도 시작품
포천화강암	1.6	3.0	6.0	6.0	10.9	8.3	8.3
황등화강암	1.7	3.0	6.0	5.0	11.1	8.5	9.1
영주화강암	1.8	3.0	4.0	5.0	11.4	10.2	9.3
평균		3.0	5.3	5.3	11.1	9.0	8.9

5. 완성품 제작 및 현장적용

가. 완성품 제작

표 4.2.2에서 제시된 합금조성으로 소성가공을 거쳐 그림 4.5.1(a)와 같이 커터 링을 제작하였다. 커터 링은 공구강 재질로 열간에서 단조프레스를 사용하여 제작하는데, 이는 재료의 결정입자를 미세화하고 조직을 균일하게 함으로써 재료의 기계적 성질을 강화시킨다. 즉 재료를 금형으로 소성가공에 의해 가압 성형하면 금속의 결정조직은 재료의 유동방향에 따라 섬유상조직이 되어 소위 단류선이 생기게 된다. 이 단류선 방향으로서는 인장강도, 연신율, 충격치 등의 기계적 성질이 크게 향상되므로 매우 강한 커터링을 만들 수 있다.

이후 정삭가공 전 절삭면을 거칠게 절삭하는 작업인 황삭가공(그림 4.5.1(b))을 수행한 다음, 표 4.2.3의 열처리 조건으로 그림 4.5.2와 같이 담금질과 템퍼링을 실시하였다.

열처리가 완료된 커터 링은 그림 4.5.3(a)와 같이 정삭가공하여 최종적으로 그림 4.5.3(b)와 같이 커터 링을 완성하였다. 이렇게 하여 완성된 커터링을 허브, 베어링, 플로팅 쉴 등의 부품들과 조립(그림 4.5.4, 그림 4.5.5)하여 고성능 디스크커터를 완성품을 제작하였다(그림 4.5.6).

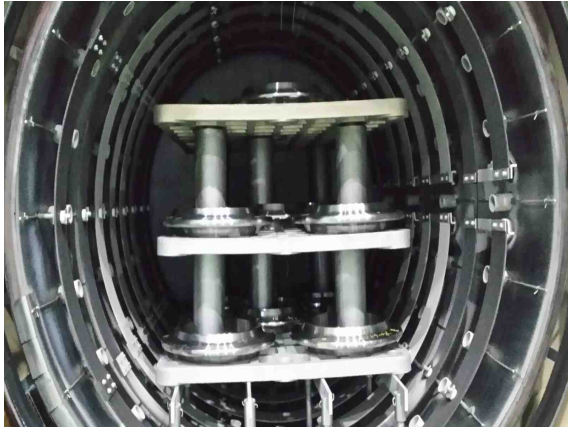


(a) 황삭 가공 전 상태



(b) 황삭 가공 후 상태

[그림 4.5.1] 커터링 황삭 가공

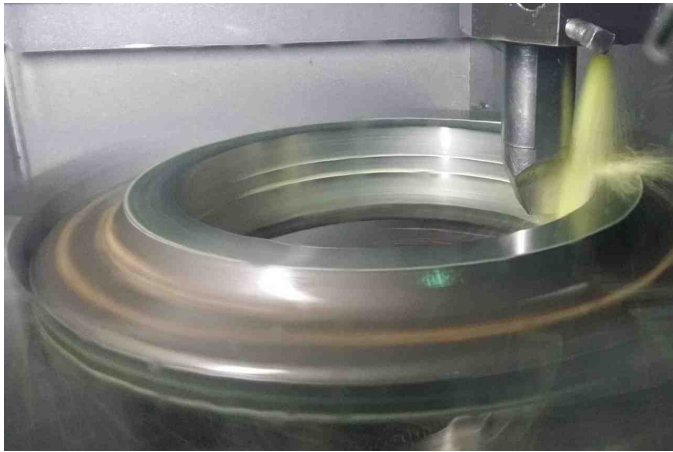


(a) 진공열처리



(b) 템퍼링 후 커터 링

[그림 4.5.2] 열처리



(a) 커터 링 가공



(b) 커터 링 완성품

[그림 4.5.3] 커터 링 가공 및 완성품



[그림 4.5.4] 디스크커터 조립 전 부품



(a) 베어링과 샤프트의 조립



(b) 허브와 샤프트의 조립

[그림 4.5.5] 디스크커터의 조립



(a) 커터링 수평방향 사진



(b) 커터링 수직방향 사진

[그림 4.5.6] 디스크커터 완성품

나. 완성품 커터 링 재료의 기계적물성치

커터 링 완성품에 대한 기계적 물성치를 검증하였다. 표 4.5.1은 시작품의 경도, 내마모성, 내충격성을 비교한 결과이다(공인인증시험기관인 대구기계부품연구원 외 수행 결과). 완성품 시험편의 경도(62 HRC) 측정값은 해외 H 사 대비 7%, 내충격성 시험 결과에서 샤프피 충격흡수에너지는 23%, 내마모성 시험 결과에서 25% 향상된 성능을 확보하였다.

그림 4.5.7(a),(b)는 내충격성 시험의 전과 후 시험편의 사진이고 그림 4.5.7(c)는 시험에 사용된 샤프피 충격시험기이다. 그림 4.5.8은 내마모성 시험을 위한 볼 플레이트 마모시험기

(ball-on-plate wear tester)와 상/하부 시험편 사진이다.

볼-플레이트 마모시험에서는 SiC 세라믹볼(탄화규소)와 시험편 간 시간은 10000sec, 속도는 3Hz, 하중은 50N, 스트로크는 80mm로 반복 시험을 진행하였다.

시험에 의한 결과로서 마찰계수 및 마모량 등은 해외 H사 대비 낮게 측정되었으며 현미경으로 관찰한 마모흔(Wearscar) 또한 작게 나타나서 완성품의 마모성능이 우수한 것을 알 수 있다(그림 4.5.9~4.5.10). 그림 4.5.9(a)는 H사의 시험결과 그래프로서 마찰계수가 0.465, 변위량은 0.0599 mm이었으며, 그림 4.5.9(b)는 완성품의 시험결과 그래프로서 마찰계수가 0.448, 변위량은 0.0382 mm인 것으로 나타났다.

[표 4.5.1] 기계적물성치 측정 결과

커터 링 구분	HRc (Rockwell C)	마모시험 중량증감량 or 접촉 폭	샤르피 충격흡수에너지 (U-notch시험편)
독일 H사 이탈리아 P사	58	100%(변위량 0.057mm)	100%(9.5J)
완성품	62	125%(변위량 0.043mm)	123%(11.7J)
독일 H 사 비교	7% 상승	25% 향상	23% 향상



(a) 시험 전 시험편



(b) 시험 후 시험편



(c) 샤르피 충격 시험기

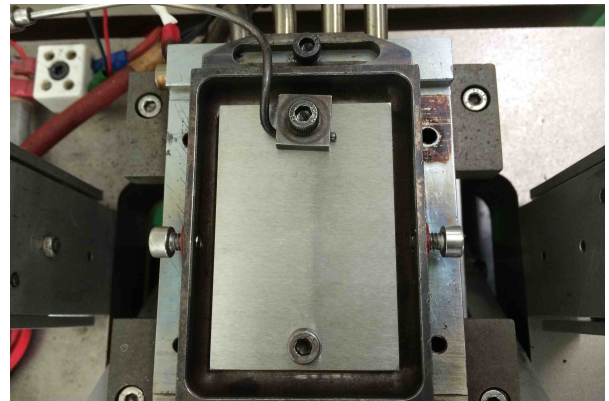
[그림 4.5.7] 내충격성 시험



(a)마모시험기

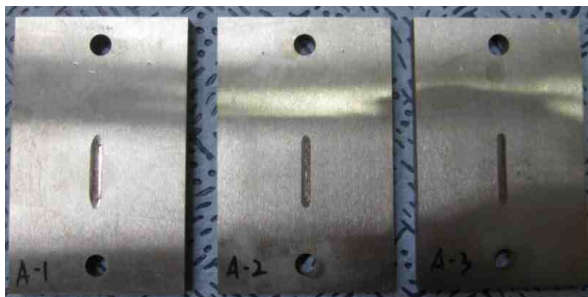


(b)상부 시편(Ball)



(c) 하부 시편(Plate)

[그림 4.5.8] 내마모시험

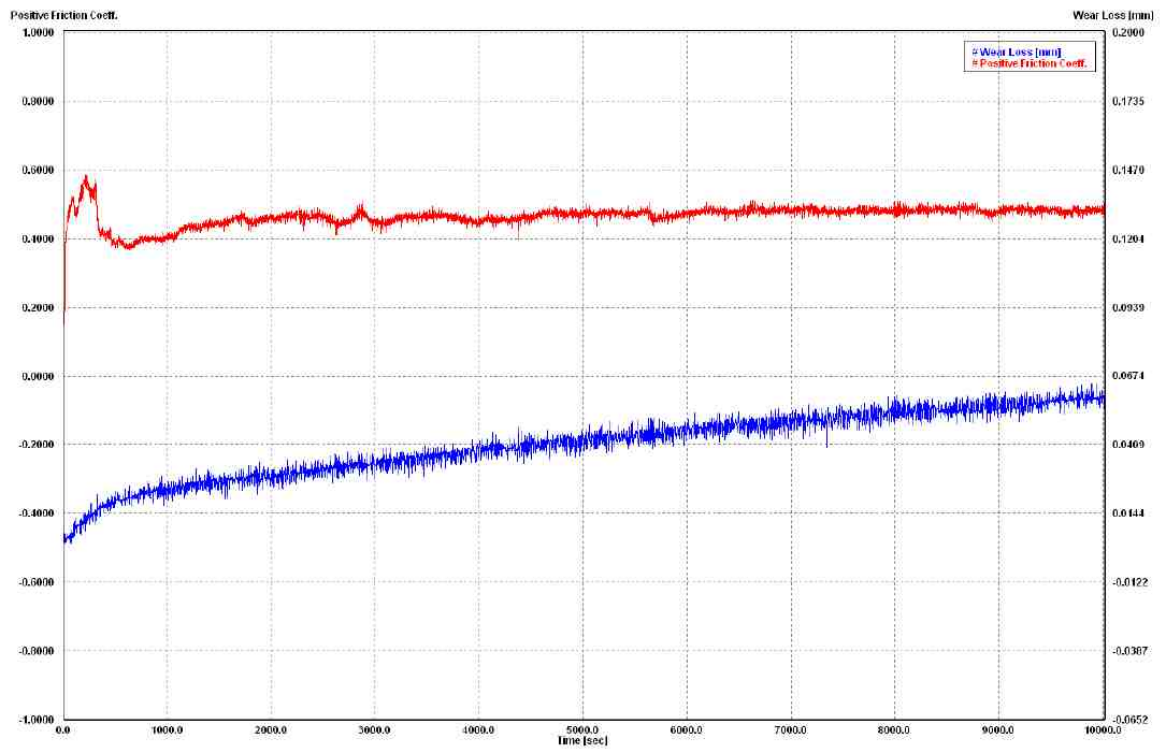


(a) H사 샘플 마모시험 후 사진

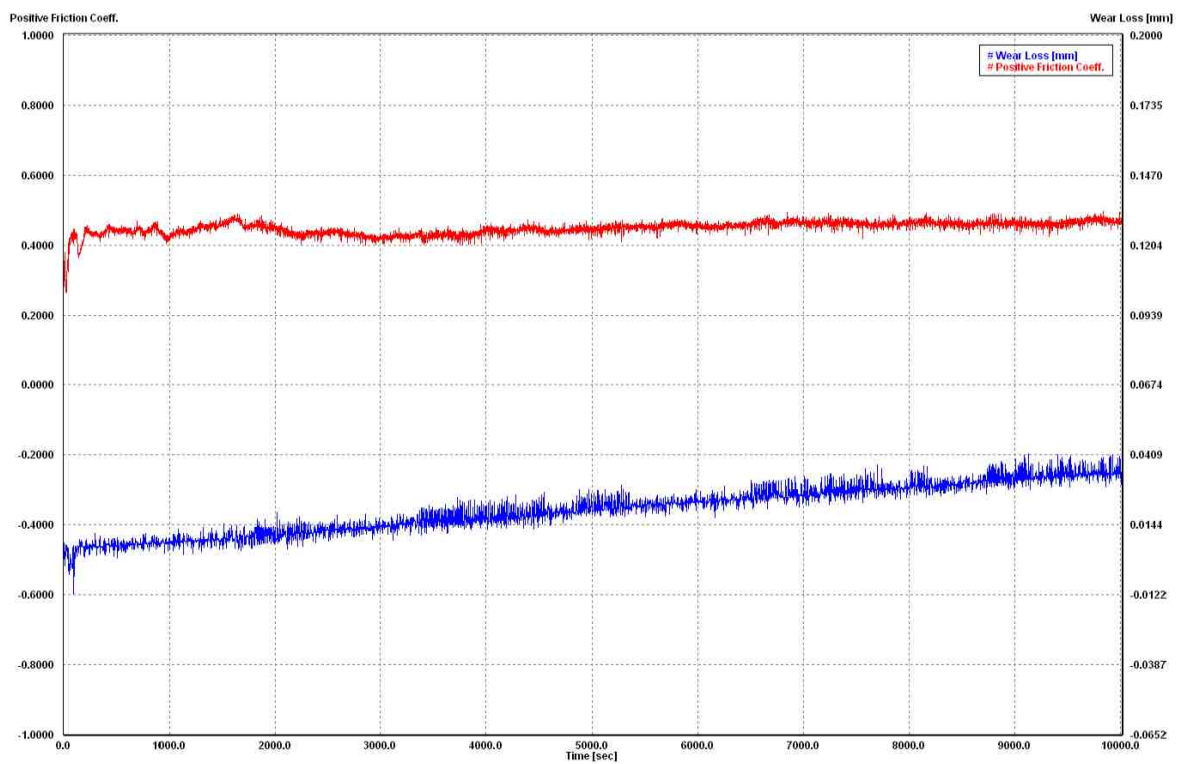


(b) 완성품 마모시험 후 사진

[그림 4.5.9] 마모시험 후 사진



(a) H사 샘플



(b) 완성품

[그림 4.5.10] 마모시험 그래프

다. 디스크커터 시작품의 현장적용

(1) 시작품 적용 공사 현장 개요

디스크커터 시작품을 TEST-BED #1 현장에 적용하였다. 적용현장 터널의 내경은 3.8 m(셴드TBM 외경 4.41 m)이고 총 연장 1,560 m이며 최대 곡선 반경은 250R이다. 공사기간은 2012년 4월부터 2014년 2월까지 총 20개월이며, 셴드TBM 굴진은 2012년 12월부터 2013년 11월까지 약 12개월이었다. 위 현장에서 디스크커터의 검증 기간은 2013년 10월 02일부터 2013년 10월 09일까지였다.

TEST-BED #1에 적용된 셴드 TBM과 디스크커터의 주요 사양 및 암석의 역학적 특성은 다음의 표 4.5.2와 같다.

[표 4.5.2] 셴드TBM, 디스크커터 사양 및 암석의 역학적 특성

구분	항목	값
TBM 최대 용량 (기존 TBM)	굴착 외경(셴드 외경)	4.41 m
	최대 RPM	4.3 rpm (rev/min)
	커터헤드의 1회전당 커터 관입깊이	7 mm/rev
디스크커터	디스크커터 개수	32개
	디스크커터 직경	432 mm (17인치)
	디스크커터 최대 용량	272 kN
	디스크커터 tip너비	20 mm
	디스크커터의 간격(페이스커터)	90 mm
암석의 역학적 특성	일축압축강도	135.1MPa (BH-5, 경암)
	인장강도	13.5 MPa

(2) 현장적용된 디스크커터의 부품별 분석

현장에서 회수한 디스크커터는 다음의 그림 4.5.11 및 그림 4.5.12와 같다. 디스크커터 외관에서의 특이사항은 없었으며, 커터링의 마모량은 시작품 커터가 20 mm, 현장 커터가 30 mm로 정상마모인 것으로 조사되었다. 통상적으로 현장에서는 커터 링 마모량이 30 mm일 경우에 교체한다.

디스크커터의 현장 검증 비교는 커터 링 손상 및 내부 부품 손상 비교로 나눌 수 있다. 커터 링 손상에는 크랙(Crack)/파손(내충격성 영향), 과다 마모(내마모성 영향) 및 편마모(회전 불능 영향) 등이 있고, 내부 부품 손상에는 베어링의 회전기능 상실 및 플로팅 쉘의 밀봉기능 상

실로 인한 누유 등이 있다. 그림 4.5.13은 디스크커터에서 커터 링을 분해한 사진이며, 특이사항은 없었다.



(a) 경사 방향



(b) 커터 링 방향

[그림 4.5.11] 디스크커터 시작품



(a) 경사 방향



(b) 커터 링 방향

[그림 4.5.12] 현장 디스크커터



(a) 시작품



(b) 현장 커터

[그림 4.5.13] 커터 링 분해

그림 4.5.14는 현장에서 회수한 시작품 커터와 현장 커터의 커터 링을 절단한 단면 사진이고, 그림 4.5.15는 형상측정기를 이용하여 단면 형상을 측정한 결과이다. 분홍색 선은 커터 링의 초기 형상이고, 검은색 선은 마모된 커터 링의 형상이다. 측정결과 시작품 커터는 20 mm(18hr 사용) 및 현장 커터는 30 mm(68hr 사용) 마모되었다.

그림 4.5.16 ~ 그림 4.5.19는 회수된 디스크커터들의 부품(허브, 베어링, 셸 캐리어, 축)을 촬영한 것이다. 진성시작품 커터 및 현장 커터 양쪽 모두 특이사항이 없었다.

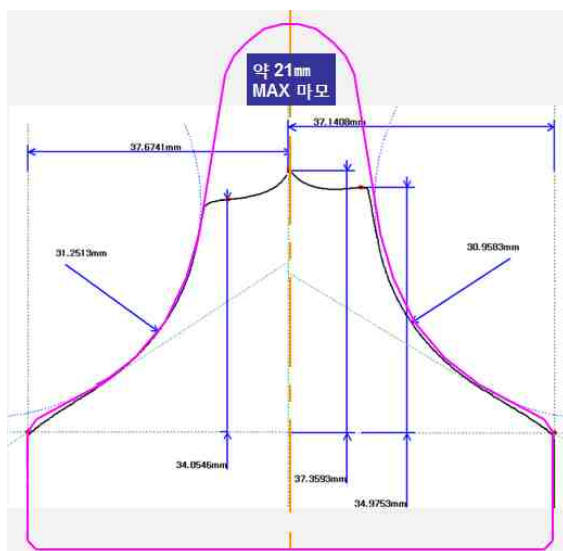


(a) 시작품

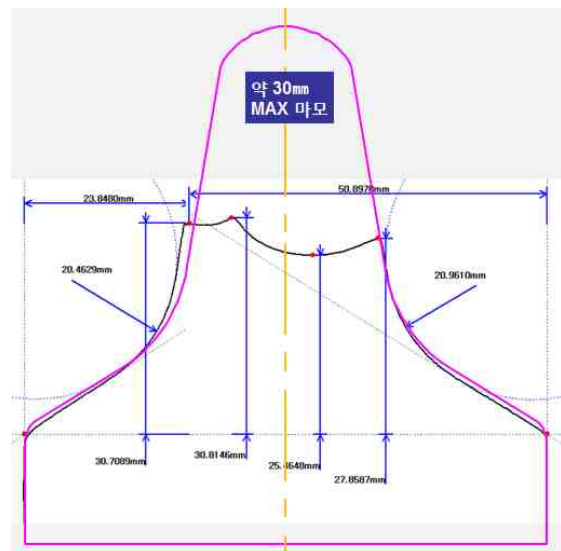


(b) 현장 커터

[그림 4.5.14] 커터 링 단면 절단사진



(a) 시작품



(b) 현장 커터

[그림 4.5.15] 디스크커터 커터링의 형상 측정



(a) 시작품



(b) 현장 커터

[그림 4.5.16] 허브(HUB) 회수 사진



(a) 시작품 (L)



(b) 현장 커터(L)



(c) 시작품 (R)



(d) 현장 커터(R)

[그림 4.5.17] 베어링(BEARING) 회수 사진



(a) 시작품 (L)



(b) 현장 커터(L)



(c) 시작품 (R)



(d) 현장 커터(R)

[그림 4.5.18] 셸 캐리어(SEAL CARRIER) 회수품



(a) 시작품



(b) 현장 커터

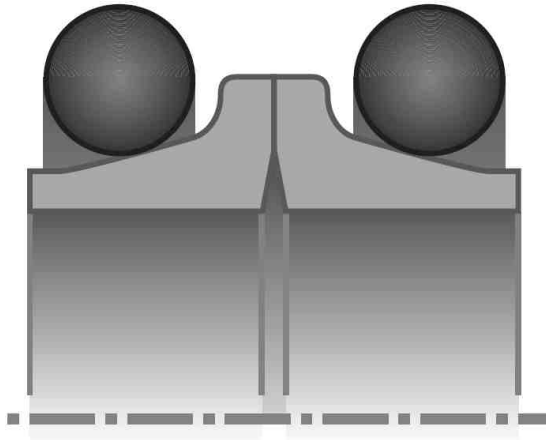
[그림 4.5.19] 샤프트(SHAFT) 회수품

(3) 현장적용된 디스크커터의 플로팅 씰 분석

디스크커터의 내부부품 중 플로팅 씰은 내부 부품을 보호하고, 내부의 오일(OIL) 유출을 방지하고 외부의 이물질과 토사 유입을 차단시키는 역할을 수행하는 주요 핵심 부품이다.

씰(SEAL; 밀봉장치)은 자동차, 항공기 등의 탈 것을 비롯해서 건설기계, 석유화학 플랜트, 가전제품 등 다양한 기계의 밀봉장치로서 사용된다. 씰은 작동 원리, 형상, 재료 등에 따라 여러 가지로 분류될 수 있지만, 특히 움직임 여부에 따라 운동용 씰(패킹; PACKING)과 고정용 씰(가스켓; GASKET)으로 구분되고, 운동용 씰은 접촉식(오일 씰 등)과 비접촉식 씰(자성유체 씰 등)로 분류한다. 여기서 축봉장치라고도 불리우는 메커니컬 씰(MECHANICAL SEAL)은 접촉식 씰에 속하며 각종회전 기계 축봉부에 사용되는 대표적인 밀봉장치이다.

디스크커터에 적용되는 플로팅 씰(FLOATING SEAL)은 메커니컬 씰(MECHANICAL SEAL)의 특수한 형태로 플로팅 씰(FLOATING SEAL), 듀오콘 씰(DUO CONE SEAL) 및 토릭 씰(TORIC SEAL) 등으로 불려진다. 그림 4.5.20은 플로팅 씰의 개략도와 제품사진이다.



(a) 개략도



(b) 제품

[그림 4.5.20] 플로팅 씰 개략도 및 제품

플로팅 씰(FLOATING SEAL)의 밀봉(PACKING)역할을 하는 고무(ELASTOMER)는 실제로 부품과 마찰하지 않기 때문에 밀봉성이 높고, 내부 유체의 적당한 압력으로 밀봉 래핑면(LAPPING; 금속 접촉면)에 경계 마찰 내지 얇은 유체 윤활막을 형성하여 내부 오일의 누출과 외부 토사 및 이물질의 유입을 차단시킨다.

현장에서 회수한 디스크커터의 플로팅 씰의 외관과 래핑면 상태는 그림 4.5.21과 같이 특이 결함은 없는 상태이고 재활하여 사용 가능한 상태이다. 재활이 불가능한 경우는 그림 4.5.22와 같은 치핑, 크랙, 과다 마모 등이 있는 경우이다.

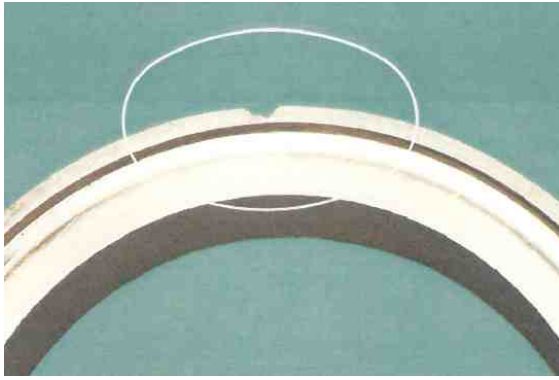


(a) 시작품

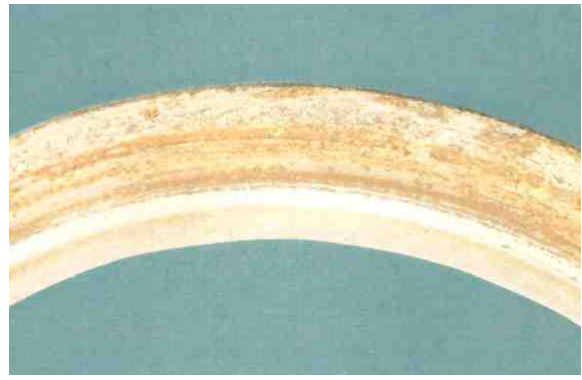


(b) 현장 커터

[그림 4.5.21] 플로팅 씰 회수품



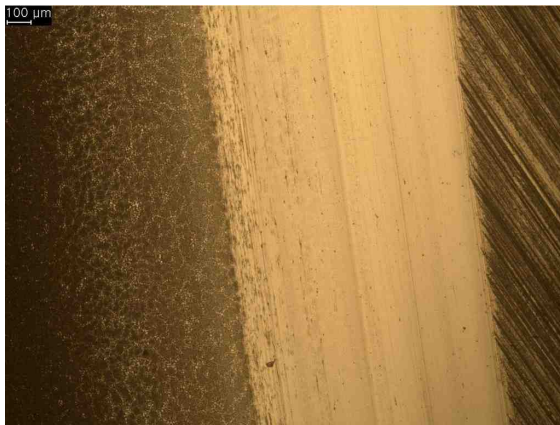
(a) 치핑(CHIPPING)



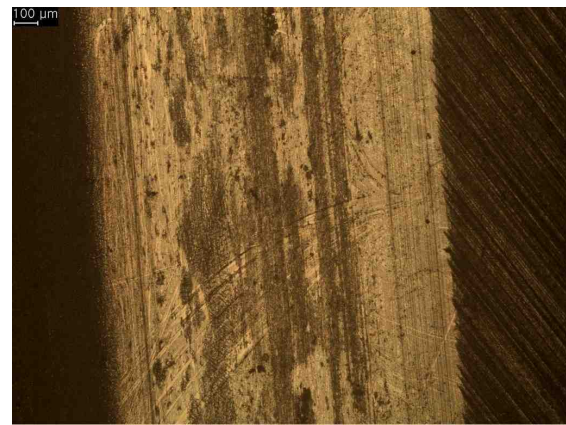
(b) 과다마모

[그림 4.5.22] 재활 불가능한 경우의 플로팅 쉘

광학현미경(그림 4.2.1)을 이용하여 래핑면을 확대 측정한 결과, 그림 4.5.23과 같이 시작품의 플로팅 쉘은 금속 접착면이 잘 형성되어 초기 밀봉 품질을 유지하고 있으나, 현장 커터의 플로팅 쉘은 래핑면의 내구성 부족으로 인하여 플로팅 쉘의 품질이 저하되어 계속 사용할 경우 내부부품에 악영향을 초래할 수 있기 때문에 재활해야 하는 것으로 조사되었다. 만약 계속 사용할 경우 플로팅 쉘의 밀봉기능 저하로 내부 오일이 누유되고 외부의 토사 및 이물질 등이 내부로 침투되어 내부부품(베어링, 오링 등)의 손상이 나타날 수 있다. 내부부품의 손상은 디스크커터의 원활한 회전을 저해하여 커터 링의 편마모, 파손 등에 이르게 하고, 이는 디스크커터 전체를 재사용할 수 없게 만드는 원인이 된다.



(a) 시작품



(b) 현장 커터

[그림 4.5.23] 플로팅 쉘 래핑면 사진

이러한 점은 공인기관인 한국석유관리원 석유기술연구소의 내부 오일 분석 결과에서 외부 유입을 뜻하는 수분함유량 및 SI(토사의 주성분) 금속분의 비교에 의해 더욱 뚜렷이 확인된다(그림 4.5.24). 18시간 사용된 시작품 커터와 68시간 사용된 현장 커터와는 사용 시간상의 차이는 있지만, 단순히 수치적으로만 비교하면 시작품 커터 내부 오일의 수분 함유량은 현장 커

터의 44%인 것으로 나타났으며, 시작품 커터 내부 오일의 SI 금속분은 현장 커터의 2% 정도로 낮게 측정되었다(표 4.5.3).



[그림 4.5.24] 오일 회수 사진

[표 4.5.3] 디스크커터 내부 오일의 분석결과

시험항목	단위	시작품 커터	현장 커터	시험방법
수분	%	0.046	0.105	KS M 0010:2006
금속분(Si)	mg/kg	4	161	유도결합플라즈마 방출분광법

라. 완성품의 현장적용

(1) 디스크커터 완성품 적용 공사 현장 개요

디스크커터 완성품이 적용된 터널 현장은 공사기간이 2011년 4월부터 2014년 9월까지 약 42개월이며, 내경이 2.1 m(오픈TBM 외경 2.6 m)이고 총 연장이 12.0 km인 도수로 터널이다. 이 현장에서 디스크커터의 검증 기간은 2014년 4월 5일부터 2014년 9월 관통 시까지이다. 본 연구에서 개발된 완성품 디스크커터는 커터헤드의 중심에서 2.1 m 지점의 면판 페이스커터부에 설치되었다. 적용된 디스크커터의 최종 굴진거리는 1,570 m이었고, 1,287시간 사용하였다. 현장 검증 후의 회수 상태는 정상마모상태로 내부부품은 이상이 없었다.

현장에 적용된 TBM과 디스크커터의 주요 사양 및 암석의 역학적 특성은 다음의 표 4.5.4와 같다.

[표 4.5.4] 쉘드TBM, 디스크커터 사양 및 암석의 역학적 특성

구분	항목	값
TBM(open type) 최대 용량	굴착 외경	2.6 m
	최대 RPM	13 rpm
	커터헤드의 1회전당 커터 관입깊이	1.5 mm/rev
디스크커터	디스크커터 개수(면판 1SET)	22개
	디스크커터 직경	416 mm (16.5인치)
	디스크커터 최대 용량	272 kN
	디스크커터 tip너비	16 mm
암석의 역학적 특성	일축압축강도	200~270 MPa (경암/극경암)
	주요 지질	장동응회암, 무등산용암, 안산암, 제4기 충적층

(2) 적용된 디스크커터의 분석

표 4.5.5는 완성품 디스크커터가 적용된 커터헤드에서 설치위치별 디스크커터의 면판 1회 설치수량과 공사기간 중 디스크커터의 위치별 총 교체수량, 각 커터 위치별 평균 굴진거리와 평균 가동시간을 정리한 것이다. 이 현장에서는 디스크커터가 평균적으로 976개 교체되었고, 약 292 m 굴진하였으며, 266시간 가동된 것을 알 수 있다.

본 연구에서 개발된 디스크커터 완성품은 면판 커터의 직경 2.1 m 위치에 장착되어 굴진 거리는 1,287.4 m, 가동시간은 1,570.9 시간 구동하여 현장에서 기본 사용하고 있던 디스크커터의 평균적인 굴진거리와 가동시간에 비해 내구성이 더 좋은 것을 알 수 있었다. 다만 굴진 구간이 압축강도 120 MPa의 응회암 지반이기 때문에, 현장의 최대 압축강도가 200 MPa이상인 점을 고려하면 직접 비교하는 것은 무리가 있을 수 있으나, 같은 120 MPa의 응회암 지반에서 본 연구의 완성품이 유사 위치의 기존 커터보다 2배 이상 더 사용한 것으로 판단할 때 완성품의 성능이 우월함을 확인할 수 있었다.

[표 4.5.5] 디스크커터 장착위치별 교체수량 및 가동시간

커터	커터헤드 장착위치(M)	면판 1회 커터 설치 수량(EA)	공사기간중 총 교체수량(EA)	커터별 평균굴진거리 (m)	커터별 평균가동시간 (HR)
센터커터	0.08~0.92	6	312	219.6	203.4
페이스커터	1.06~2.23	10	280	405.9	270.1
경사커터	2.34~2.52	3	179	192.9	171.8
게이지 커터	2.6	3	205	153.7	140.6
전체		22	976	291.7	265.7

현장에서 회수한 디스크커터는 다음의 그림 4.5.25 및 그림 4.5.26과 같다. 디스크커터 외관에서의 특이사항은 없었으며, 커터링의 마모량은 완성품 커터가 11 mm, 현장 커터가 15 mm로 정상마모인 것으로 조사되었다. 그림 4.5.27은 회수된 디스크커터에서 커터 링을 분리하고 커터링의 단면형상 측정 및 분석을 위해 절단한 사진이다.



(a) 경사 방향



(b) 커터 링 방향

[그림 4.5.25] 완성품 디스크커터



(a) 경사 방향



(b) 커터 링 방향

[그림 4.5.26] 현장 디스크커터



(a) 완성품 커터



(b) 현장 커터

[그림 4.5.27] 커터 링 절단

그림 4.5.28은 현장에서 회수한 완성품 커터와 현장 커터의 커터 링을 절단한 단면 사진이고, 그림 4.5.29는 형상측정기를 이용하여 단면 형상을 측정한 결과이다. 분홍색 선은 커터 링의 초기 형상이고, 검은색 선은 마모된 커터 링의 형상이다.

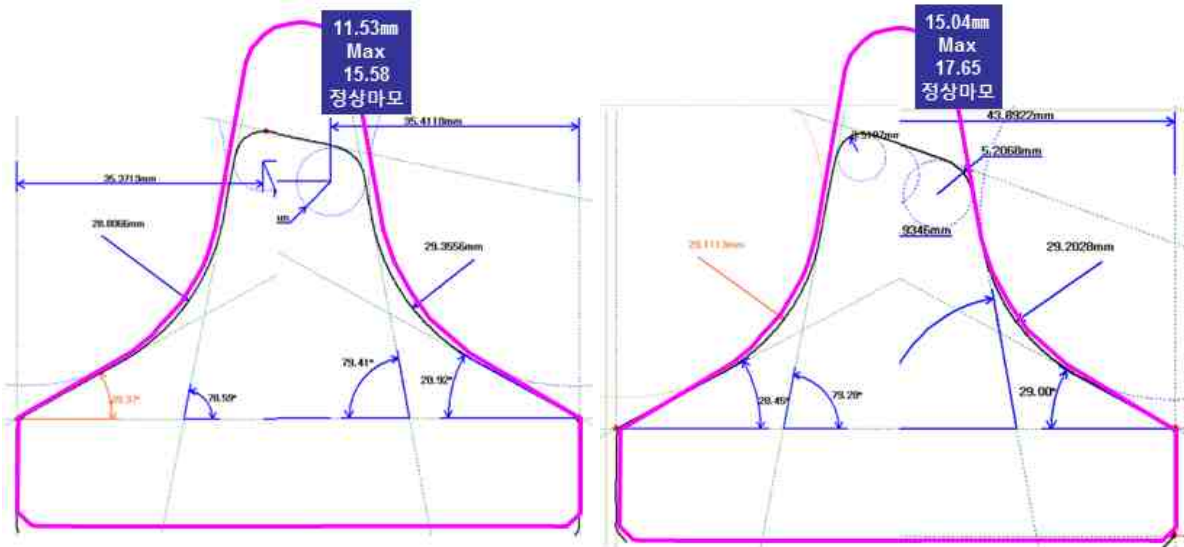


(a) 완성품 커터



(b) 현장 커터

[그림 4.5.28] 커터 링 단면 절단사진



(a) 완성품 커터

(b) 현장 커터

[그림 4.5.29] 디스크커터 커터 링의 형상 측정

그림 4.5.30 ~ 그림 4.5.33은 회수된 디스크 커터들의 부품(허브, 베어링, 셸 캐리어, 샤프트)을 촬영한 것이다. 완성품 커터 및 현장 커터 양쪽 모두 특이사항이 없었다.



(a) 시작품



(b) 현장 커터

[그림 4.5.30] 허브(HUB) 회수품



(a) 시작품 (L)



(b) 현장 커터(L)



(c) 시작품 (R)



(d) 현장 커터(R)

[그림 4.5.31] 베어링(BEARING) 회수품



(a) 시작품 (L)



(b) 현장 커터(L)



(c) 시작품 (R)



(d) 현장 커터(R)

[그림 4.5.32] 셸 캐리어(SEAL CARRIER) 회수품



(a) 시작품



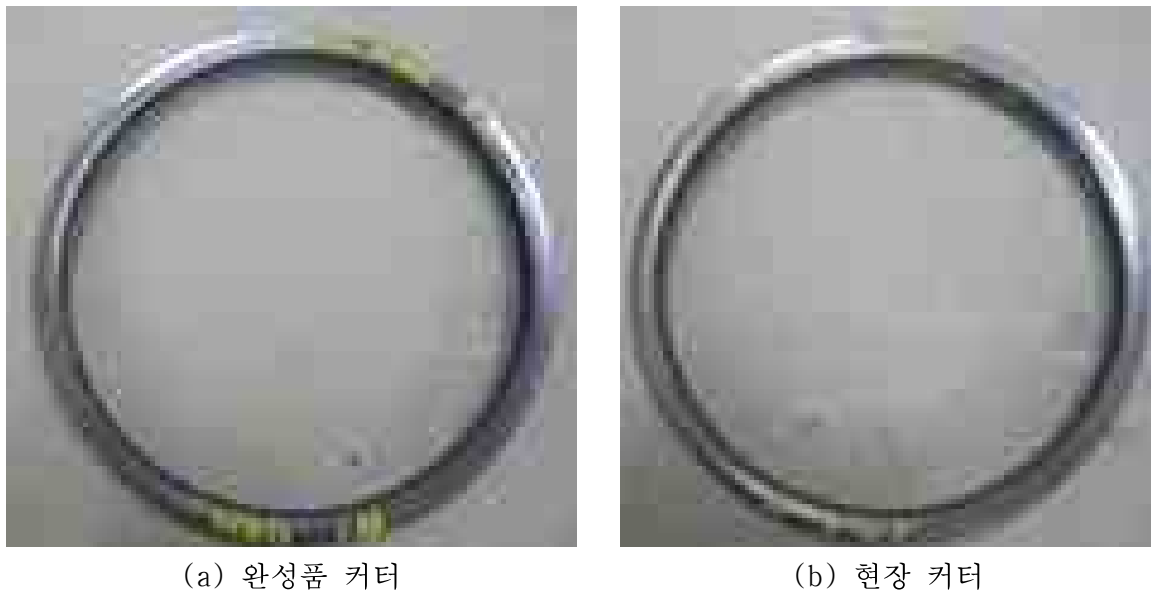
(b) 현장 커터

[그림 4.5.33] 샤프트(SHAFT) 회수품

(3) 플로팅 씰 분석

플로팅 씰(FLOATING SEAL)의 밀봉(PACKING)역할을 하는 고무(ELASTOMER)는 실제로 부품과 마찰하지 않기 때문에 밀봉성이 높고, 내부 유체의 적당한 압력으로 밀봉 래핑면(LAPPING; 금속 접촉면)에 경계 마찰 내지 얇은 유체 윤활막을 형성하여 내부 오일의 누출과 외부 토사 및 이물질의 유입을 차단시킨다.

현장에서 회수된 디스크커터의 플로팅 씰의 외관과 래핑면 상태는 그림 4.5.34와 같이 특이 결함은 없는 상태이고 재활하여 사용 가능한 상태이다.



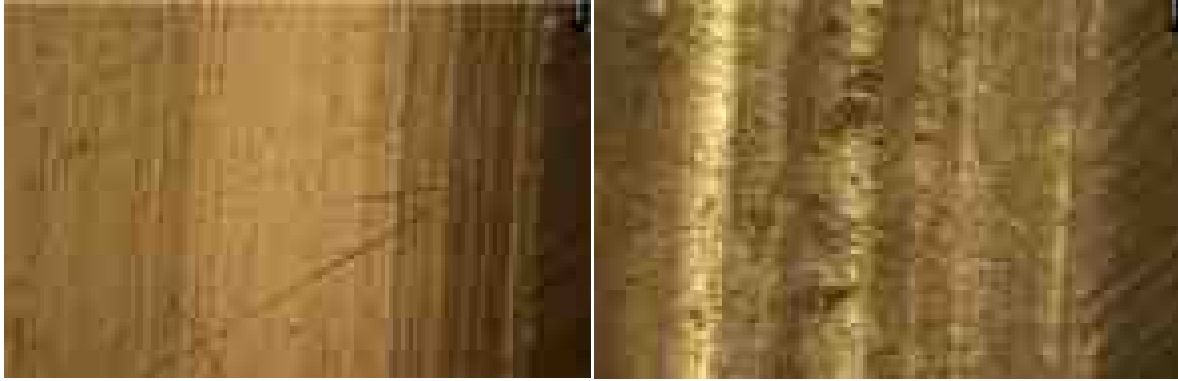
(a) 완성품 커터

(b) 현장 커터

[그림 4.5.34] 플로팅 씰 회수품

광학현미경(그림 4.2.1)을 이용하여 래핑면을 확대 측정한 결과, 그림 4.5.35와 같이 완성품 디스크커터의 플로팅 씰은 금속 접촉면이 잘 형성되어 초기 밀봉 품질을 유지하고 있으나, 현장 커터의 플로팅 씰은 래핑면의 내구성 부족으로 인하여 플로팅 씰의 품질이 저하되어 계속 사용할 경우 내부부품에 악영향을 초래할 수 있기 때문에 재활해야 하는 것으로 조사되었다. 만약 계속 사용할 경우 플로팅 씰의 밀봉기능 저하로 내부 오일이 누유되고 외부의 토사 및 이물질 등이 내부로 침투되어 내부부품(베어링, 오링 등)의 손상이 나타날 수 있다. 내부부품의 손상은 디스크커터의 원활한 회전을 저해하여 커터 링의 편마모, 파손 등에 이르게 하고, 이는 디스크커터 전체를 재사용할 수 없게 만드는 원인이 된다.

이러한 점은 공인기관인 한국석유관리원 석유기술연구소의 내부 오일 분석 결과에서 외부 유입을 뜻하는 수분함유량 및 SI(토사의 주성분) 금속분의 비교에 의해 더욱 뚜렷이 확인할 수 있다(표 4.5.6).



(a) 시작품

(b) 현장 커터

[그림 4.5.35] 플로팅 쉘 래핑면 사진



(a) 완성품 커터



(b) 현장 커터

[그림 4.5.36] 오일 회수 사진

[표 4.5.6] 디스크커터 내부 오일의 분석결과

시험항목	단위	완성품 커터	현장 커터	시험방법
수분	%	0.52	1.16	KS M 0010:2006
금속분(Si)	mg/kg	1073	2110	유도결합플라즈마 방출분광법

마. 완성품의 TEST-BED#2 현장적용

(1) 현장 개요

디스크커터 완성품이 적용된 두 번째 터널 현장은 TEST-BED#2인 장문천연가스발전소 송전선로 지중화 공사 현장이다. 쉘드TBM의 공사기간은 2014년 9월부터 2015년 5월까지 약 8개월이며, 굴착 외경이 3.6 m(토압식 쉘드TBM)이고 시공연장이 1.275 km인 유틸리티 터널이다. 이 현장에서 디스크커터의 검증 기간은 2015년 2월부터 2015년 5월까지이며, 이 기간 동안 커터헤드 1세트(set) 분량인 29개 디스크커터를 현장 적용하였다.

쉘드 TBM과 디스크커터의 주요 사양 및 지반조건은 다음의 표 4.5.7과 같다.

[표 4.5.7] TBM과 디스크커터의 사양 및 지반조건

구분	항목	값
TBM	굴착 외경	3.6 m
	최대 RPM	0~9 rpm
	추진잭 최대용량	9,600 kN
	토크 최대용량	1,250 kN·m
디스크커터	개수	29개
	직경	394 mm (15.5인치)
	최대 연직허용하중(15인치)	220 kN
	커터 팁(tip) 너비	16 mm
지반조건	일축압축강도	10~149 MPa (최소/최대)

(2) 현장적용후 회수된 디스크커터의 분석

위 현장의 커터헤드에는 디스크커터가 총 29개가 장착되며 이 중에서 센터커터는 5개이고, 페이스커터는 22개 그리고 게이지 커터는 2개이다.

디스크커터의 내구성을 분석하기 위하여 현장의 디스크커터 교환 작업에 대한 자료를 조사하였다. 조사기간은 본 연구에서 개발한 디스크커터 완성품이 적용된 기간인 2월에서 5월까지(발진구에서 수직도달구 방향으로 약 340 m ~ 1040 m 구간)를 대상으로 하였고 이 기간 동안 페이스커터부에서 교체된 디스크커터의 수량을 통하여 평균 굴진 거리를 계산하였다.

페이스커터부에서 내측부(커터헤드의 페이스커터부에서 굴곡(경사)이 시작되는 부분을 기준(경계)으로 안쪽(센터커터부쪽)에 장착된(반경 1m 이내) 디스크커터를 “내측부”라 칭함)와 외

측부(커터헤드에서 굴곡(경사)이 시작되는 부분을 기준(경계)으로 바깥쪽에 장착된(반경 1m 이상) 디스크커터를 “외측부”라 칭함)의 교체 빈도수 차이는 디스크커터 1개 당 3.5배(커터 교체가 내측부에서 1개 교체할 때 외측부에서는 3.5개 교체)임을 알 수 있었다. 현장적용 기간 동안 페이스커터의 내측부 교체수량은 8개(장착수량 8개)로써 현장커터의 평균굴진거리는 342.7 m이고 완성품커터의 굴진거리는 389.0 m를 기록하였다. 동 기간 동안 페이스커터의 외측부 교체수량(장착수량 14개)은 49개로 현장커터는 111.6 m 평균 굴진되었고, 진성완성품은 136.6 m 평균 굴진되었다.

전체적으로 현장적용 기간 동안 현장커터는 28개를 교체하였고 227.1 m 굴진하였으며, 완성품커터는 29개 교체하여 275.2 m를 굴진하였다. 이 결과로부터 평균 수명이 21% 향상된 것을 알 수 있었다.

디스크커터 완성품의 현장 적용은 2월에 페이스커터의 내측부에 4개, 외측부에 5개가 장착되어 정상 구동하는 것을 확인한 후 페이스커터의 외측부에 3월에 10개, 4월 10개를 장착하여 현장 검증하였다.

완성품커터와 현장커터를 비교하기 위해 동일 시점에 유사위치[완성품커터는 No. 7(커터헤드 센터에서 1,577mm에 위치한 커터), 현장커터는 No. 6(커터헤드 센터에서 1,634mm)]에 장착된 후 같은 날 탈착(2월 10일 장착 후 3월 9일 탈착, 133.2m 굴진)시킨 디스크커터를 회수한 후 커터 링 및 내부부품을 분석하였다.

그림 4.5.37은 현장에서 회수한 완성품과 현장 디스크커터의 커터링이다. 커터링의 마모량은 완성품커터가 9.5 mm, 현장커터가 13 mm로 정상마모인 것으로 조사되었다. 그림 4.5.37(c),(d)에서와 같이 완성품커터의 커터링 팁부분은 균일한 마모형태를 갖는 반면, 현장커터의 커터링 팁부분은 불균일한 마모면을 갖는 것을 알 수 있다.

그림 4.5.38은 회수된 커터링들을 절단한 사진이고, 그림 4.5.39은 형상측정기를 이용하여 단면 형상을 측정한 결과이다. 그림 4.5.39에서 분홍색 선은 커터 링의 초기 형상이고, 검은색 선은 마모된 커터 링의 형상이다. 현장커터의 커터링 마모 부분이 역시 불균일함을 알 수 있다.

그림 4.5.40은 절단한 커터링 단면의 미세조직을 분석하기 위해 광학현미경을 사용하여 촬영한 사진이다. 완성품커터의 커터링 단면에서는 크랙 및 떨어져 나간 부분이 발견되지 않아서 마모 이외에 탈락에 의한 파손 위험이 없는 반면, 현장커터는 마모 및 탈락에 의한 파손이 동시에 발생할 수 있으며 또한 표면의 크랙이 내부로 전파될 수 있음을 알 수 있다.



(a) 완성품커터의 커터링



(b) 현장커터의 커터링



(c) 완성품커터의 커터링 팁부분



(d) 현장커터의 커터링 팁부분

[그림 4.5.37] 디스크커터 커터 링 분해 예



(a) 완성품 단면



(b) 현장 커터 단면

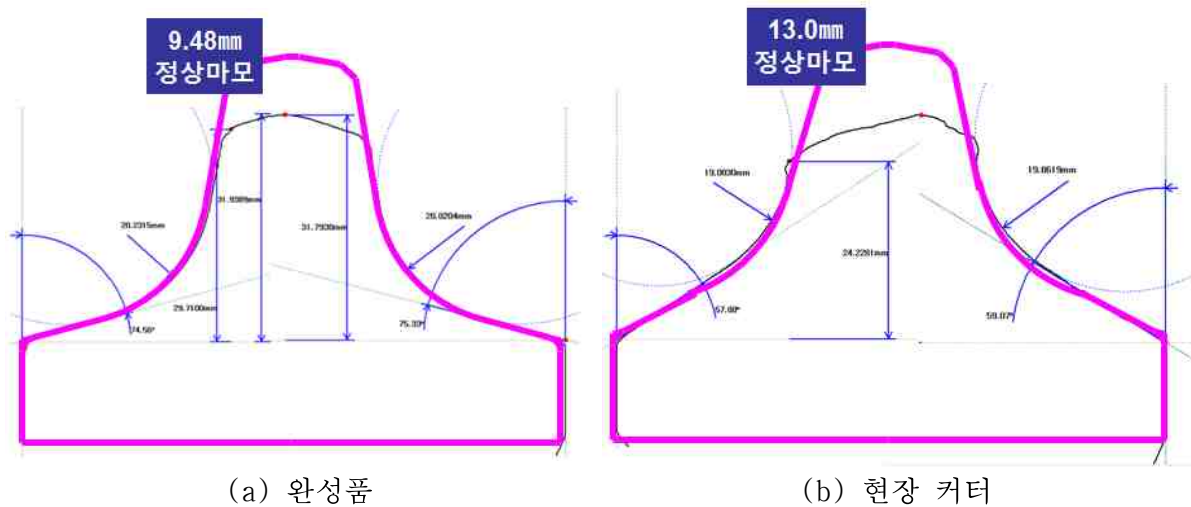


(c) 완성품 상측면

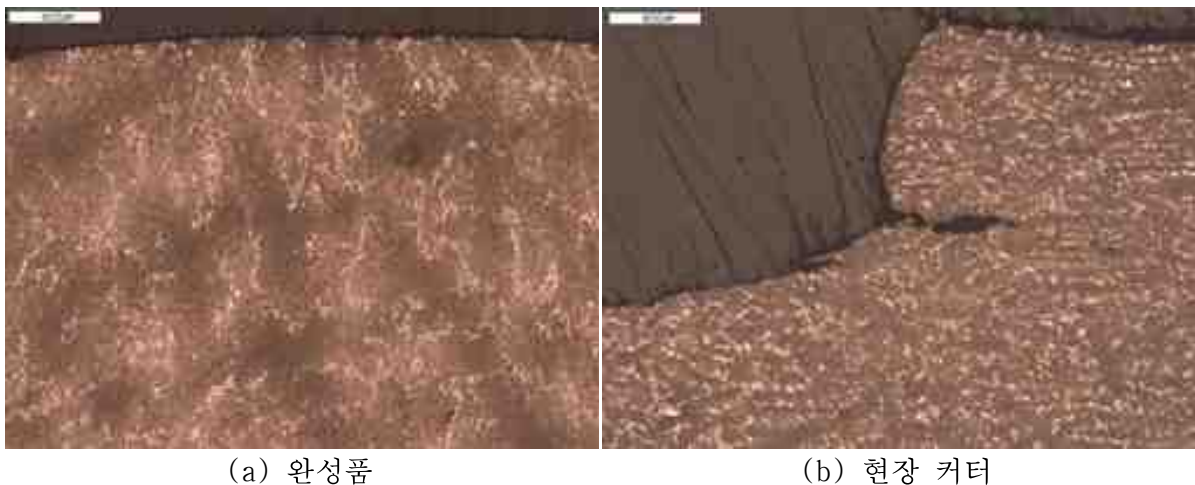


(d) 현장 커터 상측면

[그림 4.5.38] 커터 링 단면 절단사진 예



[그림 4.5.39] 커터링 단면의 형상 측정 예



[그림 4.5.40] 디스크커터 커터링 단면의 미세조직 분석 예

그림 4.5.41 ~ 그림 4.5.44는 회수된 디스크커터들의 부품(허브, 베어링, 썰 캐리어, 축)을 촬영한 사진들의 예이다. 완성품커터 및 현장커터 모두 기능 및 성능 상에서는 문제가 없는 것으로 파악되었다. 그러나 분해된 부품의 외관조사를 통하여 다음과 같은 사항들을 예측해 볼 수 있다.

그림 4.5.41은 각 디스크커터의 허브를 촬영한 사진이다. 완성품커터에서는 커터링의 조립되는 부분에 원주방향으로 스크래치가 좁은 범위에서 미세하게 나타나는데 반해, 현장커터에서는 넓은 범위에서 확연하게 나타나는 것을 볼 수 있다. 스크래치는 허브와 커터링이 일체화 되어 회전하는 것이 아니라 허브 위에서 커터링의 회전이 일어남으로 인하여 발생하는 것으로 판단할 수 있으며, 커터링과 허브사이에 적절한 조립 공차가 적용되지 않았거나 원소재 상태 및 열처리가 부적절할 경우 발생하게 된다. 이러한 스크래치는 재활용 시 절삭가공이 필요하여 허브

의 재활용 회수를 감소시키는 원인이 될 수 있다.



(a) 완성품커터



(b) 현장커터

[그림 4.5.41] 허브(HUB) 회수 사진 예

그림 4.5.42는 회수된 디스크커터의 베어링 사진이다. 베어링은 커터링의 회전을 원활하게 해주어 커터링의 마모를 줄여주어 다운타임을 줄이는데 중요한 부품이다. 외관 및 회전검사를 수행한 결과 두 커터 모두 이상은 없었으며, 커터링의 편마모도 없는 점을 고려할 때 재활용이 가능한 상태임을 알 수 있었다. 또한 조립시의 프리로드(preload: 커터에 베어링 조립시 미소 탄성변형을 유도하여 베어링 강성을 향상시키고 축방향 정렬, 진동, 유격 등을 억제하기 위하여 가하는 하중)는 걱정했던 것으로 판단할 수 있었다. 만약 디스크커터 내부에서 베어링의 이상으로 커터링이 회전하지 않으면 커터링이 굴착단면에 닿은 채 끌리며 편마모가 진행되게 되며, 이렇게 편마모가 된 디스크커터 개수의 증가는 커터헤드의 토크를 가져오고 또한 관입율과 굴진율을 저하시키는 원인이 된다.



(a) 완성품 (L)



(b) 현장 커터(L)



(c) 완성품 (R)



(d) 현장 커터(R)

[그림 4.5.42] 베어링(BEARING) 회수 사진 예

핵심 기능 부품은 아니지만, 플로팅 셸의 위치를 유지시켜주는 셸 캐리어는 그림 4.5.43의 사진에서 보는 바와 같이 외관상 파손이 없고, 특이사항 없이 제 기능을 유지하였다. 마찬가지로 그림 4.5.44의 축(SHAFT) 회수품을 조사한 결과 완성품커터와 현장커터의 축 모두에서 특이사항은 없었으며, 제 기능을 유지하고 있었다.



(a) 완성품커터



(b) 현장커터

[그림 4.5.43] 셸 캐리어(SEAL CARRIER) 회수품 예



(a) 완성품커터



(b) 현장커터

[그림 4.5.44] 축(SHAFT) 회수품 예

(3) 플로팅 썰 분석

플로팅 썰은 한쪽은 고정되고 한쪽은 회전하면서 래핑된 금속 접촉면에 의하여 내부 오일을 유지시키고 외부의 이물질, 토사 등의 침입을 막는 역할을 한다. 따라서 이 금속 접촉면(“습동면”또는“래핑면”이라고 칭함.)의 정밀도와 내마모성의 품질에 따라 내부 부품(베어링, 샤프트) 고장이 좌우된다. 내부부품의 고장은 커터의 회전불능, 커터링의 편마모, 파손 등으로 나타나며, 디스크커터의 수명 단축의 원인이 된다.

현장에서 회수된 디스크커터의 플로팅 썰의 외관과 래핑면 상태의 예는 그림 4.5.46과 같다.

사용 전 플로팅 썰의 래핑면은 그림 4.5.47(a)와 같다. 그림 4.5.46에서는 외관상 특이사항이 없는 것으로 보이지만, 광학현미경을 이용하여 래핑면을 확대 측정한 결과, 그림 4.5.47(b)와 같이 완성품커터의 플로팅 썰은 금속 접촉면이 잘 형성(노란색 밝은 부분, 스크래치 및 검은색 부분은 토사침투)되어 밀봉 품질을 유지하고 있으나, 현장커터의 플로팅 썰(그림 4.5.47(c))은 래핑면에 금속접촉면의 형성이 완벽하게 되어 있지 않아 래핑면에서 오일과 토사가 혼합된 흔적을 확인할 수 있었고 이에 따라 이물질인 토사가 내부로 침투되었을 것으로 예상된다. 따라서 현장커터의 플로팅 썰은 내구성이 부족함을 알 수 있으며, 이러한 플로팅 썰을 계속 사용 시에는 토사 침투에 의한 문제가 나타날 수 있다.

교체가 필요한 플로팅 썰을 계속 사용할 경우 밀봉기능 저하로 내부 오일이 누유되고 외부의 토사 및 이물질 등이 내부로 침투될 수 있으며, 오일의 기능이 상실되어 베어링의 제 기능을 할 수 없게 되고 최종적으로 디스크커터가 회전되지 않게 되어 편마모 및 파손이 발생할 수 있다.

따라서 플로팅 썰은 래핑면의 정밀도 및 평편도 등의 품질 상태가 확보되어야 하고, 또한 조립시의 평행도 등에 주의를 요하여야만 제 기능을 발휘할 수 있다.



(a) 완성품



(b) 현장 커터

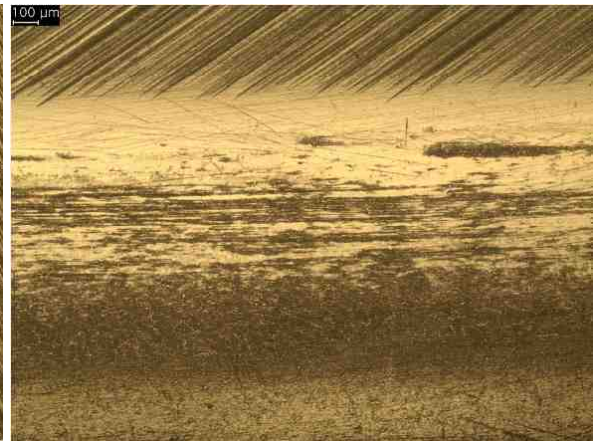
[그림 4.5.46] 플로팅 썰 회수품 예



(a) 사용전 래핑면



(b) 현장적용 후 완성품커터의 래핑면



(c) 현장적용 후 현장커터의 래핑면

[그림 4.5.47] 플로팅 실 래핑면 사진 예