

초경 금형의 자유 곡면 초정밀 연삭

Ultra-precision Free-form Surface Grinding of WC Core

박순섭^{1,3,✉}, 황연¹, 김건희², 원종호³

Soon Sub Park^{1,3,✉}, Yeon Hwang¹, Geon Hee Kim² and Jong Ho Won³

1 한국생산기술연구원 호남권기술지원본부(Honam Technology Division, Korea Institute of Industrial Technology)

2 한국기초과학지원연구원 연구장비개발부(Division of Instrument Development, Korea Basic Science Institute)

3 충남대학교 기계공학과(Department of Mechanical Engineering, Chungnam National University)

✉ Corresponding author: pss4633@kitech.re.kr, Tel: 062-600-6151

Manuscript received: 2008.6.16 / Revised: 2008.11.18 / Accepted: 2009.2.16

Cylindrical lens core for optical transceiver was designed and machined. With the lens design data, WC asymmetric core surface data were generated for non-revolutional ultra-precision grinding. Grinding process for optimum machining conditions of target surface was studied in terms of surface roughness and form profile. We used experimental results to optimize turbine speed, feed-rate and depth of cut with durable grinding wheel wear. Ground WC cores were measured contact type profilers and verified.

Key Words: Asymmetric Surface (비축대칭곡면), WC Core (초경코어), Optical Transceiver (광 트랜시버), Ultra Precision Grinding (초정밀연삭)

1. 서론

일반적으로 광학계에서 적용되는 고품질의 유리렌즈는 전통적인 구면렌즈를 이용해 왔으나 근래에 들어 비구면을 사용하여 굴절 시스템에서 구면 수차를 제거하고 원추곡면의 성질을 이용하여 이론적으로는 완전한 결상점을 얻을 수 있게 되었다. 이러한 기본적인 원리를 바탕으로 많은 응용이 될 수 있으면 구면 수차(spherical aberration), 코마(Coma), 비점 수차(astigmatism), 왜곡 수차(distortion) 등의 수차를 제거할 수 있다. 상면 만곡(field curvature)과 색 수차(color aberration)는 비구면의 영향을 받지 않는다.¹ 그러나 비구면 렌즈 제조 기술의 확립에도 불구하고 현재의 광 응용 제품 시장에서는 구면과 비구면의 일반적인 축 대칭 광학계 외에도 비축 대칭이나 자유 곡면 광학계의 시장수요 또한 발생하고 있다.² 이러한 요구를 만

족시키기 위한 가공으로는 플라이커팅(Fly cutting)이 대표적인데 현재 레이저 프린터의 광학계로 일반화 되어 사용되고 있다. 그러나 자유 곡면 금형 제조 기술상의 한계로 플라스틱 광학계에 제한되고 초경소재 금형을 적용해야 하는 유리 재질의 자유 곡면 광학계는 이론적인 설계와 실험적인 가공 시도의 수준에 머무르고 있는 것이 현실이다.

본 연구에서는 유리재질의 광학계용 비축대칭 및 자유 곡면 초경 금형의 초정밀 가공 방법론을 제시하고, 소형 부품에 관하여 제한적이거나 연삭 가공의 적용 가능성과 최적 가공 프로세스 확립을 목표로 실린더 형상의 광 트랜시버용 렌즈의 광학 설계와 초경 금형 코어 초정밀 연삭을 수행 하였으며, 연삭 조건에 따른 표면분석으로 비축 대칭 초경 금형 코어의 최적 연삭 공정을 확립하였다.

2. 광학설계

FTTH(Fiber To The Home)의 확산은 다양한 사양의 광학 부품들의 수요를 창출한다. 특히 광 트랜시버용 비구면 글라스 렌즈의 경우 광 가입자 모듈용으로 사용되며 많은 수요가 발생되고 있다. 개선된 광 트랜시버용 마이크로 렌즈의 경우 수직 방향의 비구면 실린더 형상을 지니기 때문에 기존의 축 대칭 연삭의 방법으로 가공이 불가능하다. 또한 유리 소재의 렌즈를 몰드 프레스를 통해 성형해야 하기 때문에 코어의 재질은 초경(WC)으로 한정되어 기존의 다이아몬드 플라이커팅 역시 적용될 수 없다.

되나, 레이저 빔의 시준과 후 전송을 위해 비구면 렌즈의 추가 등으로 구조가 복잡하게 되어 제작비용이 증가된다. 본 논문에서는 한 개의 마이크로 렌즈를 레이저 다이오드 측에 부착하여 레이저 빔 형상을 보정하는 비축 대칭 비구면 렌즈를 설계하였다.³

레이저 다이오드에서 방사되는 빔의 NA (Numeric Aperture)와 Fast 축과 Slow 축에 대한 발산각 NA는 다음의 식과 같이 정의된다.

$$NA = \sin\left(\left(\frac{\theta_s}{2}\right)\pi/180\right)$$

또한 Fast 축과 Slow 축에 대한 빔 강도(Beam intensity)는 Fast 축을 기준강도로 하고 다음의 식으로 Slow 축에 대한 빔 강도를 정의할 수 있다.

$$Fast(\text{beamintensity}) = 1$$

$$Slow(\text{beamintensity}) = \tan(\theta_f/2\pi) / \tan(\theta_s/2\pi)$$

단 렌즈를 통하여 출사되는 레이저 다이오드 빔의 특성상 Fast 축은 형상의 정형화가 어렵기 때문에 Slow 축에 대한 빔 보정을 하였으며, 빔 보정은 Fast 축과 Slow 축의 방사각에서 나타나는 초점거리 차이를 제거하였다. 초점거리의 차이는 다음과 같은 식에 의하여 계산이 가능하다.

$$d_{diff} = ds - df = R \left(1 + n - \frac{(n+1)\cos\theta_s}{n\sqrt{n^2 - \sin^2\theta_s}} \right)$$

여기서 θ_s 는 Slow 축의 발산각, R 은 렌즈 반지름, n 은 렌즈 초자의 굴절률, $ds > 0$, $df < 0$ 이다. 따라서 초점거리는 Slow 축 발산각과, 초점거리 R 에 비례하고 Slow 축 발산각이 커질수록 렌즈의 크기와 굴절률이 결정된다. 따라서 렌즈 매질의 굴절률 nd 가 큰 초자를 사용하면 렌즈의 곡률을 크게 설계할 수 있고 제작에서도 유리할 수 있다.

레이저 파이버 커플링 렌즈의 광학설계는 수직 입사면, 수평 입사면, 수직 출사면 및 수평 출사면에 대한 렌즈 곡률, 원추 상수(Conic Constant), 비구면 계수 A 및 B를 최적화하기 위해서 구면 수차 오차, 커플링 효율 등을 목적함수로 설정한 후 비선형 커브 근사법(Nonlinear Curve Fitting)과 같은

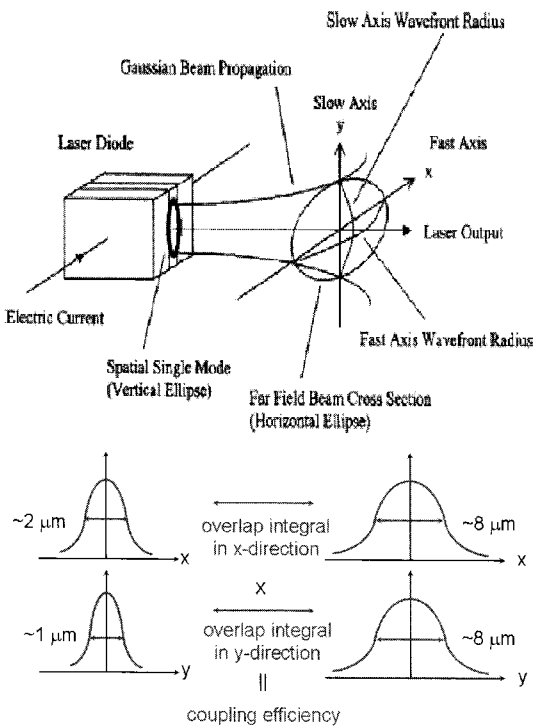


Fig. 1 Laser Diode Beam and Laser-SMF coupling: mode matching

레이저 다이오드로부터 방사되는 빔의 단면은 Fig. 1 과 같이 발광부의 단면적이 대단히 좁기 때문에 회절에 의한 발산이 커져서 타원형 모양을 하고 있다. 이 빔을 그대로 전송하는 경우, 전송 및 수신부는 원형으로 하고 있기 때문에 빔 파워의 유실이 커진다. 이를 보완하기 위하여 레이저 빔의 형상을 원형에 가깝게 보정하는 기술이 필요하다. 기존의 레이저 빔 보정은 일반적으로 두 개의 왜곡 프리즘을 이용하여 보정하는 방법이 사용

수치해석적인 방법을 이용하는 Code V 로 최적설계하고 성능평가는 가우시안 빔의 회절에 대한 line spread function, Point spread function 등을 이용하여 최적 설계하였다.

Fig. 2 는 최적설계로 정형화된 레이저 파이버 커플링 렌즈의 Fast 축과 Slow 축의 렌즈 형상을 나타낸다. Fig. 1 과 같이 레이저 다이오드에서 발진되는 Fast 축과 Slow 축의 타원형 가우시안 빔의 MFD(Mode Field Diameter)에 대한 최적 Mode matching 설계를 수행하였다.

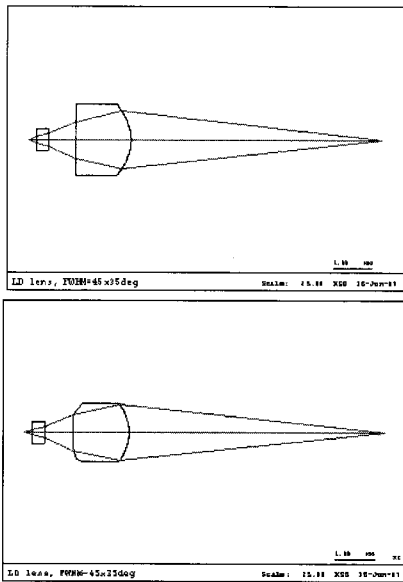
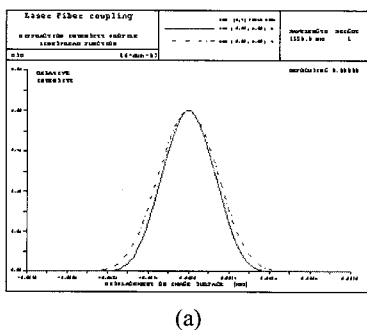
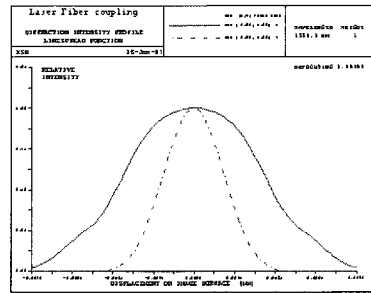


Fig. 2 Fast axis and Slow axis standardization of designed Laser Fiber coupling lens

Fig. 3 에서 (a)는 회전대칭 비구면 렌즈에서 보이는 가우시안 빔의 line spread function 이며, (b)는 개발된 비축대칭 비구면 렌즈를 통하여 출력된 Mode matching 에 의한 빔 정형화를 볼 수 있는



(a)



(b)

Fig. 3 Line spread function by Mode matching of Gaussian beam

line spread function 을 나타낸다. Fig. 4 는 회절성능을 분석하기 위하여 Point spread function 을 통하여 출력 파이버에서 출력된 회절평가이다.

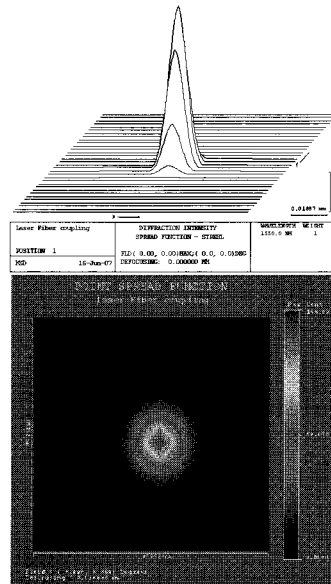


Fig. 4 Point spread function by Mode matching of Gaussian beam

최적 설계된 비축 대칭 비구면 렌즈는 레이저 다이오드에서 출사되어 렌즈에 입사되는 첫 번째 면에서 사용되었으며, 사용된 비구면 방정식은 아래의 수식과 같다.

$$F(H) = \frac{c_1 H^2}{1 + \sqrt{1 - (1+k)c_1 H^2}} + Ar^4 + Br^6 + Cr^8 + Dr^{10}$$

$$Z_{\text{input surface}} = F(H) + (1/2)c_2(S^2 + Z^2 - F^2 H)$$

여기서, $Z_{\text{inputsurface}}$ 는 수직입사면 및 수평입사면에 대한 임의의 위치(X, Y)에서의 렌즈 입사면의 광축 방향 높이이며, k 는 비구면 렌즈의 Conic 상수, c_1 은 Y 면의 정점의 곡률(1/R), c_2 는 X 면의 정점의 곡률(1/R), H 는 $H^2 = x^2 + y^2$, $A \sim D$ 는 수직방향(Y 축)의 비구면 계수(Aspherics Constant in Y-axis)이다. 그리고 렌즈의 두 번째 면에서 출력 파이버로 가우시안 빔의 초점을 맺히게 하는 비구면은 아래와 같은 비구면 방정식을 이용하여 최적 설계 되었다.

$$Z_{\text{outputsurface}} = \frac{cr^2}{1 + \sqrt{1 - (1+k)c^2r^2}} + Ar^4 + Br^6 + Cr^8 + Dr^{10}$$

$Z_{\text{outputsurface}}$ 는 수직 출사면 및 수평출사면에 대한 임의의 위치(X, Y)에서의 렌즈 입출면의 광축 방향 높이이며, k 는 비구면 렌즈의 Conic 상수, c 는 (X, Y)면의 정점의 곡률(1/R), r^2 은 $r^2 = x^2 + y^2$, $A \sim D$ 는 수직/수평방향(X, Y) 비구면 계수(Aspherics Constant in X/Y axis)이다.

따라서 현재 광통신 시스템에서 전기신호를 광신호로 변환시켜주는 광 트랜시버의 메탈 일체형 비구면 유리렌즈를 최적설계 하였다. 설계된 렌즈

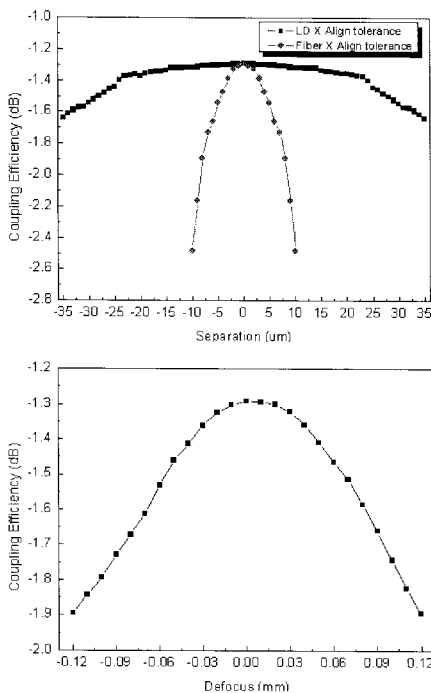


Fig. 5 Align Tolerance of Optical transceiver lens

의 커플링 효율은 Fig. 5 와 같이 -1.292dB 이며, 파이버의 miss align 는 5 μm 의 separation 에 대하여 separation 에 대하여 -1.636dB 의 성능을 보였으며, -1.538dB 이내, 레이저 다이오드의 miss align 는 35 μm 의 디포커스에 대해서는 0.1mm 에 대하여 -1.743dB 이내의 성능을 보였다.

이상의 광학계의 설계는 근본적으로 레이저 빔의 Fast 축과 slow 축의 가우시안 분포를 얻기 위한 보정을 구현하기 위하여 비구면 설계식에 기반한 실린더 형상의 유리소재 광학계를 요구한다. 이를 유리 볼드 프레스로 성형하기 위하여 초경소재에 대한 비구면 비축 대칭 가공 과정이 필수적이고, 이는 처음 시도되는 가공방식이다. 실제의 비축 대칭가공을 위해 앞의 과정에서 얻은 설계 데이터를 기반으로 초정밀 가공을 위한 공구 경로의 CNC 데이터를 생성하였다.

3. 비축대칭 초정밀 연삭 및 폴리싱

기존의 회전하는 가공물에 대하여 회전 대칭 가공방식에 비하여 본 연구에서 고안된 비축 대칭 가공 방식은 가공면의 표면형상에 대하여 공구가 Fig. 6 의 왼쪽 그림과 같이 이동하며 가공물의 형상을 가공하게 된다.

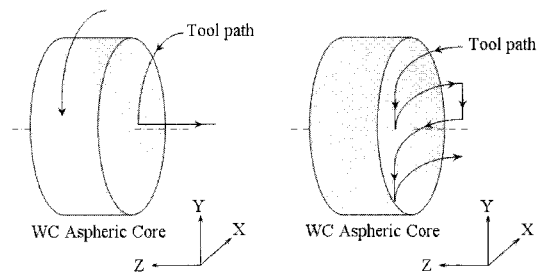


Fig. 6 Axisymmetric and symmetric Grinding

특히 이러한 과정에서는 초경 금형의 특성상 공구의 마모가 가공면의 품질에 영향을 크게 주게 되므로 공구의 마모를 최소화하기 위하여 연삭 깊이와 이송속도 등 가공변수를 최적화하는 과정이 요구된다. 일반적으로 공구궤적 $F(x, y, z)$ 는 가공면의 위치벡터 $S(x, y, z)$ 에 스톨 반경방향 법선 벡터 $R(x, y, z)$ 의 위치가 고려되어 작성된다. 그러나 본 공구궤적의 계산에서는 트루잉 원점벡터 $T_0(x_0, y_0, z_0)$ 가 원점으로 세팅되기 때문에 트루잉 원점벡터를 고려하여 공구궤적은

$F(x, y, z) = S + R + T_0$ 로 계산된다.

일반적인 비구면 렌즈를 아래와 같은 비구면 방정식을 이용하여 초정밀 비구면 가공기를 이용하여 제작이 이루어지며, 비구면을 가공할 수 있는 기구적 메커니즘은 비구면 공구경로 생성 프로그램, 공구스핀들, 워크스핀들의 이동경로를 결정하는 각축(X, Y, Z, θ -축)으로 구성되어있다. 일반적인 회전대칭 비구면 방정식은 아래 식과 같다.⁴

$$Z(r) = \frac{cr^2}{1 + \sqrt{1 - (1+k)c^2r^2}} + Ar^4 + Br^6 + Cr^8 + Dr^{10}$$

여기서 $r^2 = x^2 + y^2$

- c = 정점의 곡률(1/R)
- k = Conic 상수
- $k = 0$ 구면
- $-1 < k < 0$ 긴 타원체(prolate ellipsoid)
- $k = -1$ 포물면(paraboloid)
- $k < -1$ 쌍곡면(hyperboloid)
- $k > 0$ 납작한 타원체면(oblate ellipsoid)
- A, B, C, D: 비구면 상수

Fig. 7 과 같이 일반적인 회전대칭 비구면의 가공은 진공 척에 초경합금 코어가 장착된 초정밀 가공 지그를 부착하여 다이아몬드공구를 이용한 초미세 절입과 초정밀 이송에 의해 가공이 이루어진다.

그러나 비축 대칭의 형상은 공작물의 회전에 대하여 공구의 곡선형상 2 차원 이송이 회전 전사되어 Fig. 7 과 같은 가공 메커니즘으로는 수행이 불가능 하다. 이러한 문제점을 보완하기 위한 비축 대칭 공구 경로의 설정 및 비축 대칭 코어 가공용 전용공구의 제작이 필요하다.

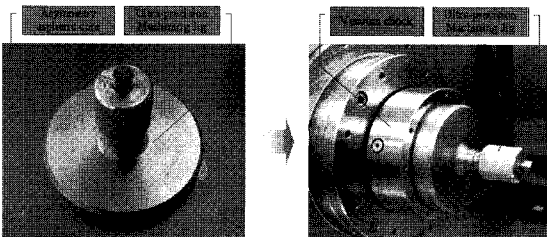


Fig. 7 Jig for rotation symmetry processing

Fig. 8 은 본 연구를 통해서 개발된 비축 대칭 가공을 수행할 수 있는 가공 메커니즘으로서, 초경합금의 비축대칭 금형 코어를 가공지그에 고정하고 비축대칭 비구면방정식에 의하여 생성된 공구 경로 프로그램을 연삭 경로 선상으로 다이아몬드 슛들을 X, Z-축으로 이송하여 가공을 한다.⁵ 공구 경로 생성에 사용된 비축대칭 비구면 방정식은 아래와 같다.

$$F(H) = \frac{c_1H^2}{1 + \sqrt{1 - (1+k)c_1H^2}} + Ar^4 + Br^6 + Cr^8 + Dr^{10}$$

$$Z = F(H) + (1/2)c_2(S^2 + Z^2 - F^2H)$$

여기서 Z 는 수직 가공면 (Y)에서의 렌즈 코어의 Z 축 방향높이이며, k 는 비구면 렌즈의 Conic 상수, c_1 은 Y 면의 정점의 곡률(1/R), c_2 는 X 면의 정점의 곡률(1/R), H 는 $H^2 = x^2 + y^2$, A~D 는 수직방향(Y 축)의 비구면 계수(Aspheric Constant in Y-axis)이다.

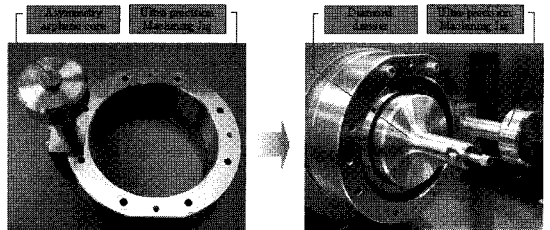
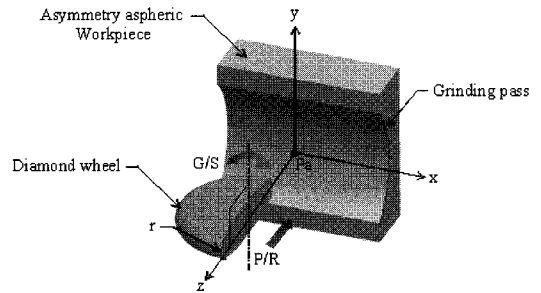


Fig. 8 Asymmetric processing Mechanism

가공에 사용된 금형 코어의 재료는 Table 1 과 같은 WC 를 사용하였으며, Co 함량이 0.5%이하인 Binderless 초경합금이다. 10nm 의 분해능을 갖는 초정밀 비구면 가공기와 폴리싱기를 이용하여 Table 2 와 같은 가공 연삭 조건을 이용하여 최적의 가공 특성을 도출하였다.

Table 1 Characteristics of material (WC)

	Unit	FB01
WC	%	99.5
Co	%	0.5
Hardness	HRA	95
	HV GPa	24.0
Transverse rupture strength	GPa	1.6
Fracture Toughness	MPa	5.0
Density	-	15.4
Young's Modules	GPa	660
Coefficient of Thermal Expansion	× 10-6/K	4.5

Table 2 Grinding condition

Item	Cutting condition
Work piece	Binderless WC
Wheel mesh	#800, #2500
Wheel diameter(mm)	Ø1.35
Turbine speed(rpm)	20,000, 25,000, 30,000, 35000
Feed rate(mm/min)	0.25, 0.5, 1.0, 1.5
Depth of cut(μm)	0.15, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 2.0
Vacuum pressure(kpa)	-72.4
Grinding fluid	Water 95 %, rust preventive oil 5 %

초정밀 가공은 특수한 조건이 모두 충족되었을 때만 서브 마이크론의 정밀도 달성이 가능한 가공방식이다. 또한 초정밀 가공은 표면조도와 형상정밀도를 모두 만족시켜야 한다. 따라서 가공특성은 다이아몬드 스톨의 회전속도인 공구 회전속도, 비구면 가공의 연삭 패스의 속도를 결정하는 이송속도, 다이아몬드의 초미세 절입에 의한 표면 거칠기를 결정하는 절입깊이, 스톨의 mesh 등의 독립 변수에 대해 개별적이고 종합적인 실험 데이터가 축적된 상태에서 최적의 가공조건을 확정할 수 있다. 본 연구에서는 Rough/Finish grinding(거친 연삭/정밀 연삭)의 개념 하에 스톨 mesh 를 #800, #2500 의 상수로 설정하고 공구 회전속도, 이송속도, 절입깊이를 변수로 각각의 조건하의 가공속도와 표면조도 항목을 기준으로 평가 하였다.⁶

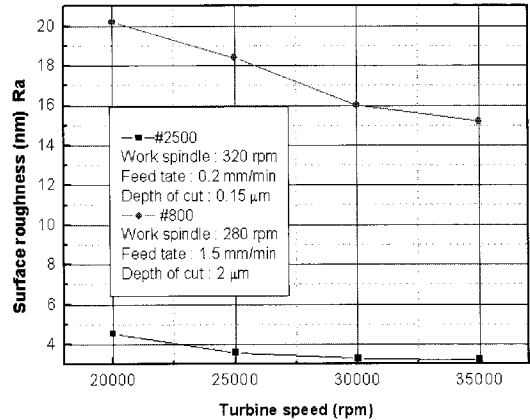


Fig. 9 Surface roughness versus turbine speed

Fig. 9 와 같이 20000~35000rpm 까지 공구 회전속도를 단계적으로 변화 시켰으며, 실험결과 #800 과 #2500 의 다이아몬드 스톨이 35000rpm 에서 각각 Ra 15.2nm 와 3.22nm 로 표면 거칠기가 가장 양호 하였고, 공구의 최대 회전수 40000rpm 을 고려 하여 3500rpm 을 최대실험값으로 규정하였다.

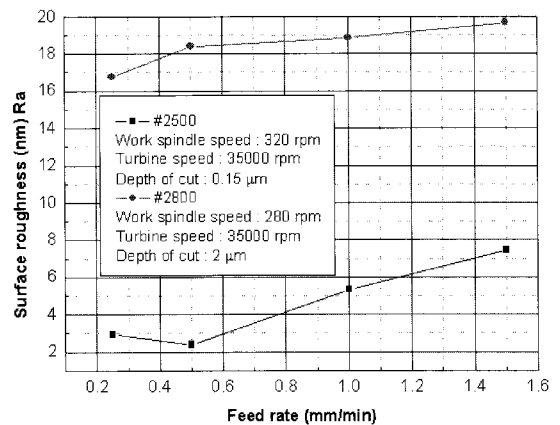


Fig. 10 Surface roughness versus feed-rate

Fig. 10 은 이송속도에 의한 표면 거칠기 값으로 거친 연삭 가공과 정밀 연삭 가공을 구분하여 연삭 깊이 2.0/0.15 μm, 워크 회전속도 280/320rpm, 공구 회전속도 35000rpm 에서 각각의 스톨 mesh 에 대한 이송속도 변화에 따른 표면 거칠기 측정된 결과로 거친 연삭 가공은 0.25mm/min, 정밀 연삭 가공은 0.5mm/min 에서 각각 Ra 15.89 nm, 2.95 nm 을 얻을 수 있었다. 하지만 정밀 연삭에서 표면 거칠기가 Ra 5nm 이하인 것을 감안하여 거친 연삭에서

는 생산성을 고려하여 이송속도를 1.5mm/min 을 사용하였고, 정밀 연삭에서는 0.5mm/min 으로 고정하여 실험 하였다.

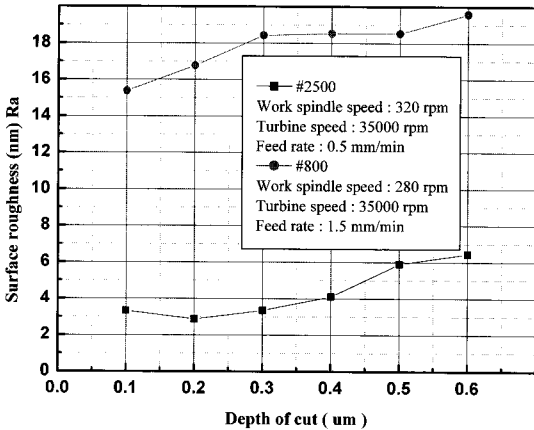


Fig. 11 Surface roughness versus depth of cut

연삭 깊이는 0.1 um~0.6 um까지 연삭 깊이를 단계적으로 변화 시켰으며, 그 결과 Fig. 11 과 같이 #800 에서는 Ra 15.37~19.59nm 표면 거칠기로 거친 연삭 가공임을 고려할 때 가장 빠른 이송을 사용할 수가 있었으며, #2500 에서는 Ra 3.33nm 표면 거칠기 값이 나타났으며 점차적으로 증가하는 표면 거칠기가 나타났다.

여러 가지 실험 결과 최적의 연삭 조건은 가공 효율성을 고려할 때 정밀 연삭 가공에서 다이아몬드 입자 #2500 에서 주축 회전속도는 320rpm, 이송 속도는 0.5mm/min, 연삭 깊이는 0.2 um 일 때 가장 양호한 표면 거칠기 Ra 3.22nm 를 얻을 수 있었다.

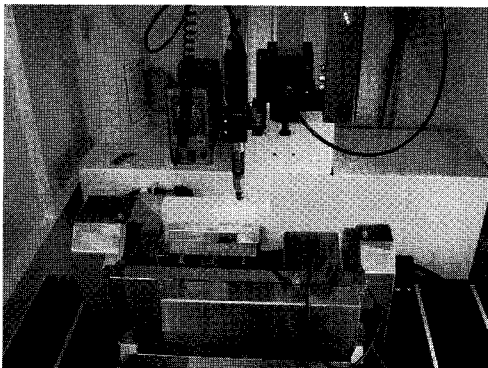


Fig. 12 Polishing machine and Polishing patterns

일반적으로 초정밀 정밀 연삭 가공이 완료된 금형 코어는 경면에 초정밀 폴리싱 가공을 수행하여 표면 거칠기를 향상시키고 마찰력을 저하시킴으로써 렌즈성형 시 유리의 유동을 원활하게 하여 렌즈의 성형특성을 향상시킨다. 폴리싱 공정은 Fig. 12 의 KRP-2200F 를 이용하여 0.25 um 입자의 다이아몬드 페이스트를 이용하여 패턴으로 수행되었다. Fig. 13 은 가공된 비구면 코어 형상을 3 차원 비구면 측정기인 UA-3P 를 이용하여 측정한 결과로 비구면 형상에 대해 형상정밀도 P-V 0.1138 um 을 나타내고, 표면 거칠기는 Fig. 14 와 같이 Ra 4.2nm, Rz 24.155nm 의 값을 나타낸다.

Fig. 15 는 실제 제작된 비축 대칭의 상/하 금형 코어의 사진을 나타낸다.

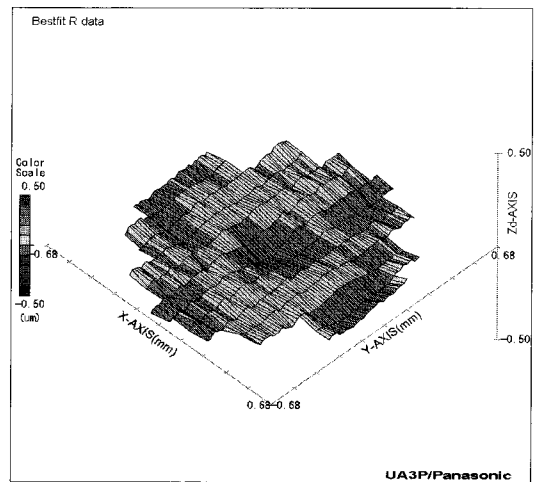
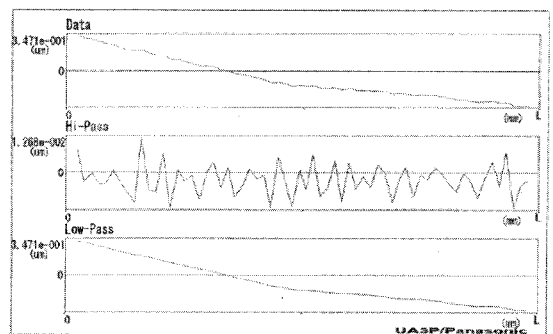


Fig. 13 Surface measurement of UA-3P



Wz : 0.090 (nm) L/Wz : 11 Samples : 64 (pts)
 Arithmetical mean Ra : 0.004200 (um)
 Maximum height Rz : 0.024165 (um)
 Ten-point mean Rzjis : 0.018997 (um)

Fig. 14 Surface roughness of polished WC core

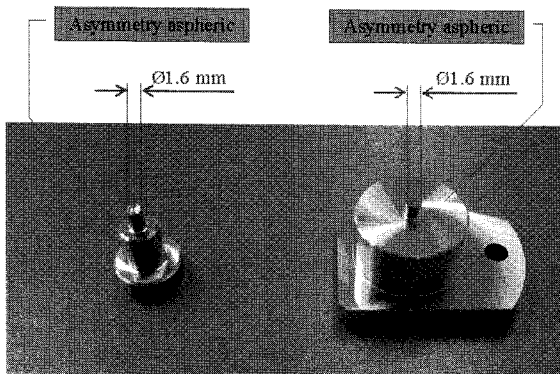


Fig. 15 Actuality photograph of manufactured Upper and Lower core

4. 결론

본 연구는 기존의 축 대칭 비구면에 대해 주로 수행되던 초정밀 연삭을 비축 대칭과 자유 곡면에 적용하기 위한 가공 방법론에 대한 연구를 실험적으로 확인하였다. 초정밀 연삭의 범위를 자유 곡면에 적용하게 되면 다양한 광학적 성능의 유리 광학 금형뿐만 아니라 초경 등의 난삭성 재료에 대한 복합 형상의 초정밀 가공을 수행할 수 있다. 이를 위해 실린더 형상의 비축 대칭 광 트랜시버용 렌즈를 CODE-V 를 이용해 설계하고, 설계 데이터를 이용하여 다이아몬드 스톨의 연삭 경로를 CNC 코드화하여 계산하였다. 연삭 과정 중 스톨의 마모를 최소화하기 위해 거친 연삭과 정밀 연삭의 경우에 대하여 최적의 공구 회전 속도(RPM), 이송속도(mm/min), 절입깊이($\mu\text{m}/\text{cycle}$)를 실험적으로 결정하였다. 연삭 과정 후 연삭 마크 제거를 위해 다이아몬드 파우더로 폴리싱 과정을 수행하여 최종적으로 형상정밀도 P-V 0.1138 μm , 최대 표면 거칠기는 Ra 4.2nm, Rz 24.155nm 의 광 트랜시버용 비축대칭 글라스 렌즈 금형을 제작하였다.

참고문헌

1. Hecht, E. and Zajac, A., "Optics, 3rd edition," Addison Wesley Publishing Company, p. 320, 1997.
2. Yingst, S. M., Briggs, R. C., D'Ambrosia, J. F., Flickinger, S. L., Owens, S. P. and Zeiders, J. A., "Optical transceiver package with insertable subassembly," United States Patent, No. 5117476, 1992.

3. Park, S. S., Lee, K. Y., Hwang, Y. and Kim, H. M., "Research on a micro aspheric glass lens manufacture technology," Proc. of Korean Society for Precision Engineering Autumn Conference, pp. 393-394, 2006.
4. Suzuki, H., Kodera, S., Maekawa, S., Morita, N., Sakurai, E., Tanaka, K., Takada, H., Kuriyagawa, T. and Syoji, K., "Study on precision grinding of micro aspherical surface," J. of JSPE, Vol. 62, No. 4, pp. 619-623, 1998.
5. Park, S. S. and Lee, H. J., "Research on ultra-precision grinding method," Journal of Korean Society for Precision Engineering, Vol. 23, No. 6, pp. 14-21, 2006.
6. Park, S. S., Lee, K. Y., Kim, H. M. and Won, J. H., "Ultra-precision grinding characteristics in Optical Glass," Journal of Korean Society for Precision Engineering, Vol. 24, No. 10, pp. 13-18, 2007.
7. Venu Gopal, A. and Venkateswara Rao, P. "Selection of optimum conditions for maximum material removal rate with surface finish and damage as constraints in SiC grinding," International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 43, Issue 13, pp. 1327-1336, 2003.