

Design and Analysis of an Optical System for an Uncooled Thermal-imaging Camera Using a Hybrid Lens

Chang-Min Ok[†], Hyun-Bae Kong, and Hyun-Woo Park

LIG Nex1 Co., Ltd., 207, Mabuk-ro, Giheung-gu, Yongin-si, Gyeonggi-do 16911, Korea

(Received August 21, 2017; Revised September 20, 2017; Accepted September 22, 2017)

This paper presents the design and evaluation of the optical system for an uncooled thermal-imaging camera. The operating wavelength range of this system is from 7.7 μm to 12.8 μm . Through optimization, we have obtained a LWIR (Long Wave Infrared) optical system with a focal length of 5.44 mm, which consists of four aspheric surfaces and two diffractive surfaces. The f -number of the optical system is F/1.2, and its field of view is $90^\circ \times 67.5^\circ$. The hybrid lens was used to balance the higher-order aberrations, and its diffraction properties were evaluated by scalar diffraction theory. We calculated the polychromatic integrated diffraction efficiency, and the MTF drop generated by background noise. We have evaluated the thermal compensation of a LWIR fixed optical system, which is optically passively athermalized to maintain MTF performance in the focal depth. In conclusion, these design results are useful for an uncooled thermal-imaging camera.

Keywords: Long wave infrared, Diffractive optics, Passive athermalization

OCIS codes: (220.0220) Optical design and fabrication; (220.3620) Lens system design; (050.1965) Diffractive lenses; (110.3080) Infrared imaging

Hybrid 렌즈를 이용한 비냉각 열상장비 광학계 설계 및 분석

옥창민[†] · 공헌배 · 박현우

LIG 넥스원(주)

☎ 16911 경기도 용인시 기흥구 마북로 207

(2017년 8월 21일 받음, 2017년 9월 20일 수정본 받음, 2017년 9월 22일 게재 확정)

본 논문에서는 7.7 μm 에서 12.8 μm 파장 대역에 적용 가능한 비냉각 열상장비 광학계를 설계 및 분석 하였다. 최적화 과정을 통하여 설계된 원적외선 광학계의 유효초점거리는 5.44 mm를 가지며, 4면의 비구면과 2면의 회절면을 포함하였다. 광학계의 F /수는 F/1.2로 설정하였고, 시야각은 $90^\circ \times 67.5^\circ$ 가 되도록 하였다. 회절면이 적용된 hybrid 렌즈를 이용하여 보다 효율적으로 고차 수차가 보정되도록 하였고, 이때 발생하는 회절 특성은 scalar 회절 효율을 이용하여 평가하였다. 또한 hybrid 렌즈에서 발생하는 회절 현상에 의한 통합 회절효율을 예측하고 배경잡음에 의한 MTF 저하를 고려하였다. 원적외선 광학계의 온도 변화에 따른 보상은 광학식 비열화를 이용하여 광학계의 MTF 성능이 초점 심도 내에서 유지되도록 하였다. 결론적으로 비냉각 열상장비에 효율적으로 적용 가능한 광학설계 결과를 얻었다.

Keywords: 원적외선, 회절 광학, 수동식 비열화

OCIS codes: (220.0220) Optical design and fabrication; (220.3620) Lens system design; (050.1965) Diffractive lenses; (110.3080) Infrared imaging

I. 서 론

대부분의 물체들이 전자기파 형태로 방출하는 복사 에너지의 파장 대역은 적외선 영역이며 상온에서는 주로 10 μm 근처의 원적외선 대역의 에너지를 방출한다. 이러한 복사 에너

지를 이용하는 열상장비(thermal-imaging system)는 복사 발산도(radiant emittance)의 상대적인 차이를 영상화하므로 빛이 전혀 없는 상태에서도 영상 획득이 가능하고 이를 이용하여 방산 분야에서 감시와 관측 등의 목적으로 주로 사용되어 왔다. 그 후 적외선 광학 시스템의 기술이 발전되고 적용 분

[†]E-mail: changmin.ok@lignex1.com

Color versions of one or more of the figures in this paper are available online.

야가 점차 확대됨에 따라 민수의 산업 분야, 의료 분야 등 폭넓게 적용되고 있으며 이때 주로 사용되는 비냉각형 적외선 검출기에 적용 가능한 원적외선 광학계 개발의 요구가 커지게 되었다^{1,2}.

원적외선 대역에서 사용되는 비냉각 방식의 검출기는 영상 획득시 잡음이 심하여 광학계의 F/수가 최대 F/2.0 이하로 설계되어야 하는 제약이 따르지만 냉각형 검출기에 비해 가격이 저렴하고 악조건외의 기상 상태에서도 보다 나은 대기 투과 특성을 가지고 있어 방산 분야 뿐만 아니라 민수 분야에서 폭넓게 사용되고 있다³.

본 논문에서는 비냉각 검출기에 적용할 수 있는 광시야 범위에서 왜곡수차가 2.0% 이하로 억제되고 광학식 비열화가 적용된 고정 초점식 비냉각 열상장비 광학계를 설계 및 분석하였다. 비냉각 검출기는 640 × 480 배열이고 유효 픽셀 크기는 17.0 μm를 가지며, 광학계의 F/수는 광학계의 airy disk 및 MRTD (Minimum Resolvable Temperature Difference)와의 관계를 고려하여 F/1.2가 되도록 하였다. 최적화 설계를 수행하면서 제시된 요구사항을 만족하기 위하여 L3과 L4에 회절면이 적용된 hybrid 렌즈를 이용하여 보다 효율적으로 수차가 보정되도록 하였다. Hybrid 렌즈에서 발생하는 회절 현상에 의한 통합 회절효율을 예측하고 배경잡음에 의한 MTF 저하를 고려하였다⁴⁻⁶. 마지막으로, 광학식 비열화 성능을 만족하기 위해 L3과 L4는 Schott사의 IRG26 재질을 이용하고 렌즈 배열은 Titanium 재질을 분석에 적용하였다.

II. 비냉각 열상장비 광학계 설계

2.1. 비냉각 열상장비 광학계 요구사항

광시야각을 갖는 비냉각 열상장비 광학계의 주요 설계사항을 표 1에 나타내었다. 사양에서 F/수는 airy disk 뿐만 아니라 MRTD에도 영향을 미치는 중요한 변수로 영상 획득시 잡음이 심하여 비냉각 열상장비 광학계는 가능한 낮은 범위의 F/수를 가져야 한다⁷.

기본적으로 광학계의 공간 분해능은 검출기에 의해 결정되는데 열상장비의 표적 획득 거리성능은 표적의 크기 및 온도 차이에 따라 열상장비가 분해할 수 있는 정도가 달라지게 된다. 이때 장비가 갖는 최대한의 성능을 확보하기 위해서 열

상장비 광학계는 검출기보다 높은 분해능을 가져야 하고 최종적으로 설계된 적외선 광학계는 회절한계 성능을 갖도록 해야 한다⁸.

회절한계 성능을 갖는 광학계는 기본적으로 검출기 유효 픽셀 크기 이내에 광학계의 airy disk가 형성되므로 식 (1)의 airy disk 직경은 식 (2)와 같이 정리된다⁴. 식 (2)에서 d 는 검출기 유효 픽셀 크기이고 λ 와 FN 은 각각 광학계의 사용 파장대역과 F/수를 나타낸다.

$$\text{Airy disk} = 2.44 \lambda FN \tag{1}$$

$$\frac{\lambda FN}{d} = \frac{1}{2.44} \approx 0.41 \tag{2}$$

MRTD는 열상장비의 성능을 대표할 수 있는 항목으로 열상장비가 갖는 공간주파수에 대하여 관측 가능한 최소 온도 특성을 나타내며 식 (3)과 같이 정리할 수 있다.

$$MRTD(\xi_T) = A \frac{FN}{D^* MTF(\xi_T)} \tag{3}$$

A 는 검출기 사양에 의한 비례상수, D^* 는 규격화 검출능 (normalized detectivity)으로 일반적인 비냉각 검출기가 갖는 $1.44 \times 10^8 \text{ cmHz}^{1/2}\text{W}^{-1}$ 의 값을 이용하였고⁹, $MTF(\xi_T)$ 는 표적이 갖는 공간 주파수(ξ_T)에서의 MTF 값을 나타낸다. 표 2에는 식 (3)을 이용하여 nyquist 주파수 29.4 cycles/mm에서 F/수와 MRTD가 갖는 관계를 정리하였다⁶.

F/수와 MRTD와의 관계에서 F/수가 커질수록 MRTD는 증가되는 경향을 보인다. MRTD가 커질수록 열상장비의 온도 분해능이 저하되고 결론적으로는 열상장비가 갖는 탐지 거리 성능에 영향을 미치게 된다. 반대의 경우 F/수가 작아질수록 MRTD는 감소되어 온도 분해능이 향상되는 것을 예상할 수 있으나 다음의 두 가지 사항을 검토하여 열상장비 광학계의 F/수를 결정해야 한다. 첫 번째로 비용적인 측면에서 제작비용과 관련된 광학계의 직경을 고려하고, 두 번째로 광학계의 분해능을 함께 고려해야 하는데 식 (2)를 이용한 계산 결과가 0.41 보다 낮아지지 않도록 해야 한다. 이는 광학계가 갖는 물체 공간의 한계 주파수는 높아지지만 검출기 분

Table 1. Optical requirements for a LWIR optical system

Parameters	Requirements
Spectral range	7.7 ~ 12.7 μm
Effective Focal Length	5.44 mm
F-number	F/1.2
Field of view	90° × 67.5°
Instantaneous field of view	2.45 mrad
Distortion	≤ 2.0%
Pixel format	640 × 480
1-pixel pitch	17 μm

Table 2. F-number VS MRTD

F-number	Airy disk [μm]	Cut-off frequency [cycles/mm]	Diffraction MTF _{nyquist} [arb. unit]	MRTD [×10 ⁸ A]
0.8	19.98	122	0.76	0.73
1.0	24.98	98	0.70	0.99
1.2	29.98	81	0.64	1.30
1.4	34.97	70	0.58	1.68
2.0	49.96	49	0.40	3.49

해능은 이미 결정되어 있으므로 열상장비가 갖는 공간 분해능은 변하지 않기 때문이다. 따라서 앞서 언급한 식 (2)와 식 (3)을 이용하여 본 논문에서 설계된 열상장비 광학계의 최적화된 F/수는 F/1.2로 결정하였다.

2.2. Hybrid 렌즈를 이용한 비냉각 열상장비 광학계 설계

적외선 광학계의 경우 원적외선 대역에서 사용 가능한 광학 재료의 종류가 대략적으로 10여종에 불과하다. 그리고 대부분 단결정(single crystal), 다결정(polycrystalline)의 광학 재료로 비정질(amorphous)의 일반 광학 재료와 달리 원적외선 광학 재료의 가격이 비싼 편이다^[10]. 이 중에서 일반적으로 많이 사용되는 광학 재료는 다결정 반도체인 Germanium과 CVD (Chemical Vapor Deposition)로 형성된 Zinc Selenide 및 Zinc Sulfide 등이 있으며 본 논문에서는 Germanium, Zinc Selenide 이외에 Chalcogenide 화합물로 As₄₀Se₆₀ 구성을 갖는 Schott사의 IRG26을 설계에 함께 이용하였다.

본 논문에서 L3과 L4에 적용한 회절광학소자는 surface relief의 굴절률, 높이 및 주기에 따른 광경로의 변화에 의해 파면의 위상 또는 진폭을 조절하는 위상 및 진폭 변조 소자로 음의 분산 특성을 가지므로 단파장보다는 장파장 대역에서 변화가 큰 특징을 갖는다. 이와 다르게 굴절광학소자의 경우 양의 분산 특성을 가지며 굴절률이 파장의 함수로 정의되기 때문에 서로 다른 재질을 조합하여 색수차를 제어하게 된다. 회절광학소자를 굴절광학소자에 적용하여 사용되기도 하며 이 경우 굴절소자가 갖는 양의 분산과 회절소자가 갖는 음의 분산 특성을 동시에 가지므로 다른 색수차 특성을 가지며 이런 렌즈를 hybrid 렌즈라 한다. Hybrid 렌즈의 회절면은 효과적인 수차 보정을 위해 굴절광학소자의 비구면에 회절면을 더하여 함께 사용되며 식 (4)에 면 형상을 정의하였다^[12,13].

$$Z_{Hybrid} = \frac{C\rho^2}{1 + \sqrt{1 - (1+k)C^2\rho^2}} + \frac{1}{(n-1)} [H_2\rho^2] + A_4\rho^4 + A_6\rho^6 \dots \tag{4}$$

여기서 $\rho = \sqrt{x^2 + y^2}$, k 는 Conic 상수 및 C 는 렌즈의 곡률을 나타내고 A_n 은 n-th order aspheric coefficient, 그리고 H_2 는 diffractive OPD function을 나타낸다.

본 논문에서 설계된 광학계를 구성하는 렌즈 매수는 총 4매이며, 90° × 67.5°의 시야범위에 대하여 2.0% 이하의 왜곡수차를 만족하며 광학식 비열화를 구현하기 위해 4매의 렌

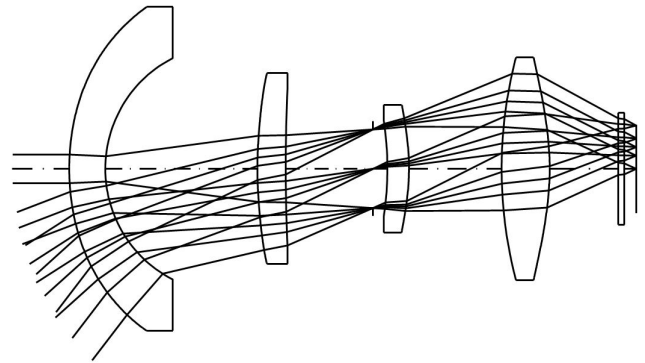


Fig. 1. Layout of an optimized LWIR optical system.

Table 3. Design data of an optimized LWIR optical system

Surface	Radius [mm]	Thickness [mm]	Material
1	Ⓐ 37.81	5.8	Ge
2	19.37	24.5	
3	Ⓐ 75.31	4.5	ZnSe
4	265.45	16.3	
5, STO	Infinity	2.3	
6	-52.89	3.5	IRG26
7	Ⓐ, Ⓓ -38.60	14.9	
8	66.45	7.7	IRG26
9	Ⓐ, Ⓓ -45.70	11.0	
10	Infinity	1.0	Ge
11	Infinity	1.9	
12	Infinity	-	

Ⓐ: aspheric surface
 Ⓓ: diffractive surface

즈에 모두 비구면을 이용하고 L3과 L4의 경우는 비구면에 kinoform 형태의 회절면을 추가 적용하여 광선수차를 최소화 하였다. 그림 1에 설계된 비냉각 열상장비 광학계 구성도를 나타내었고 표 3에 설계 제원을 정리하였다.

본 논문에서 설계에 사용된 hybrid 렌즈에 대해 알아보기 위해 식 (5)에 회절링의 개수, 식 (6)에 회절링의 깊이를 나타내었고, 표 4에 설계에 사용된 hybrid 렌즈의 사양에 대해 정리하였다. 식 (5)와 식 (6)에서 D 는 렌즈 직경, f_0 는 kinoform 회절면의 초점거리를 나타내고, λ_0 는 회절 중심 파장, n_0 는 λ_0 에 대한 재료 굴절률을 나타낸다.

Table 4. Specifications of the hybrid lenses

Lens	Material	Refractive index @ 10.2 μm	EFL (Refractive + Diffractive) [mm]	EFL (Diffractive only) [mm]	Clear aperture [mm]	N [EA]	Depth [μm]
L3	IRG26	2.7774	64.85	1013.58	16.6	3.3	5.76
L4	IRG26	2.7774	15.82	2109.81	31.4	5.7	5.76

$$N = \left(\frac{1}{\lambda_0} \right) \sum C_n r_{\max}^{2n} = \frac{D^2}{8\lambda_0 f_0} \quad (5)$$

$$Depth = \frac{\lambda_0}{n_{0-1}} \quad (6)$$

그림 2에는 설계에 사용된 kinoform 회절면의 면 형상을 나타내었다. Kinoform 회절링은 위상이 1λ변할 경우 하나씩 생겨나며 각각의 회절링을 기준으로한 zone은 초점을 갖는 렌즈로 간주되며 hybrid 렌즈에서 각각의 zone을 통과하는 빛이 동일한 위상으로 상면에 도달하기 위해서는 위상 지연이 2π의 정수배가 되어야 한다^[12].

최종 설계된 hybrid 렌즈는 굴절에 의한 실상과 회절에 의한 회절상 두 가지를 동시에 가지게되며 그림 3에는 회절 중심 파장에서 광선이 수직 입사하는 경우 L3의 상면에서 kinoform 회절면에 의한 PSF (Point Spread Function) 진폭

분포를 비교하여 나타내었다. 그림 3(b)의 PSF 진폭 분포는 회절에 의한 고차 회절상이 나타나는 것을 알 수 있으며 그림 3(a)와 비교하여 이러한 성분은 배경 잡음으로 동작하게 된다.

본 논문에서 설계에 사용된 hybrid 렌즈에 의한 파장에 따른 회절 효율은 일반적으로 식 (7)과 같이 scalar 회절 효율의 간단한 형태로 정의할 수 있고, 결과를 그림 4에 나타내었다. 식 (7)에서 m은 회절 차수를 나타낸다^[14,15].

$$\eta_{\text{scalar}}(\lambda) = \frac{\sin \left[\pi \left(\frac{\lambda_0}{\lambda} - m \right) \right]^2}{\left[\pi \left(\frac{\lambda_0}{\lambda} - m \right) \right]^2} \quad (7)$$

그림 4에서와 같이 m = 1인 경우 가장 높은 효율을 보이며 그 이외의 차수에서 배경잡음이 커져 회절 효율이 낮아지는

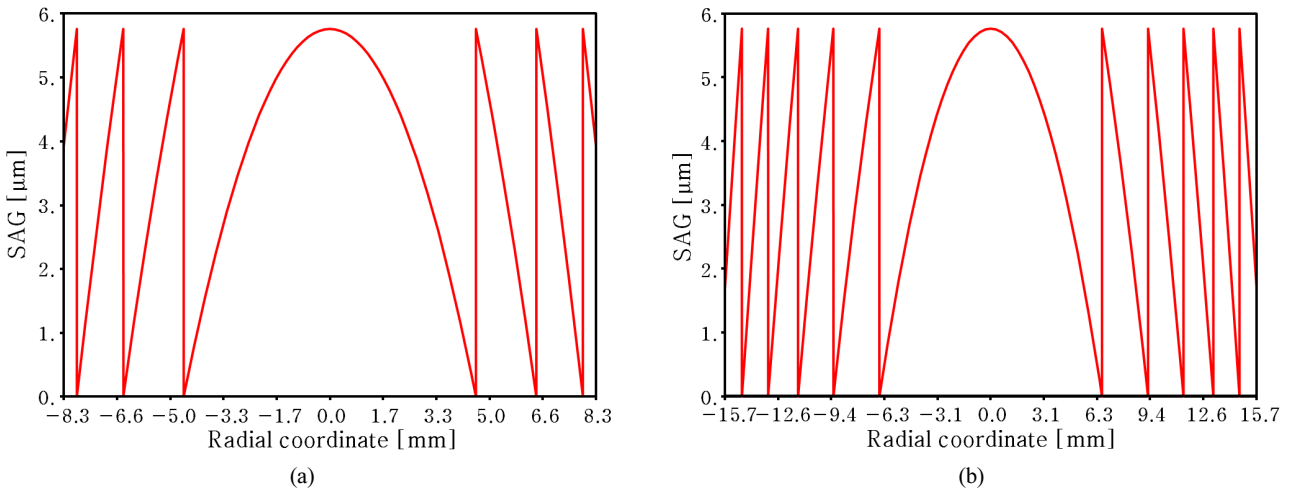


Fig. 2. Surface sag of diffractive kinoform: (a) L3 back surface; (b) L4 back surface.

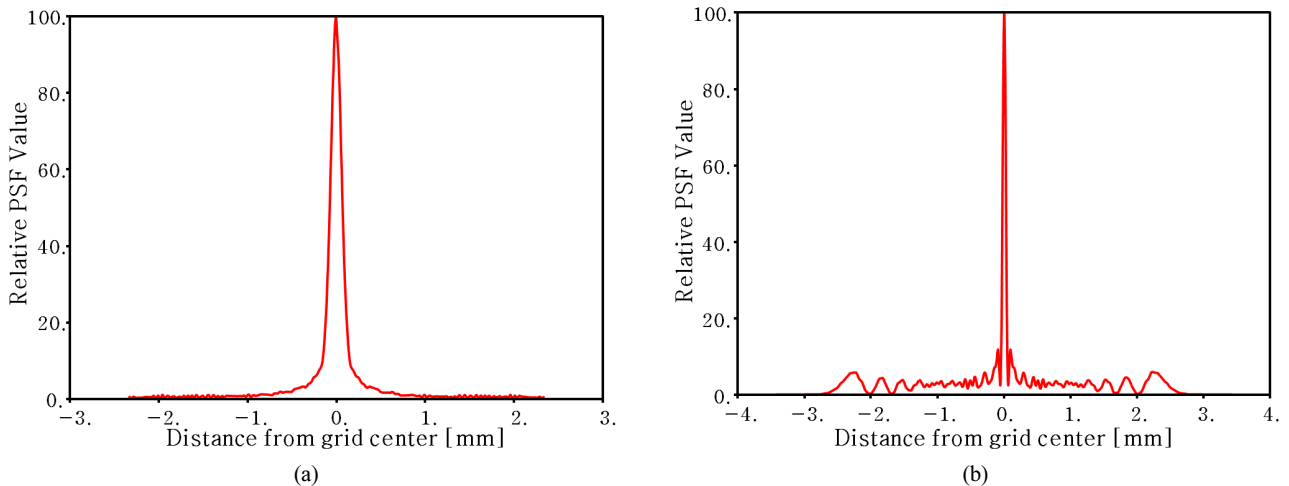


Fig. 3. Comparison of point spread functions by diffractive kinoform on L3 image plane: (a) Refractive lens (without kinoform); (b) Refractive and diffractive lens (with kinoform).

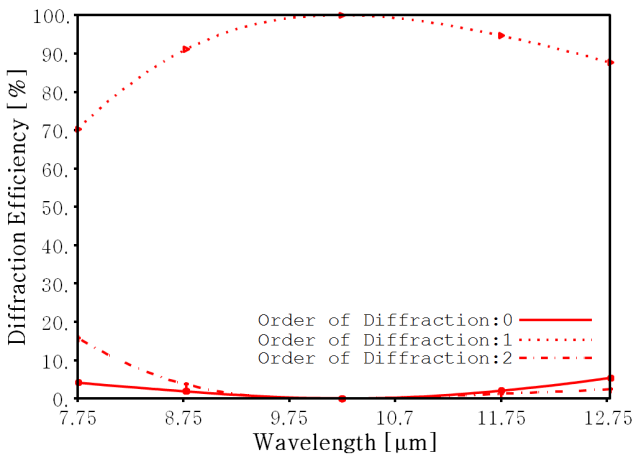


Fig. 4. Scalar diffraction efficiency.

것을 알 수 있다. 설계에 사용된 파장 대역에 따른 회절 효율은 약 88.75%의 평균값을 갖는 것을 알 수 있다. 하지만 hybrid 렌즈의 경우 파장 대역에 따른 효율 이외에 동의 직경에 따라 고차 회절상에 대한 배경 잡음이 변하는 등 회절 효율

또한 변하게 되므로 동의 면적에 따른 회절 효율 또한 함께 고려해야 한다. 이를 알아보기 위하여 설계에 사용된 hybrid 렌즈인 L3를 이용하여 1°의 입사각도(Angle of Incidence, AOI)로 입사하는 경우 입사동의 직경(Entrance Pupil Diameter, EPD)에 따라 변하는 회절 현상에 의한 PSF 함수의 진폭변화를 그림 5에 나타내었다. 이때의 경향을 살펴보면 입사동의 직경이 작아질수록 회절에 사용되는 광선의 면적이 작아지므로 고차 회절상에 의한 배경 잡음이 줄어드는 것을 확인할 수 있다.

이러한 광학계의 회절면이 갖는 진폭 변화는 유한 거리에서 발생되므로 fresnel 회절로 고려할 수 있으며 회절에 의한 진폭 변화는 원형 개구에서 근사되는 진폭 투과 함수를 이용하여 회절 중심 차수와 배경 잡음에 대한 경향을 살펴볼 수 있다. 이러한 진폭 투과 함수는 그림 5에 나타낸 것과 같이 동을 중심을 이용하는 광선은 회절 효과를 거의 받지 않으므로 굴절 렌즈와 같이 동작되며 광선의 높이가 동의 가장자리로 갈수록 회절 차수가 높아지며 이로 인해 배경잡음이 심해져 영상의 대조비에 영향을 주어 결국 MTF (Modulation Transfer Function)에 영향을 주게 된다. 원형 개구에서 회절

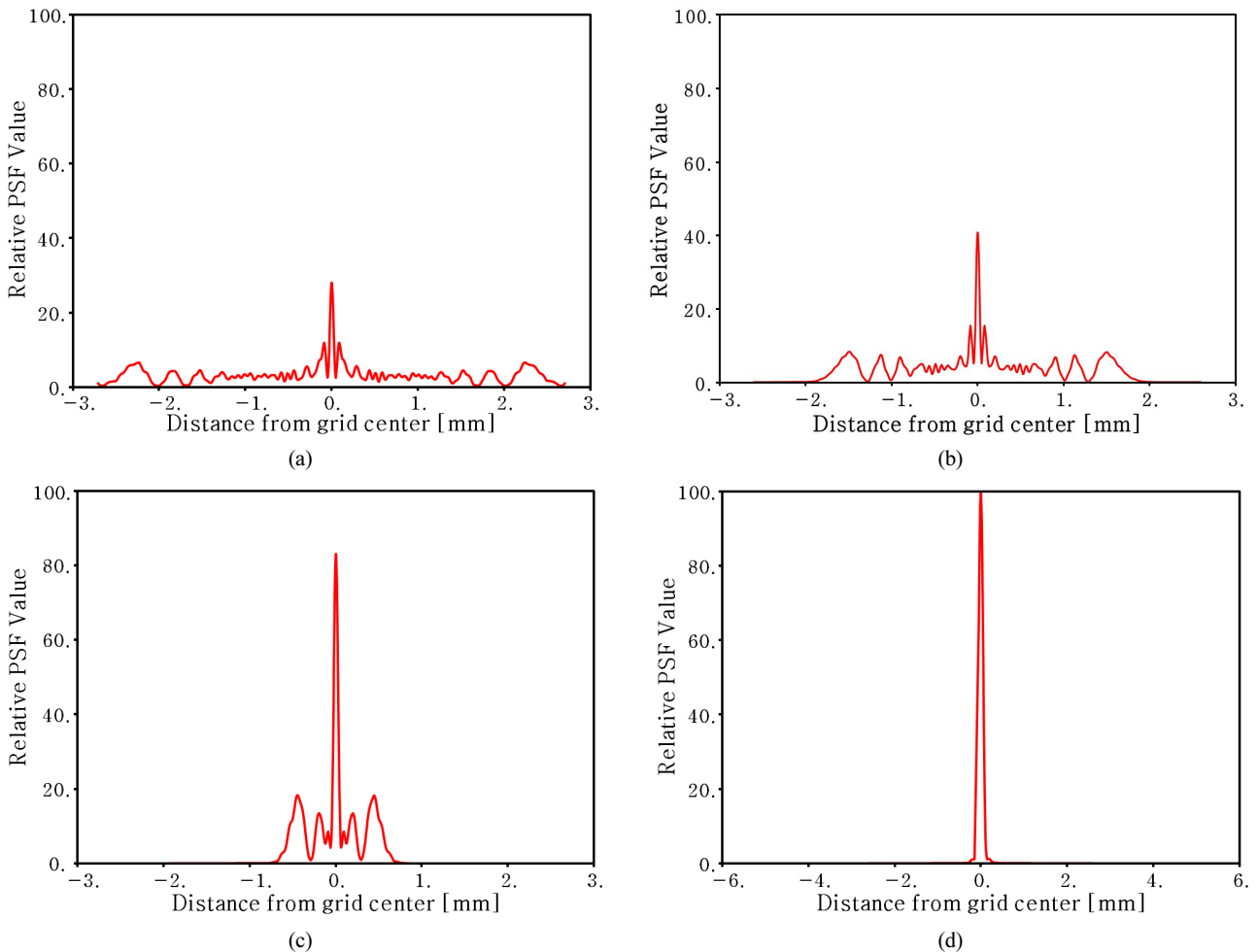


Fig. 5. Changed intensity of point spread functions by entrance pupil diameter on L3 image plane: (a) AOI: 1°, EPD: 16.6 mm; (b) AOI: 1°, EPD: 14.4 mm; (c) AOI: 1°, EPD: 11.0 mm; (d) AOI: 1°, EPD: 6.0 mm.

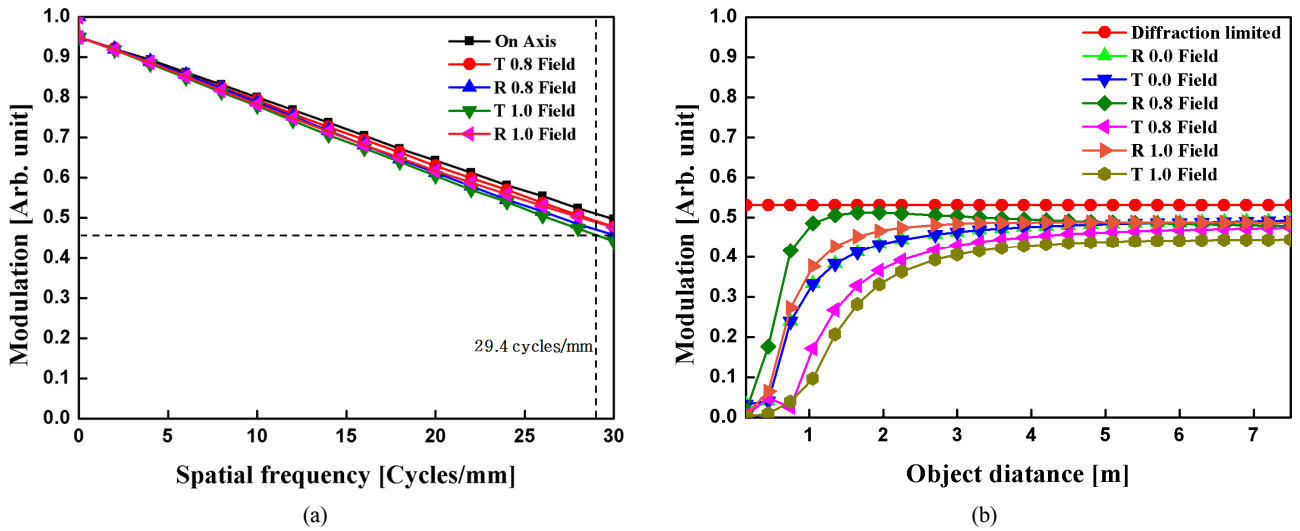


Fig. 6. Design performance: (a) Polychromatic MTF calculated by the polychromatic integrated diffraction efficiency; (b) Object distance VS Polychromatic MTF.

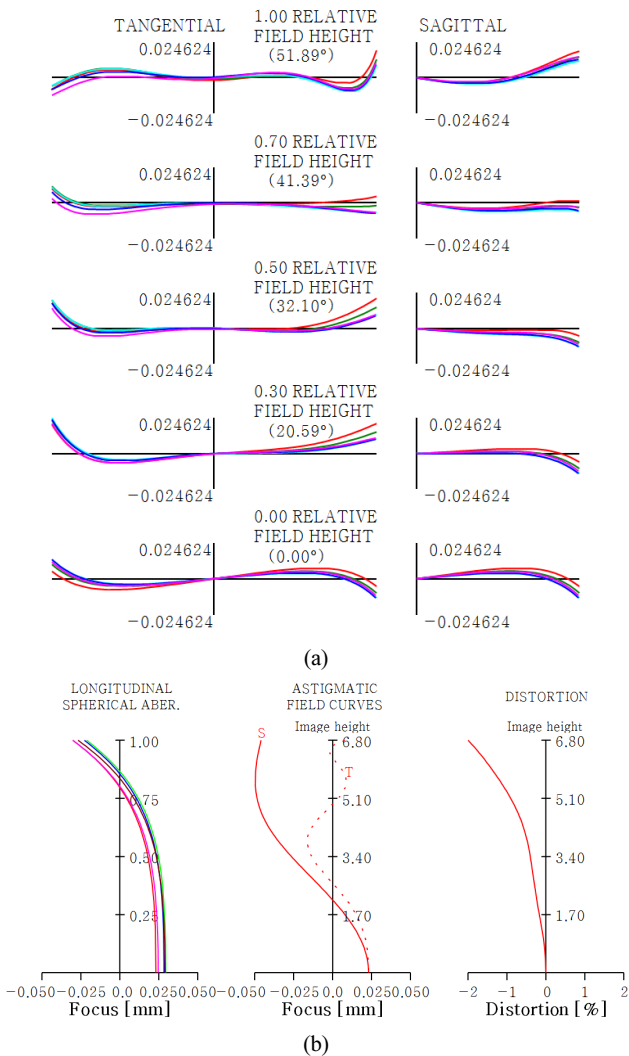


Fig. 7. Aberrations of an optimized LWIR optical system: (a) Ray aberration; (b) Astigmatic field curves, Distortion.

중심 차수와 그 외의 배경 잡음에 대한 진폭 투과 함수로부터 동의 면적에 대한 회절 효율을 포함한 통합 회절 효율은 식 (8)과 같이 근사할 수 있으며 설계 사양을 대입하여 계산된 결과를 함께 나타내었다^[14].

$$\eta_{integrated-polychromatic} \cong 1 + \frac{\pi^2}{3\lambda_0} (\lambda_{min} + \lambda_{max} - \lambda_0) - \frac{\pi^2}{9\lambda_0^2} (\lambda_{min}^2 + \lambda_{min}\lambda_{max} + \lambda_{max}^2) \cong 0.9339 \quad (8)$$

식 (8)을 이용하여 본 논문에서 설계된 광학계의 hybrid 렌즈가 갖는 통합 회절 효율은 약 93.39%의 값을 가지며 약 6.61%의 배경 잡음을 갖는 것으로 판단된다. 이러한 배경 잡음은 MTF에 영향을 주어 전체 공간 주파수에 대한 MTF가 저하됨을 예상할 수 있다. 하지만 Code V에서는 기본적으로 회절 현상을 고려하지 않는 MTF를 출력하므로 통합 회절 효율을 적용한 MTF를 그림 6(a)에 나타내었으며 그림 6(b)에는 nyquist 주파수 29.4 cycles/mm에서 고정 초점식 광학계가 갖는 물체거리에 따른 MTF를 나타내었다. 마지막으로, 설계된 광학계의 수차 특성을 그림 7에 나타내었다.

III. 비냉각 열상장비 광학계 비열화

적외선 광학 재질은 가시광 재질에 비해 매우 큰 굴절률 차이를 가지고 있어 설계시 유용하게 사용되지만 온도 변화에 대해 민감한 광학계의 성능 저하를 보이게 된다. 이러한 성능 저하는 광학계가 갖는 수차 특성에 대한 성능을 떨어뜨리기도 하지만 대부분의 경우 defocus로 발생되며 이를 살펴보기 위해 설계에 사용된 렌즈 및 기구 재질의 물성치를 표 5에 정리하였다.

Table 5. Material properties

Element	Material	Refractive index [$n_{10\mu m}$]	Abbe number [$V_{8-12\mu m}$]	α [$10^{-6}/K$]	$dn/dT_{10\mu m}$ [$10^{-6}/K$]
L1	Germanium	4.0032	904.6	6.1	404.0
L2	Zinc Selenide	2.4065	57.8	7.6	60.0
L3	IRG26	2.7781	161.0	21.4	32.2
L4	IRG26	2.7781	161.0	21.4	32.2
Lens barrel	Titanium	-	-	10.8	-

Table 6. Focus shift with temperature

Lens	Material	EFL [mm] @ 20°C	$(dn/dT)/(n-1)$ [$\times 10^{-6}/^{\circ}C$]	$\frac{df_r}{dT}$ [mm/°C]
L1	Germanium	-17.31	134.5	-0.002223
L2	Zinc Selenide	73.81	42.7	0.002588
L3	IRG26	64.85	18.1	-0.000213
L4	IRG26	15.82	18.1	-0.000052

기본적으로 광학식 비열화를 위해서는 서로 다른 색 및 열분산 계수를 갖는 세 종류의 재질이 필요한데 본 논문에서는 식 (9)에 나타난 몰색화 조건을 이용하여 Germanium과 Zinc Selenide 그리고 IRG26의 광학 재질을 최종적으로 선택하였다. 또한 식 (10)에 나타난 비열화 조건을 이용하여 설계된 광학계의 광학식 비열화 조건을 확인하였다. 식 (9)와 식 (10)에는 설계 결과를 이용한 계산 결과를 함께 정리하였다.

$$\sum \frac{K_i}{V_i} = 0 \approx 0.00066 \quad (9)$$

$$\sum \left(\frac{dK_i}{dT} \right) + \alpha' K = 0 \approx -0.02 \quad (10)$$

식 (10)에서 α' 은 기구 재질의 열팽창 계수이고, K 는 설계된 광학계의 굴절능을 나타낸다.

온도에 따라 각 렌즈에서 발생하는 초점거리 변화는 렌즈의 굴절능 변화 및 열팽창 계수에 의한 렌즈의 외형 변화에 의한 것으로 얇은 렌즈로 가정할 경우 식 (11)과 같이 나타낼 수 있다^[11].

$$\frac{df_r}{dT} = -f_r \left[\frac{dn}{dT} \left(\frac{1}{n-1} \right) - \alpha \right] \quad (11)$$

여기서 f_r 은 얇은 렌즈의 초점거리, dn/dT 는 굴절률의 온도 계수, α 는 재질의 열팽창 계수를 나타내며, 설계된 광학계의 결과를 이용하여 계산된 결과를 표 6에 정리하였다. 또한 Code V macro 기능을 이용하여 설계된 광학계에서 온도 변화에 따라 각 렌즈가 갖는 초점거리 변화를 분석하여 그림 8에 나타내었다. 분석을 위해 광학계의 압력은 대기압 상태에서 온도는 -35°C에서 55°C의 범위로 광학계 전체가 변화

도록 설정하였다.

표 6에서 알 수 있듯이 광학계의 온도 변화에 대하여 L2의 초점거리 변화가 다른 렌즈와 비교하여 서로 반대 방향으로 변할 것을 예측할 수 있고 그림 8에서 나타난 것과 같이 L2의 초점거리 변화는 L1, L3, L4 및 기구 경통에 의해 발생하는 초점거리 변화와는 서로 반대 방향으로 발생되므로 온도 변화에 따라 발생하는 defocus의 보상이 이뤄짐을 알 수 있다. 또한 L3과 L4의 각 렌즈별 초점거리 변화량은 전체 온도 범위에서 매우 작은 값을 가지므로 설계된 광학계가 갖는 온도 변화에 따른 defocus 또한 매우 작음을 알 수 있다. -35°C에서 55°C의 온도 범위에 대해 설계된 광학계가 갖는 defocus는 6.2 μm 에서 -3.7 μm 가 발생하는 것을 확인하였고 이때의 결과를 그림 9에 나타내었다. 또한 그림 10에 광학계의 MTF 성능을 나타내었다.

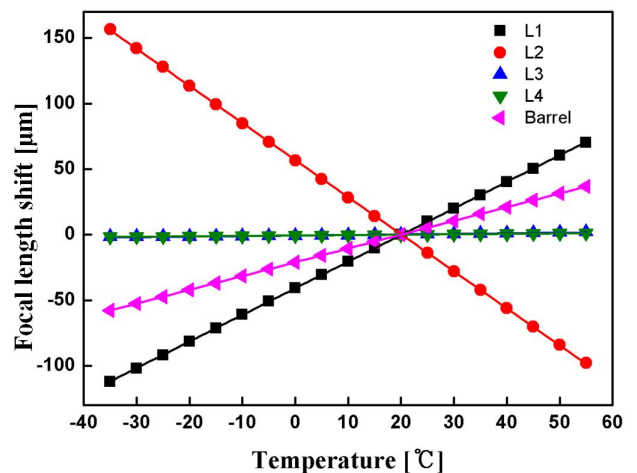


Fig. 8. Focus shift of lenses and changed length of a barrel.

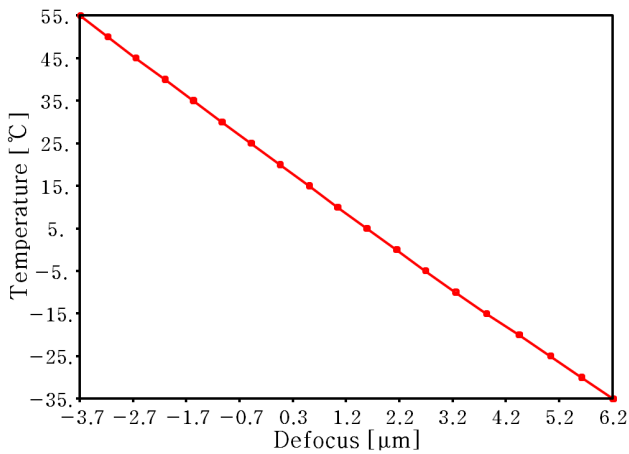
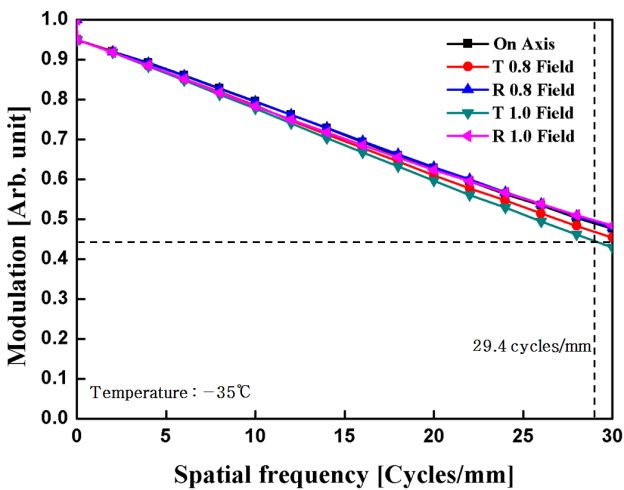
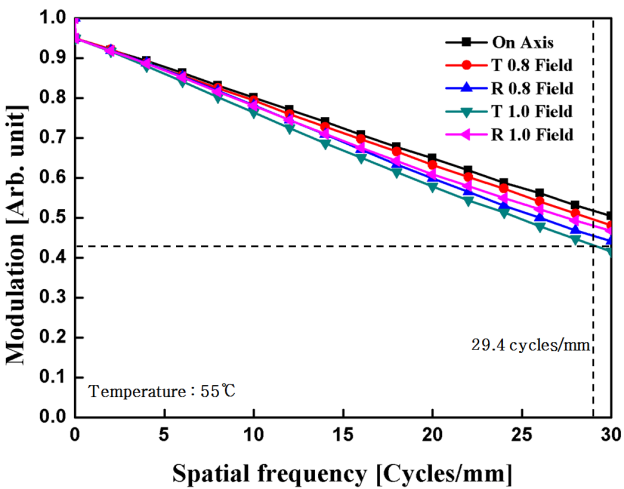


Fig. 9. Thermal defocus.



(a)



(b)

Fig. 10. MTF performance: (a) Temperature of an optical system: -35°C , (b) Temperature of an optical system: 55°C .

IV. 결 론

640 × 480 배율을 갖는 비냉각 검출기에 적용 가능한 광시야각을 갖는 원적외선 광학계를 설계 및 분석하였다. 본 논문에서 설계된 광학계는 90° × 67.5°의 시야범위를 가지며 광학계의 최적화된 F/수는 airy disk 및 MRTD를 함께 고려하여 F/1.2로 설정하였다.

최적화 설계 과정을 통하여 유효초점거리 5.44 mm를 가지며 2.0% 이하의 왜곡수치를 만족하도록 하였다. L3과 L4에 kinoform 형태의 회절면을 이용하여 광학계의 파면 수차를 최소화하였고 비냉각 열상장비에 적용할 수 있도록 광학계의 성능을 증명하였다. 물색화 조건 및 비열화 조건을 이용하여 Germanium, Zinc Selenide 및 IRG26 세 가지 재질을 선정하였으며, 왜곡수차를 만족하면서 광학식 비열화를 구현하기 위해 4개의 렌즈에 모두 비구면을 이용하고 L3과 L4의 경우는 비구면에 kinoform 형태의 회절면을 추가 적용하여 총 2개의 hybrid 렌즈를 적용하였다. Polychromatic transfer function을 평가하여 약한 파워를 갖는 회절면에 의하여 발생하는 scalar 회절 효율과 통합 회절 효율을 고려하였다.

결과에서 알 수 있듯이, 통합 회절 효율은 93.39%의 값을 가지며 고차 회절상에 의한 영상 잡음은 6.61% 발생하는 것을 살펴보았다. 이러한 영상 잡음은 각각의 주파수 대역에서 회절 효율에 의한 영상의 contrast를 저하시키므로 이를 반영한 MTF를 계산하였다. 이러한 회절 효율을 반영하더라도 설계된 광학계는 비냉각 열상장비에 적용할 수 있도록 충분한 영상의 질을 가질 것으로 판단된다.

References

1. S. M. Hong and H. S. Kim, "Advanced thermal imaging system with a large zoom optics," *Korean J. Opt. Photon.* **16**, 354-360 (2005).
2. 홍석민, 송인섭, "열상장비 개요," *물리학과 첨단기술* (1998).
3. T. Meitzler, G. Gerhart, E. Sohn, and P. Collins, "A comparison of the performance of 3-5 and 8-12 infrared camera," *Proc. SPIE Conference* **2224**, (1994).
4. G. C. Holst, "Imaging system performance based upon $F\lambda/d$," *Proc. SPIE Opt. Eng.* **46**, 103204 (2007).
5. H. S. Kim, D. H. Lee, H. K. Kim, and G. W. Lee, "Analysis of aspheric and diffractive surface effect for long wavelength infrared lens," *Korean J. Opt. Photon.* **14**, 369-376 (2003).
6. C. M. Ok and S. C. Park, "Design and analysis of a 10× optical zoom system for an LWIR camera," *J. Opt. Soc. Korea* **18**, 574-581 (2014).
7. C. M. Ok, H. J. Lee, and H. K. Kim, "Optimization of a middle infrared optical system with double magnification," in *Proc. OSK Summer Meeting* (Phoenix Park, Korea), 397-398 (2008).
8. J. A. Ratches, R. H. Vollmerhausen, and R. G. Driggers, "Target acquisition performance modeling of infrared

- imaging systems: past, present, and future,” *IEEE Sensors J.* **1**, 31-40 (2001).
9. R. K. Bhan, R. S. Saxena, C. R. Jalwania, and S. K. Lomash, “Uncooled infrared microbolometer arrays and their characterisation techniques,” *Def. Sci. J.* **59**, 580-589 (2009).
 10. H. Gross, “Handbook of Optical Systems,” *Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA*, pp. 406-410.
 11. P. J. Rogers and M. Roberts, “Thermal compensation techniques,” *Pilkington Optronics*, pp. 39.1-39.17.
 12. S. C. Park and M. J. Kim, “Development for optical design technology of diffractive optical element system using optimazation method,” *Dankook University Faculty Research Papers* **34**, 51-59 (1999).
 13. C. Bigwood, “New infrared optical systems using diffractive optics,” *Proc. SPIE* **4767**, (2002).
 14. D. A. Buralli and G. M. Morris, “Effects of diffraction efficiency on the modulation transfer function of diffractive lenes,” *Appl. Opt.* **31**, 4389-4396 (1992).
 15. D. A. Buralli, G. M. Morris, and J. R. Rogers, “Optical performance of holographic kinoforms,” *Appl. Opt.* **28**, 976-983 (1989).