

偏折角控制二向衰减及其在镜头设计中的应用

卢帅^{1,2,3,4}, 曲贺盟^{1,2,3,4,5*}, 管海军^{1,5**}, 张继真^{1,2,3,4,5}, 王超^{1,5}, 谢晓麟^{1,5}, 王宁⁵¹中国科学院长春光学精密机械与物理研究所, 吉林 长春 130033;²中国科学院大学, 北京 100049;³应用光学国家重点实验室, 吉林 长春 130033;⁴光学系统先进制造重点实验室(中国科学院), 吉林 长春 130033;⁵长春光智欧科技有限公司, 吉林 长春 130102

摘要 为了在光学设计过程中控制光学镜头的二向衰减性能,实现二向衰减性能的准确控制,提出了一种基于光线偏折角控制二向衰减的方法,并展示了其在镜头设计中的应用。首先,基于菲涅耳公式和仿真验证,探寻出二向衰减与光线偏折角存在相关性,并分析出折射率不影响二向衰减与光线偏折角之间的数值关系。接着,基于拟合方法建立了二向衰减和偏折角之间的多项式关系。然后,为了分析光学系统的二向衰减,进一步建立了“系统二向衰减-光线偏折角”公式。最后,基于“二向衰减-光线偏折角”公式和像差理论设计了二向衰减小于4.03%的镜头系统;基于“系统二向衰减-光线偏折角”公式成功预测了镜头的二向衰减性能。本文提出的方法对设计过程中控制和预测镜头的二向衰减性能具有参考意义。

关键词 二向衰减控制; 光线偏折角; 数据拟合; 光学设计

中图分类号 O435

文献标志码 A

DOI: 10.3788/AOS241032

1 引言

光的偏振特性已被广泛应用于检测领域,如半导体检测、生物检测和颗粒检测等^[1-4]。光学元件的偏振特性可分为二向衰减和延迟。透射式系统中的未镀膜镜片仅对二向衰减有影响。二向衰减是指与偏振相关的振幅变化,二向衰减会影响不同偏振光的透过率,进而影响检测的准确性。

目前,许多研究表明利用光的偏振特性可以提升检测精度。刘超^[5]的研究表明,利用偏振特性可以提高半导体缺陷检测的精度。赵儒强等^[6]的研究表明,利用光的偏振特性可在更大尺寸范围内实现更可靠的颗粒分类。光学系统会影响光的偏振特性,控制光学系统对偏振的影响是保证检测精度的前提。

以往针对光学系统的偏振特性研究主要集中在膜系优化设计,因为图形位置偏移和最佳焦面的偏移等误差主要受到相位延迟的影响,仅有一些研究者针对二向衰减对光学系统调制传递函数(MTF)的影响进行了研究^[7]。且以往的研究者仅给出定性的降低镜头二向衰减的方法。因此,可以定量描述镜头对二向衰减的影响且能够指导镜头设计的方法亟待被研究。

本文提出一种基于光线偏折角控制二向衰减的方

法。根据菲涅耳方程将抽象的二向衰减指标具体化,推导出二向衰减主要与光线偏折角有关。通过离散数据绘制二向衰减和光线偏折角的数值关系图,发现二者存在二次函数关系。然后,通过多项式拟合方法建立光线偏折角和二向衰减之间的简单二次函数关系,从而避免使用菲涅耳方程推导光线偏折角和二向衰减之间的复杂三角函数关系。

最后,基于“二向衰减-光线偏折角(B-L)”公式和像差理论成功设计了满足预期二向衰减性能的镜头系统。

2 理论模型

2.1 菲涅耳方程

菲涅耳方程可以完全描述光在未镀膜光学元件表面的偏振变化。菲涅耳方程将透射光束的复振幅、表面的光学性质与入射角之间建立函数关系。菲涅耳透射系数^[8]为

$$t_s(\theta_i) = \frac{2\sin\theta_i\cos\theta_i}{\sin(\theta_i + \theta_t)}, \quad (1)$$

$$t_p(\theta_i) = \frac{2\sin\theta_i\cos\theta_i}{\sin(\theta_i + \theta_t)\cos(\theta_i - \theta_t)}, \quad (2)$$

式中: t_s 为s偏振光的透射系数; t_p 为p偏振光的透射系

收稿日期: 2024-05-16; 修回日期: 2024-06-01; 录用日期: 2024-06-25; 网络首发日期: 2024-07-05

基金项目: 吉林省科技创新研究院科技协同创新项目(20240207009CX)

通信作者: *quhemeng@126.com; **navy2.14@163.com

数; θ_i 为入射角; θ_t 为折射角。

菲涅耳强度系数可将折射光束的光通量和入射光束的光通量联系起来。对于透射系数需要考虑两个因素:①折射率为 n 的材料中的光通量和真空中的光通量的 n 倍成正比;②光束的面积随折射而变化。因此菲涅耳强度系数为

$$T_s(\theta_i) = \frac{n_t \cos \theta_t}{n_i \cos \theta_i} |t_s(\theta_i)|^2, \quad (3)$$

$$T_p(\theta_i) = \frac{n_t \cos \theta_t}{n_i \cos \theta_i} |t_p(\theta_i)|^2, \quad (4)$$

式中: T_s 为s偏振光的强度系数; T_p 为p偏振光的强度系数; n_i 为入射介质的折射率; n_t 为透射介质的折射率。

各向同性表面上透射光的二向衰减可由s、p偏振光的菲涅耳强度透射系数定义:

$$D_t = \frac{T_s - T_p}{T_s + T_p}, \quad (5)$$

式中, D_t 为各向同性表面上透射光的二向衰减。

2.2 二向衰减和偏折角的函数模型建立

1) 对 Chipman 论断的验证

美国亚利桑那大学的 Chipman 提到,二向衰减大小主要由透镜后表面主导^[9],为此本文进行了仿真实验验证。

首先建立如图 1 所示的假想透镜,光线从光疏介质射向光密介质(前表面)或从光密介质射向光疏介质(后表面)的入射角相同,透镜折射率 $n_t = 1.5$,空气折射率 $n_i = 1$ 。

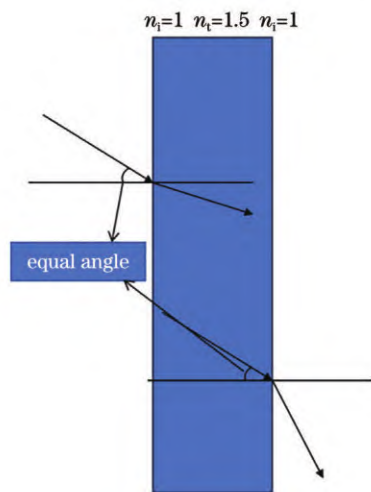


图1 假想的理想透镜模型

Fig. 1 Hypothetical ideal lens model

图2所示圆圈虚线为光在不同入射角从光疏介质射向光密介质时的二向衰减大小;实线为光在不同入射角从光密介质射向光疏介质时的二向衰减大小;方块虚线为后表面与前表面二向衰减的差值。由图中结果易知二向衰减主要由后表面主导。

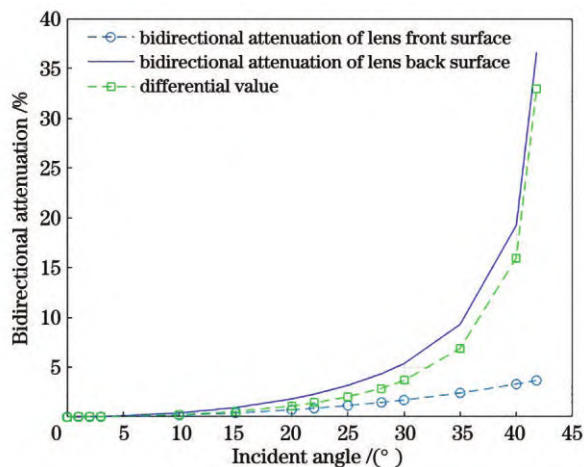


图2 透镜前后表面二向衰减与入射角的关系

Fig. 2 Relationship between bidirectional attenuation of front and rear surfaces of lens and incident angle

2) 偏折角与二向衰减的相关性分析

Chipman 只给出了定性结论,对镜头设计过程中控制二向衰减的指导意义有限。本文希望建立定量的控制镜头二向衰减的方法。为此要弄清两个问题:①可否用直观指标控制镜头设计过程中的二向衰减大小;②“直观指标”是否受折射率的影响。

光学设计人员通常可以改变曲率、间隔和光线角度等直观指标,而不能直接控制二向衰减指标^[10]。所以本文致力于寻找出二向衰减和直观指标之间的联系。

再次使用图1所示的模型,前后表面均从0度入射角开始遍历入射角与二向衰减的数值关系(避免发生全反射)。将得到的数据绘制成图,分别以入射角和出射角为横坐标绘制角度与二向衰减的曲线图,如图3所示。通过四幅图对比可以发现,图3(a)和3(d)曲线是重合的,图3(b)和3(c)曲线也是重合的。由此可以大胆推论,前后表面在相同偏折角情况下的二向衰减大小相同,光学设计师在设计过程中可以通过控制光线偏折角来控制镜头最终的二向衰减大小。

光学设计师在设计镜头时往往会使用多种材料进行配合来平衡像差^[11],因此需要探寻不同折射率镜片的偏折角和二向衰减是否存在相同的比例关系。图4为不同折射率介质中光线偏折角与二向衰减的关系。

图4中,实线是光线从空气射向折射率 $n = 1.5$ 的玻璃产生的二向衰减大小;星点曲线是光线从空气射向折射率 $n = 1.6$ 的玻璃产生的二向衰减大小;叉号曲线是光线从空气射向折射率 $n = 1.7$ 的玻璃产生的二向衰减大小;方块曲线是光线从空气射向折射率 $n = 1.8$ 的玻璃产生的二向衰减大小;五角星曲线是光线从空气射向折射率 $n = 1.95$ 的玻璃产生的二向衰减大小。从图4中可以看出,尽管光线入射的介质折射率不同,但是在相同光线偏折角时产生的二向衰减大小

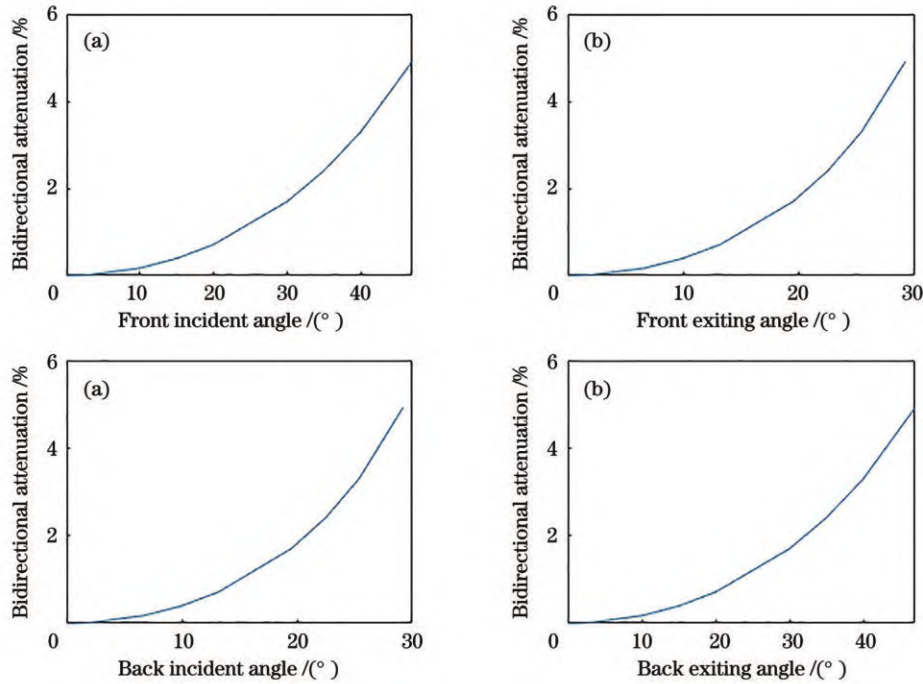


图 3 二向衰减与透镜前后表面入射\出射角度的关系。(a)前表面入射角;(b)前表面出射角;(c)后表面入射角;(d)后表面出射角
Fig. 3 Relationship between bidirectional attenuation and incident/exiting angles of front and back surfaces of lens. (a) Front incident angle; (b) front exiting angle; (c) back incident angle; (d) back exiting angle

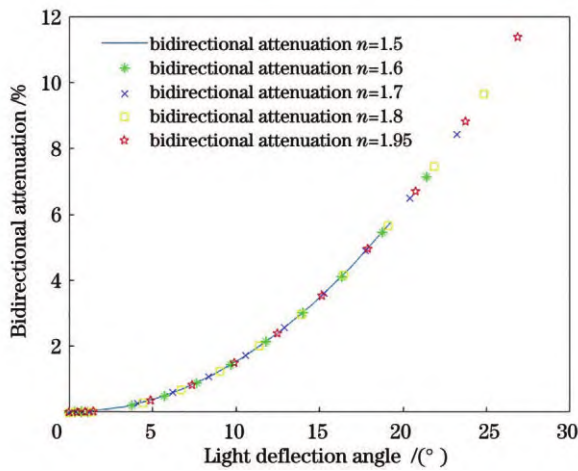


图 4 不同折射率透镜二向衰减与偏折角的关系
Fig. 4 Relationship between bidirectional attenuation and deflection angle of lenses with different refractive indexes

相同,即设计人员可以用具体的“光线偏折角”代替抽象的“二向衰减”,在光学设计优化时候关注光线偏折角大小即可。

3) 单个镜片的二向衰减与偏折角的函数关系

通过上文式(5)可以计算不同入射角度时的二向衰减,然后根据斯涅尔定律可以求出相应的出射角度。经过简单计算可以得出光线偏折角与二向衰减之间的数值对应关系,如表 1 所示。值得说明的是:①表 1 列出最大偏折角 19.28°的数据已能满足大部分系统的设计需求,若存在特殊要求可遵照本文方法拓展最大偏折角极限;②本文假想模型为平行平板,出射角与入

表 1 光线角度与二向衰减的关系

Table 1 Relationship between light angle and bidirectional attenuation

Incident angle / (°)	Exiting angle / (°)	Deflection angle / (°)	Bidirectional attenuation / %
0	0	0	0
1	0.67	0.33	$< 2 \times 10^{-3}$
2	1.33	0.67	$< 7 \times 10^{-3}$
3	2.00	1.00	0.02
10	6.65	3.35	0.17
15	9.94	5.06	0.39
20	13.18	6.82	0.71
25	16.37	8.63	1.14
30	19.47	10.53	1.70
35	22.49	12.51	2.40
40	25.38	14.62	3.29
45	28.13	16.87	4.40
50	30.72	19.28	5.77

射角之差即为光线偏折角。

将表 1 中偏折角和二向衰减数据绘制曲线,容易看出二向衰减和光线偏折角之间成二次函数曲线的关系,如图 5 所示。可以通过多项式拟合的方式建立二向衰减和光线偏折角 $\Delta\theta$ 的函数关系。

通过多项式拟合得出的二向衰减和光线偏折角

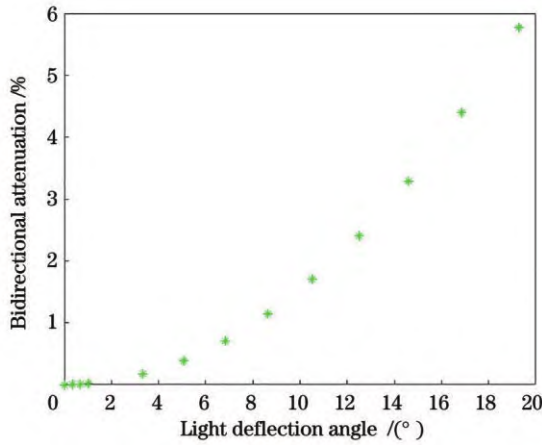


图5 光线偏折角与二向衰减数据的曲线关系

Fig. 5 Curve relationship between light deflection angle and bidirectional attenuation data

(B-L)的函数关系为

$$D(\Delta\theta) = 0.015695\Delta\theta^2 - 0.0041984\Delta\theta + 0.0039167, \quad (6)$$

式中: D 为二向衰减; $\Delta\theta$ 为光线偏折角; $\Delta\theta < 19.28^\circ$ 。

式(6)拟合方差 $S_{SE} = 0.00027583$, 调整决定系数 $R\text{-square} = 0.99999$ 。最大拟合残差在千分之五左右, 拟合图与残差图如图6~7所示。通过多项式拟合得出二向衰减和偏折角的函数关系可以极大简化计算^[12], 并且具有极高的拟合精度, 减轻光学设计师的理论计算量。

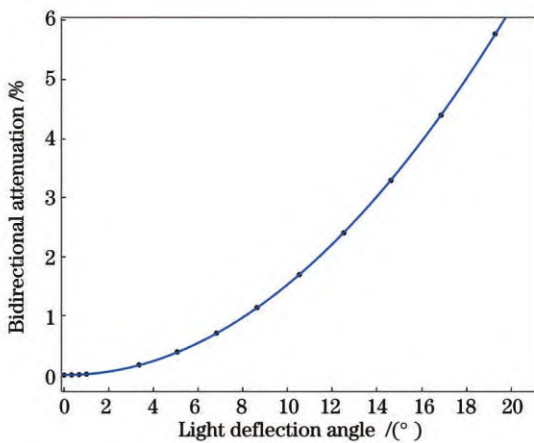


图6 光线偏折角与二向衰减拟合图

Fig. 6 Fitting diagram of light deflection angle and bidirectional attenuation

4) 系统的二向衰减与偏折角的函数关系

镜头设计师希望了解在镜头设计中增加或减少镜片和修改光线在某片镜片的偏折角后系统的二向衰减改变量。因此需要一种理论计算方法评估光学系统结构改变后的二向衰减大小。

透射式光学系统中, 无论正透镜还是负透镜都会产生相同方向的二向衰减, 所以可以使用累乘的方式

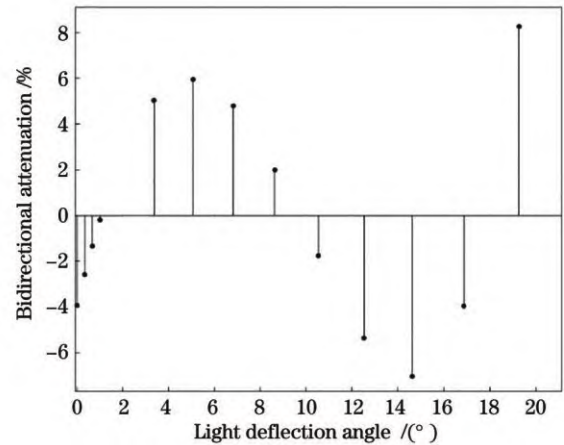


图7 光线偏折角与二向衰减拟合残差图

Fig. 7 Fitting residual diagram of light deflection angle and bidirectional attenuation

表述系统产生的二向衰减, 则系统二向衰减-光线偏折角(S-B-L)公式为

$$D_{\text{total}} = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - D_i), \quad (7)$$

$$D_{\text{total}} = 1 - \prod_{i=1}^n [1 - (0.015695\Delta\theta_i^2 - 0.0041984\Delta\theta_i - 0.0039167)], \quad (8)$$

$$D_{\text{total}} = 1 - \prod_{i=1}^n (-0.015695\Delta\theta_i^2 + 0.0041984\Delta\theta_i + 0.9960833), \quad (9)$$

式中: D_{total} 为系统的二向衰减; D_i 为第*i*面的二向衰减; $\Delta\theta_i$ 为第*i*面的光线偏折角; $i = 1, 2, 3 \cdots n$; n 是镜头中的总光学面数量。

如式(9)所示, 更改镜头中任意设计, 如镜片数量增减、光线在每片镜片的偏折角大小变化都会引起 D_i 的改变。即可以在仿真设计阶段实时评估镜头系统的二向衰减大小, 而不是镜头设计完成后才能分析镜头系统的二向衰减性能。

3 镜头设计

3.1 设计指标

光学镜头设计指标如表2所示, 表中数据相比常规设计指标新增了对镜头二向衰减的要求。其中单个透镜的二向衰减限制用于后续式(11)的计算。

3.2 镜头设计

1) 初始结构的分析与选取

根据上文式(9)可知, 镜头的二向衰减大小主要由偏折角 $\Delta\theta$ 决定, 而光线在镜面的偏折角与光线入射高度、镜面光焦度有关, 即

$$\Delta\theta = h\varphi, \quad (10)$$

式中: h 是光线入射高度; φ 是光焦度。

因此每片镜片应具有较小的光焦度, 并且尽量降低光线入射高度, 最终产生较小的偏折角 $\Delta\theta$ 。即有较

表 2 光学系统设计指标
Table 2 Optical system design index

Index	Value
F_{number}	1
Effective focal length /mm	≤ 20
Wavelength /nm	266
Field of view /mm	3.7
Magnification	$-11.4\times$
Bidirectional attenuation of optical system /%	≤ 10
Bidirectional attenuation of single lens /%	≤ 1

低的二向衰减效应,如上文式(6)所示。

透镜在物、像方的弯曲形式一共有四种^[13]:透镜弯向物方和像方;透镜不弯向物方和像方;透镜弯向物方但不弯向像方;透镜不弯向物方但弯向像方。

下面分别对透镜弯向物方和不弯向物方进行分析。如图 8 所示,对于发散球面波可以明显看出,图 8(a)结构形式的入射角小于图 8(b)结构形式的入射角。通过斯涅尔定律可知,弯向物方的透镜形式比不弯向物方的透镜形式对光线产生更小的偏折角,在像方空间同理。本文拟设计的镜头结构接收发散球面波前,出射会聚球面波前,所以初始结构选择物方透镜弯向物方波前、像方透镜弯向像方波前的透镜结构形式。

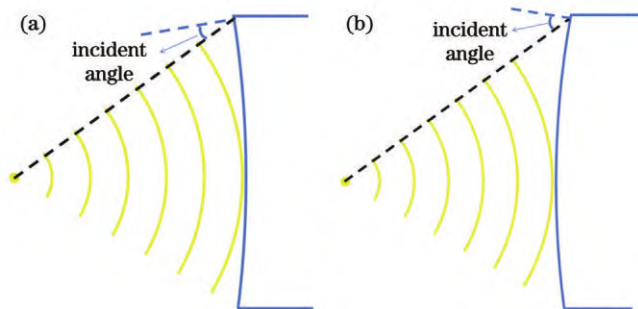


图 8 物方入射角度模型。(a)弯向物方的形式;(b)不弯向物方的形式

Fig. 8 Object incident angle model. (a) Bending to object form; (b) Not bending to object form

同时,镜头的初始结构应便于系统整体的对称性设计,有利于系统的球差、彗差、像散和畸变的校正^[14]。

基于以上讨论,本文物镜初始结构选择物方透镜弯向物方空间、像方透镜弯向像方空间的弯月形镜组,中间的凸透镜用于后续的透镜分裂,如图 9 所示。

根据设计指标可知系统的一阶参数 $F_{\text{number}} = 1$,有效焦距 $f \leq 20$ mm。经过上文讨论系统采用对称式结构,则可以先求解系统前半部分参数,然后对前半部分翻转形成弯向物方和像方的结构。前半部分结构如图 10 所示。

初始结构前半部分分配一半的光焦度,然后使第

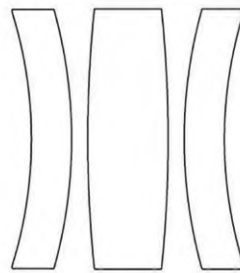


图 9 初始结构选型

Fig. 9 Initial structural selection



图 10 初始结构的前半部分

Fig. 10 First half of initial structure

一片透镜承担前半部分 1/3 的光焦度、第二片透镜承担前半部分 2/3 的光焦度,且令第二片透镜后表面曲率半径无限大。第一片透镜和第二片透镜的空气间隔可由两元件光学系统组合的光焦度公式求得。最终,初始结构前半部分的曲率半径和空气间隔数据如表 3 所示。

表 3 初始结构前半部分的初始数据
Table 3 Initial data of first half of initial structure

Surface	Radius of curvature /mm	Thickness /mm
Front surface of lens 1	-80	—
Rear surface of lens 1	-34.275	0
Front surface of lens 2	29.984	—
Rear surface of lens 2	Infinity	—

镜头可由前半部分以第四面为对称轴翻转形成镜片弯向物方和像方的结构形式,如图 9 所示。翻转后需要恢复镜头的一阶参数 $F_{\text{number}} = 1$ 、有效焦距 $f = 20$ mm 等。但镜头的镜片数过少,显然不能满足 $F_{\text{number}} = 1$ 的苛刻要求,且每片镜片承担的光线偏折角过大,不利于镜头的二向衰减和像差的控制,即无法满足性能指标要求。

2) 优化方向的分析

镜头是对称性结构,但镜片数过少,难以满足系统设计的要求。首先处理初始结构存在的球差,平衡球差的一个主要方法是分裂镜片^[15]。将镜组中的某一个镜片分裂为两个镜片,保证分裂后的两个镜片和分离前

的一个镜片具有相同光焦度。分裂透镜的一个重要作用就是降低每片镜片产生的光线偏折角,从而降低光学系统的球差。而本文为了在设计过程中就考虑对彗差和像散进行平衡,进行透镜分裂时候注重镜头结构的对称性。

由上文式(10)可知,偏折角等于光线投射高度与光焦度的乘积。而由B-L公式可以计算出:若想让每片镜片产生的二向衰减小于1%,则需要每片镜片

产生的偏折角小于 8.1° 。若令光线投射平均高度为30 mm,则所需镜片数 x 为

$$x = \frac{\varphi_{\text{total}} \times h_{\text{mean}}}{\Delta\theta} \cdot \frac{180}{\pi} = \frac{30 \times 180}{20 \times \pi \times 8.1} \approx 10.6, \quad (11)$$

式中: x 为镜片数; φ_{total} 为系统光焦度; h_{mean} 为平均投射高度; $\Delta\theta$ 为每片镜头承担的偏折角。

本文使用对称式设计思想,则需要12片镜片,镜头复杂化结果如图11所示。

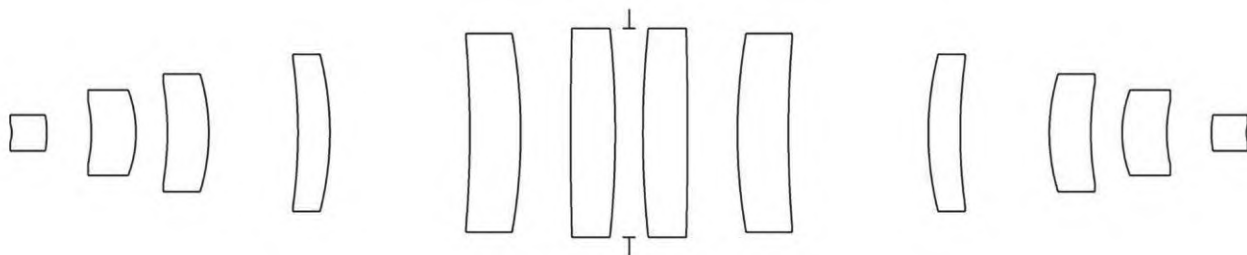


图11 对称式镜头结构

Fig. 11 Symmetric lens structure

对称式镜头结构提供了良好的优化起点,但完全对称结构的放大倍率为 $-1\times$,这与设计要求的

$-11.4\times$ 不符。同时还残余大量像散和场曲,如图12所示。

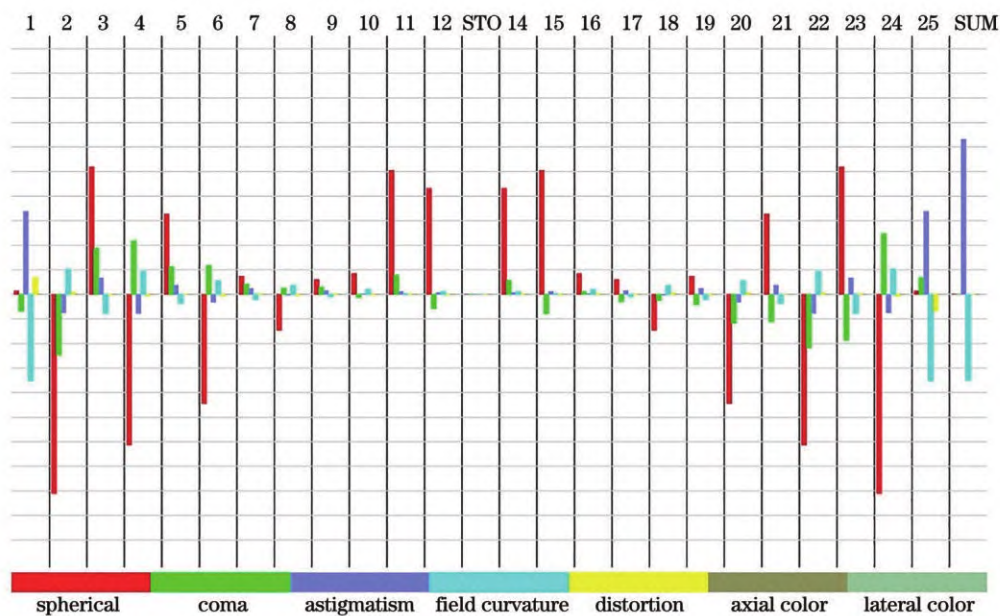


图12 对称式镜头结构的赛德尔图

Fig. 12 Sidel diagram of symmetric lens structure

为了满足倍率要求,物方透镜应分配更大的光焦度。可以将前六片透镜定为前组分、后六片透镜定为后组分。设计要求放大倍率为 $-11.4\times$,则可大致将前后组分透镜的焦距比定为1:11(仅是优化方向,不是最终光焦度分配关系),即

$$\frac{f_{\text{front}}}{f_{\text{back}}} = 11, \quad (12)$$

则

$$\frac{\varphi_{\text{back}}}{\varphi_{\text{front}}} = 11, \quad (13)$$

式中: f_{front} 为前组分的焦距; f_{back} 为后组分的焦距; φ_{front} 为前组分的光焦度; φ_{back} 为后组分的光焦度。

明确前后组分的焦距分配方向,还需要给定整体焦距的约束 $f \leq 20 \text{ mm}$ 。易知单透镜的焦距与间隔的分配有无数种方案,所以需要光学设计软件辅助计算。

通过Petzval波像差系数可知拉赫不变量和透镜

折射率固定时场曲主要受光焦度影响,所以为了消除场曲需要让各片透镜的光焦度之和趋近于零[如式(14)所示]。将图 11 的对称性打破,必定会引入很大彗差。光阑平移理论表明彗差和像散可以通过光阑平移来相互抵消^[16][如式(15)所示]。优化过程中分配给物方透镜更多的光焦度来满足倍率要求,物方透镜产生的像差更大,则光阑向物方移动对像差矫正起更积极的作用。

$$W_{220P} = \left(\frac{L^2}{4} \right) \sum \frac{\varphi_i}{n_i}, \quad (14)$$

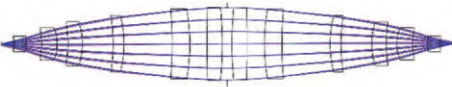
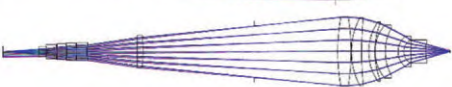
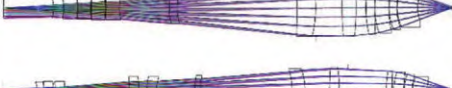
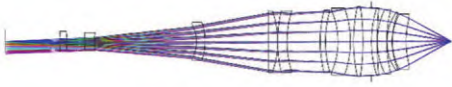
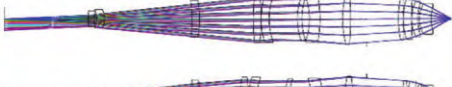
$$S_{III}^* = S_{III} + 2QS_{II} + Q^2S_I, \quad (15)$$

式中: W_{220P} 是 Petzval 波像差系数; L 是拉赫不变量; S_{III}^* 是光阑平移后像散的赛德尔系数; S_{III} 是光阑平移前像散的赛德尔系数; S_{II} 是光阑平移前彗差的赛德尔系数; S_I 是系统球差赛德尔系数; Q 是偏心系数。

3) 优化流程及结果

优化过程中靠近物方和像方的透镜应尽可能弯向物方和像方,处于中间的透镜在保持局部对称性的前提下允许较大变化量。此外,打破对称过程中也应用本文方法对每片透镜产生的偏折角进行限制。设计流程如表 4 所示。

表 4 打破对称性的设计流程
Table 4 Design process that breaks symmetry

Magnification	Layout	$W_{040}/W_{131}/W_{222}/W_{220P}/W_{311}$ (in wavelength units)
-1×		0.007/0/23.755/-6.591/0
-1.34×		30.238/3.107/8.967/-6.584/1.833
-1.4×		28.198/3.098/10.629/-6.915/2.2
-2×		63.567/14.617/10.793/-8.87/5.615
-3.2×		19.28/-3.247/-0.616/-6.82/15.79
-4.2×		-2.093/6.259/6.716/-5.271/9.786
-5.5×		11.234/-0.755/2.11/-1.568/6.888
-5.5×		2.191/-1.513/1.656/-0.391/5.515
-6.8×		0.434/0.032/0.679/-0.005/3.345
-8.2×		0.654/-0.073/0.956/-0.219/2.444
-9.85×		1.591/-0.434/1.168/-0.094/8.508
-11.1×		0.738/-0.954/0.089/1.092/8.299
-11.4×		1.144/-0.241/-0.332/0.368/7.530

Notes: W_{040} is wavefront spherical aberration coefficient; W_{131} is wavefront coma coefficient; W_{222} is wavefront astigmatism coefficient; W_{220P} is wavefront field curvature coefficient; W_{311} is wavefront distortion coefficient.

图 13 为最终设计的光路结构图,左侧为像面,右侧为物面。

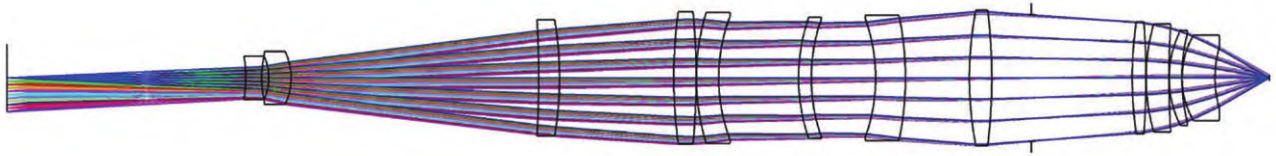


图 13 最终镜头结构
Fig. 13 Final lens structure

图 13 所示结构的具体参数如表 5 所示。

表 5 最终镜头结构数据
Table 5 Final lens structure data

Surface	Type	Radius of curvature / mm	Thickness / mm	Glass
Object	Standard	Infinity	149.323	—
1	Standard	-87.920	10.000	C79-80
2	Even asphere	60.617	4.464	—
3	Standard	-32.876	14.000	C79-80
4	Standard	-37.844	154.976	—
5	Standard	-598.216	13.000	C79-80
6	Standard	-216.027	71.548	—
7	Standard	308.507	14.000	C79-80
8	Standard	-429.693	0.100	—
9	Standard	137.218	14.000	C79-80
10	Standard	107.894	50.000	—
11	Standard	115.920	8.000	C79-80
12	Standard	114.638	40.170	—
13	Standard	-108.917	18.701	C79-80
14	Standard	-187.698	40.000	—
15	Standard	222.415	14.000	C79-80
16	Standard	-352.728	24.717	—
Stop	Standard	Infinity	63.224	—
18	Standard	242.455	8.618	C79-80
19	Standard	-442.415	0.100	—
20	Standard	122.157	14.261	C79-80
21	Standard	517.718	0.100	—
22	Standard	65.027	7.999	C79-80
23	Standard	114.107	0.100	—
24	Standard	53.164	20.599	C79-80
25	Standard	67.821	33.999	—
Image	Standard	Infinity	—	—

3.3 性能分析

图 14 和图 15 分别是本款镜头的场曲畸变图和均

方根(RMS)波前差 VS 视场图。从图 14 中可以看出,场曲被控制在 $\pm 0.8 \mu\text{m}$ 之内,畸变小于 0.25%;图 15 展示了全视场的波前误差 RMS,全视场的波前误差 RMS 均在衍射极限之内,镜头的性能优越。

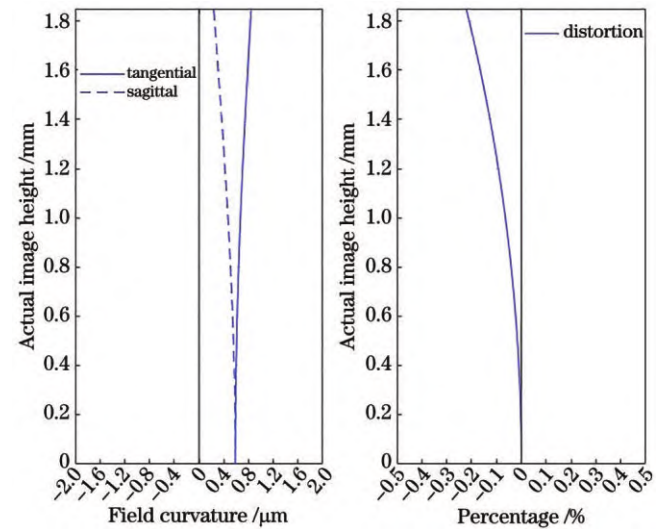


图 14 场曲和畸变
Fig. 14 Field curvature and distortion

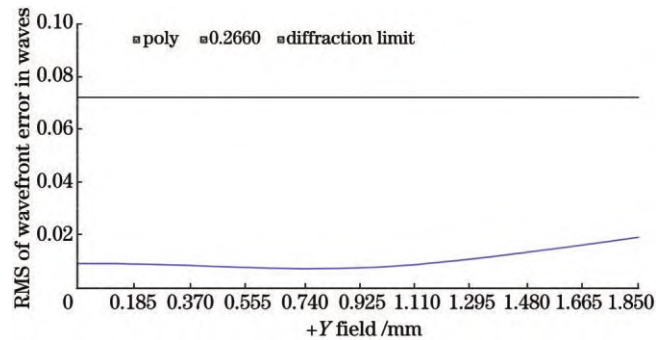


图 15 各视场的波前均方根值
Fig. 15 RMS of wavefront in each field of view

根据前文每片镜片产生的二向衰减小于 1% 得出每片镜片承担的最大偏折角应小于 8.1° ,图 16 所示为最终设计结果中各镜片产生的光线偏折角大小。值得注意的是,设计过程中为保持对称性结构选择了 12 片镜片,每片镜片实际承担的偏折角比 8.1° 更小,所以最终得到的二向衰减数值比 10% 小。

将每片镜片产生的光线偏折角数据带入 S-B-L 公

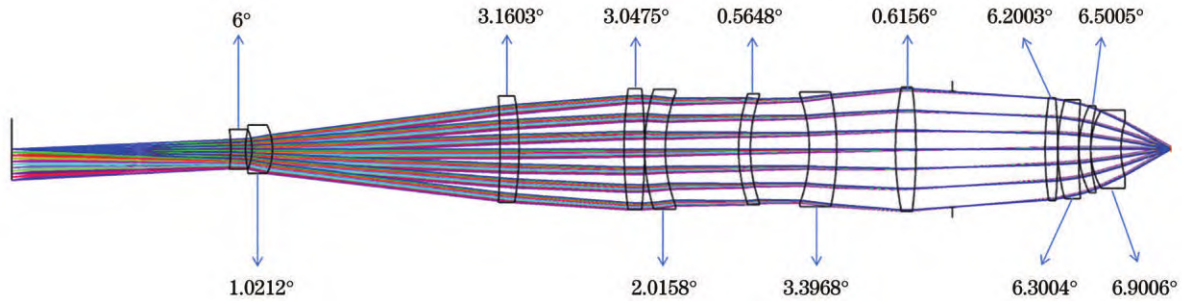


图16 各镜片的光线偏折角

Fig. 16 Light deflection angle of each lens

式可预估镜头的二向衰减大小,图16所示镜头的预估二向衰减大小为

$$D_{\text{total}} = 1 - \prod_{i=1}^n (-0.015695\Delta\theta_i^2 + 0.0041984\Delta\theta_i + 0.9960833) \approx 0.0438 = 4.38\% \quad (16)$$

通过S-B-L公式计算出镜头的最大二向衰减为4.38%。通过仿真软件追迹得到的精确二向衰减值如表6所示,在不同视场的最大二向衰减分别为3.9619%、4.0202%和4.0237%。可以看出通过S-B-L公式预测的结果与精确追迹的结果吻合,但S-B-L公式形式简单、易于计算,方便设计人员对镜头二向衰减进行控制。

表6 精确二向衰减数据

Table 6 Accurate bidirectional attenuation data

Number	Field of view	Mean bidirectional attenuation / %	Maximum bidirectional attenuation / %
1	0	1.2215	3.9619
2	0.707	1.2174	4.0202
3	1	1.2132	4.0237

4 结 论

本文受到Chipman提出“二向衰减大小主要由透镜后表面主导”的启发,以菲涅耳方程为基础,仿真验证了Chipman的观点,然后进一步推理出抽象指标“二向衰减”与具体指标“光线偏折角”存在二次函数关系。通过二次多项式拟合出二向衰减和偏折角之间的关系,相比前人的研究给出了量化的指标。

根据B-L公式预测出满足镜头二向衰减性能的镜头系统所需的镜片数。然后根据设计出的光学系统使用S-B-L公式快速准确地预测了镜头的二向衰减性能,预测值与精确追迹值基本相等。最终,使用B-L公式和像差理论成功设计出 $F_{\text{number}}=1$ 、放大倍率为-11.4倍、半视场为1.85 mm和二向衰减小于4.03%的高性能镜头。

尽管本研究取得了一些进展,但仍然存在一些局限性。例如,本方法没有分析膜层对镜头二向衰减性

能的影响。未来,我们将细致研究膜层影响二向衰减的机理,力求提出镜头设计过程中更通用的二向衰减控制方法。

此外,随着检测精度要求的不断提高,利用光的偏振特性进行检测的应用场景将更加广阔,检测镜头的偏振控制设计方法也会愈发重要。我们期望通过持续的研究和创新,为检测领域的发展提供更加强有力的技术支持。

参 考 文 献

- [1] 邓泉, 赵泽宇, 林鹤, 等. 晶圆金属表面纳米颗粒暗场检测系统设计[J]. 中国激光, 2023, 50(22): 2204003.
Deng Q, Zhao Z Y, Lin H, et al. System design for dark-field detection of nanoparticles on wafer metal surface[J]. Chinese Journal of Lasers, 2023, 50(22): 2204003.
- [2] 乔文龙, 周亮, 刘朝晖, 等. 生物组织多光谱偏振特性研究[J]. 光谱学与光谱分析, 2022, 42(4): 1070-1075.
Qiao W L, Zhou L, Liu Z H, et al. Study on multispectral polarization characteristics of biological tissues[J]. Spectroscopy and Spectral Analysis, 2022, 42(4): 1070-1075.
- [3] Islam M N, Tahtali M, Pickering M. Man-made object separation using polarimetric imagery[J]. Proceedings of SPIE, 2019, 11197: 111971C.
- [4] 栾晓宁, 廖玉昆, 褚堃, 等. 面向水面溢油检测的多角度偏振反射特性仿真研究[J]. 光学学报, 2023, 43(6): 0612004.
Luan X N, Liao Y K, Zhuo K, et al. Simulation investigation of multi-angle polarization reflection characteristics for marine oil spill detection[J]. Acta Optica Sinica, 2023, 43(6): 0612004.
- [5] 刘超. 暗场晶圆缺陷检测系统孔径设计方法研究[D]. 武汉: 武汉科技大学, 2022: 26-39.
Liu C. Study on aperture design method of dark field wafer defect detection system[D]. Wuhan: Wuhan University of Science and Technology, 2022: 26-39.
- [6] 赵儒强, 李璟文. 基于偏振比检测和支持向量机的颗粒在线检测[J]. 激光与光电子学进展, 2024, 61(4): 0412007.
Zhao R Q, Li J W. Online particle detection based on polarization ratio measurement and support vector machine[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2024, 61(4): 0412007.
- [7] 张敏睿, 贺正权, 汪韬, 等. 偏振双向衰减对光学成像系统像质影响的矢量平面波谱理论分析[J]. 物理学报, 2017, 66(8): 084202.
Zhang M R, He Z Q, Wang T, et al. Analysis of the influence of diattenuation on optical imaging system by using the theory of vector plane wave spectrum[J]. Acta Physica Sinica, 2017, 66(8): 84202.
- [8] 石顺祥, 王学恩, 马琳. 物理光学与应用光学[M]. 3版. 西安: 西安电子科技大学出版社, 2014: 30-34.
Shi S X, Wang X E, Ma L. Physical optics and applied optics

- [M]. 3rd ed. Xi'an: Xidian University Press, 2014: 30-34.
- [9] Chipman R, Lam W S T, Young G. Polarized light and optical systems[M]//Engineering & technology, physical sciences. Boca Raton: CRC Press, 2018: 376-383.
- [10] 陈恩果. 计算机辅助光学设计: CODE V 应用基础[M]. 北京: 清华大学出版社, 2021: 210-212.
Chen E G. Application basis of computer aided optical design CODE V[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2021: 210-212.
- [11] Edmund. Optical glass specification[EB/OL]. (2024-03-21) [2024-05-08]. <https://www.edmundoptics.cn/knowledge-center/application-notes/optics/>.
- [12] 司守奎, 孙兆亮, 孙玺菁, 等. 数学建模算法与应用[M]. 2 版. 北京: 国防工业出版社, 2015: 92-94.
Si S K, Sun Z L, Sun X J, et al. Mathematical modeling algorithms and applications[M]. 2nd ed. Beijing: National Defense Industry Press, 2015: 92-94.
- [13] Joseph M G. Introduction to lens design[M]. New York: Willmann-Bell, 2002: 21-23.
- [14] Malacara D. Handbook of optical design[M]. 3rd ed. Boca Raton: CRC Press, 2017: 211-212.
- [15] 罗伯特·费希尔, 比利亚纳·塔迪奇·加莱布, 小保罗·约德尔. 光学系统设计[M]. 吴晓倩, 张振, 宋红军, 等, 译. 天津: 红外与激光工程出版社, 2004: 29-34.
Robert E F, Biljana T G, Paul R Y J. Optical system design [M]. Wu X Q, Zhang Z, Song H J, et al., Transl. Tianjin: Infrared and Laser Engineering Press, 2004: 29-34.
- [16] Luc. The stop-shift equations[EB/OL]. (2022-11-27) [2024-05-08]. <https://www.thepulsar.be/article/-devoptical-part-17--the-stop-shift-equations/>.

Deflection Angle Control Bidirectional Attenuation and Its Application in Lens Design

Lu Shuai^{1,2,3,4}, Qu Hemeng^{1,2,3,4,5*}, Guan Haijun^{1,5**}, Zhang Jizhen^{1,2,3,4,5}, Wang Chao^{1,5},
Xie Xiaolin^{1,5}, Wang Ning⁵

¹*Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences, Changchun 130033, Jilin, China;*

²*University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China;*

³*State Key Laboratory of Applied Optics, Changchun 130033, Jilin, China;*

⁴*Key Laboratory of Advanced Manufacturing Technology of Optical Systems, Chinese Academy of Sciences, Changchun 130033, Jilin, China;*

⁵*Changguang Smart Optics Technology Co., Ltd., Changchun 130102, Jilin, China*

Abstract

Objective Advanced manufacturing is often limited by detection accuracy, with commonly used high-precision detection methods including optical detection, electron beam detection, and thermal imaging. Among these, optical detection offers advantages such as high efficiency, high sensitivity, and non-destructive testing. However, the accuracy of optical detection remains a challenge that restricts its broader application. By leveraging the polarization characteristics of light, an additional dimension of effective information can be introduced to improve detection accuracy. The polarization characteristics of light are widely used in semiconductor detection. For example, horizontal and vertical line-space patterns on wafer surfaces exhibit different sensitivities to light polarization, leading to varying detection sensitivity for the same type of defects. Optical lenses are critical devices in optical detection, but research shows that lenses can affect the polarization characteristics of light, which in turn affects detection accuracy. While previous studies have attempted to reduce the influence of lens polarization through coatings, no quantitative method exists to control the effect of lenses on polarization characteristics during the optical design process. Therefore, developing a simple and effective design method for controlling bidirectional attenuation in lenses to improve detection accuracy holds scientific significance. In typical lens designs, bare lenses are often used, and ideally, bare lenses only affect bidirectional attenuation in polarization characteristics. In this paper, we explore a method to control bidirectional attenuation through light deflection angle.

Methods Using Fresnel equation simulations, we verified Chipman's conclusion that bidirectional attenuation is primarily influenced by the back surface of the lens. Since bidirectional attenuation is not a primary design criterion in optical systems, we attempted to represent it with a more intuitive index. By modeling an ideal lens and evaluating the influence of various optical incident and exiting angles on bidirectional attenuation, we discovered that the bidirectional attenuation caused by both the front and back surfaces of the lens is equivalent when the light deflection angle is the same. This led to the development of a strategy to control bidirectional attenuation in optical design using the light deflection angle. Given that different lens materials are used in optical design, we also evaluated the refractive index of the ideal lens

model and found that the bidirectional attenuation values remained consistent across different refractive indexes for the same deflection angle, eliminating refractive index as a factor. We established the functional relationship between deflection angle and bidirectional attenuation through data fitting, arriving at a quadratic equation. The fitting accuracy and adjusted R -squared values confirmed the high precision of the fit. In addition, we analyzed the cumulative bidirectional attenuation in a multi-lens system using a cumulative multiplication approach.

Results and Discussions An ultraviolet microscope detection lens (Fig. 16) is designed using the bidirectional attenuation-light deflection angle (B-L) formula. Its initial structure is determined by the B-L formula and primary aberration theory, resulting in the design of a three-element lens. The first lens is curved toward the object side, while the third lens is curved toward the image side (Fig. 9). Maintaining symmetry in the design helps correct for coma, astigmatism, and distortion. During optimization, the B-L formula is used to effectively control the light deflection angle, ensuring that the lens meets the expected bidirectional attenuation performance. However, a fully symmetrical structure cannot achieve the required magnification, leading to the application of the Stop-Shift theory to break the lens symmetry and finalize the design. The resulting design meets the required imaging performance, with the root mean square (RMS) radius of the full field of view exceeding the diffraction limit. Field curvature is controlled within $\pm 0.8 \mu\text{m}$, and distortion is kept below 0.25%. The actual bidirectional attenuation performance, as traced through ray simulations, closely matched the predictions from the system bidirectional attenuation-light deflection angle (S-B-L) formula, fulfilling the performance expectations.

Conclusions In this study, we propose a method for controlling bidirectional attenuation based on light deflection angle. Through analysis using Fresnel equations, we identify the intrinsic relationship between light deflection angle and bidirectional attenuation. By employing statistical methods, the theoretical derivation is simplified, leading to the formulation of the B-L equation for the relationship between deflection angle and bidirectional attenuation. In addition, an S-B-L formula for evaluating the cumulative bidirectional attenuation in multi-lens systems is developed. The ultraviolet microscope designed using this approach demonstrates the expected bidirectional attenuation performance. The results indicate that light deflection angle can be used to effectively characterize bidirectional attenuation. Simplifying control metrics in this way facilitates lens designs that meet expected bidirectional attenuation performance while also reducing design time.

Key words bidirectional attenuation control; light deflection angle; data fitting; optical design