

UNIVERSITE D'AIX-MARSEILLE
École doctorale Physique et sciences de la matière



Partenaires de recherche :

Commissariat à l'énergie atomique / Leti (Grenoble)

Laboratoire d'Astrophysique de Marseille / (UMR7326 - CNRS-INSU)

Thèse présentée pour obtenir le grade universitaire de Docteur :

Discipline : Physique et sciences de la matière

Spécialité : *Optique, Photonique et traitement d'Image*

Christophe GASCHET

Détecteurs courbes et déformables : applications multidisciplinaires

Soutenue le 10/12/2018 devant le jury :

Marc FERRARI	Astronome, Université d'Aix-Marseille	Président du jury
Manuel FENDLER	Expert, Commissariat à l'énergie atomique	Rapporteur
Olivier HAEBERLE	Professeur des universités, Université de Mulhouse	Rapporteur
Myriam ZERRAD	Ingénieur de recherche, Université d'Aix-Marseille	Examineur
Bertrand CHAMBION	Ingénieur de recherche, Commissariat à l'énergie atomique	Examineur
Emmanuel HUGOT	Chargé de recherche, Université d'Aix-Marseille	Directeur de thèse

Remerciements

On oublie souvent, comme le dit si bien Heisenberg, que la science est faite par les êtres humains. Ce travail de thèse, qui n'en représente qu'une infime partie, ne déroge pas à la règle. Et par cette marque du pluriel à "humains", il serait malheureux d'y voir seulement un travail d'équipe. Elle représente aussi des vies, des hasards, des rencontres, des douleurs, des joies. Tout cela a permis la réalisation de cette thèse et ces quelques lignes de remerciements me semblent bien pauvres par rapport aux contributions de tous ceux qui y ont participé.

Je tiens à remercier chaleureusement les membres du jury, d'avoir accepté et pris le temps de juger le travail accompli. Tout d'abord, merci aux rapporteurs Manuel Fendler et Olivier Haeberlé pour leur rapport fourni et minutieux. Un grand merci également au président du jury, Marc Ferrari, et à Myriam Zerrad qui m'ont fait l'honneur de juger mon travail.

Merci à Emmanuel Hugot, d'avoir été mon directeur de thèse et en me choisissant de m'avoir fait découvrir la recherche. Le suivi régulier, les remarques toujours intéressantes, pertinentes, les pistes données lors des points de thèse m'ont toujours enrichi et les dizaines d'heures passées à revoir et retravailler les présentations me seront bénéfiques pour longtemps.

Je remercie David Henry de m'avoir accueilli au sein du LA2P anciennement LPA. L'intérêt et le suivi qui ont été portés pour cette thèse étaient toujours manifestes et d'une grande importance par les encouragements apportés.

Je remercie Bertrand Chambion, et Stéphane Gétin, les deux encadrants de cette thèse. Je n'imagine pas encore à quel point il est difficile d'encadrer un doctorant, mais l'encadrement de celle-ci a été sans faille. Je ne remercierai jamais assez Bertrand qui a apporté beaucoup de rigueur à mon travail et qui a su toujours m'aiguiller lors des moments de doute et de questionnement, et cela, même pour les domaines qui ne sont pas dans son expertise. La joie et la bonne humeur ont été une clé pour ma motivation. Je tiens aussi à exprimer ma reconnaissance à Stéphane Gétin qui m'a apporté énormément de clés de compréhension en optique et par son enthousiasme légendaire qui m'a toujours donné envie de comprendre plus.

Je remercie Stéphane Caplet et Gaid Moulin, que je considère comme des encadrants

officieux. Ils m'ont toujours été d'une aide précieuse, notamment pour le temps consacré pour les corrections et préparations de réunions importantes.

De nombreux contributeurs à cette thèse doivent aussi être remerciés. Je remercie Wilfried Jahn qui m'a apporté une grande aide pour toute la partie simulation optique et pour la partie de montage optique, pour son dévouement en général et les grands moments passés à la conférence de San Diego. Je remercie également Thibault Behaghel, qui a réalisé la monture interne de mon système et m'a aidé au montage et aussi pour les nombreuses discussions qui m'ont permis de prendre du recul. Je remercie également Frédéric Sermet pour la réalisation de la monture externe et qui m'a apporté une compréhension du monde opto-mécanique. Je remercie Patrick Peray pour tout le suivi et le travail en salle pour les capteurs courbes. Je remercie Alain Gueugnot pour les mesures effectuées au profilomètre optique. Merci également à Yann Lee qui m'a aidé à faire de jolies photos. Je remercie Aurélie Vandeneynde pour les connections filaires des capteurs réalisés, rejointe ensuite par Gilles Lasfargues, Laura Boutafa, Joelle Bonaime et Nadia Miloud Ali. Avec chacun d'entre eux, il y a eu de bons moments avec beaucoup de bonne humeur. Je remercie également Nadia pour la préparation des capteurs, son aide pour le manuscrit et pour tous les moments passés ensemble qui ont été particulièrement importants.

Je remercie aussi les stagiaires qui ont travaillé sur le projet, qui sont Jean Rottner, Mailys Fernandez et Marc Lombard. Leur gaieté et leur travail sérieux m'ont particulièrement aidé sur la partie caractérisation, notamment électro-optique, morphologique et de qualité de l'image. Je remercie également Dieudonné Zonou et Divya Taneja avec qui j'ai partagé la vie de doctorant les deux premières années au laboratoire, avec ces discussions sur de nombreux sujets. Je voudrais aussi remercier les nouveaux doctorants, Lucas Duperré, Simon Charrière, Maxime Bronchy, Minh Tuan Truong en leur souhaitant bonne chance.

J'adresse également un grand merci aux autres membres du LA2P, du DOPT et du LAM, avec qui je n'ai pas forcément travaillé, mais qui étaient là pour tous les autres moments de vie d'un laboratoire, comme pour le café, le thé, le repas, les conversations et tant d'autres. Je remercie ainsi Nacer Aitmani, Alexis Bedouin, Frédéric Berger, Nohora Caicedo, Olivier Castany, Tarik Chaira, Marianne Consonni, Jean-Marc Debono, Gabrielle Desperrier, Mireille Francou, Pierre Joly, Olivier Mailliart, Christophe Martinez, Lydie Mathieu, Laurent Mendizabal, Sebastien Renet, Marion Volpert, Fabien Zuber, Sabri Lemared, Michel Marcos.

Merci aux amis de Grenoble ou de Marseille, qui se reconnaîtront sans doute, et qui ont partagé les autres moments du quotidien, toujours bénéfiques.

Enfin, le plus grand merci revient à ma famille, qui m'a soutenu toute ma vie, et qui m'a permis d'en arriver là. Sans leur support, notamment durant la thèse, ce manuscrit n'aurait jamais été écrit.

Table des matières

Remerciements	i
Liste des acronymes	1
Introduction	3
1 Les systèmes d'imagerie	5
1.1 Description d'un système d'imagerie	5
1.2 La scène et le système optique	6
1.2.1 Variabilité de la scène par rapport au système optique	6
1.2.2 Conjugaison paraxiale pour un système optique	7
1.3 Le système optique et la formation d'une image	9
1.3.1 Aberrations et surface image courbe	9
1.3.2 Systèmes optiques avec capteur courbe	11
1.4 Le capteur	13
1.4.1 De la plaque photographique aux capteurs numériques	13
1.4.2 Fonctionnement des capteurs numériques	15
1.4.3 Les capteurs courbes numériques	16
1.4.3.1 Les capteurs courbes segmentés	16
1.4.3.2 Fibres optiques courbes	17
1.4.3.3 Capteurs courbes monolithiques	18
1.5 Construction de l'image	20
1.5.1 Qualité d'image sans aberrations	20
1.5.2 Qualité d'image avec aberrations : fonction de transfert de modulation	22
1.6 Conclusion	22
Bibliographie	24
2 Développements théoriques sur les systèmes avec capteurs courbes	27
2.1 Courbure d'une scène et courbure du capteur	27
2.2 Les aberrations optiques	32
2.2.1 Les aberrations géométriques de Seidel	32

2.2.1.1	L'aberration sphérique	33
2.2.1.2	La coma	34
2.2.1.3	L'astigmatisme et la courbure de champ	36
2.2.1.4	La distorsion	38
2.2.2	Autres expressions des aberrations	39
2.2.3	Les aberrations chromatiques	41
2.2.3.1	Aberration chromatique longitudinale	41
2.2.3.2	Aberration chromatique transversale	41
2.3	Surface image courbe et son évolution en fonction de la distance objet . . .	42
2.3.1	Interprétation de la surface de meilleure focalisation	42
2.3.1.1	Cas symétrique : lentilles concentriques ou monocentriques	42
2.3.1.2	Cas non-symétrique : ajout d'astigmatisme	43
2.3.2	Évolution de la surface de meilleure focalisation en fonction de la distance objet	44
2.3.2.1	Évolution des aberrations par décalage de la pupille pour les aberrations de pupille	44
2.3.2.2	Calcul de l'évolution des aberrations pour une lentille	46
2.3.2.3	Évolution de la courbure pour une lentille mince	49
2.3.2.4	Évolution de la courbure pour une lentille épaisse : valeurs pour un objet à l'infini	50
2.3.2.5	Évolution de la courbure pour une lentille épaisse : valeurs pour un objet à une distance finie.	52
2.3.2.6	De la théorie à la simulation : l'exemple de la lentille semi-monocentrique	56
2.3.2.7	Évolution de la courbure : généralisation des équations.	57
2.3.2.8	Surface objet pour un système avec aberrations	61
2.3.3	Conclusion sur la scène	64
2.4	Combinaison de lentilles : une ou plusieurs voies optiques	64
2.4.1	Oeil simple : système à une voie optique	64
2.4.2	Oeil multipupillaire : système à plusieurs voies optiques	66
2.4.3	Combinaison de plusieurs lentilles : distances entre lentilles et capacité	68
2.5	Théorie mécanique de déformation de capteur	71
2.5.1	Théorie des plaques minces pour un feuillet ou une couche.	71
2.5.2	Théorie des plaques minces dans le cas de plusieurs feuillets	72
2.5.3	Du modèle théorique au modèle numérique	73
2.6	Conclusion	77
	Bibliographie	78

3	Développement et réalisation d'un système optique avec capteur courbe	79
3.1	Méthode de création d'un système optique avec un capteur courbe	79
3.1.1	Méthode classique avec capteur plan	79
3.1.2	Méthode de conception optique avec capteur courbe	81
3.2	Dimensionnement mécanique du capteur	83
3.2.1	Analyse par éléments finis	83
3.3	Dimensionnement optique	86
3.3.1	Système à une voie optique : étude générale	86
3.3.1.1	Le champ de vue	86
3.3.1.2	La courbure de Petzval	88
3.3.2	Définition du point de départ d'un système optique	90
3.3.2.1	Exemples de publications et de points de départ	90
3.3.2.2	Point de départ choisi	91
3.3.3	Étude du point de départ choisi : le monocentrique et les conditions mécaniques du capteur	92
3.3.4	Modification du point de départ	94
3.3.5	Système à plusieurs voies optiques	97
3.3.5.1	Champ de vue augmenté	97
3.3.5.2	Intérêt de la courbure variable	98
3.4	Conception optique et optimisation avec capteur courbe	100
3.4.1	Particularités d'optimisation avec un capteur courbe	100
3.4.2	Optimisation à partir du point de départ	103
3.4.2.1	Analyse du système réalisé : à l'infini	106
3.4.2.2	Analyse du système réalisé : aberrations à l'infini	107
3.4.2.3	Analyse du système réalisé : évolution de la courbure du capteur	108
3.4.3	Autres designs possibles avec cette architecture	112
3.4.3.1	Focale différente	112
3.4.3.2	Ouverture plus grande	113
3.4.3.3	Courbure et champ de vue	114
3.4.3.4	Courbure et compacité	115
3.4.3.5	Courbure fixe en fonction de la distance	115
3.4.4	Comparaison avec une optique du commerce	118
3.5	Tolérancement et capteur courbe	119
3.5.1	Profondeur de foyer	119
3.5.2	Ajout de nouvelles tolérances liées au capteur courbe	120
3.5.3	Choix du capteur	123
3.5.4	Tolérance du système optimisé	123
3.5.5	Conclusion sur la conception	127

3.6	Fabrication de l'objectif	127
3.6.1	Réalisation des capteurs courbes	127
3.6.1.1	Procédés de courbure	127
3.6.1.2	Réalisation des capteurs courbes e2v	129
3.6.2	Caractérisation des optiques	130
3.6.3	Conception opto-mécanique	133
3.6.4	Collage des lentilles	135
3.6.5	Modification du support opto-mécanique	137
3.6.6	Première Image	139
3.7	Conclusion	139
	Bibliographie	141
4	Caractérisations du système fabriqué	143
4.1	Caractérisation de la courbure mécanique du capteur	144
4.1.1	Méthode de mesure	144
4.1.2	Paramètres étudiés	144
4.1.2.1	Écart à la courbure idéale	144
4.1.2.2	Écart à la sphère	146
4.1.3	Caractérisation des capteurs e2v	147
4.2	Caractérisation des performances opto-electroniques du capteur	148
4.2.1	Banc de mesure	148
4.2.2	Méthode de calcul des performances	149
4.2.3	Caractérisation sous lumière uniforme	150
4.2.3.1	Signal moyen	150
4.2.3.2	Le bruit temporel	151
4.2.3.3	Le gain de conversion	152
4.2.4	Caractérisation sous obscurité	154
4.2.4.1	Mesure de la température	154
4.2.4.2	Mesure du courant d'obscurité	154
4.2.4.3	Mesure du <i>dark shot noise</i>	157
4.2.5	Conclusion sur les capteurs	159
4.3	Caractérisation de la qualité des images	160
4.3.1	Fonction de Transfert de Modulation (FTM)	160
4.3.1.1	Méthode <i>sine target</i>	161
4.3.1.2	Méthode du bord incliné ou <i>slanted-edge</i>	161
4.3.2	Problématique de la distance de la scène	164
4.3.3	Mire de test selon la distance	164
4.3.4	Banc de mesure	165
4.3.5	Protocole de mesure	165

4.3.5.1	Prise des images	165
4.3.5.2	Mesure de la FTM	166
4.3.5.3	Critère de comparaison	167
4.3.5.4	Choix des images à analyser	168
4.3.6	Résultats obtenus	169
4.3.6.1	Capteur plan	170
4.3.7	Capteurs courbes	171
4.3.7.1	Capteur courbe PW3	171
4.3.7.2	Capteur courbe M1	173
4.3.8	Détermination de la courbure idéale	174
4.3.8.1	Principe d'acquisition	174
4.3.8.2	Surface objet et capteur plan	175
4.3.8.3	Analyse par la FTM	177
4.4	Conclusion sur la caractérisation	179
	Bibliographie	181
	Conclusion générale et perspectives	183

Liste des acronymes

ADC	Convertisseur Analogique Numérique
BFL	Back Focal Length
CCD	Charge Coupled Device
CdV	Champ de Vue du système optique
CMOS	Complementary Metal Oxide Semiconductor
CURVACE	CURVed Artificial Compound Eyes
FEA	Finite Element Analysis
FTM	Fonction de Transfert de Modulation
LSST	Large-aperture Synoptic Survey Telescope
NP	Plan Neutre
PSF	Fonction d'étalement de point
TOMBO	Thin observation module by bound optics
ToF	Time of Flight
TT	Taille Totale du système
VCM	Variable Curvature Mirror

Introduction

Difficile de ne pas se rendre compte de l’omniprésence des caméras dans notre vie quotidienne. Dans nos téléphones portables, nos ordinateurs, nos voitures... elles sont partout. Des milliards d’images sont ainsi prises, retouchées, partagées, modifiant profondément notre rapport au monde.

Cette profusion d’images a été rendue possible grâce au développement des deux éléments principaux du système d’imagerie : les lentilles et le détecteur. Depuis quelques dizaines d’années, les capteurs numériques se sont complètement démocratisés et ont largement évolués. C’est le cas notamment des capteurs CMOS (Complementary Metal Oxyde Semiconductor) dont les pixels sont devenus de plus en plus petits tout en améliorant leurs performances et en diminuant leur consommation d’énergie. Les composants optiques ont quant à eux pu être réalisés avec de nouvelles techniques de fabrication. Les lentilles de nos téléphones sont ainsi fabriquées grâce au moulage de composés polymères qui est une technique adaptée à la production de masse. De plus, la taille des systèmes optiques a été grandement réduite, permettant de les intégrer facilement dans de nombreux systèmes électroniques. Cette recherche de toujours plus de miniaturisation tout en gardant une bonne qualité de l’image a donc largement été investie et de nouvelles méthodes sont donc nécessaires pour continuer ce développement.

L’une de ces méthodes est littéralement sous nos yeux. L’œil humain nous procure une vision de bonne qualité tout en étant compact. Et cette performance est atteinte en partie grâce à une particularité de la rétine qui capte la lumière : sa courbure. En effet, dès le *XIX^e* siècle, notamment grâce aux travaux de Joseph Petzval, il a été montré que la lumière traversant une lentille allait focaliser sur une surface qui est courbe. Pour la faire focaliser sur une surface plane, comme dans les caméras actuelles qui possèdent un capteur plan, il est alors nécessaire d’ajouter d’autres lentilles. Les systèmes de rétines courbes ou capteurs courbes évitent ainsi un tel ajout, réduisant de la même façon les coûts associés et la taille des systèmes optiques.

Cette solution qui consiste donc à courber le détecteur fait l’objet de nombreuses recherches. Cette thèse, fruit de la collaboration du CEA et du LAM, participe ainsi au développement des systèmes d’imagerie utilisant un capteur courbe. Un besoin de com-

préhension de tels systèmes est en effet indispensable pour atteindre les objectifs de miniaturisation ou de réduction du nombre de lentilles. L'étude a ainsi porté particulièrement sur la compréhension optique de ces systèmes, en ayant une vision globale du sujet, avec des développements mécaniques ou technologiques. Enfin, l'idée de pouvoir faire varier la courbure des capteurs a récemment émergée. Prometteuse, cette idée sera aussi étudiée. Par la suite, «capteur courbe» désignera aussi bien les capteurs à courbure fixe que les capteurs à courbure variable, la distinction se faisant lorsqu'elle sera nécessaire.

Ces trois années ont donc permis d'étendre nos connaissances sur les capteurs courbes et les systèmes optiques associés et ont abouti à la réalisation d'un système d'imagerie, comprenant un capteur courbe et son optique, fonctionnel. Afin de présenter ces travaux, ce manuscrit sera divisé en quatre chapitres.

Le premier chapitre aura pour objectif de comprendre l'impact que peuvent avoir les capteurs courbes sur le fonctionnement d'un système imageur. En définissant scrupuleusement les systèmes d'imagerie, plusieurs aspects liant l'utilisation d'un capteur courbe à la qualité image finale du système seront mis en évidence. C'est grâce à ce chapitre que les axes d'étude seront posés pour être développés dans le reste du manuscrit.

Le second chapitre sera alors consacré au développement théorique des aspects mis en évidence dans le chapitre 1. Ainsi les théories optiques seront examinées et étendues pour les points relatifs à la courbure. La théorie mécanique sera aussi abordée, montrant un point critique à la courbure qui est sa limite mécanique.

Le troisième chapitre, tirant parti des développements précédents, décrira la réalisation complète du système d'imagerie fabriqué. Ainsi, la méthode générale sera détaillée et ainsi que toutes les étapes, jusqu'à arriver à la première image prise par le système.

Le quatrième chapitre portera alors sur la caractérisation du système final. Chacun des éléments du système sera examiné, donnant un aperçu sur ce qui a pu être réalisé.

1

Les systèmes d'imagerie

L'objectif de ce premier chapitre est d'introduire les thèmes abordés dans ce manuscrit et d'explicitier la démarche qui sera suivie tout au long de celui-ci. Une première partie sera consacrée à décrire de manière générale un système d'imagerie en utilisant comme fil conducteur le trajet de la lumière puis de l'information jusqu'à l'image. Un système d'imagerie sera alors décomposé en plusieurs éléments de description. Ces éléments de description seront ensuite utilisés dans les parties suivantes pour les expliciter. Ainsi, plusieurs liens entre la conception d'un système d'imagerie avec un capteur courbe et ces éléments de descriptions seront mis en évidence.

1.1 Description d'un système d'imagerie

Pour connaître les intérêts possibles de l'utilisation d'un capteur courbe dans un système d'imagerie, il est tout d'abord nécessaire de spécifier de manière générale ce qu'est un système d'imagerie.

Tout d'abord, un système d'imagerie est un système technique : il vise à réaliser une tâche, ici, la production d'une image grâce à la lumière venant d'une scène. De nombreux cas se présentent à nous, selon l'application pour laquelle l'image est produite. Aujourd'hui, ce nombre d'applications tend à augmenter avec l'arrivée des systèmes autonomes, qui utilisent les images sans l'intermédiaire d'un être humain. Mais quelle que soit l'application, une scène est observée et une certaine qualité d'image est souhaitée ou requise [1]. Nous pouvons ainsi décrire le système d'imagerie comme la combinaison de multiples éléments permettant la production d'une image à partir d'une scène et à une qualité d'image voulue. Un schéma récapitulatif de ces multiples éléments est présenté Figure 1.1.

La lumière provenant d'une scène traverse un milieu, par exemple l'atmosphère, jusqu'à atteindre un système optique. Celui-ci, qui peut être composé de lentilles ou de miroirs, va focaliser la lumière sur un capteur pour la transformer en signal électrique. Le signal électrique est alors numérisé et traité informatiquement pour obtenir une image qui sera utilisée, soit par un humain, soit par une machine. Contrairement à l'imagerie tra-



FIGURE 1.1 – Description d’un système d’imagerie décomposé en sous-ensembles.

ditionnelle qui consiste à optimiser principalement chacun des éléments pour obtenir une image, une méthode plus globale qui tient compte du processus complet peut être utilisée, à la manière de ce qui peut se faire en joignant l’optique au traitement d’image [2]. Dans notre cas, l’utilisation d’un capteur courbe peut être considérée comme la résolution d’un problème optique, la courbure de champ, que nous détaillerons par la suite, par la forme du capteur. Dans les prochaines sections, nous essaierons d’élargir cette problématique aux autres effets que pourrait avoir l’ajout d’un capteur courbe sur la qualité d’image en détaillant plus précisément chacun des éléments du système d’imagerie.

1.2 La scène et le système optique

L’élément de base d’un système d’imagerie est la lumière (ici lumière visible) qui doit pouvoir provenir d’une scène. En nous intéressant principalement à l’optique dite géométrique, la propagation de la lumière peut alors être approximée en considérant la longueur d’onde proche de zéro [3]. Ainsi, les phénomènes de diffractions disparaissent tout en étant considérés comme la limite de performance du système optique. Notamment la fonction de transfert de modulation, qui sera exprimée plus tard dans ce chapitre, tiendra compte de cette limitation en performance due à la diffraction.

Nous devons ensuite considérer comment le système optique se place par rapport à la scène. Nous considérerons premièrement un système optique centré, avec comme axe optique l’axe z . Les axes orthogonaux y et x définissent le plan normal à l’axe z .

1.2.1 Variabilité de la scène par rapport au système optique

La scène est considérée comme étant variable dans les systèmes d’imagerie actuels. Il y a en effet une variabilité dans l’espace et le temps de la scène qui doit être prise en compte pour la mise au point, pour l’interaction avec la machine (notamment avec des gestes comme la Kinect, qui est une caméra intégrant des techniques d’interaction, distribuée par Microsoft), ou pour une reconstruction 3D de la scène (détection d’obstacles, [4]). Nous pouvons prendre l’exemple des caméras ToF “Time of Flight” qui sont actuellement utilisées dans de nombreux systèmes commerciaux.

Un système Time of Flight est un système qui va utiliser le temps entre l’émission d’une lumière modulée et la réception de celle-ci, reflétée entre-temps par la scène, pour

pouvoir estimer la profondeur de la scène comme décrit Figure 1.2.

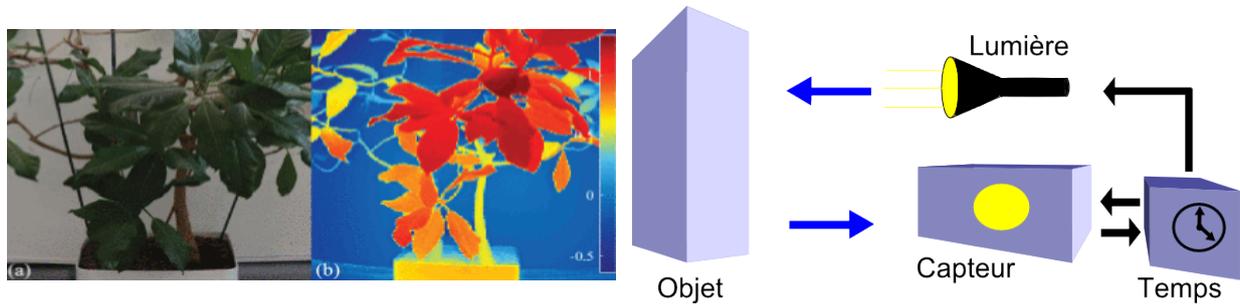


FIGURE 1.2 – Gauche) Image et profondeur d’une scène. [5]; Droite) Description du principe de fonctionnement du système ToF

Le système ToF est souvent utilisé dans des caméras pour permettre de réaliser la mise au point, c’est-à-dire de placer le capteur à l’endroit où l’image est la plus nette. Une scène a donc une variabilité dans le temps et l’espace. Un capteur ayant une variabilité dans sa forme, notamment de sa courbure, aurait alors la possibilité de trouver un meilleur placement du capteur, et donc une meilleure qualité d’image quelque soit la variation de la scène.

Un lien entre la forme de la scène et la forme du capteur peut déjà être mis en évidence, grâce aux relations de conjugaisons paraxiales.

1.2.2 Conjugaison paraxiale pour un système optique

La Figure 1.3 montre un système optique simple, composé d’une lentille et d’un diaphragme d’ouverture. Deux rayons sont dessinés, le rayon principal et le rayon marginal, qui seront utilisés lors de calculs dans le chapitre suivant. Le rayon principal est un rayon qui part d’un point hors-axe de l’objet et qui passe par le centre du diaphragme. Le rayon marginal part du centre de l’objet (sur l’axe optique) et passe par le bord du diaphragme. Les pupilles d’entrée et de sortie correspondent respectivement aux images du diaphragme d’ouverture dans l’espace objet et dans l’espace image.

Comme pour tous les systèmes optiques, on peut simplifier cette représentation en utilisant l’optique paraxiale. Les deux nouvelles représentations qui seront utilisées par la suite ont deux origines différentes pour l’axe en Z.

Pour la première représentation 1.3, le système optique se réduit à une scène, un plan principal objet, un plan principal image, une surface image, ainsi que deux points focaux, situés à f et f' de l’origine. Dans cette représentation, les origines pour l’axe z se trouvent au vertex des plans principaux, c’est-à-dire à l’intersection entre les plans principaux et l’axe optique. Sasian décrit dans [6] les relations qui relient une surface objet et une surface

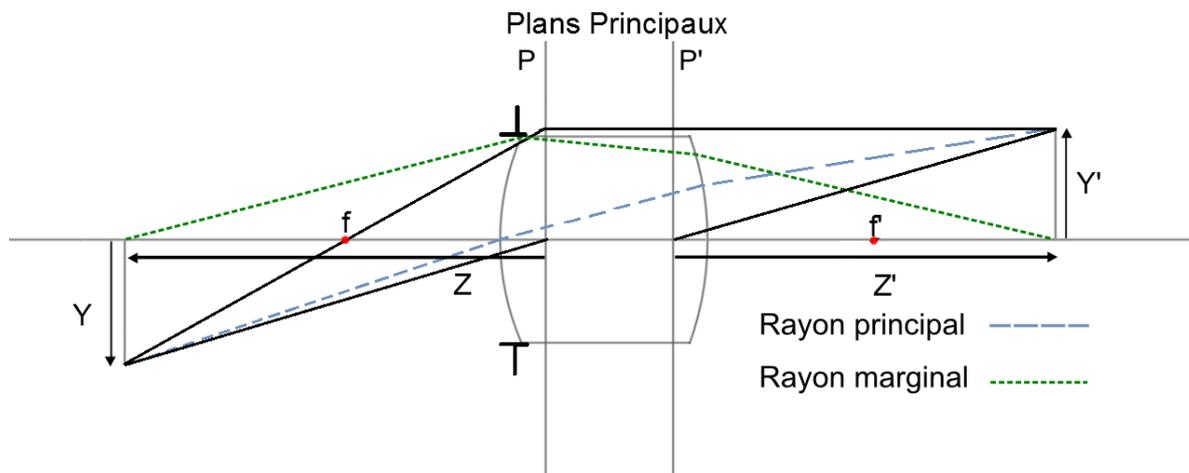


FIGURE 1.3 – Description de la première représentation, l'origine des axes Z est sur les plans principaux P et P'. Pour la représentation de Newton, non-représentée, l'origine des axes Z se trouve sur le plan focal, au point f de la figure.

image avec cette description :

$$Y' = m * Y; X' = m * X; Z' = \frac{f'Z}{(Z - f)} \quad (1.1)$$

Avec X, Y, Z les coordonnées d'un point de la scène, X', Y', Z' les coordonnées du point image, et m le grandissement transversal.

La deuxième représentation, équivalente à la première, correspond à la représentation de Newton : la variable en z commence aux points focaux f et f'.

Cela nous donne les équations suivantes :

$$ZZ' = ff' \quad (1.2)$$

$$\frac{Y}{Z} = -\frac{Y'}{f} \quad (1.3)$$

Toutes ces relations peuvent relier une surface objet à une surface image et vice-versa. La surface image étant particulière dans notre cas, avec une courbure du capteur, cela nous donne un nouveau point d'intérêt qui rejoint la section précédente : une forme particulière de l'objet, que nous nous attacherons à déterminer, donne une courbure de la surface image et inversement.

Ces premiers points mettent donc en évidence les liens entre la scène et la courbure du capteurs. Dans ce manuscrit, ces liens seront développés théoriquement dans le chapitre 2 et l'étude se poursuivra dans les autres chapitres. Deux cas seront principalement décrits, le cas d'une scène variable, avec une position changeante et le cas d'une scène avec une

forme différente d'un plan.

1.3 Le système optique et la formation d'une image

1.3.1 Aberrations et surface image courbe

L'optique paraxiale que nous avons pu voir dans la partie précédente donne des relations entre des points objet et des points image, ce qui signifie que la focalisation est considérée comme parfaite. Il s'agit en fait que d'une approximation. Nous allons maintenant expliciter les aberrations d'un système optique.

Les aberrations représentent une focalisation imparfaite sur la surface image, de la lumière venant d'un point de la surface objet ou de l'infini. L'origine de cette imperfection provient, dans le cadre de l'optique géométrique, uniquement de problèmes géométriques du fait de la propagation particulière de la lumière et de positions par rapport à l'axe optique. Deux représentations de la lumière sont possibles : par le biais de rayons lumineux, ou avec des fronts d'ondes, représentés Figure 1.4. Dans les deux cas, on peut utiliser le principe de Fermat pour expliquer la propagation de la lumière : la lumière se propage sur une trajectoire où la durée de parcours d'un point à un autre est minimisée. Dans les milieux homogènes, cela signifie que la lumière se propage de façon rectiligne avec une durée de parcours proportionnelle au chemin optique qui est égale à $\sum n_i d_i$ avec d_i la distance entre deux points d'un même milieu d'indice de réfraction n_i . Le front d'onde se définit alors comme la surface de chemin optique constant à partir d'un point objet. Deux voies de développement des aberrations sont alors utilisables : en termes d'erreurs à l'interception des rayons sur le plan image, qui sont les aberrations transverses, et en termes de déformation du front d'onde.

Dans le deuxième cas, la fonction d'aberration, appelée W , est l'écart normal entre le front d'onde ainsi calculé et la sphère centrée sur le point image. Dans ce cas, le chemin optique est calculé pour chacun des rayons donnant la forme du front d'onde au niveau de la pupille de sortie. Si la focalisation est parfaite, alors le front d'onde, au niveau de la pupille de sortie, sera un arc de cercle avec pour centre le point de focalisation idéal. Le calcul des aberrations se fait donc en faisant la différence de chemin optique entre cet arc de cercle parfait et le front d'onde calculé qui a traversé le système optique. Mahajan, dans [7], a pu par exemple développer cette fonction d'aberration pour un dioptré avec un diaphragme qui ne se trouve pas au niveau du dioptré comme présenté Figure 1.4 et calculée par rapport à un plan image paraxial :

$$W_s(r, \theta, h') = a_{ss}r^4 + a_{cs}h'r^3 \cos\theta + a_{as}h'^2r^2 \cos^2\theta + a_{ds}h'^2r^2 + a_{ts}h'^3 \cos\theta \quad (1.4)$$

Pour cette fonction d'aberration, r et θ sont les coordonnées du point d'intersection

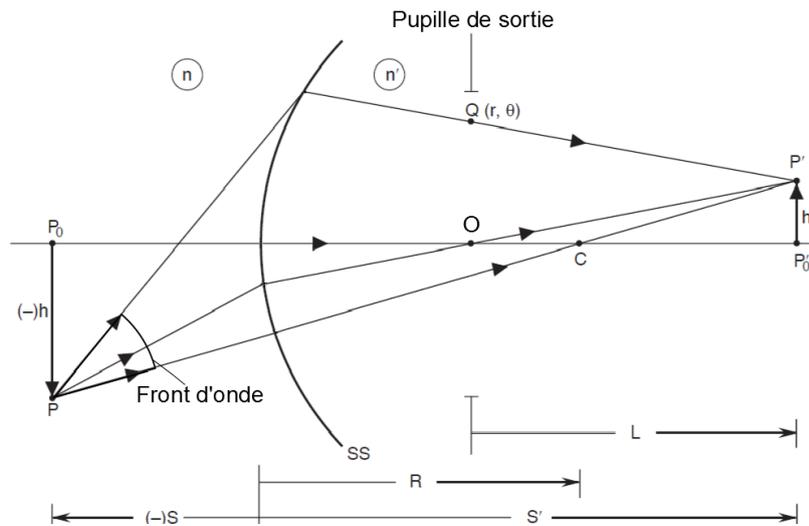


FIGURE 1.4 – Image d'un point hors-axe par une surface, de rayon de courbure R , de centre C , avec une pupille de sortie en dehors de la surface, centrée en O . P' et P'_0 sont les images paraxiales de P et P_0 . La pupille de sortie est à la même position que le diaphragme. Trois rayons sont dessinés : un rayon général utilisé pour les calculs, un rayon non-dévié et le rayon principal, passant par le centre de la pupille. [7]

des rayons avec la pupille de sortie, h' la hauteur sur le plan image, et R le rayon de courbure de la surface.

$$d = \frac{R - S' + L}{S' - R} \quad (1.5)$$

et

$$a_{ss} = \left(\frac{S'}{L}\right)^4 a_s \quad (1.6)$$

$$a_{cs} = 4da_{ss} \quad (1.7)$$

$$a_{as} = 4d^2 a_{ss} \quad (1.8)$$

$$a_{ds} = 2d^2 a_{ss} - \frac{n'(n' - n)}{4nRL^2} \quad (1.9)$$

$$a_{ts} = 4d^3 a_{ss} - \frac{n'(n' - n)d}{4nRL^2} \quad (1.10)$$

Ces termes représentent dans leur ordre d'apparition l'aberration sphérique, la coma, l'astigmatisme, la courbure de champ, et la distorsion.

Pour ce qui concerne les deux derniers coefficients, il y a dans les deux cas un terme non proportionnel au coefficient d'aberration sphérique. Ces termes sont liés au fait que l'on calcule la fonction d'aberration en fonction d'une surface image plane dite paraxiale, et non sur une surface image courbe, dite de Petzval.

En calculant de nouveau la fonction d'aberration par rapport aux points sur la surface de Petzval, l'équation (1.4) devient :

$$W(r, \theta, h') = a_s \left(\frac{S'}{L}\right)^4 (r^4 + 4dh'r^3 \cos\theta + 4d^2h'^2r^2 \cos^2\theta + 2d^2h'^2r^2 + 4d^3h'^3r \cos\theta) \quad (1.11)$$

avec

$$a_s = -\frac{n'^2}{8} \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{S'}\right)^2 \left(\frac{1}{n'S'} - \frac{1}{nS}\right) \quad (1.12)$$

On a alors une fonction d'aberration qui est proportionnelle au coefficient d'aberration sphérique.

Le capteur courbe a donc un intérêt car avec une surface image courbe, les deux termes présents non proportionnels à l'aberration sphérique dans l'équation 1.4 ont disparu. Cette surface image courbe, c'est la surface de Petzval, découverte par Joseph Petzval, il y a plus de 180 ans. L'étude de ce changement, du passage d'un capteur plan à un capteur courbe, sera donc étendue pour permettre ainsi la réalisation de nouveaux systèmes optiques.

Pour nous aider à cela, nous utiliserons aussi d'autres représentations mathématiques des aberrations géométriques. Nous expliciterons en détail ces aspects théoriques dans le chapitre 2.

1.3.2 Systèmes optiques avec capteur courbe

L'exemple du système optique utilisant un capteur courbe le plus parlant est l'oeil humain. Nous possédons en effet des yeux composés de plusieurs "lentilles", la cornée et le cristallin, avec entre les deux un diaphragme, l'iris. L'ensemble des dioptries impliqués vont focaliser la lumière sur un capteur de lumière qui est courbe, la rétine. Apparue il y a plus de 500 millions d'années, la vision a évolué chez les animaux en une grande variété de type d'oeil [8]. Mais deux stratégies fondamentales sont apparues : l'oeil simple et l'oeil composé, représentés Figure 1.5.

Le premier cas correspond à un oeil avec une seule voie optique, tel que l'oeil humain. Dans ce cas, la rétine a une courbure concave. Le deuxième cas correspond à un oeil composé de plusieurs "yeux" adjacents, c'est-à-dire de plusieurs voies optiques adjacentes. Dans ce cas, les cellules photoréceptrices sont disposées sur une surface courbe convexe.

Le biomimétisme est une approche consistant à s'inspirer de la nature pour la réalisation technique humaine. C'est cette approche que nous utilisons pour concevoir nos systèmes optiques. Pour ce qui concerne la technologie à une seule voie optique, la grande majorité des caméras utilise cette stratégie pour focaliser la lumière, mais avec un capteur plan.

Pour ce qui concerne les systèmes optiques multivoies, des développements ont été réalisés depuis 2001. Tanida et al, [9], ont réalisé une matrice de microlentilles, le système TOMBO, qui va focaliser sur un détecteur plan. Les voies optiques sont séparées entre elles

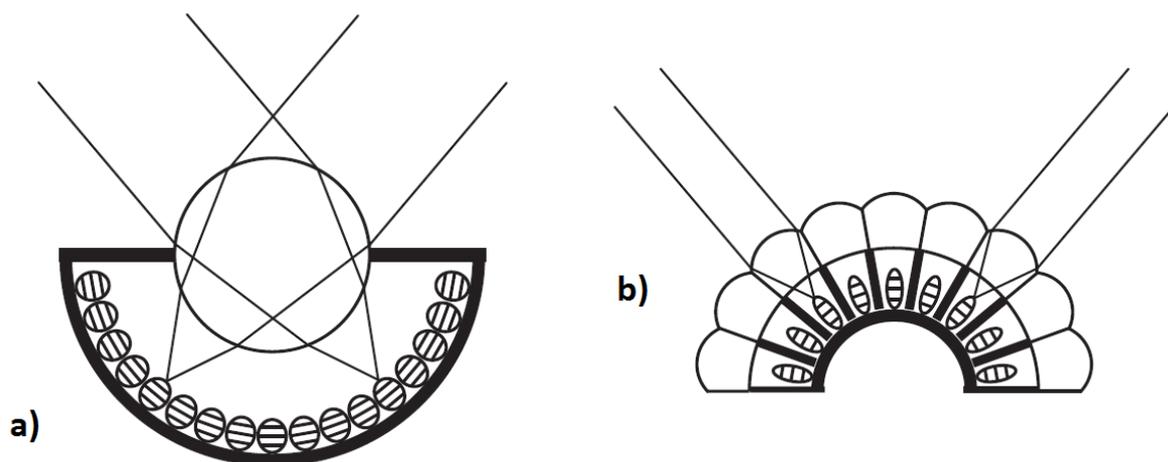


FIGURE 1.5 – a) Schéma d'un type d'oeil simple [8] ; b) Schéma d'un type d'oeil composé [8].

par des murets pour empêcher la lumière d'atteindre les autres voies optiques. Chaque sous-image est ensuite recombinaison informatiquement pour former une nouvelle image de meilleure qualité.

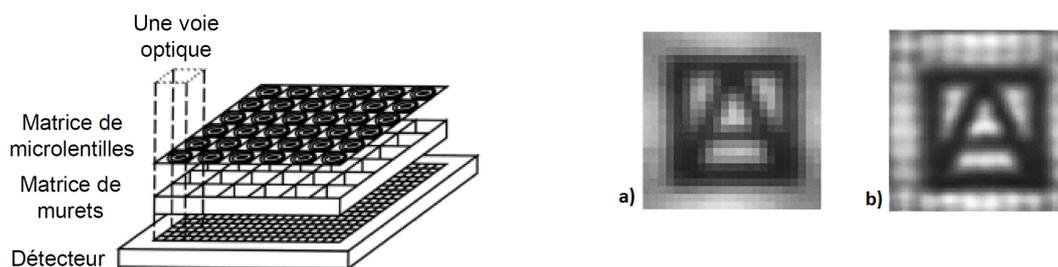


FIGURE 1.6 – Gauche : Description du fonctionnement du système TOMBO [9] ; Droite : a) Image d'une voie optique. Toutes les voies optiques donnent des images observant la même scène b) Image finale issue de la recombinaison informatique de toutes les imagettes (image d'une voie optique.) [9]

Après ces premiers développements, de nombreux autres ont suivi, notamment avec l'institut Fraunhofer depuis 2004, ou l'Onera [10, 11]. La plupart des avancées porte notamment sur l'utilisation de matrices de lentilles additionnelles, superposées à la première matrice, augmentant le champ de vue du système général.

On peut aussi rappeler le projet européen CURVACE (CURVed Artificial Compound Eyes) qui avait pour objectif la réalisation d'un oeil à facette de mouche en utilisant cette fois-ci un capteur courbe flexible [12]. Ce système avec un très grand champ de vue est composé de barrettes de photorécepteurs mises côte à côte sur une surface courbe. Devant chaque photorécepteur, une microlentille permet la focalisation. Le tout est représenté Figure 1.7.

Ces deux types de systèmes nous inspireront pour la réalisation d'un système avec

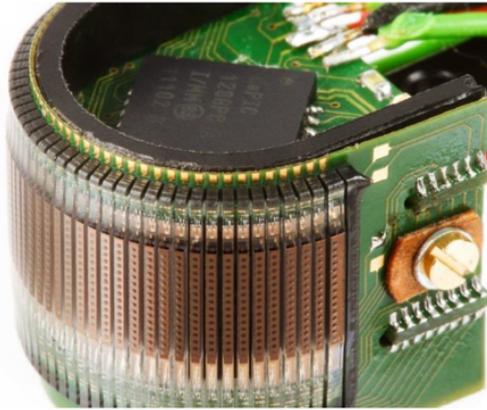


FIGURE 1.7 – Photo du prototype CURVACE (CURVed Artificial Compound Eyes)

capteur courbe avec dans un premier temps une analyse théorique en chapitre 2.

1.4 Le capteur

1.4.1 De la plaque photographique aux capteurs numériques

Au début de l'invention de la photographie, dans les années 1820-1830 avec Daguerre et Niépce, les plaques photographiques étaient solides. Ainsi pour la photo intitulée "le Point du vue du Gras", une des premières photographies réussie à l'aide d'une chambre noire, la plaque est en étain recouverte de bitume de Judée [14]. En 1859, Thomas Sutton produit une caméra panoramique, composée d'une sphère de verre remplie d'eau et qui utilise pour la première fois des plaques photos courbes [13]. Ce système est entièrement symétrique car toutes les surfaces optiques ainsi que le capteur partagent le même centre de courbe, le centre de la sphère. Ce système est ensuite appelé système monocentrique, ou concentrique. Ainsi, grâce à la symétrie du système, celui-ci n'avait pas de coma, d'astigmatisme et de distorsion et très peu d'aberration sphérique lorsqu'il était utilisé à une ouverture de $f/20$. La courbure de la plaque photographique étant cylindrique, le panorama réalisé par le système de Sutton ne se fait que dans une seule direction celle de l'horizon. Bien qu'ayant de bonnes performances, ce système ne sera ensuite que très peu utilisé, laissant la place à des systèmes avec capteurs plan, dont les plaques étaient plus simples à réaliser. Une photo du système est présentée Figure 1.8.

Il faudra attendre 1887, pour qu'Hannibal Goodwin [16] brevète les films photos flexibles. Ces films photos seront alors utilisés pour la réalisation de capteurs courbes notamment en astronomie et pour certains types de caméra [17, 18]. En effet, certains télescopes nécessitent l'utilisation d'un capteur courbe. C'est le cas du télescope de Schmidt représenté Figure 1.9, qui permet d'avoir un champ de vue large tout conservant une image nette sur l'ensemble du champ.

Au-delà de ces quelques exemples, la majorité des systèmes optiques étaient réalisés



FIGURE 1.8 – Photo du système de Sutton, avec une photo courbe associée [15]

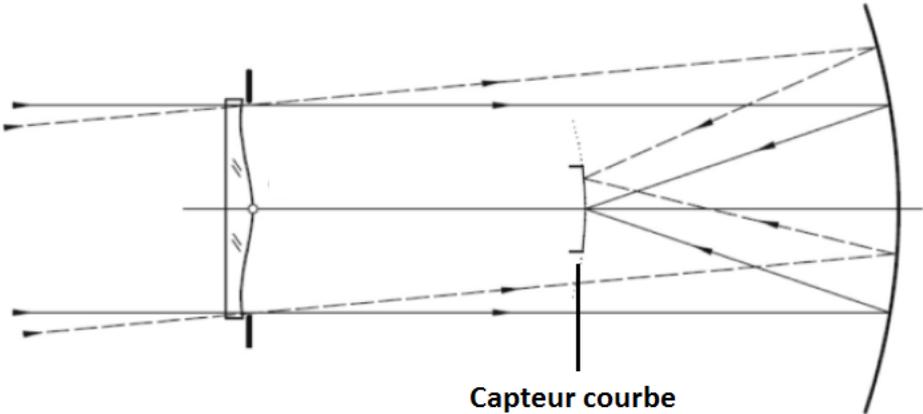


FIGURE 1.9 – Description d'un télescope de Schmidt utilisant un capteur courbe. [19]

avec un capteur plan, et l'arrivée dans les années 70 des capteurs numériques entraînera progressivement la disparition des films courbes.

1.4.2 Fonctionnement des capteurs numériques

Le type de capteur que nous utiliserons fonctionne dans le visible et plus particulièrement, ce sera un capteur CMOS (Complementary Metal Oxide Semiconductor). Un capteur CMOS est un champ de photodiodes réparties de façon matricielle. Chacune des photodiodes est une jonction P/N avec une face transparente pour recevoir la lumière. Si la lumière a une énergie supérieure à la différence d'énergie entre la bande de conduction et la bande de valence, alors des charges sont générées. Ces charges, grâce à un transistor dédié, sont converties en tension au niveau du pixel.

La qualité d'un capteur CMOS peut être analysée au travers de plusieurs paramètres :

- Le premier paramètre important est le gain de conversion qui va permettre de convertir les données provenant directement de l'image (DN pour *Digital Number*, sans dimensions), en électron, unité de référence e-. C'est ce paramètre qui va nous permettre de mettre sous la même unité les autres paramètres.
- Le deuxième paramètre est le courant d'obscurité. Il correspond au signal émis par le pixel sous obscurité complète, du fait de la création de charges par agitation thermique. Ce signal sous obscurité est proportionnel au temps d'intégration ou temps de pose, et le courant d'obscurité correspond à la pente de cette droite.
- Dernièrement, le signal est perturbé par du bruit temporel. Ce bruit est composé de deux types de bruit : le bruit de photon qui correspond à l'arrivée des photons sur le détecteur : le détecteur va en effet reproduire la statistique poissonnienne d'arrivée des photons, liée à la nature quantique de ceux-ci. Ce bruit, qui est la limite fondamentale du détecteur, est proportionnel à la racine carrée du temps de pose. Le deuxième type de bruit est le bruit d'obscurité, lié à la génération de charges thermiques, aussi régie par la statistique de Poisson. Il ne faudra pas confondre ce bruit qui est une fluctuation, avec le courant d'obscurité qui est un signal. L'effet sur ces paramètres de la réalisation d'une courbure sur le capteur, impliquant des contraintes mécaniques au niveau de chaque pixel, sera donc à étudier. Les autres types de bruit ne seront pas étudiés puisque ne dépendant plus du capteur lui-même.

Le capteur CMOS a malgré tout un désavantage : le fait que chaque pixel doive convertir les charges en tension implique qu'une partie de la surface du pixel est consacrée à cette tâche. Ainsi, il y a une perte du facteur de remplissage, qui est le rapport entre la surface optiquement active et la surface du pixel. Cette perte est en partie compensée par une matrice de microlentilles placées devant les photodiodes. Cette compensation est limitée car dès que les rayons arrivent avec un angle incident important sur le capteur,

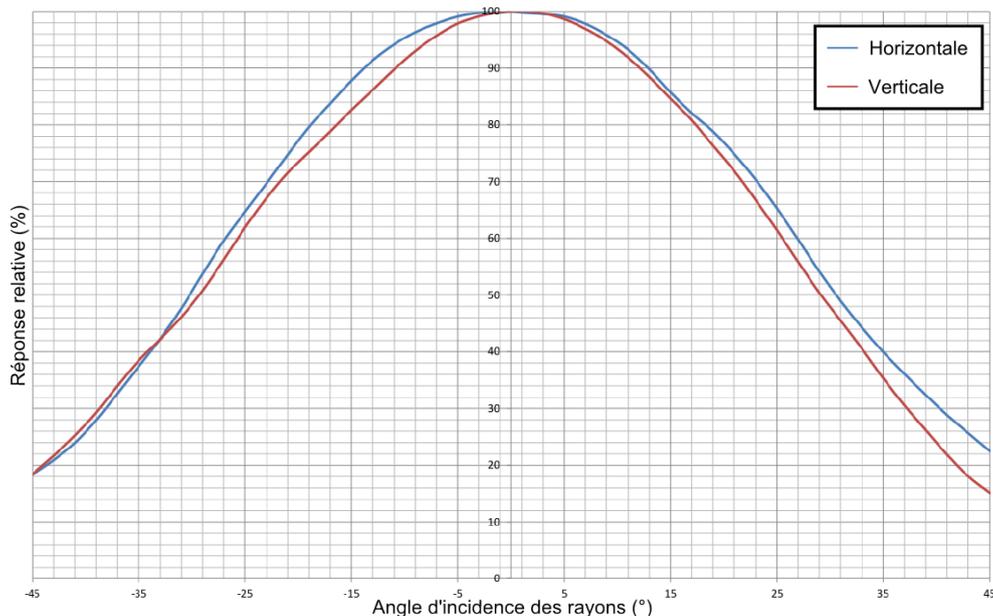


FIGURE 1.10 – Réponse du capteur CMV20000 (Front side sensor) en fonction de l'angle d'incidence des rayons, adapté de [20].

une partie du signal est perdue. On peut voir Figure 1.10 la réponse angulaire relative des pixels en fonction de l'angle d'incidence des rayons. D'une certaine manière, changer la courbure des capteurs va aussi changer l'angle d'incidence des rayons. Il sera donc intéressant d'étudier le gain en quantité de lumière reçue par le pixel avec des capteurs courbes.

1.4.3 Les capteurs courbes numériques

Le développement de capteurs courbes ces dernières années a connu d'importantes réalisations. Nous essaierons de faire une bibliographie des plus importantes d'entre-elles, liés à notre sujet. Trois technologies de courbure de la surface image sont apparues aux milieux des années 2000.

1.4.3.1 Les capteurs courbes segmentés

Le premier type de capteur courbe correspond à la combinaison de segments de capteurs, liés entre eux par des connecteurs électriques. Ko et al [21] publient, en 2008, le premier avancement sur cette technologie. Chaque segment de capteur est alors une photodiode et chacune d'entre-elle est connectée à sa voisine grâce à une interconnexion. Au moment de la mise en courbure, qui se fait en relâchant les contraintes d'une membrane en PDMS, ce sont ces interconnexions qui vont supporter les contraintes mécaniques liées à la courbure. Étant donné leur taille et leur forme, ces interconnexions peuvent supporter des fortes compressions, permettant la réalisation de capteurs à forte courbure. Cependant, le principal problème vient du facteur de remplissage du capteur, avec pour ces capteurs

une faible surface optiquement active par rapport à la taille du capteur. Ces travaux ont ensuite été améliorés par Dinyari et al [22] et Wu et al [23] qui ont proposé de nouvelles structures et méthodes de fabrication pour ces systèmes, améliorant fortement ce facteur de remplissage, présentées Figure 1.11 . Pour Wu et al, les segments de capteurs sont des photodiodes hexagonales permettant d'atteindre un facteur de remplissage de 80 %. Des études pour montrer l'intérêt d'utiliser ces capteurs avec des systèmes monocentriques [24] et des systèmes multipupillaires ont pu être réalisées [25].

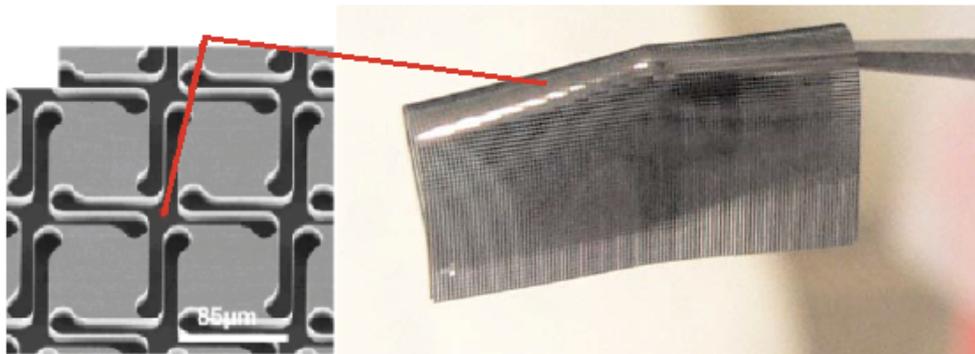


FIGURE 1.11 – Capteur courbe segmenté présenté par Dinyari et al [22] en 2010

Une autre façon de faire des capteurs courbes segmentés consiste à disposer côte-à-côte des capteurs plans sans qu'ils soient connectés entre eux sur une surface courbe. C'est la méthode utilisée pour le satellite Kepler, un télescope spatial de Schmidt avec un capteur composé de 42 capteurs CCD plans, disposés sur une surface convexe.

1.4.3.2 Fibres optiques courbes

Stamenov et al [26] réalisent à partir de 2012, une nouvelle technologie pour la courbure de la surface focale, représentée Figure 1.12. Au lieu de courber un capteur ou de le segmenter en plusieurs parties, ce sont des fibres optiques qui sont placées tout au long du plan focal image. La lumière ainsi captée par ces fibres est guidée jusqu'à un capteur plan qui lui va faire la conversion de la lumière vers le numérique. Cette approche a été utilisée dans le cadre d'une étude sur le système monocentrique.

Cette technique a plusieurs avantages : elle permet d'avoir des niveaux de courbure extrêmes puisque les fibres peuvent être déployées jusqu'au capteur sans rupture mécanique. De plus en jouant sur l'ouverture des fibres optiques, on peut limiter les rayons entrant à ceux qui ont un angle d'incidence très faible, permettant dans le cas du système monocentrique de ne plus utiliser de diaphragme physique. Le gain en luminosité est alors important pour les grands champs de vue. Ce type de système reste complexe à réaliser.

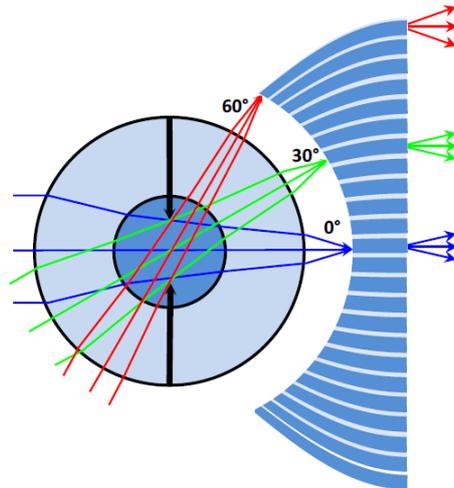


FIGURE 1.12 – Système de plan focal courbe utilisant des fibres optiques pour un système monocentrique. [26]

1.4.3.3 Capteurs courbes monolithiques

D'autres développements se sont concentrés sur la réalisation d'une courbure sur le capteur entier.

Pour l'astronomie, Ivert et al [27] de l'ESO, ainsi que Swain et al [28] de l'université d'Arizona ont proposé une méthode permettant la réalisation de capteurs courbes CCD (Charge Couple Device). Dans les deux cas, des réalisations ont été permises par ces travaux. Une commercialisation de capteurs courbes CCD pour l'astronomie a été réalisée chez Andanta. Un capteur courbe a été installé sur le Large-aperture Synoptic Survey Telescope (LSST), Figure 1.13. Celui-ci est un télescope d'observation de la DARPA qui doit observer les satellites et astéroïdes proches de la terre. Le capteur, composé de 12 imageurs aboutés, a une courbure convexe de 5,44 m de rayon de courbure qui permet d'améliorer grandement les performances pour les grands champs de vue.

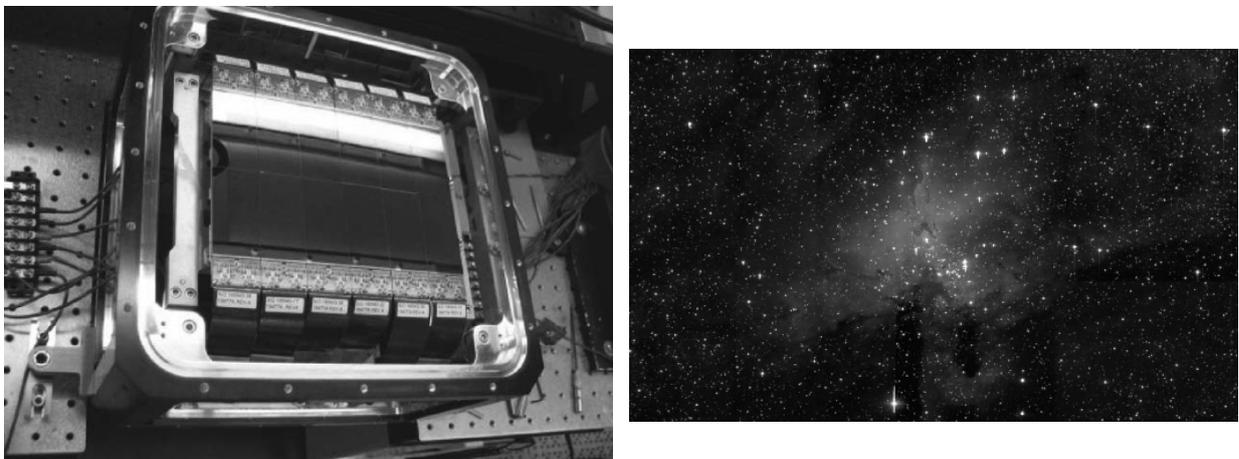


FIGURE 1.13 – Gauche : Capteur courbe équipé sur le LSST, avec une courbure convexe de 5,44m ; Droite : Image réalisée par le LSST [29]

En France, le laboratoire du LA2P au CEA, où j'ai effectué ma thèse, travaille sur les capteurs courbes depuis 2009, notamment grâce au travail de Delphine Dumas, illustré Figure 1.14. Dumas et al [30,31] qui a permis la réalisation de bolomètres courbes, convexes et concaves, avec un minimum de rayon de courbure de 40 mm. Les principaux points importants pour la réalisation de capteurs courbes ont été mis en évidence avec notamment les limites mécaniques du capteur et les contraintes qui surviennent au moment de la courbure. L'étude a montré aussi les gains possibles pour les systèmes optiques simples. Ce travail a été étendu ensuite par Tekaya et al [32] qui ont réalisé une caméra infrarouge refroidie, fonctionnant à 80 K, équipée d'un capteur courbe avec environ 200 mm de rayon de courbure. De nombreux liens entre les performances de la caméra en $\text{Cd}_x\text{Hg}_{1-x}\text{Te}$ et les contraintes mécaniques appliquées sur celle-ci ont pu être mis en évidence.

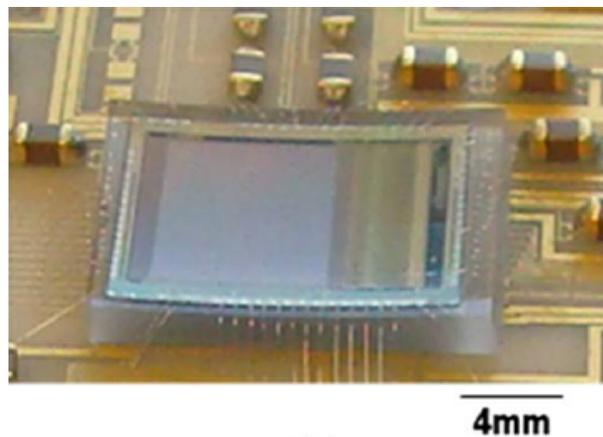


FIGURE 1.14 – Microbolomètre courbe réalisé par Dumas en 2012, monté sur sa carte électronique. [30]

Enfin depuis 2014, certaines entreprises s'intéressent aussi au problème. C'est le cas de Sony avec Itonaga et al [33] et de Microsoft avec Guenter et al [34]. Guenter a ainsi présenté une méthode pour réaliser, à partir d'un capteur CMOS commercial, un imageur de dimensions 7,6*7,7 mm doté d'une courbure concave de 18,74 mm, montré Figure 1.15. Ce capteur est fonctionnel et a permis la réalisation d'images.

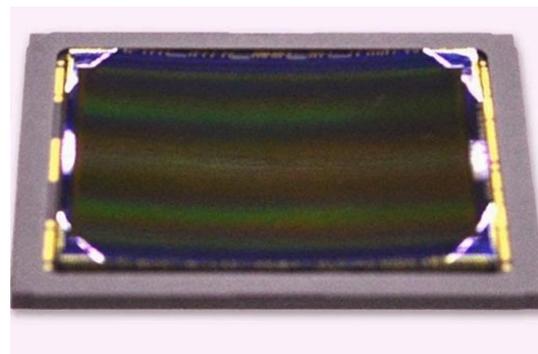
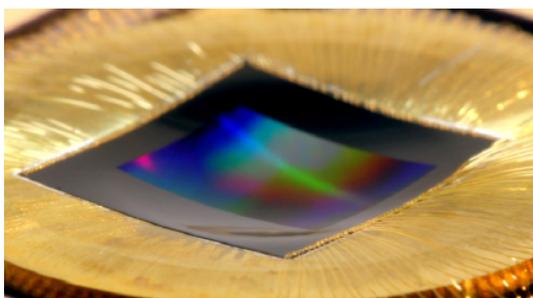


FIGURE 1.15 – Gauche : Capteur courbe de Microsoft, avec une courbure concave de 18,74 mm en 2017 [34] ; Droite : Capteur courbe de Sony en 2014 [33]

Nous travaillerons nous aussi dans le cadre des capteurs courbes monolithiques, avec le procédé mis en place au CEA pour les capteurs CMOS visible.

1.5 Construction de l'image

À partir du signal envoyé par le capteur à l'ordinateur, de nouvelles opérations peuvent être effectuées pour diminuer les effets de bruits, de sous éclairage, d'aberrations etc... Des reconstructions classiques au *machine learning*, un éventail en forte croissance de solutions s'offre à nous. Ce problème de la reconstruction de l'image ne sera pas abordé dans ce manuscrit, en gardant à chaque fois les données brutes des capteurs. À partir de ces données brutes, nous pourrions cependant en déterminer la qualité d'image.

1.5.1 Qualité d'image sans aberrations

La qualité d'une image est directement liée à la limite de résolution du système optique. Un outil permettant de quantifier cette résolution est la Fonction de Transfert de Modulation (FTM). Pour la déterminer, nous allons donc revenir à la définition de la fonction d'étalement de point, et la limite d'Airy, sans aberrations.

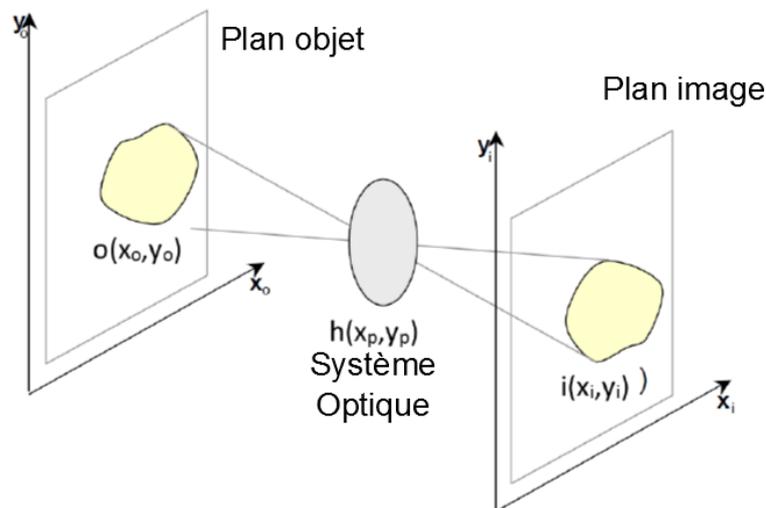


FIGURE 1.16 – Description du système optique ainsi que des notations utilisées.

Nous avons Figure 1.16 un système optique formant une image en lumière incohérente provenant d'une source lumineuse. Nous notons $o(x_0, y_0)$ la distribution de la luminance de l'objet et $i(x_i, y_i)$ la distribution de l'irradiance dans le plan image.

On a alors :

$$i(x_i, y_i) = o(x_0, y_0) * PSF(x_i, y_i) \quad (1.13)$$

* est ici un produit de convolution. Dans des conditions d'isoplanétisme et de linéarité pour le système optique, la PSF ou fonction d'étalement de point représente la réponse du système optique à une source ponctuelle.

Dans le cas d'un point source, l'équation précédente devient :

$$i(x_i, y_i) = PSF(x_i, y_i) \quad (1.14)$$

La PSF peut ensuite être retrouvée à partir de la fonction de pupille $P(x_p, y_p)$, qui correspond dans notre cas sans aberration à une pupille circulaire uniformément éclairée, avec $P(x_p, y_p) = 1$ dans le cercle et $P(x_p, y_p) = 0$ sinon.

Dans le cas sans aberrations, le champ électrique est égal à la fonction de pupille, la PSF qui est le module au carré de la transformé de Fourier de ce champ, devient :

$$PSF(x_i, y_i) = |FT(E(x_p, y_p))|^2 = |FT(P(x_p, y_p))|^2 \quad (1.15)$$

Pour notre pupille, la fonction d'étalement de point devient alors la fonction d'Airy :

$$Airy(r_i) = \left(\frac{\pi D^2/4}{\lambda^2}\right) \left(\frac{2J_1(\pi D r_i/\lambda)}{\pi D r_i/\lambda}\right)^2 \quad (1.16)$$

La fonction J_1 est la fonction de Bessel, λ la longueur d'onde, D le diamètre de la pupille, et $r_i = (x_i, y_i)$. Cette tache, représentée Figure 1.17, est l'ultime limite de résolution d'un système optique.

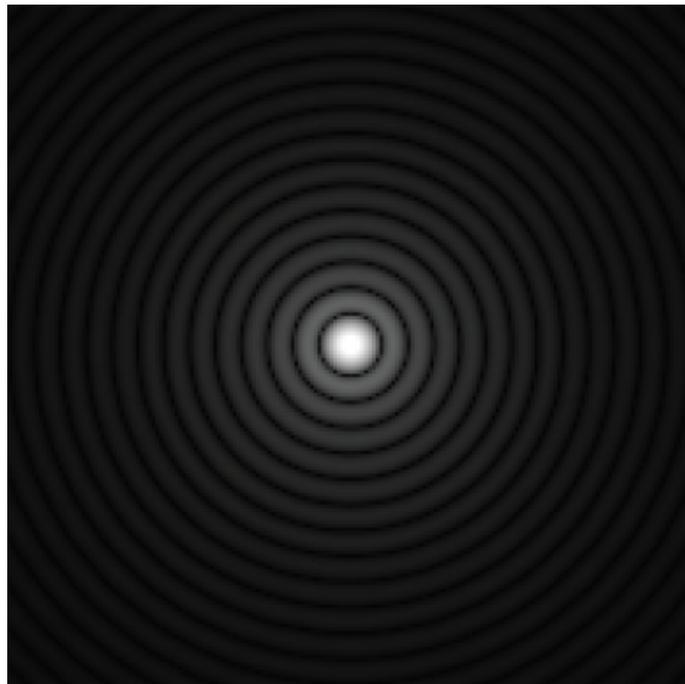


FIGURE 1.17 – Cartographie deux dimensions de la fonction d'Airy. Une zone lumineuse blanche désigne une grande illumination. [6]

1.5.2 Qualité d'image avec aberrations : fonction de transfert de modulation

S'il y a des aberrations, le champ E change et devient :

$$E(x_p, y_p) = P(x_p, y_p) \exp(i\theta(x_p, y_p)) \quad (1.17)$$

avec $\theta(x_p, y_p)$ qui est la phase de la fonction d'aberration décrite plus tôt.

On peut alors appliquer une transformée de Fourier, ce qui change l'équation (1.13) en :

$$I(\nu_x, \nu_y) = O(\nu_x, \nu_y) \times FTO(\nu_x, \nu_y) \quad (1.18)$$

ce qui change les longueurs x en fréquence ν qui ont pour unité mm^{-1} . La FTO est nommée Fonction de Transfert Optique.

$$FTO(\nu_x, \nu_y) = |FTO(\nu_x, \nu_y)| \exp(i\Phi(\nu_x, \nu_y)) \quad (1.19)$$

Le module de la fonction est alors nommé la Fonction de Transfert de Modulation FTM.

La FTM permet alors d'avoir une mesure fiable de la résolution du système optique. Pour chaque fréquence, qui s'exprime en cycles/mm ou cycles/pixel, un cycle étant l'alternance sinusoïdale d'une bande noire et d'une bande blanche, la FTM permet d'évaluer la capacité du système à reproduire les détails d'un cycle à cette fréquence. Les valeurs de FTM élevées indiquent que le système produit des images nettes contrairement à des valeurs faibles de FTM qui indiquent des images plus floues.

Nous détaillerons plus précisément la méthode de calcul expérimentale de la FTM dans le chapitre 4. Dans l'ensemble du manuscrit, cette fonction permettra de décrire la résolution des systèmes optiques utilisant un capteur courbe.

1.6 Conclusion

Tout au long de ce chapitre, les liens entre les capteurs courbes et le système optique ont pu être mis en évidence. Après avoir détaillé chacune des parties du système optique, nous arrivons facilement à une conclusion : un capteur courbe ou à courbure variable peut apporter sur de nombreux points des bénéfices en termes de qualité d'image. La scène ayant une variabilité dans l'espace et le temps, la courbure variable du capteur pourrait aider à la formation d'une image de meilleure qualité lors de la mise au point. Les formules de conjugaisons montrent par exemple des liens entre la forme d'une scène et la forme du capteur. Au niveau du système optique, une annulation de la courbure de

Petzval a été identifiée comme pouvant réduire les aberrations de courbure de champ et de distorsion. Une étude bibliographique a ensuite été réalisée sur les différentes façons de courber la surface focale image, permettant d'identifier les principales limites de ces techniques. Enfin, l'origine de la FTM a été précisée pour permettre les calculs de qualité d'image.

Tous ces points forment donc l'étude menée dans les prochains chapitres. Le chapitre 2 commencera par l'étude théorique des propriétés qu'apporte la courbure du capteur.

Bibliographie

- [1] S. F. Ray, *Applied Photographic Optics, Lenses and optical systems for photography, film, video, electronic and digital imaging, Third Edition* (Focal Press, 2002).
- [2] D. G. Stork, D. Robinson, "Theoretical foundations for joint digital–optical analysis of electro-optical imaging systems", *Applied optics*, vol 47(10), pp. B64-B75 (2008).
- [3] M. Born, E. Wolf, et al, *Principles of Optics : Electromagnetic Theory of Propagation, Interference and Diffraction of Light, 7ième Edition* (Cambridge University Press, 1999).
- [4] Manduchi, R. et al, "Obstacle Detection and Terrain Classification for Autonomous Off-Road Navigation." *Autonomous Robots* 18 (1) : 81-102.(2005)
- [5] M.I Georgiev et al, "Time-of-Flight Range Measurement in Low-Sensing Environment : Noise Analysis and Complex-Domain Non-Local Denoising", *IEEE Transactions on image processing*, vol. 27, no. 6, (2018)
- [6] J. Sasian, *Introduction to aberrations in optical imaging systems* (Cambridge University Press, 2013). (On notera certaines erreurs pour les équations en question, qui ont été corrigées pour ce manuscrit)
- [7] V. Mahajan, *Optical Imaging and Aberrations : Part I. Ray Geometrical Optics* (SPIE Press, 1998).
- [8] M. F. Land et D.-E. Nilsson *Animal Eyes, Second Edition* (Oxford University Press, 2012).
- [9] Tanida, J., et al “Thin Observation Module by Bound Optics (TOMBO) : Concept and Experimental Verification.” *Applied Optics* 40 (11), 1806–13 (2001).
- [10] Brückner, A. et al “Multi-Aperture Optics for Wafer-Level Cameras.” *Journal of Micro/Nanolithography, MEMS, and MOEMS* 10, no. 4 (2011) : 043010–043010.
- [11] La Barrière, Florence De. “Vers L’intégration de Fonctions D’imagerie Sur Le Plan Focal Infrarouge Application À La Conception et À La Réalisation D’une Caméra Sur Puce Infrarouge Cryogénique.” Paris 11, 2012. [http ://www.theses.fr/2012PA112212](http://www.theses.fr/2012PA112212).
- [12] Leitel, R. et al “Curved Artificial Compound-Eyes for Autonomous Navigation.” edited by Hugo Thienpont, Jürgen Mohr, Hans Zappe, and Hirochika Nakajima, 91300H, 2014. [https ://doi.org/10.1117/12.2052710](https://doi.org/10.1117/12.2052710).
- [13] T. Sutton, "Panoramic Photography", *J. of the Photographic society*, n°95, p°185, 1860.
- [14] Harry Ransom Center, The university of Texas at Austin, [http ://www.hrc.utexas.edu/exhibitions/permanent/firstphotograph](http://www.hrc.utexas.edu/exhibitions/permanent/firstphotograph)
- [15] Museums Victoria ; [https ://collections.museumvictoria.com.au/items/407437](https://collections.museumvictoria.com.au/items/407437), Photographer : Rodney Start

-
- [16] H. Goodwin "Photographic pellicle and process of producing same" Brevet US610861A (1898)
- [17] Page, L. , "The Curvature of Photographic Plates." , *Astrophysical Journal*, vol. 95, p.1 (01/1942)
- [18] Pickering, Edward C, "Curved Photographic Plates." *Harvard College Observatory Circular*, 161, pp.1-3, (08/1910)
- [19] G. R. Lemaître, "Astronomical Optics and Elasticity Theory : Active Optics Methods", *Astronomy and Astrophysics Library* (Berlin : Springer), p°221, 2009.
- [20] Documentation AMS, CMV20000,
<https://ams.com/area-scan-sensors>
- [21] H. C. Ko, et al "A hemispherical electronic eye camera based on compressible silicon optoelectronics," *Nature* 454(7205), 748–753 (2008).
- [22] R. Dinyari, S. B. Rim, K. Huang, P. B. Catrysse, and P. Peumans, "Curving monolithic silicon for nonplanar focal plane array applications," *Appl. Phys. Lett.* 92(9), 091114 (2008).
- [23] T. Wu, S. S. Hamann, A. Ceballos, O. Solgaard, and R. T. Howe, "Design and fabrication of curved silicon image planes for miniature monocentric imagers," in *2015 18th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems, TRANSDUCERS 2015* (2015), pp. 2073–2076.
- [24] Y. M. Song, et al, "Digital cameras with designs inspired by the arthropod eye," *Nature* 497(7447), 95–99 (2013).
- [25] S. B. Rim, P. B. Catrysse, R. Dinyari, K. Huang, and P. Peumans, "The optical advantages of curved focal plane arrays," *Opt. Express* 16(7), 4965–4971 (2008).
- [26] I. Stamenov, "Panoramic monocentric imaging using fiber-coupled focal planes," *Optics Express* 22(26), 31708–31721 (2014).
- [27] O. Iwert and B. Delabre, "The challenge of highly curved monolithic imaging detectors," *Proc. SPIE* 7742,774227 (2010).
- [28] P. Swain et al, "Curved CCD's and their application with astronomical telescopes and stereo-panoramic cameras, optical and infrared detectors for astronomy," *Proc. SPIE* 5301, 109–129 (2004).
- [29] Gregory, J. A., et al. "Development and Application of Spherically Curved Charge-Coupled Device Imagers." *Applied Optics* 54(10), 3072 (2015).
- [30] Dumas, D et al. "Infrared Camera Based on a Curved Retina." *Optics Letters* 37(4), 653–655 (2012).
- [31] D. Dumas, M. Fendler, N Baier, J. Primot, and E. Le Coarer, "Curved focal plane detector array for wide field cameras," *Applied Optics* 51(22), pp. 5419-5424 (2012).

- [32] K. Tekaya, M. Fendler, K. Inal, E. Massoni, and H. Ribot, "Mechanical behavior of flexible silicon devices curved in spherical configurations," in 2013 14th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi- Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE, 2013), paper 6529978.
- [33] K. Itonaga, et al "A novel curved CMOS image sensor integrated with imaging system," Digest of Technical Papers - Symposium on VLSI Technology, 6894341 (2014).
- [34] B. Guenter, et al, "Highly Curved Image Sensors : A Practical Approach for Improved Optical Performance." Optics Express 25(12), 13010 (2017).

2

Développements théoriques sur les systèmes avec capteurs courbes

L'objectif de ce second chapitre est de développer les termes théoriques introduits dans le chapitre 1 et de montrer les liens qu'ils entretiennent avec les capteurs courbes. Nous développerons tout d'abord les liens qui unissent les capteurs courbes et la scène en utilisant une optique paraxiale, sans aberrations. Puis nous détaillerons les aberrations de Seidel en expliquant plus particulièrement l'origine de la courbure de la surface image. En étudiant cette courbure de la surface image, les équations qui lient la courbure du capteur et la distance du plan objet seront explicitées. Les conséquences de ce phénomène seront ensuite expliquées. Pour une lentille simple ou une combinaison de lentilles, l'impact de la courbure sur les paramètres généraux tels que le champ de vue, l'éclairement, et la compacité, sera détaillé. Enfin, la mise en place d'une courbure sur un capteur est un processus qui doit être analysé au niveau mécanique. Les relations théoriques seront mise en place dans le cadre d'une étude mécanique, principalement axée sur le silicium.

2.1 Courbure d'une scène et courbure du capteur

Comme nous avons pu le détailler dans le chapitre 1, la courbure du capteur entraîne immédiatement dans le cas de l'optique paraxiale un changement de la surface objet, gouverné par les relations paraxiales [1]. Pour rappel, ces équations sont :

$$Y' = m * Y; X' = m * X; Z' = \frac{f'Z}{(Z - f)} \quad (2.1)$$

avec Y' , X' et Z' les positions des points image, X , Y , Z les positions de l'objet, f et f' les longueurs focales ainsi que m le grandissement transversal et

$$m = \frac{f}{(Z - f)} \quad (2.2)$$

De même, on peut faire le raisonnement inverse, et considérer que ces équations

peuvent être utilisées de la scène jusqu'au capteur. On a alors les équations équivalentes qui sont :

$$Y = m * Y'; X = m * X'; Z = \frac{-Z' f}{f' - Z'} \quad (2.3)$$

avec

$$m = \frac{f'}{(f' - Z')} \quad (2.4)$$

Dans les deux cas, ces relations sont vraies lorsque $Z \neq f$ ou $Z' \neq f'$ et aussi lorsque $Z = f$ ou $Z' = f'$. Le cas de l'égalité correspond en optique au cas où l'image se trouve à l'infini, alors la surface objet se trouve en f , et inversement lorsque l'objet est à l'infini, la surface image se trouve en f . Les équations (2.1) et (2.3) étant réciproques, considérer la scène courbe ou l'objet courbe revient au même. Le choix a été de se placer dans le cas d'une scène courbe et de calculer la surface image correspondante. De plus, ces relations vraies pour une surface en trois dimensions peuvent être réduites à deux dimensions puisque le système est centré par rapport à l'axe optique. Les équations dépendront donc seulement de Z et Y , et de leurs conjugués, Z' et Y' . Une des possibilités pour connaître l'effet de l'introduction de la courbure est de considérer un cercle et d'en faire la conjugaison paraxiale. Un cercle est donc considéré comme étant la scène à observer. L'équation qui le décrit est :

$$(Z - Z_0)^2 + Y^2 = R^2 \quad (2.5)$$

avec Z_0 le centre du cercle, R le rayon de courbure, et Z et Y les points du cercle.

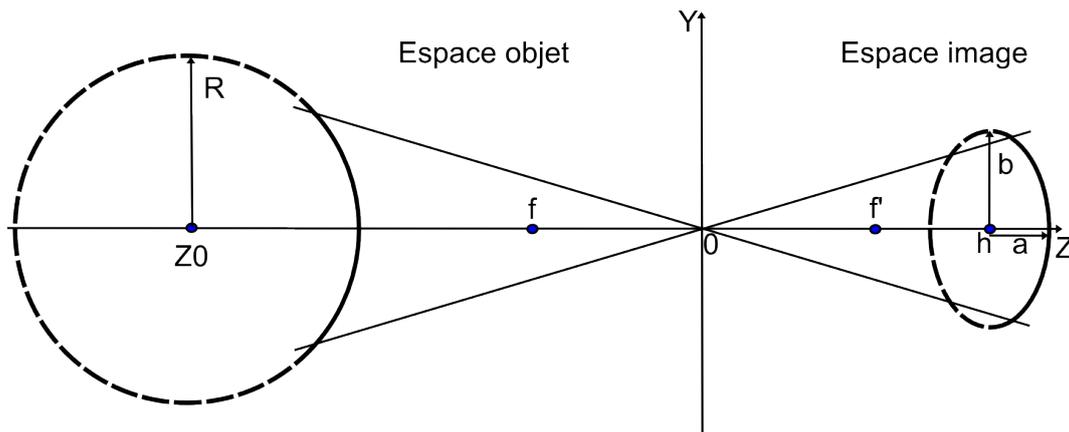


FIGURE 2.1 – Image d'un cercle en optique paraxiale.

Les équations (2.3) et (2.5) sont alors combinées pour connaître la surface image correspondante :

$$\left(\frac{-Z' f}{f' - Z'} - Z_0\right)^2 + \left(\frac{f'}{f' - Z'}\right)^2 Y'^2 = R^2 \quad (2.6)$$

L'objectif du reste du calcul est de retrouver une forme d'équation connue en fonction

de Z' et Y' . En développant le premier terme et en réarrangeant le tout, on obtient :

$$(Z'(Z0 - F) - Z0f')^2 - f'^2Y' = R^2(f' - Z')^2 \quad (2.7)$$

En factorisant selon Z' :

$$Z'^2((Z0 - f)^2 - R^2) - 2Z'f'((Z0 - f)Z0 - R^2) + f'^2Y'^2 = f'^2(R^2 - Z0^2) \quad (2.8)$$

Deux cas sont obtenus : le premier cas est $((Z0 - f)^2 - R^2) = 0$. Ce cas arrive lorsque la distance entre $Z0$ et f est égale à R , c'est à dire : $Z0 - f = \pm R$. Dans ce cas, le terme en Z'^2 est nul. L'équation obtenue est donc de la forme :

$$Y'^2 = 2Z' \frac{((Z0 - f)Z0 - R^2)}{f'} + (R^2 - Z0^2) \quad (2.9)$$

C'est l'équation d'une parabole. Cela est dû au fait que le point du cercle situé sur le point f donne un point à l'infini.

Le deuxième cas correspond à $((Z0 - f)^2 - R^2) \neq 0$. Dans ce cas, on peut diviser l'équation (2.8) par $((Z0 - f)^2 - R^2)$:

$$Z'^2 - \frac{2Z'f'((Z0 - f)Z0 - R^2)}{((Z0 - f)^2 - R^2)} + \frac{f'^2Y'^2}{((Z0 - f)^2 - R^2)} = \frac{f'^2(R^2 - Z0^2)}{((Z0 - f)^2 - R^2)} \quad (2.10)$$

Le dernier terme peut être décomposé en deux en multipliant en haut et en bas par $((Z0 - f)^2 - R^2)$:

$$\frac{f'^2(R^2 - Z0^2)}{((Z0 - f)^2 - R^2)} = \frac{f'^2(R^2 - Z0^2)((Z0 - f)^2 - R^2)}{((Z0 - f)^2 - R^2)^2} = \frac{R^2f'^2f^2}{((Z0 - f)^2 - R^2)^2} - \frac{f'^2(Z0^2 - R^2 - fZ0)^2}{((Z0 - f)^2 - R^2)^2} \quad (2.11)$$

En prenant $h = -\frac{f'(Z0^2 - R^2 - fZ0)}{((Z0 - f)^2 - R^2)}$, l'équation (2.11) peut alors s'écrire :

$$(Z' - h)^2 + \frac{f'^2Y'^2}{((Z0 - f)^2 - R^2)} = \frac{R^2f'^2f^2}{((Z0 - f)^2 - R^2)^2} \quad (2.12)$$

Au final, l'image d'une sphère est une quadrique de révolution de centre h et de demi-axes a , b , comme indiqué sur la Figure 2.1 . a étant le demi-axe selon l'axe z , b le demi-axe selon l'axe y et x .

$$a^2 = \frac{R^2f'^2f^2}{((Z0 - f)^2 - R^2)^2} \quad (2.13)$$

$$b^2 = \frac{R^2f^2}{((Z0 - f)^2 - R^2)} \quad (2.14)$$

$$h = \frac{f'(Z0^2 - R^2 - fZ0)}{((Z0 - f)^2 - R^2)} \quad (2.15)$$

La valeur de la constante de Schwarzschild ou constante de conique $k = \frac{b^2}{a^2} - 1 = \frac{(Z_0 - f)^2 - R^2 - f'^2}{f'^2}$ décrit la forme de la quadrique de révolution selon les valeurs relatives de a et de b . Elle donne donc accès aux différentes formes que prend l'image d'une sphère. Lorsque k est supérieure à zéro, l'image est un ellipsoïde aplati, lorsque k est nulle, c'est une sphère, lorsque k est comprise entre 0 et -1, c'est un ellipsoïde allongé, lorsque k est égale à -1, c'est un paraboloïde, et enfin lorsque k est inférieure à -1, c'est un hyperboloïde. La Figure 2.2 représente les valeurs de k en fonction du centre de la sphère à imager et la focale avec pour constante le rayon de courbure de cette sphère qui est ici de 65 mm. Si le centre de la sphère se trouve sur cette figure toujours dans le plan objet, une partie de la sphère peut être au contraire dans le plan image.

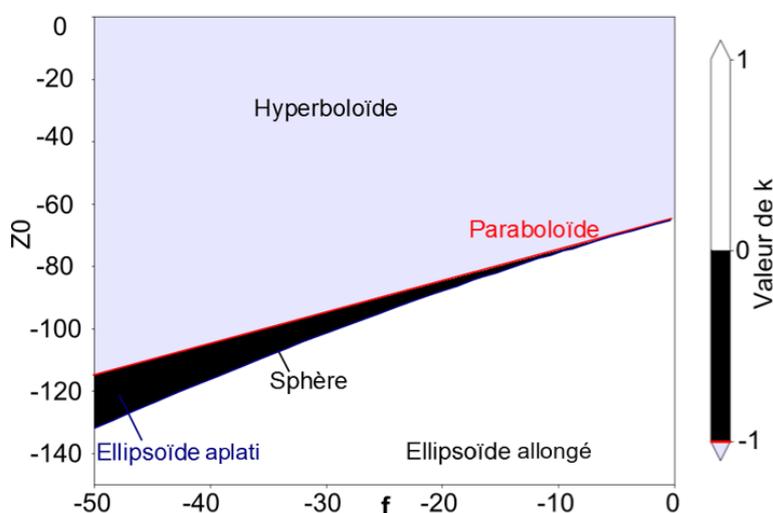


FIGURE 2.2 – Valeur de k (en couleur) en fonction de la focale f (ici égale à $-f'$) en abscisse, et de la position du centre du cercle Z_0 sur l'axe optique.

Dans ce cas, pour des sphères suffisamment éloignées, l'image sera toujours un ellipsoïde allongé, comme présenté Figure 2.1. En se rapprochant du plan principal, à une même focale, l'image de la sphère va devenir une sphère. Cela a lieu lorsque $Z_0^2 - 2Z_0f - R^2 = 0$ en prenant $f = -f'$. Ensuite, c'est un ellipsoïde aplati qui est trouvé en image jusqu'à ce que le cercle centré en Z_0 touche le point focal. C'est alors un paraboloïde qui est imagé. Enfin, lorsque le cercle dépasse le plan focal, la partie qui dépasse ce plan est imagé dans le plan objet : c'est la partie gauche d'un hyperboloïde. La partie de la sphère qui ne dépasse pas le plan focale correspond alors à la partie droite de l'hyperboloïde. Le rayon de courbure R' de l'image du cercle peut aussi être calculé pour les points proches de l'axe optique. L'équation pour cette approximation est :

$$R' = \frac{b^2}{a} = \pm \frac{Rf}{f'} \quad (2.16)$$

Ainsi, en prenant $f = -f'$, l'approximation du rayon de courbure R' est dans tous les cas équivalente au rayon de courbure de l'objet, quelle que soit la distance de l'objet.

Ainsi, plus l'objet est courbe, plus il demande une surface image courbe. De plus, comme présenté sur la Figure 2.1, la courbure par rapport à la corde de l'arc de cercle reste la même pour l'objet et l'image. Autrement dit, si la sphère objet est vue avec une courbure convexe, la surface image sera une courbure concave par rapport au système optique. Cela a une grande importance, car cela permet de savoir dans quel sens il faut courber le capteur selon la scène à observer.

À l'inverse, il est aussi possible de connaître la surface objet qui serait imagée par un système optique suivant les lois de l'optique paraxiale avec un capteur courbe. Comme les équations sont réciproques, il n'y a pas besoin de faire de nouveaux calculs. Plusieurs cas se présentent selon la position du capteur :

-Si le centre du capteur se trouve sur le plan focal image, on retrouve la cas de la parabole : le point du capteur sur l'axe image à l'infini, les autres proches de ce point seront proches de l'infini.

Deux possibilités se présentent selon le choix du capteur lorsque le capteur s'éloigne du plan principal :

- Le cas du capteur (ou surface image) convexe : tout le cercle est situé après le point focal. C'est donc la situation de l'ellipsoïde trouvée un peu plus tôt.

- Le cas du capteur concave : une partie du cercle se trouve avant le plan focal, une autre partie (celle du capteur) se trouve après. C'est le cas de l'hyperbole trouvée plus tôt. Une représentation de ce cas est présentée Figure 2.3.

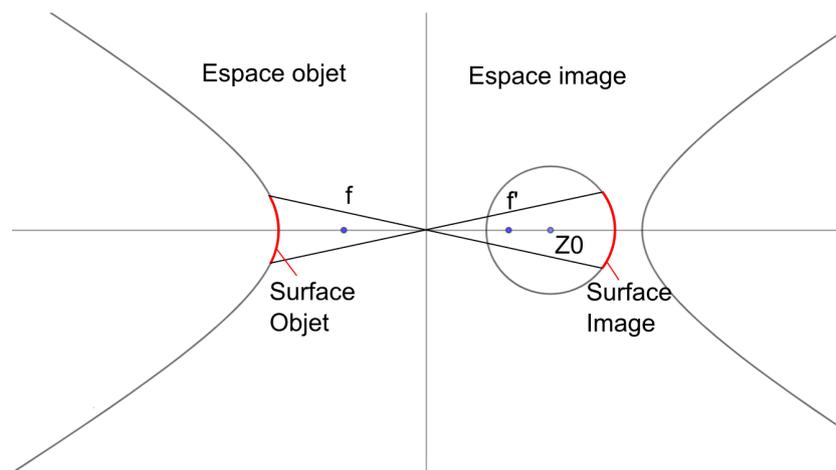


FIGURE 2.3 – Représentation de la surface objet d'un capteur courbe concave selon les lois de l'optique paraxiale.

L'optique paraxiale, utilisée pour réaliser ces calculs, est limitée au premier terme de la décomposition en développement limité des équations de propagation de la lumière. Les deux points importants de cette partie sont donc dans un premier temps :

- la valeur approximative du rayon de courbure de la surface image ou surface objet conju-

guée : le rayon de courbure reste le même.

- le sens de la courbure qui reste inchangé par rapport à la corde. Cela permet de faire des choix de courbure de capteur lorsque l'on veut observer des scènes.

Pour décrire plus précisément le comportement d'un système optique, il faut alors utiliser de nouvelles fonctions, les fonctions d'aberrations. Nous verrons dans un deuxième temps comment combiner ces aberrations aux équations vues dans cette partie.

2.2 Les aberrations optiques

Après avoir vu comment les objets courbes ainsi que les surfaces images courbes étaient imagés par l'optique paraxiale, il est possible de donner des équations qui décrivent de façon plus exacte comment vont se comporter le front d'onde ou les rayons. Ce sont les fonctions d'aberrations qui vont décrire une focalisation imparfaite, en fonction de différents paramètres du système. La plupart du temps, cette focalisation imparfaite est décrite au niveau de l'image paraxiale comme pour l'équation (1.4) du chapitre 1. Ainsi les équations de la partie précédente sur la courbure de la surface objet ou de la surface image vont, dans une certaine mesure, rester vraies, mais il faudra ajouter à celles-ci les fonctions d'aberrations décrites dans cette partie.

2.2.1 Les aberrations géométriques de Seidel

Dans cette section, les cinq aberrations monochromatiques de Seidel seront introduites. Une expression de ces aberrations est celle comprenant les sommes de Seidel, exprimées par Mahajan [2] sous la forme :

$$\begin{aligned}
 W(\rho, \theta, h') = \frac{1}{8}S_I\rho^4 + \frac{1}{2}S_{II}\left(\frac{h'}{h_{max}}\right)\rho^3\cos\theta + \frac{1}{2}S_{III}\left(\frac{h'}{h_{max}}\right)^2\rho^2\cos^2\theta + \\
 \frac{1}{4}(S_{III} + S_{IV})\left(\frac{h'}{h_{max}}\right)^2\rho^2 + \frac{1}{2}S_V\left(\frac{h'}{h_{max}}\right)^3\rho\cos\theta
 \end{aligned}
 \tag{2.17}$$

Ici, r et θ sont les coordonnées du point d'intersection des rayons avec la pupille de sortie, avec $\rho = \frac{r}{a}$ et a le rayon maximal de la pupille de sortie. h' la hauteur sur le plan image.

$S_I \dots S_V$ sont les sommes de Seidel du système optique, qui représentent les contributions de chaque surface à l'augmentation des aberrations géométriques. Ces sommes seront exprimées dans ce chapitre sous la forme utilisée par Welford [3]. Elle correspond à l'expression des aberrations qui dépendent de la puissance quatre de l'ouverture et du champ, quand elles sont exprimées sous la forme d'aberrations de front d'onde. Le fait qu'elles

soient appelées parfois aberrations de troisième ordre vient qu'exprimées sous la forme d'aberrations transverses, elles ne dépendent que de l'ordre trois. Dans ce manuscrit, elles seront appelées aberrations de quatrième ordre. Les aberrations d'ordre supérieurs ne seront pas décrites ici. De plus, celles-ci sont vraies seulement dans des systèmes centrés avec invariance par rotation autour de l'axe optique.

2.2.1.1 L'aberration sphérique

L'aberration sphérique correspond au premier terme de l'équation (2.17) :

$$W(\rho, \theta, h') = \frac{1}{8} S_I \rho^4 \quad (2.18)$$

Ce terme est indépendant de la hauteur h' du champ et réciproquement de la hauteur de l'objet. Ainsi si cette aberration est présente, elle sera constante sur le champ entier. Elle est très fortement dépendante des coordonnées de la pupille, ici seulement ρ et non de θ . Ainsi, plus les rayons passent par une zone éloignée de la pupille par rapport à l'axe optique, plus cette aberration est présente, avec un décalage de la focalisation. Cela est représenté Figure 2.4.

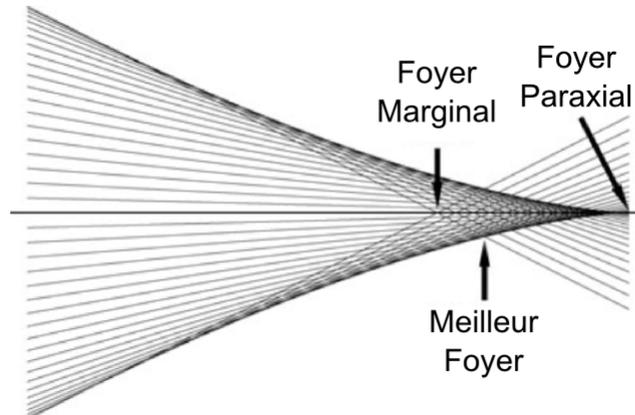


FIGURE 2.4 – Illustration des différentes zones de focalisation en présence d'aberration sphérique. [1]

L'image présentée montre les différents points de focalisation selon l'éloignement à l'axe optique. Pour les rayons les plus éloignés de l'axe optique, les rayons marginaux, le foyer se situe en avant du foyer paraxial. Mais le plan paraxial n'est pas la meilleure position pour l'image. Il existe une position où la focalisation est meilleure avec un cercle de confusion de diamètre minimum, le cercle de moindre confusion. La distance entre cette position idéale et le plan paraxial correspond aux trois quarts de la distance entre le plan paraxial et le foyer marginal.

Pour ce qui est du coefficient S_I , il peut être déterminé en calculant la contribution de chaque surface à l'aberration sphérique. Ainsi, l'aberration sphérique S_I devient la somme de chacune de ces contributions :

$$S_I = \sum S_1 \quad (2.19)$$

avec pour une surface :

$$S_1 = -A^2 h \delta \left(\frac{u}{n} \right) \quad (2.20)$$

Les valeurs A , h , et u sont des valeurs qui peuvent être calculées avec le rayon marginal traversant la surface en question. A est l'invariant de réfraction, $n_j i_j = n_{j+1} i_{j+1}$, avec i_j l'angle d'arrivée du rayon marginal par rapport à la normale de la surface, et n_j l'indice de réfraction du milieu avant la surface. C'est l'approximation paraxiale de l'équation de Snell Descartes qui est $n_j \sin(i_j) = n_{j+1} \sin(i_{j+1})$. h est la hauteur du rayon marginal sur la surface. u est la pente du rayon marginal qui sort de la surface par rapport l'axe optique. Enfin, $\delta \left(\frac{u}{n} \right) = \frac{u_j}{n_j} - \frac{u_{j-1}}{n_{j-1}}$

Il est possible aussi de tracer les diagrammes de point image ou *spot diagram*. Chaque point sur ces diagrammes représente l'intersection d'un rayon avec le plan image. Ces diagrammes sont souvent dessinés selon plusieurs paramètres comme la position du rayon sur la pupille, le champ de vue, la longueur d'onde ou encore selon la position de la surface image ou tirage. Pour représenter l'aberration sphérique, les deux paramètres importants sont la position des rayons sur la pupille et le tirage. En prenant quatre zones de rayons sur la pupille, décrit ci-dessous avec la Figure 2.5, on peut dessiner la distribution de ces rayons sur la surface image selon le foyer, Figure 2.6, dans le cas où seul l'aberration sphérique est présente.

2.2.1.2 La coma

La Coma correspond au deuxième terme de l'équation (2.17) :

$$W(\rho, \theta, h') = \frac{1}{2} S_{II} \left(\frac{h'}{h_{max}} \right) \rho^3 \cos \theta \quad (2.21)$$

Ce terme a une contribution cubique par rapport aux coordonnées de la pupille, et une contribution linéaire par rapport au champ. La forme de sa tache image, visible sur le diagramme de point image est facilement reconnaissable. À ρ constant et h' constant, l'intersection des rayons et du plan image forme un cercle décalé par rapport au point image paraxial. Ce cercle est plus large et plus éloigné du point paraxial à mesure que ρ est grand. Le diagramme de point est détaillé sur la Figure 2.7.

Le terme S_{II} peut s'exprimer en fonction du rayon marginal et du rayon principal, avec pour une surface :

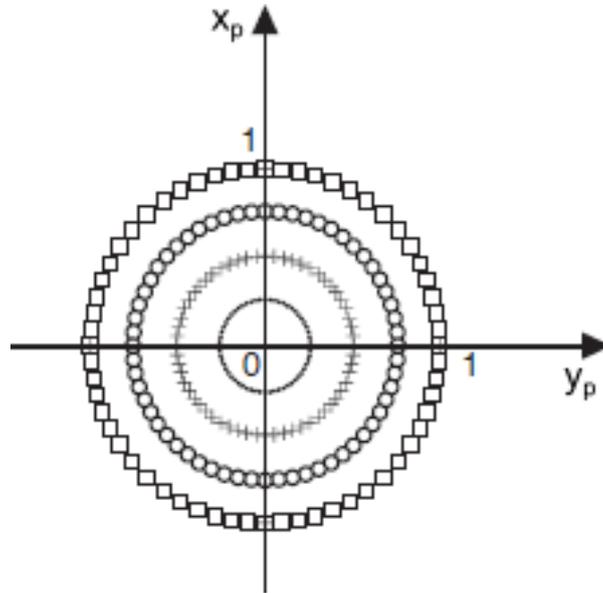


FIGURE 2.5 – Distribution des rayons sur la pupille de sortie. Les coordonnées x_p et y_p correspondent aux positions sur la pupille de sortie. Quatre zones circulaires de la pupille sont étudiées, $\rho = \frac{1}{4}$ (triangles), $\rho = \frac{1}{2}$ (croix), $\rho = \frac{3}{4}$ (cercles), $\rho = 1$ des rayons marginaux (carré blanc), [2]

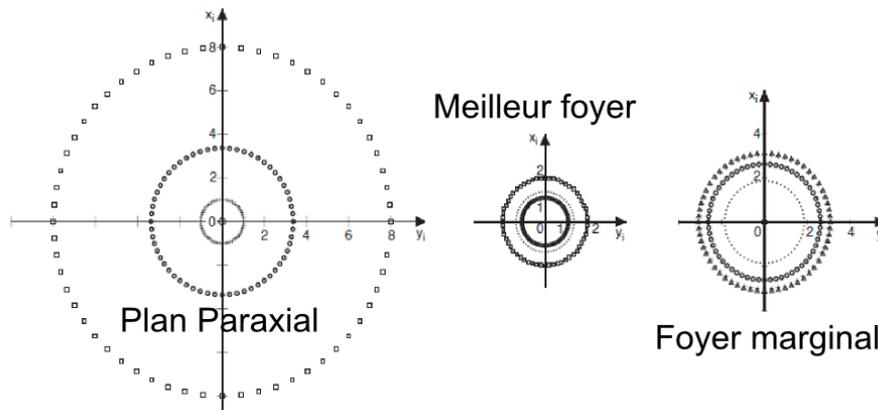


FIGURE 2.6 – Distribution des rayons sur la surface image selon le foyer en présence d'aberration sphérique. Les coordonnées x_i et y_i correspondent aux positions sur le plan image paraxial. [2]

$$S_2 = -A\bar{A}h\delta \left(\frac{u}{n} \right) \quad (2.22)$$

\bar{A} est l'invariant de réfraction pour le rayon principal. Il s'exprime donc de la même façon que pour le rayon marginal.

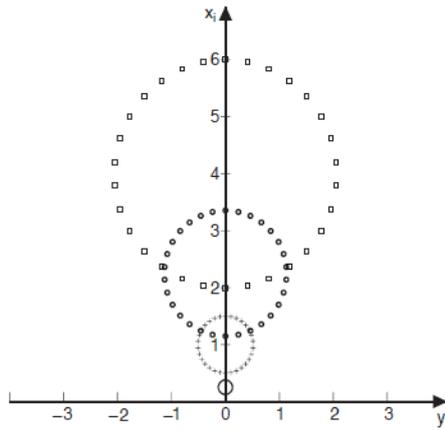


FIGURE 2.7 – Distribution des rayons sur la surface image en présence de coma. [2]

2.2.1.3 L'astigmatisme et la courbure de champ

L'astigmatisme et la courbure de champ correspondent au troisième et quatrième terme de l'équation (2.17). Pour ce qui concerne le troisième terme, lié à l'astigmatisme, on a :

$$W(\rho, \theta, h') = \frac{1}{2} S_{III} \left(\frac{h'}{h_{max}} \right)^2 \rho^2 \cos^2 \theta \quad (2.23)$$

L'aberration de front d'onde associée à l'astigmatisme est proportionnelle à $\rho^2 \cos^2 \theta$ et au carré du champ. Un système optique peut être décrit de la façon suivante : tous les plans qui contiennent l'axe optique et passent par la section verticale de la pupille sont appelés plans tangentiels ou méridionaux. Lorsque le point objet est dans le champ, le plan tangentiel contient alors ce point. Le rayon tangentiel qui passe par le centre de la pupille d'entrée est le rayon principal. Le plan sagittal est alors le plan perpendiculaire au plan tangentiel et contenant le rayon principal. La différence de parcours entre les rayons du plan sagittal et du plan tangentiel va entraîner une différence de distance de focalisation du point image ainsi que la formation d'une tache image en forme de ligne pour les plans sagittal et tangentiel. Il existe alors une distance de focalisation idéale, située à mi-distance entre la distance de focalisation du plan sagittal et celle du plan tangentiel, la forme de la tache étant alors circulaire. Ainsi le diagramme de point est le suivant selon la distance de focalisation, Figure 2.8.

Le terme S_{III} peut s'exprimer en fonction du rayon marginal et du rayon principal, avec pour une surface :

$$S_3 = -\bar{A}^2 h \delta \left(\frac{u}{n} \right) \quad (2.24)$$

Une autre aberration entraîne un défocus du plan image dans le champ proportionnel au carré du champ : c'est la courbure de champ. Mais cette aberration est proportionnelle à ρ^2 et non $\rho^2 \cos^2 \theta$ au niveau de la pupille. Ce terme est le suivant :

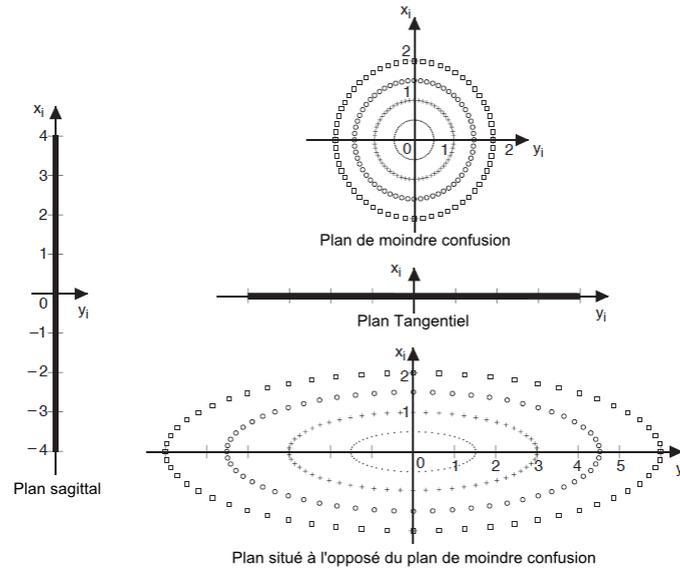


FIGURE 2.8 – Distribution des rayons sur la surface image selon le foyer en présence d'astigmatisme. [2]

$$W(\rho, \theta, h') = \frac{1}{4}(S_{III} + S_{IV}) \left(\frac{h'}{h_{max}} \right)^2 \rho^2 \quad (2.25)$$

Le terme S_{III} correspond à la part d'astigmatisme, le deuxième terme S_{IV} correspond à la courbure de Petzval. S'il n'y a pas d'aberration dans un système optique, notamment pas d'astigmatisme, le plan focal image va suivre une courbure, dite de Petzval, car découverte par Joseph Petzval. La courbure de Petzval, ou somme de Petzval, correspond au terme :

$$P = \sum c_i \frac{n_{i+1} - n_i}{n_{i+1} n_i} \quad (2.26)$$

avec

$$S_{IV} = H^2 P \quad (2.27)$$

Ainsi, en prenant en compte ces deux aberrations, trois surfaces images peuvent être dessinées, qui vont suivre une courbure différente. On peut voir ces trois surfaces images sur la Figure 2.9.

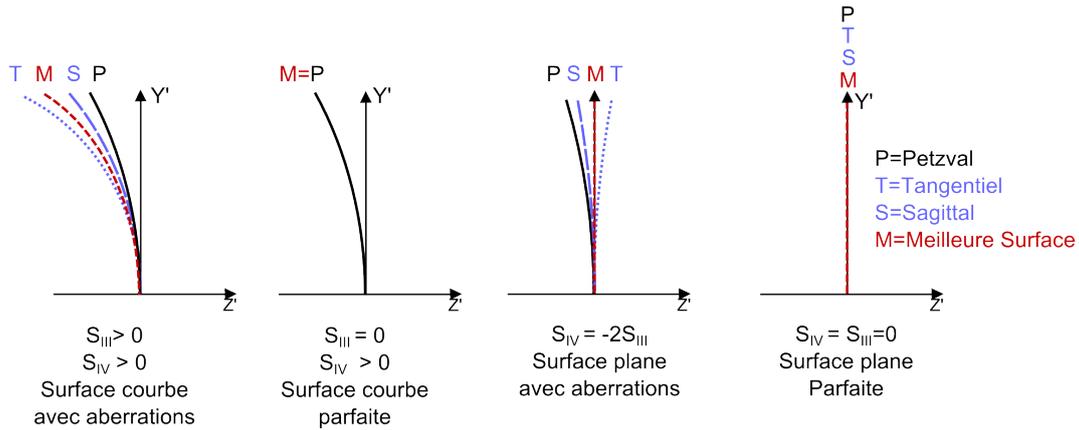
L'approximation de ces surfaces à une surface sphérique donne pour la courbure les valeurs suivantes (n l'indice du milieu entre la dernière lentille et le capteur, souvent l'air) :

- La courbure de Petzval qui n'apparaît physiquement que lorsqu'il n'y a pas d'astigmatisme s'exprime :

$$c_{Petzval} = -\frac{n S_{IV}}{H^2} = -n P \quad (2.28)$$

- Les deux autres courbures, Tangentielle et Sagittale, en présence d'astigmatisme sont définies par :

$$c_{Tangentiel} = -\frac{n(3S_{III} + S_{IV})}{H^2} \quad (2.29)$$


 FIGURE 2.9 – Surfaces image selon différentes valeurs de S_{IV} et S_{III} .

$$c_{Sagittal} = -\frac{n(S_{III} + S_{IV})}{H^2} \quad (2.30)$$

- Quelles que soient les situations, la meilleure focalisation se fait sur la surface du disque de moindre confusion qui a pour courbure :

$$c_{Meilleur\ foyer} = -\frac{n(2S_{III} + S_{IV})}{H^2} \quad (2.31)$$

Cette surface se situe à mi-distance entre les surfaces tangentielles et sagittales. Habituellement, pour obtenir une surface image plane, deux solutions sont possibles :

- Avoir égales à zero S_{III} et S_{IV} .
- Avoir $-2S_{III} = S_{IV}$.

Le premier cas impose de nombreuses contraintes de construction. Dans la deuxième cas, la courbure de Petzval doit rester assez faible pour éviter une valeur d'astigmatisme trop élevée. Une autre possibilité est de placer un capteur courbe sur la surface focale courbe. C'est ce qui sera étudié plus précisément dans les sections suivantes.

2.2.1.4 La distorsion

La distorsion correspond au cinquième et dernier terme de l'équation (2.17) :

$$W(\rho, \theta, h') = \frac{1}{2} S_V \left(\frac{h'}{h_{max}} \right)^3 \rho \cos \theta \quad (2.32)$$

Cette aberration dépend du cube de la hauteur h' du champ, et est linéaire par rapport à la pupille avec comme coefficient $\rho \cos \theta$. L'aberration de distorsion ne va pas créer une tâche image plus importante en taille mais distordre l'image. Les points objets qui sont sur une même ligne horizontale ou verticale du plan objet, vont se retrouver sur des lignes courbes sur le plan image. Deux formes de distorsion vont être possibles selon l'approximation de Seidel, la forme lorsque S_V est négative, la forme en coussinet, et la

forme lorsque S_V est positive, en barillet, représentées Figure 2.10.

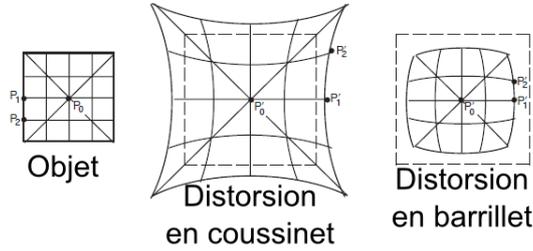


FIGURE 2.10 – Distribution des points image sur la surface image selon le foyer en présence de distorsion. [2]

Dans un logiciel de calcul optique, la distorsion est calculée pour les systèmes optiques en faisant un rapport des hauteurs des points images paraxiaux $Y_{paraxial}$ et des points images réels Y_{reel} . L'expression associée est alors :

$$D = \frac{Y_{reel} - Y_{paraxial}}{Y_{paraxial}} \quad (2.33)$$

Or, l'utilisation d'un capteur courbe modifie ces hauteurs ce qui entraîne un changement pour le calcul de la distorsion. Ainsi, ce phénomène est à l'origine du changement d'expression évoqué dans le chapitre 1. Xu et al [5] donnent une nouvelle expression en se basant alors sur la longueur de l'arc du capteur. La distorsion serait alors la différence entre la longueur d'arc L_{reel} pour le point image réel et la longueur d'arc $L_{paraxial}$ pour le point d'intersection du rayon paraxial avec le capteur courbe. Cela donne l'équation suivante :

$$D = \frac{L_{reel} - L_{paraxial}}{L_{paraxial}} \quad (2.34)$$

C'est finalement cette équation qui sera utilisée lors des calculs avec nos systèmes.

2.2.2 Autres expressions des aberrations

Il existe de nombreuses expressions des aberrations monochromatiques. Un moyen de les représenter sans utiliser les coefficients de Seidel est de décrire la déformation du front d'onde à la pupille de sortie. Pour cela, une sphère de référence est introduite et aura pour centre de courbure le point paraxial image : c'est le front d'onde idéal. La fonction d'aberration va décrire l'écart de chemin optique à cette sphère. Elle peut s'exprimer sous forme vectorielle ou algébrique, avec des contributions du champ $h_{im} = \frac{h'}{h_{max}}$ et de la

pupille (ρ, θ) . Sous forme algébrique, on a :

$$\begin{aligned}
 W(\rho, \theta, h_{im}) &= \sum_{j,m,n} W_{k,l,m} h_{im}^k \rho^k \cos^m \theta \\
 &= W_{000} + W_{200} h_{im}^2 + W_{111} h_{im} \rho \cos \theta + W_{020} \rho^2 \\
 &\quad + W_{040} \rho^4 + W_{131} h_{im} \rho^3 \cos \theta + W_{222} h_{im}^2 \rho^2 \cos^2 \theta + W_{220} h_{im}^2 \rho^2 + W_{311} h_{im}^3 \rho \cos \theta \\
 &\quad + W_{400} h_{im}^4
 \end{aligned} \tag{2.35}$$

La première ligne correspond à l'équation générale de la fonction d'aberration en prenant $k = 2j + m$ et $l = 2n + m$. La deuxième ligne correspond aux aberrations d'ordre zéro et deux qui correspondent dans l'ordre au piston uniforme, piston quadratique, décalage latéral et au décalage longitudinal ou encore défocus. Les troisième et quatrième lignes correspondent à l'équation (2.17) qui a donc les mêmes termes plus un terme $W_{400} H^4$ qui correspond au piston d'ordre quatre. Les termes de piston représentent un changement uniforme de la phase, et donc ne dégradent pas l'image. Chacun des termes W de cette dernière ligne a donc un équivalent en terme de somme de Seidel.

Les termes de la première ligne peuvent être considérés comme étant nuls puisqu'ils ne correspondent qu'à une mauvaise position de la surface image par rapport à la pupille de sortie et la surface image paraxiale. C'est malgré tout grâce au défocus que les termes d'aberration sphérique et d'astigmatisme peuvent être compensés en partie pour trouver la position de meilleure focalisation.

Il existe ensuite des termes supérieurs par exemple à l'ordre 6. Ces termes d'ordre 6, au nombre de 10, sont dit de Schwarzschild du nom de celui qui les a mis en forme. Si toutes ces aberrations ne sont pas détaillées ici, il est intéressant d'exprimer la courbure de champ W_{420} à l'ordre 6 en fonction des rayons paraxiaux, tel que le rayon principal et le rayon marginal. Selon Sasian [4], on a :

$$W_{420} = \frac{3}{16} \frac{H^4}{A^2} c^3 \delta \left(\frac{1}{n} \right) \tag{2.36}$$

Le terme décrit ici correspond seulement au terme de l'aberration lorsque le diaphragme se situe au centre de courbure du dioptre. D'autres termes doivent être ajoutés pour obtenir l'équation complète. Ainsi, contrairement à l'aberration du quatrième ordre, la courbure de champ au sixième ordre va dépendre du rayon marginal et donc de l'ouverture du système.

Enfin, d'autres expressions des aberrations existent, notamment sous la forme de polynôme de Zernike. Son expression qui se fait sur une base orthonormée est idéale pour les tests optiques mais se fait sur un seul point image ou autrement dit, n'a pas de dépendance avec le champ ou hauteur de l'image. Par exemple, en terme de Zernike, la courbure de champ n'est que l'expression d'un défocus de l'image. Il est donc plus difficile de l'utiliser

pour exprimer les liens avec la forme de la surface image.

2.2.3 Les aberrations chromatiques

Les aberrations qui ont été détaillées ci-dessus sont correctes pour une seule longueur d'onde. On parle alors d'aberrations monochromatiques. Comme l'indice de réfraction évolue en fonction de la longueur d'onde, cela va entraîner une dispersion de la focalisation en fonction de la longueur d'onde. Comme le système optique va imager dans deux directions, longitudinale et transversale, on pourra caractériser des aberrations pour ces deux directions.

2.2.3.1 Aberration chromatique longitudinale

L'aberration longitudinale chromatique est simplement un changement de la position du foyer selon la longueur d'onde. En effet, l'indice de réfraction est souvent plus grand pour des courtes longueurs d'onde, ce qui donne une position du foyer plus proche de la lentille pour la longueur d'onde correspondant au bleu que par exemple le rouge. Dans le cas d'une lentille mince d'épaisseur nulle, on peut exprimer la vergence de cette lentille, c'est-à-dire l'inverse de la focale par la formule :

$$V = (n - 1)(c_1 - c_2) \quad (2.37)$$

En considérant une variation de l'indice δn en fonction de la longueur d'onde, le changement de vergence δV s'exprime en différenciant l'équation précédente :

$$\delta V = \delta n(c_1 - c_2) = V \frac{\delta n}{n - 1} \quad (2.38)$$

On appelle alors l'inverse de $\frac{\delta n}{n-1}$ le nombre d'Abbe v . Pour le spectre visible, le nombre d'Abbe s'exprime en fonction de 3 longueurs d'onde sous la forme :

$$v_d = \frac{n_d - 1}{n_F - n_C} \quad (2.39)$$

n_d , n_F et n_C correspondent respectivement aux indices de réfraction des longueurs d'ondes $d=587.56$ nm pour raie jaune de l'Helium, $F=486.13$ nm pour la raie bleue de l'hydrogène, et $C=656.27$ pour la raie rouge de l'hydrogène [6]. Il est ensuite possible de continuer à développer les équations pour un plus grand nombre de longueurs d'onde que C et F ici présentes.

2.2.3.2 Aberration chromatique transversale

L'aberration chromatique transversale ou latérale peut se visualiser en exprimant la déviation des rayons sur le plan image. Ainsi, dans ce cas, ce n'est pas la focalisation

qui est changée mais le grandissement transversal, qui sera plus élevé pour les longueurs d'onde élevées (le rouge), que pour les courtes. Cette aberration est notamment liée à la position du diaphragme. Pour une lentille mince, décaler le diaphragme de la position de la lentille va augmenter cette aberration.

2.3 Surface image courbe et son évolution en fonction de la distance objet

2.3.1 Interprétation de la surface de meilleure focalisation

2.3.1.1 Cas symétrique : lentilles concentriques ou monocentriques

Une façon d'interpréter la courbure de la surface image se fait simplement en utilisant un système optique avec une symétrie centrale ou système monocentrique. Du fait de la symétrie du système, toutes les aberrations monochromatiques sont nulles sauf l'aberration sphérique et la courbure de Petzval. La Figure 2.11 montre la courbure image correspondante dans le cas d'une scène à l'infini.

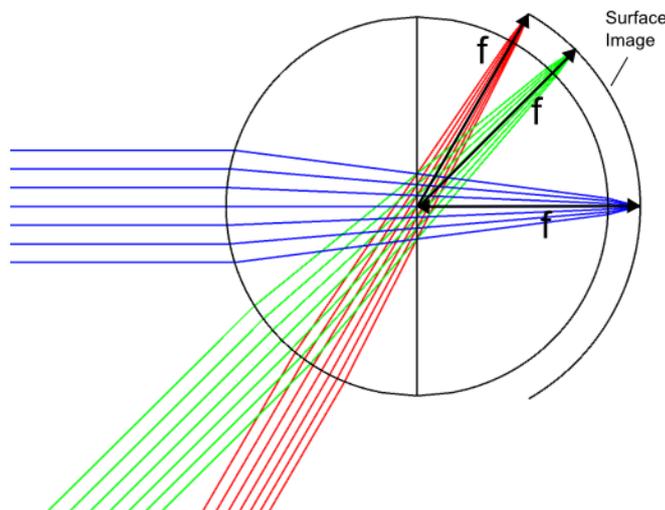


FIGURE 2.11 – Représentation d'une lentille monocentrique imageant un objet se situant à l'infini. La surface image se situe pour tous les champs à une longueur f du centre de symétrie.

Tous les rayons du champ vont focaliser à la même distance du point de symétrie de la lentille. Les rayons principaux peuvent donc être considérés comme étant des axes optiques, et l'optique paraxiale peut s'appliquer pour tous les rayons. La distance de focalisation est alors simplement la longueur focale f . La courbure de la surface image dans le cadre d'un système monocentrique signifie juste la focalisation à une distance image fixe pour tous les rayons dans le champ. Comme cette distance est fixe par rapport aux

points de symétrie de la lentille, les rayons vont donc être focalisés sur une surface image sphérique.

À une distance finie, les distances entre le point objet et le point de symétrie vont être dépendantes de l'angle du champ de vue. La distance entre le centre de la lentille monocentrique et la plan image va donc différer selon le champ de vue. Pour autant, la courbure de la surface image reste la même qu'à l'infini, dans une certaine mesure. Stamenov et al [7] démontrent que ce résultat est vrai pour des distances très supérieures à la distance focale : sur l'axe optique, si l'objet est à une distance Z de l'objet, le décalage par rapport à f s'écrit en reprenant l'équation (2.1) :

$$\Delta Z' = \frac{-f'^2}{Z + f} \simeq -\frac{f'^2}{Z} \quad (2.40)$$

Un point objet situé à un angle θ du champ de vue, s'écrit en fonction selon Z et θ sous la forme :

$$Z^* = \frac{Z}{\cos\theta} \quad (2.41)$$

En utilisant les deux dernières équations, on arrive au décalage selon le champ de vue :

$$\Delta Z'^* \simeq -\frac{f'^2}{Z^*} = -\frac{f'^2 \cos\theta}{Z} = \Delta Z' \cos\theta \quad (2.42)$$

Comme les angles sont conservés en traversant le monocentrique, on peut écrire le décalage parallèle à l'axe Z' au niveau du point image en θ :

$$\Delta Z'(\theta) = \frac{\Delta Z'^*}{\cos\theta} = \Delta Z' \quad (2.43)$$

Ainsi, quel que soit l'angle θ , le décalage parallèle à l'axe en Z' est le même. La courbure de la surface image reste donc la même, sauf lorsque l'on s'approche du plan focal.

La courbure observée de la surface image s'explique ainsi simplement par l'application de l'optique paraxiale pour les points du champ. La non-symétrie centrale du système optique va compliquer cette analyse initiale.

2.3.1.2 Cas non-symétrique : ajout d'astigmatisme

Comme il n'y a plus de symétrie, le rayon principal ne peut plus être considéré comme un nouvel axe optique car il a une trajectoire déviée. Ainsi lorsque l'objet est à l'infini, les rayons qui sont dans le champ ne vont plus obligatoirement focaliser à une distance focale f . Pour une lentille simple, la valeur de la courbure de Petzval ne sera donc plus égale à l'inverse de la distance focale, sauf pour certaines valeurs indépendantes de l'indice de réfraction $d = \frac{c_2 - c_1}{c_1 c_2}$ avec d , la distance entre les deux surfaces de courbure c_1 et c_2 (différentes de zéro) de la lentille. Ainsi, la perte de symétrie entraîne une différence de

chemin optique entre tous les rayons. Les plans tangentiels et sagittaux qui permettent l'expression de l'astigmatisme servent de base pour exprimer les différences en focalisation qui vont avoir lieu selon leur intersection avec la pupille.

2.3.2 Évolution de la surface de meilleure focalisation en fonction de la distance objet

2.3.2.1 Évolution des aberrations par décalage de la pupille pour les aberrations de pupille

Les aberrations ne sont pas constantes en fonction de la distance objet. Cela est dû au fait que les rayons ou le front d'onde à l'entrée du système n'auront plus la même forme ou le même angle d'entrée si la distance de la scène est différente. Les rayons partant d'un point à une distance finie vont donc arriver sur la première surface avec un nouvel angle, changeant en conséquence l'angle d'arrivée sur la deuxième surface, ainsi de suite jusqu'à la surface image où le rayon va intercepter celle-ci à une autre position. Une méthode, présente dans la littérature pour calculer les nouvelles aberrations en fonction de la distance de l'objet, est présentée par Wynne [8]. Elle fait suite à de nombreuses recherches sur la question, et à la phrase donnée par Maxwell *"it is impossible, by means of any combinations of reflexions and refractions, to produce a perfect image of an object at two different distances, unless the instrument be a telescope"* en 1858. Pour cela, Wynne utilise les aberrations de pupille exprimées sous la forme de somme de Seidel. Les aberrations de pupille sont les aberrations qui sont observées lorsqu'un objet est placé à la position du diaphragme ou à la position de la pupille d'entrée [9]. Ces aberrations peuvent alors simplement s'exprimer en permutant le rayon principal et le rayon marginal dans les équations. Ces nouvelles relations peuvent alors s'écrire en fonction des aberrations images. Il existe de plus une quantité E , nommée parfois excentricité, qui permet de calculer des décalages du diaphragme. Combinée avec l'invariant de Lagrange, l'excentricité donne un lien entre le rayon principal et le rayon marginal, [3].

$$HE = \frac{\bar{h}}{h} \quad (2.44)$$

À partir de cette valeur, il est possible de calculer la différence entre les excentricités E d'une première surface avec la suivante, séparées par une distance d dans un milieu n :

$$E_{i+1} - E_i = -\frac{d}{nh_i h_{i+1}} \quad (2.45)$$

Cette formule permet alors d'évaluer l'évolution des aberrations lorsque la position du diaphragme est changée. Ainsi, si pour toutes les surfaces, E change en $E + \Delta E$, alors ce changement de position du diaphragme change les aberrations de coma, d'astigmatisme

et de distorsion en :

$$S2^* = S2 + S1H\Delta E \quad (2.46)$$

$$S3^* = S3 + 2S2 + H\Delta E + (H\Delta E)^2S1 \quad (2.47)$$

$$S5^* = S5 + H\Delta E(3S3 + S4) + 3(H\Delta E)^2S2 + (H\Delta E)^3S1 \quad (2.48)$$

Avec ΔE identique pour toutes les surfaces. Ces changements d'aberrations avec la variation de la position de la pupille peuvent alors être utilisés dans le cas des aberrations de pupille décrit plus haut. Mais dans ce cas, comme l'objet et la pupille se confondent, le changement des aberrations en fonction de la position de l'objet se calcule en variant la position de la pupille. Il faut par contre adapter ces calculs dans le cas d'aberrations de pupille, en permutant le rayon principal et le rayon marginal. ΔE se note alors $\Delta\bar{E}$, $\bar{H} = -H$. Il en résulte un changement des valeurs de $\bar{S}i^*$ suivantes, notées ici pour $\bar{S}3^*$ et $\bar{S}4^*$:

$$\bar{S}3^* = S3 + \bar{H}\Delta\bar{E}(2S5 - H\delta(\bar{u}^2)) + 3(\bar{H}\Delta\bar{E})^2\bar{S}1 \quad (2.49)$$

$$\bar{S}4^* = S4 \quad (2.50)$$

Le calcul est fait ici à H constant, c'est-à-dire à champ de vue et taille de pupille constant. Si H n'est pas constant, l'équation (2.44) n'est plus vérifiée, empêchant le décalage de la pupille. Un problème survient lorsque ces conditions sont utilisées. En effet, la taille du capteur doit rester constante, quelque soit la distance de l'objet, car c'est une donnée physique. La taille de l'objet est liée à la taille de l'image par la loi du grandissement. Par exemple, pour un objet de hauteur par rapport à l'axe optique η , l'image associée η' a une hauteur fixée par :

$$\frac{\eta'}{\eta} = -\frac{f}{Z} \quad (2.51)$$

Z étant la distance de l'objet par rapport au plan focal. Une représentation de Newton a donc été utilisée pour réaliser ce calcul, ce qui donne pour le champ de vue, en exprimant la tangente de l'angle θ du semi-champ de vue :

$$\tan(\theta) = \frac{\eta}{Z+f} = -\frac{Z}{Z+f} \frac{\eta'}{f} \quad (2.52)$$

Une façon de se convaincre de ce résultat qui peut trouver ses limites pour des systèmes de lentilles complexes est de placer l'objet au plan focal. Dans ce cas, le champ de vue est nul car aucune image ne se forme. Cela correspond dans l'équation au cas où Z est égale à zéro, donnant un champ de vue nul. Le champ de vue n'est donc pas constant pour

une distance de l'objet variable, et une taille de capteur constante. Il est donc nécessaire d'utiliser une autre méthode de calcul pour s'assurer que la taille de la surface image ne change pas en fonction de la distance de l'objet.

2.3.2.2 Calcul de l'évolution des aberrations pour une lentille

Pour étudier l'évolution des aberrations selon la distance de l'objet, la méthode choisie a été de se référer aux relations données pour chacune des aberrations en termes paraxiaux. Dans un premier temps, les quantités qui seront étudiées seront celles des sommes de Seidel pour l'astigmatisme et Petzval, S_3 et S_4 , donnant accès aux valeurs d'aberrations pour la courbure de champ et l'astigmatisme, et à la valeur de courbure de meilleure focalisation. Le calcul se fera sur un cas simple, une lentille d'épaisseur d , avec le diaphragme se situant sur la première surface de la lentille. Les systèmes plus complexes seront étudiés par la suite. De plus, l'objet étudié sera plan, situé à une distance Z du plan focal, en utilisant une représentation de Newton. La Figure 2.12 représente une telle lentille avec deux objets situés à deux distances différentes.

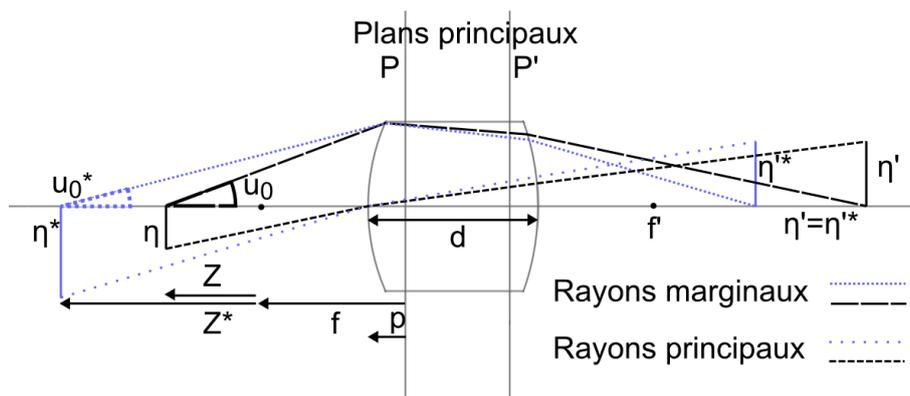


FIGURE 2.12 – Représentation d'une lentille avec deux objets situés à des distances différentes en prenant comme critère une même hauteur du plan image paraxial.

L'aberration de Petzval SIV est décrite par deux termes qui sont H , l'invariant de Lagrange, et de la somme de Petzval P . Comme décrite par l'équation (2.26), la valeur de P ne dépend que de la courbure des surfaces et des indices de réfraction, elle ne peut donc pas varier avec la distance de l'objet. La valeur de l'invariant de Lagrange change, car comme expliqué plus haut, le champ de vue va diminuer à cause de la taille constante du capteur (ou surface image). À une distance objet donnée, la valeur de H est constante tout au long du système. Il peut être prouvé que le carré de cette valeur est proportionnel à l'énergie totale transmise pour un système optique. Cette valeur s'exprime avec les rayons paraxiaux marginaux et principaux sous la forme :

$$H = n(u\bar{h} - \bar{u}h) \quad (2.53)$$

\bar{u} est la pente du rayon principal, \bar{h} est la hauteur à laquelle le rayon principal arrive sur la surface utilisée pour le calcul. u et h sont les mêmes valeurs mais calculées pour le rayon marginal. Comme ce calcul peut être réalisé pour toutes les surfaces avec le même résultat, il peut être réalisé au niveau de la surface objet. Par définition, la hauteur du rayon marginal au niveau de l'objet est nulle, tandis que la hauteur du rayon principal est la hauteur de l'objet η , ce qui donne pour l'équation :

$$H = n(u\eta - \bar{u}0) = nu\eta \quad (2.54)$$

Par la suite une notation en terme d'indice sera utilisée par rapport à la surface utilisée pour le calcul. La surface objet sera la surface 0, la première surface du système optique sera la surface 1, la $i^{\text{ième}}$ surface du système optique sera la surface i . L'angle u_i sera l'angle de sortie de la surface i pour le rayon marginal (même chose pour le rayon principal, noté \bar{u}_i). L'indice n_i sera l'indice du milieu après la surface i . Et la hauteur h_i sera la hauteur au niveau de la surface i . Il faut donc calculer les valeurs η et u_0 en fonction de la distance. Comme indiqué par la loi du grandissement équation (2.51), on a :

$$\eta = -Z \frac{\eta'}{f} \quad (2.55)$$

Pour cela, une représentation de Newton est utilisée. u_0 peut alors s'exprimer dans cette représentation sous la forme :

$$u_0 = \frac{-h_1}{Z + f - p} \quad (2.56)$$

p est la distance entre le plan principal et la première surface, f la distance focale partant du plan principal (c'est une valeur négative si la lentille est convergente), et z la distance entre le plan focal et l'objet plan. Dans le cas de la lentille simple avec un diaphragme sur la première surface, h_1 est constant. Ainsi H devient, lorsque $n_0 = 1$ pour un objet dans l'air :

$$H = \frac{Z}{Z + f - p} * \frac{h_1 \eta'}{f} \quad (2.57)$$

Ainsi, la valeur de l'aberration SIV diminuera de la même manière que la valeur de H^2 . La valeur de la courbure de Petzval restera toujours $-P$, sauf dans le cas où z est égale à 0, puisque SIV est égale à 0. Pour le calcul de $S3$, l'équation (2.24) est utilisée. Cela donne pour la surface i :

$$S3_i = -\bar{A}_i^2 h_i \delta \left(\frac{u}{n} \right) \quad (2.58)$$

Pour calculer chacun des éléments de cette équation, deux équations sont utilisées pour décrire le chemin des rayons paraxiaux, dont le rayon principal et marginal :

$$n_i u_i = n_{i-1} u_{i-1} - h_i c_i (n_i - n_{i-1}) \quad (2.59)$$

$$h_{i+1} = h_i + u_i d_i \quad (2.60)$$

d_i est l'épaisseur entre la surface i et la surface $i + 1$. Comme ici, il n'y a que deux surfaces, seule la valeur d_1 est utilisée que l'on nommera d , épaisseur de la lentille. $c_i(n_i - n_{i-1})$ est la vergence V_i de la surface i . L'invariant de réfraction peut s'écrire de manière générale :

$$A_i = n_{i-1}(u_{i-1} + h_i c_i) = n_i(u_i + h_i c_i) \quad (2.61)$$

Dans le cas du réfraction invariant pour le rayon principal au niveau de la surface où se trouve le diaphragme, cette expression se simplifie en :

$$\bar{A}_i = -\frac{H}{h_i} \quad (2.62)$$

Cette équation est donc vraie pour la surface 1. Il reste à calculer pour la surface 1, $\delta\left(\frac{u}{n}\right) = \frac{u_1}{n_1} - \frac{u_0}{n_0}$. En utilisant l'équation (2.59), on a donc :

$$u_1 = \frac{1}{n_1}(n_0 u_0 - h_1 V_1) \quad (2.63)$$

Finalement, en divisant cette dernière équation par n_1 et en soustrayant u_0 on obtient :

$$\delta\left(\frac{u}{n}\right) = \frac{1}{n_1^2}(u_0(1 - n_1^2) - h_1 V_1) \quad (2.64)$$

L'équation de S3 pour la surface 1 s'écrit donc :

$$S3_1 = -\bar{A}_1^2 h_1 \delta\left(\frac{u}{n}\right) = -\frac{H^2}{n_1^2 h_1}(u_0(1 - n_1^2) - h_1 V_1) \quad (2.65)$$

Le calcul de la S3 pour la surface 2 se fait de la même façon. Pour le calcul du réfraction invariant, les valeurs de pente et de hauteur sont calculées avec les équations (2.59) et (2.60) :

$$\bar{u}_1 = \frac{\bar{u}_0}{n_1} = -\frac{H}{h_1 n_1} \quad (2.66)$$

$$\bar{h}_2 = \bar{h}_1 + \bar{u}_1 d = -\frac{Hd}{h_1 n_1} \quad (2.67)$$

Ce qui donne pour l'invariant de réfraction :

$$\bar{A}_2 = n_1(\bar{u}_1 + \bar{h}_2 c_2) = -\frac{H}{h_1}(1 + d c_2) \quad (2.68)$$

De même le calcul peut se faire pour la hauteur et la pente du rayon marginal :

$$h_2 = h_1 + u_1 d = h_1\left(1 - d\frac{V_1}{n_1}\right) + u_0 \frac{d}{n_1} \quad (2.69)$$

$$u_2 = \frac{1}{n_2}(n_1 u_1 - h_2 V_2) = u_1(n_1 - dV_2) - h_1 V_2 \quad (2.70)$$

Ce qui donne pour $\delta(\frac{u}{n})$:

$$\delta(\frac{u}{n}) = (\frac{n_1^2 - n_1 dV_2 - 1}{n_1^2})u_0 - h_1((\frac{n_1^2 - n_1 dV_2 - 1}{n_1^2})V_1 + V_2) \quad (2.71)$$

Ainsi h_2 , $\delta(\frac{u}{n})$ sont toutes les deux des fonctions de la forme $(A * u_0 + B)$. $S3_2$ est donc un polynôme de degré 2.

En combinant les coefficients de surface des 2 dioptries, on obtient alors l'astigmatisme total qui est aussi un polynôme d'ordre 2 selon u_0

$$SIII = S3_1 + S3_2 = H^2 c_{III}(u_0) = H^2(a_0 + a_1 u_0 + a_2 u_0^2) \quad (2.72)$$

avec :

$$a_0 = (1 + dc_2)^2((\frac{n_1^2 - n_1 dV_2 - 1}{n_1^2})V_1 + V_2)(1 - \frac{dV_1}{n_1}) + \frac{V_1}{n_1^2} \quad (2.73)$$

$$a_1 = -\frac{(1 + dc_2)^2}{h_1}(\frac{n_1^2 - n_1 dV_2 - 1}{n_1^2}(1 - 2\frac{V_1 d}{n_1}) - V_2 \frac{d}{n_1}) - \frac{(1 - n_1^2)}{n_1^2 h_1} \quad (2.74)$$

$$a_2 = -d(\frac{n_1^2 - n_1 dV_2 - 1}{n_1^3 h_1^2})(1 + dc_2)^2 \quad (2.75)$$

De ces trois dernières équations, il est possible de connaître comment se comporte la courbure totale en fonction de u_0 et donc de Z différent de zero. Comme indiqué plus haut, la courbure de meilleure focalisation a pour valeur :

$$c(u_0) = -\frac{n(2SIII + SIV)}{H^2} = -2c_{III}(u_0) - P \quad (2.76)$$

P est invariant par rapport à la distance de l'objet. La courbure de la surface image théorique au quatrième ordre évolue donc selon un polynôme de second degré par rapport à u_0 .

2.3.2.3 Évolution de la courbure pour une lentille mince

Pour étudier l'évolution de la courbure du capteur, il faut donc interpréter les résultats de la section précédente en faisant évoluer les paramètres de l'équation (2.76).

Tout d'abord, on peut étudier le cas de lentille mince, c'est-à-dire lorsque d est égale à zero. a_2 et a_1 vont alors être égale à zero ce qui donne :

$$c_{III}(u_0) = a_0 = V_1 + V_2 = (n_1 - 1)(c_1 - c_2) \quad (2.77)$$

Cette valeur est l'inverse de la distance focale pour une lentille d'épaisseur nulle et est représentée Figure 2.13. Dans le cas d'une lentille mince, avec un diaphragme sur la

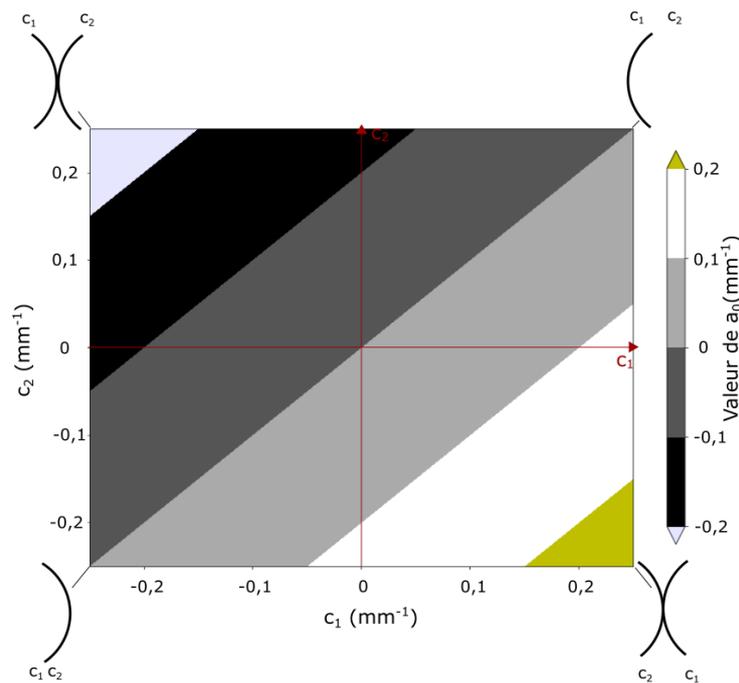


FIGURE 2.13 – Distribution des valeurs de a_0 (mm^{-1}) pour une lentille mince (d égale à 0 mm) en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n_1=1.5$

première surface, l'astigmatisme est nulle lorsqu'il n'y a pas de focalisation.

La valeur de la courbure de meilleur foyer se trouve en combinant cette valeur de courbure liée à SIII avec la courbure de Petzval.

$$c(u_0) = -(2c_{III}(u_0) + P) = -2(n_1 + 1/2)(n_1 - 1)(c_1 - c_2) \quad (2.78)$$

Les droites de valeurs de courbure constantes restent donc toutes parallèles à la droite affine avec $c_1 = c_2$. Aussi, plus l'indice de réfraction augmente, plus la valeur de courbure sera élevée rapidement lorsque l'on s'éloigne de cette droite affine. On peut remarquer que lorsque l'indice n est 1, c'est-à-dire qu'il n'y a pas de lentille, alors la courbure est nulle.

2.3.2.4 Évolution de la courbure pour une lentille épaisse : valeurs pour un objet à l'infini

Dans le cas d'une épaisseur d supérieure à zéro, tous les termes de l'équation (2.76) peuvent prendre des valeurs différentes de zéro. Lorsque l'objet se trouve à l'infini, l'astigmatisme se réduit à la valeur a_0 puisque u_0 est égale à zéro.

Pour de petites épaisseurs, comme sur la Figure 2.14, peu de différences sont à noter par rapport à la Figure 2.13 où l'épaisseur est nulle. Celles-ci surviennent pour des courbures élevées de c_2 par rapport à c_1 (différence entre la courbe en pointillé et la différence de couleur pour $a_0 = 0$).

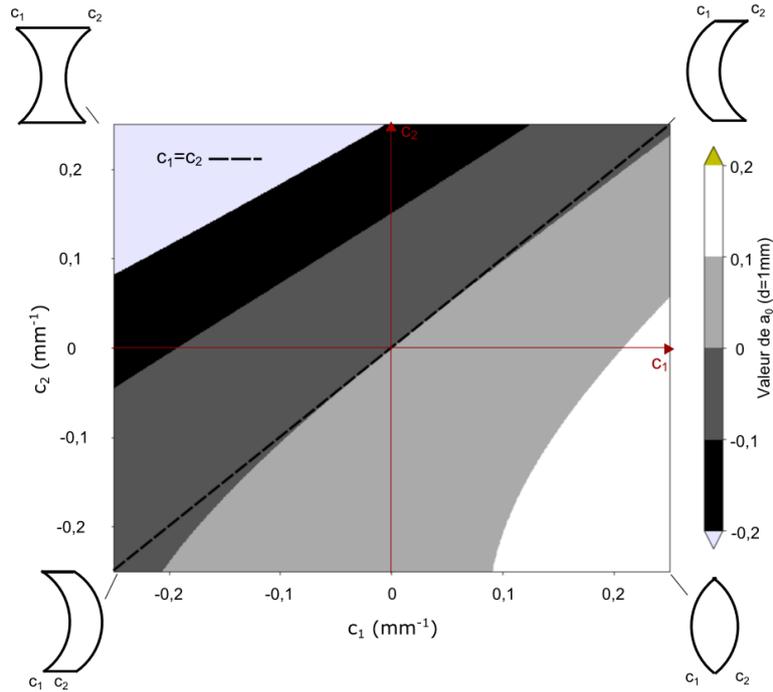


FIGURE 2.14 – Distribution des valeurs de a_0 (mm^{-1}) pour une épaisseur de lentille égale à 1 mm en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n_1=1.5$

Lorsque l'épaisseur d est plus élevée, cette différence s'agrandit. Il sera alors difficile de réduire l'astigmatisme nul au cas où les valeurs de courbure des deux surfaces sont égales. L'exemple de la Figure 2.15 montre le cas lorsque l'épaisseur est de 10mm.

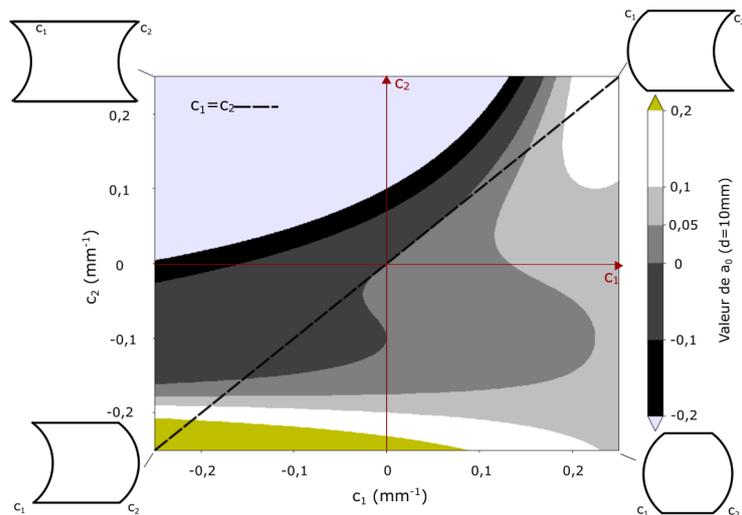


FIGURE 2.15 – Distribution des valeurs de a_0 (mm^{-1}) pour une épaisseur de lentille égale à 10mm en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n_1=1.5$

Ainsi, dans le cas d'une épaisseur plus élevée, il sera possible d'obtenir un astigmatisme nul pour des valeurs assez élevées en focale.

C'est le cas lorsque par exemple la courbure c_1 est nulle et que $c_2 = -0,1$. En fait ce cas est semi-monocentrique : la première surface avec le diaphragme est plane et donc n'a pas de centre de courbure. La deuxième surface a pour centre de courbure le diaphragme de la première surface. La formule de a_0 se simplifie puisque $(1 + dc_2) = 0$ et $V_1 = 0$.

2.3.2.5 Évolution de la courbure pour une lentille épaisse : valeurs pour un objet à une distance finie.

Lorsque l'objet ne se trouve plus à l'infini, u_0 prendra des valeurs autre que zéro, rendant l'étude des deux termes a_1 et a_2 importante. Le but de cette étude est de comprendre le lien entre l'astigmatisme et la distance de l'objet. Pour commencer, il est important de connaître les valeurs prises par u_0 . Pour une lentille simple, la distance p entre le plan principal et la première surface est proportionnelle à l'inverse de la distance focale, ce qui donne en reprenant l'équation (2.56) :

$$u_0 \approx \frac{-1}{Z + f - 1/f} \quad (2.79)$$

Notons que h_1 de l'équation (2.56) est simplifié avec h_1 situé dans les termes a_1 et a_2 , rendant inutile l'étude en fonction de la hauteur du diaphragme h_1 . La Figure 2.16 des valeurs obtenues pour u_0 est présentée pour plusieurs focales positives.

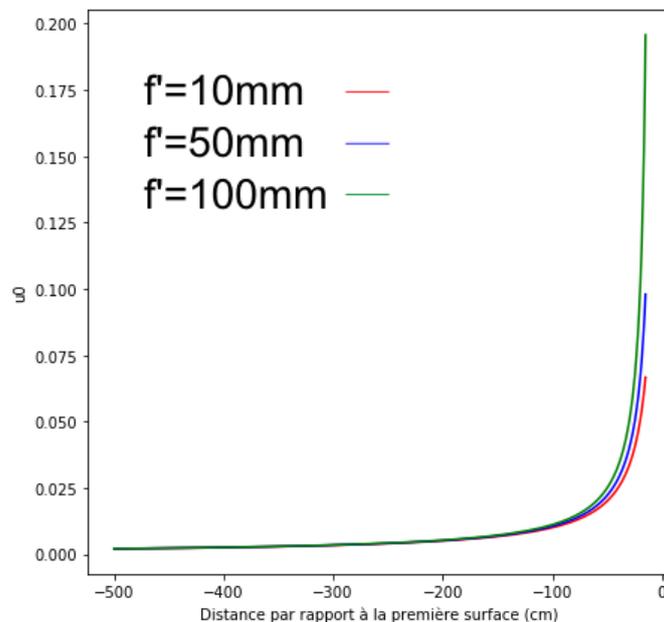


FIGURE 2.16 – Courbes d'évolution de u_0 en fonction de la distance à la première surface, pour trois focales différentes.

Les valeurs de u_0 sont donc souvent très faibles, jusqu'à ce que l'objet soit très proche du plan focal où elles divergent vers l'infini. Le polynôme a donc des valeurs de u_0 com-

prises entre 0 et 1 dans la majorité des cas. La suite de l'étude aura pour but de connaître les valeurs faibles de a_1 et a_2 , qui correspond au cas où la courbure du capteur doit rester fixe, pour une large plage de distance. En effet, lorsque les coefficients d'un polynôme sont faibles, les pentes des tangentes à celui-ci deviennent plus faibles. De plus, comme décrit plus haut, les coefficients h_1 sont simplifiés avec l'équation en u_0 et donc ne seront pas étudiés. Les principales variables de a_2 sont la courbure de la deuxième surface et l'épaisseur de la lentille. La Figure 2.17 montre l'évolution de a_2 en fonction de la distance et de la courbure c_2 .

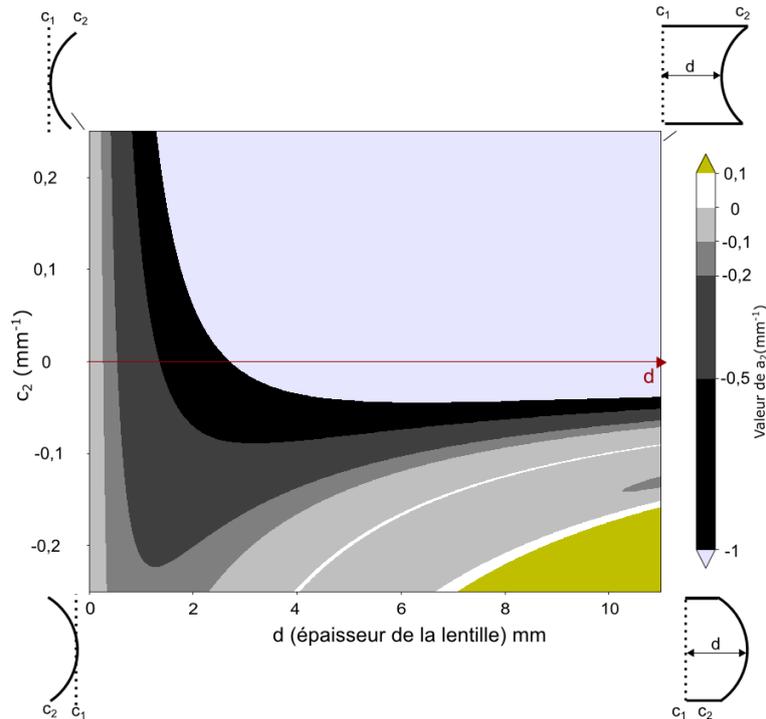


FIGURE 2.17 – Distribution des valeurs de a_2 (mm^{-1}) pour une lentille avec un diaphragme sur la première surface en fonction de la courbure de la deuxième surface et de l'épaisseur de la lentille, avec $n_1=1.5$

La séparation entre les couleurs gris clair et blanche montre deux cas où la valeur de a_2 est nulle (autre que pour une épaisseur nulle), qui arrivent lorsque c_2 prend les valeurs des équations suivantes :

$$c_2 = -\frac{n_1 + 1}{dn_1} \quad (2.80)$$

et

$$c_2 = -\frac{1}{d} \quad (2.81)$$

La deuxième équation correspond au cas semi-monocentrique trouvé plus tôt. Ce sont donc les deux cas où a_2 est nul pour d différent de zéro. Les valeurs proches de zéro sont obtenues pour des épaisseurs faibles ou des courbures c_2 négatives proche de $-\frac{1}{d}$.

Les principales variables de a_1 sont la courbure de la première et seconde surface

ainsi que l'épaisseur de la lentille. La figure 2.18 montre l'évolution de a_1 en fonction des courbures pour une épaisseur de 1 mm.

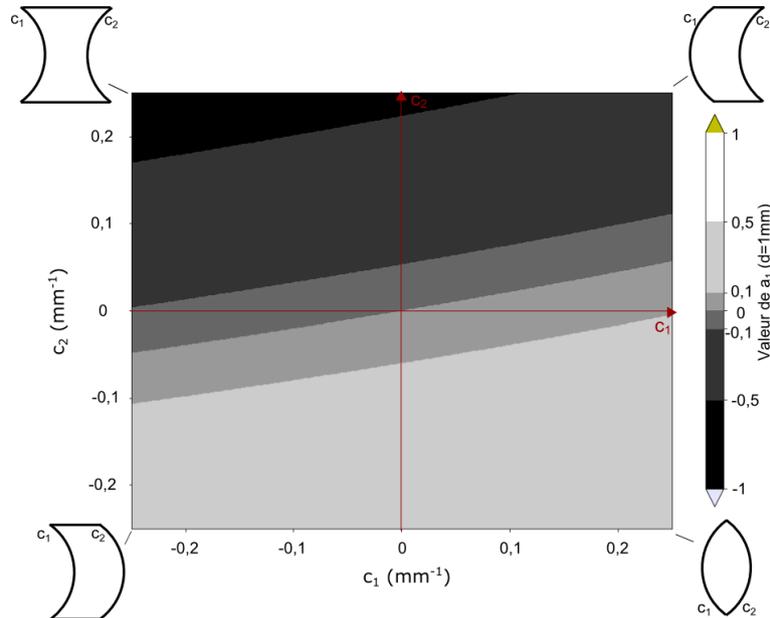


FIGURE 2.18 – Distribution des valeurs de a_1 (mm^{-1}) pour une épaisseur de lentille égale à 1mm en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n_1=1.5$

La fonction est quasiment une droite affine pour cette épaisseur. Pour connaître avec plus de précision les valeurs pour lesquelles a_1 s'annule, la tangente $t(0,0)$ est donc calculée :

$$t(0,0) = a_1(0,0) + c_1 \frac{\partial a_1}{\partial c_1}(0,0) + c_2 \frac{\partial a_1}{\partial c_2}(0,0) = c_1 \left(\frac{n_1^2 - 1}{n_1^2} \right) - \left(\frac{2n_1 + 1}{n_1} \right) c_2 \quad (2.82)$$

ce qui donne :

$$c_2 = \left(\frac{n_1^2 - 1}{n_1(2n_1 + 1)} \right) c_1 \quad (2.83)$$

Si l'on compare ces valeurs avec celles trouvées pour a_0 , qui s'annule lorsque $c_2 = c_1$, il n'y a donc qu'une seule valeur pour les épaisseurs faibles où l'astigmatisme est nul et le reste selon la distance de l'objet, c'est lorsque $c_2 = c_1 = 0$, et donc lorsqu'il n'y a pas de focalisation. Pour les épaisseurs plus élevées, cette tangente en zéro est toujours la même, mais a_1 s'écarte plus rapidement de celle-ci. La Figure 2.19 montre l'évolution de a_1 lorsque l'épaisseur est de 10 mm.

Les zones de faibles coefficients se réduisent en général. Pour les courbures proches de zéro, la tangente en zéro reste une bonne approximation pour trouver a_1 faible. De plus, la Figure 2.19 nous donne l'évolution de la courbure pour le cas semi-monocentrique étudié plus haut. Le point qui situe ce cas donne une valeur assez élevée pour a_1 , qui selon

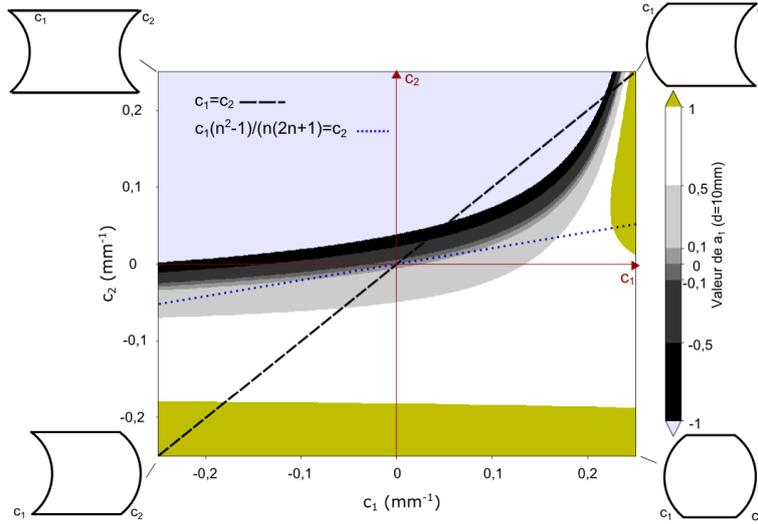


FIGURE 2.19 – Distribution des valeurs de a_1 (mm^{-1}) pour une épaisseur de lentille égale à 10mm en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n=1.5$

l'équation (2.74) est :

$$a_1 = \frac{n_1^2 - 1}{n_1^2} \quad (2.84)$$

En conclusion de cette partie, la courbure de la surface image pour une lentille épaisse va dans tous les cas changer en fonction de la distance de l'objet. Ce changement est lié à un polynôme d'ordre deux selon u_0 , proportionnel à l'inverse de la distance de l'objet. Les coefficients de ce polynôme vont prendre des valeurs dépendant des différents paramètres du système et seulement les paramètres, a_1 et a_2 , liés à u_0 , vont contribuer à ce changement. Le coefficient d'ordre deux a_2 , est principalement lié à l'épaisseur, prenant ainsi de faibles valeurs pour des épaisseurs faibles. Pour des épaisseurs plus élevées, seule une courbure de la deuxième surface peut contrebalancer et même annuler ce coefficient. Le coefficient a_1 prendra des valeurs faibles autour de la tangente en zéro pour des épaisseurs faibles. Aux épaisseurs élevées, cette tangente restera pertinente pour des courbures de dioptrie faibles, mais a_1 prendra rapidement des valeurs plus élevées, rendant difficile l'obtention d'une courbure faiblement variable pour ces épaisseurs. En définitive, si le but est d'obtenir, d'une lentille avec un diaphragme sur la première surface, une surface image courbe avec peu d'astigmatisme qui ne varie que peu avec la distance, la solution préférable sera de faire un compromis entre les équations (2.83), pour des a_1 faibles, et $c_1 = c_2$ à des épaisseurs faibles. Ces deux droites ne se rejoignent que pour des dioptries plans, un astigmatisme à l'infini nul n'est pas équivalent à un astigmatisme nul pour d'autres distances. Il est donc préférable, pour avoir des optiques sans évolution de l'astigmatisme et donc de la courbure, d'ajouter des optiques ou de changer la position du diaphragme.

2.3.2.6 De la théorie à la simulation : l'exemple de la lentille semi-monocentrique

Dans cette étude de cas, la lentille semi-monocentrique va être modélisée sur un logiciel de simulation optique, le logiciel Zemax, afin de savoir si la théorie utilisée est proche des simulations ou non. Dans la théorie, le système semi-monocentrique est comme nous l'avons vu un système qui a seulement une valeur de a_1 non nulle, dont l'équation est (2.84). Les valeurs de a_0 et a_2 sont nulles. La valeur de la courbure est alors seulement la courbure de Petzval à l'infini puis décroît selon a_1 . L'équation finale est :

$$c(u_0) = \frac{2(n_1^2 - 1)}{n_1^2(Z + f - p)} - \frac{c_2(1 - n_1)}{n_1} \quad (2.85)$$

En prenant une lentille semi-monocentrique, d'épaisseur $d=10$ mm, de courbure $c_2 = -0,1\text{mm}^{-1}$ et d'indice $n_1 = 1,5$, on peut alors tracer la courbe selon $Z + f - p$ qui est aussi la distance entre l'objet et la lentille. Les courbes ont été tracées Figure 2.20 et 2.21.

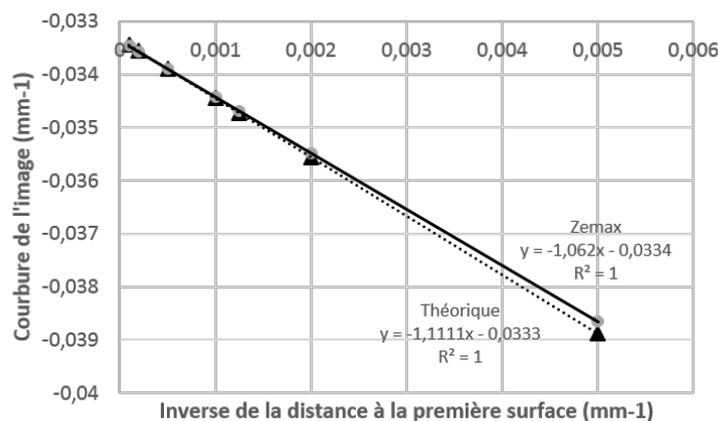


FIGURE 2.20 – Évolution de la courbure en fonction de la distance d'un objet plan situé à des distances comprises entre 10000 mm et 200 mm

Différents calculs ont été fait sur le logiciel Zemax. Le principal point à définir est ce qui caractérise le champ du système. On peut soit le définir par le champ de vue, soit par la taille de l'image paraxiale, soit la taille de l'image réelle. Comme nos calculs ont été réalisés par rapport à l'image paraxiale, c'est donc par rapport à cette taille que les calculs avec le logiciel ont été effectués. Des simulations selon l'angle ont aussi été effectuées pour les distances faibles.

Dans un premier temps, le calcul des aberrations a été fait pour ce système avec Zemax pour plusieurs distances. Chacun des points a été symbolisé par un triangle sur la Figure 2.20. Les calculs d'aberrations de Zemax sont donc conformes à la théorie présentée ci-dessus. Zemax fait malgré tout une erreur, non représentée ici, lorsque la surface objet

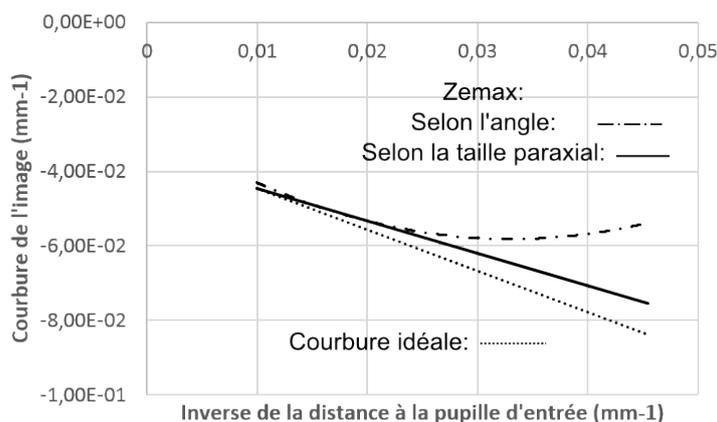


FIGURE 2.21 – Évolution de la courbure en fonction de la distance d'un objet plan situé à des distances comprises entre 100 mm et 22 mm

se trouve sur le plan focal. L'invariant de Lagrange est alors largement positif ainsi que toutes les aberrations du champ, dont notamment *SIII* et *SIV*. Une infime variation de l'objet du plan focal permet de retrouver les valeurs réelles des aberrations, c'est-à-dire un invariant quasiment nul ainsi que des aberrations dans le champ quasiment nulles à cette distance.

Dans un deuxième temps, Zemax a permis la recherche de la courbure de la surface image par le biais du calcul de rayons. Une optimisation a donc été lancée avec comme variables la courbure de l'image et le tirage pour plusieurs distances de l'objet. Le but a été d'optimiser pour plusieurs points du champ la taille de la tache image à chacune de ces distances. La différence entre la courbure théorique et la courbure par tracé de rayons est faible sur toutes les distances. Cette différence s'agrandit malgré tout à mesure que l'on s'approche du plan focal. Les autres aberrations sont en effet plus élevées rendant le calcul pour Zemax d'une courbure idéale liée à ces autres aberrations. La courbure simulée à champ de vue constant s'éloigne encore plus fortement de la courbure pour une taille image paraxiale constante pour les distances proches du plan focal. Cela confirme l'idée qu'un calcul à champ de vue constant n'est pas au départ une bonne idée. Malgré tout, les équations de courbure trouvées pour une lentille épaisse ne dépendent pas de la hauteur de l'image. Ce point sera de nouveau soulevé après la généralisation des équations. Après cette première étude qui montre une bonne concordance entre les valeurs de courbure simulées et celles théoriques, nous élargirons cette étude, dans le chapitre suivant pour savoir si cette corrélation persiste avec les systèmes optiques étudiés.

2.3.2.7 Évolution de la courbure : généralisation des équations.

Pour généraliser à tous les systèmes optiques cette démarche, il faut tout d'abord reprendre les équations (2.59) et (2.60) pour qu'elles soient plus facilement utilisables. La

forme matricielle reste la plus simple :

$$\begin{pmatrix} h_{i+1} \\ n_i u_i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 - \frac{V_i d_i}{n_i} & \frac{d_i}{n_i} \\ -V_i & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} h_i \\ n_{i-1} u_i \end{pmatrix} \quad (2.86)$$

Par récurrence, cela nous donne une fonction de u_0 et de h_1 . Ici, le produit se fait à indice décroissant pour tenir compte de la non-commutativité des matrices.

$$\begin{pmatrix} h_{i+1} \\ n_i u_i \end{pmatrix} = \prod_{j=i}^1 \begin{pmatrix} 1 - \frac{V_j d_j}{n_j} & \frac{d_j}{n_j} \\ -V_j & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} h_1 \\ n_0 u_0 \end{pmatrix} \quad (2.87)$$

Appelons M_i le produit des matrices sous le coefficient j . On a alors :

$$M_i = \prod_{j=i}^1 \begin{pmatrix} 1 - \frac{V_j d_j}{n_j} & \frac{d_j}{n_j} \\ -V_j & 1 \end{pmatrix} \quad (2.88)$$

Cela donne pour u_i et h_i fonction des valeurs de la matrice M_i correspondante. En reprenant l'équation (2.58), $S3_i$ est le produit de h_i , $\delta(\frac{u}{n})$ et \bar{A}_i . Il reste donc à déterminer les deux derniers paramètres. Pour $\delta(\frac{u}{n})$, il faut exprimer $\frac{u_i}{n_i}$ et $\frac{u_{i-1}}{n_{i-1}}$. Ce qui donne :

$$\begin{pmatrix} \frac{h_{i+1}}{n_i^2} \\ \frac{u_i}{n_i} \end{pmatrix} = \frac{1}{n_i^2} M_i \begin{pmatrix} h_1 \\ n_0 u_0 \end{pmatrix} = \frac{1}{n_i^2} \begin{pmatrix} 1 - \frac{V_i d_i}{n_i} & \frac{d_i}{n_i} \\ -V_i & 1 \end{pmatrix} M_{i-1} \begin{pmatrix} h_1 \\ n_0 u_0 \end{pmatrix} \quad (2.89)$$

et

$$\begin{pmatrix} \frac{h_i}{n_{i-1}^2} \\ \frac{u_{i-1}}{n_{i-1}} \end{pmatrix} = \frac{1}{n_{i-1}^2} M_{i-1} \begin{pmatrix} h_1 \\ n_0 u_0 \end{pmatrix} \quad (2.90)$$

La soustraction se fait simplement :

$$\begin{pmatrix} \frac{h_{i+1}}{n_i^2} \\ \frac{u_i}{n_i} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} \frac{h_i}{n_{i-1}^2} \\ \frac{u_{i-1}}{n_{i-1}} \end{pmatrix} = \left(\frac{1}{n_i^2} \begin{pmatrix} 1 - \frac{V_i d_i}{n_i} & \frac{d_i}{n_i} \\ -V_i & 1 \end{pmatrix} - \frac{1}{n_{i-1}^2} I \right) M_{i-1} \begin{pmatrix} h_1 \\ n_0 u_0 \end{pmatrix} \quad (2.91)$$

d'où

$$\begin{pmatrix} \frac{h_{i+1}}{n_i^2} - \frac{h_i}{n_{i-1}^2} \\ \delta(\frac{u}{n})_i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{n_{i-1}^2 - n_i^2}{n_i^2 n_{i-1}^2} - \frac{V_i d_i}{n_i} & \frac{d_i}{n_i^3} \\ -\frac{V_i}{n_i^2} & \frac{n_{i-1}^2 - n_i^2}{n_i^2 n_{i-1}^2} \end{pmatrix} M_{i-1} \begin{pmatrix} h_1 \\ n_0 u_0 \end{pmatrix} \quad (2.92)$$

$\delta(\frac{u}{n})$ s'exprime donc par une fonction d'ordre 1 de u_0 .

Il reste à exprimer l'invariant de réfraction pour le rayon principal. En combinant les équations (2.61) et (2.62), il est possible de réduire \bar{u}_{k-1} , la pente du rayon principal en entrée de la surface k où se situe le diaphragme, en fonction de l'invariant de Lagrange et de la hauteur du diaphragme h_k . En effet, à cette surface, la hauteur du rayon principal

est nulle, ce qui donne :

$$\bar{A}_k = -\frac{H}{h_k} = n_{k-1}\bar{u}_{k-1} \quad (2.93)$$

Ce qui donne sous forme matricielle, pour tous les angles (ou pentes) \bar{u}_i qui se situent après la surface k :

$$\begin{pmatrix} \bar{h}_{i+1} \\ n_i\bar{u}_i \end{pmatrix} = \prod_{j=i}^k \begin{pmatrix} 1 - \frac{V_j d_j}{n_j} & \frac{d_j}{n_j} \\ -V_j & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 0 \\ n_{k-1}\bar{u}_{k-1} \end{pmatrix} = \prod_{j=i}^k \begin{pmatrix} 1 - \frac{V_j d_j}{n_j} & \frac{d_j}{n_j} \\ -V_j & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 0 \\ -\frac{H}{h_k} \end{pmatrix} \quad (2.94)$$

Comme l'invariant de réfraction s'exprime en fonction de \bar{u}_i et de \bar{h}_{i+1} , tous les invariants de réfraction pour les surfaces après le diaphragme sont donc proportionnels à l'invariant de Lagrange. Pour les surfaces situées avant, il est possible de les retrouver en exprimant \bar{u}_i et \bar{h}_{i+1} en fonction de \bar{u}_{k-1} et \bar{h}_k

$$\begin{pmatrix} 0 \\ -\frac{H}{h_k} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \bar{h}_k \\ n_{k-1}\bar{u}_{k-1} \end{pmatrix} = \prod_{j=k}^i \begin{pmatrix} 1 - \frac{V_j d_j}{n_j} & \frac{d_j}{n_j} \\ -V_j & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \bar{h}_{i+1} \\ n_i\bar{u}_i \end{pmatrix} \quad (2.95)$$

Le produit de matrices est composé de matrices inversibles car le déterminant de chacune d'entre elle est 1. En considérant les matrices inverses :

$$\begin{pmatrix} 1 - \frac{V_j d_j}{n_j} & \frac{d_j}{n_j} \\ -V_j & 1 \end{pmatrix}^{-1} = \begin{pmatrix} 1 & V_j \\ -\frac{d_j}{n_j} & 1 - \frac{V_j d_j}{n_j} \end{pmatrix} \quad (2.96)$$

Le produit de matrices inversibles donne le produit de l'inverse des matrices mais dans l'ordre contraire ce qui donne en reprenant l'équation (2.95) :

$$\begin{pmatrix} \bar{h}_{i+1} \\ n_i\bar{u}_i \end{pmatrix} = \prod_{j=i}^{k-1} \begin{pmatrix} 1 & V_j \\ -\frac{d_j}{n_j} & 1 - \frac{V_j d_j}{n_j} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 0 \\ -\frac{H}{h_k} \end{pmatrix} \quad (2.97)$$

Ainsi, tous les invariants de réfraction pour le rayon principal sont le produit de $-\frac{H}{h_k}$ avec un autre terme, déterminé par les matrices ci-dessus. Comme précisé au-dessus, h_k représente la hauteur du diaphragme, et est donc fixée. De plus, comme la hauteur de la pupille d'entrée est l'image de h_k dans l'espace objet par les éléments placés avant celui-ci, la hauteur de la pupille d'entrée aura une hauteur fixe proportionnelle à $h_{pupille} = g * h_k$. De plus, en considérant que la première surface est située à une distance e de la pupille d'entrée, alors u_0 va s'exprimer en fonction de la hauteur de la pupille sous la forme :

$$u_0 = \frac{-gh_k}{z + f - p + e} \quad (2.98)$$

En combinant l'équation (2.56) qui exprime u_0 en fonction de h_1 , ce dernier peut s'écrire

en fonction de h_k :

$$h_1 = \frac{gh_k(z + f - p)}{z + f - p + e} = \frac{gh_k(z + f - p + e)}{z + f - p + e} - \frac{gh_k(e)}{z + f - p + e} = gh_k + eu_0 \quad (2.99)$$

Ainsi, il est préférable d'exprimer les équations précédentes en fonction de h_k , en remplaçant simplement les valeurs de h_1 par l'équation (2.99). Si cela complexifie les équations, cela ne change rien à l'ordre des polynômes par rapport à u_0 de chacun des termes du coefficient de surface de l'astigmatisme.

On a donc :

\bar{A}_i est proportionnel à l'invariant de Lagrange sous la forme $-A\frac{H}{h_k}$
 $\delta(\frac{u}{n})$ qui s'exprime donc par une fonction d'ordre 1 de u_0 sous la forme $Bu_0 + Ch_1$
 h_i qui s'exprime par une fonction d'ordre 1 de u_0 sous la forme $Du_0 + Eh_1$

Le produit des trois donne alors le coefficient de surface $S3_i$ sous la forme :

$$S3_i = (A * \frac{H}{h_k})^2 (BDu_0^2 + (BE + CD)u_0h_1 + CEh_1^2) \quad (2.100)$$

Comme spécifié par l'équation (2.99), h_1 est composé d'un terme proportionnel à h_k et un autre proportionnel à u_0 . Ainsi, lorsque l'objet est à l'infini, u_0 est nul, seul le terme "CE" proportionnel à h_k est non nul. Lorsque u_0 augmente, le terme "CE" va être multiplié par des terme en u_0^2 et en u_0 , augmentant l'astigmatisme global. Ainsi, les systèmes optiques qui ne possèdent pas un diaphragme à l'entrée du système optique et qui ont un fort astigmatisme à l'infini auront, dans tous les cas une variation de l'astigmatisme avec la distance de l'objet.

L'équation (2.100) peut se réécrire en décomposant h_1 sous la forme d'un polynôme de second degré multiplié par l'invariant de Lagrange au carré.

$$S3_i = (A * \frac{H}{h_k})^2 ((BD + e(BE + CD) + e^2CE)u_0^2 + (BE + CD + eCE)u_0gh_k + CE(gh_k)^2) \quad (2.101)$$

Comme chacun des termes est proportionnel à h_k^2 (en prenant en compte que u_0 est proportionnel à h_k) , alors tous les termes en h_k se simplifient rendant l'astigmatisme indépendant de la hauteur du diaphragme. L'astigmatisme global, qui est la somme de chacun des termes $S3_i$ est donc un polynôme de second degré en fonction de u_0 (ou de l'inverse de la distance de l'objet à la pupille d'entrée), multiplié par l'invariant de Lagrange au carré. La courbure de meilleure focalisation résultante, qui sera la somme de des contributions d'astigmatisme et de celle de Petzval sera un polynôme du second degré par rapport à l'inverse de la distance de l'objet à la pupille d'entrée du système. De plus, comme la courbure ne dépend plus de H (sauf lorsque Z=0), ni d'aucun autre terme lié à la hauteur de l'image paraxiale, la courbure idéale est donc indépendante de celle-ci.

Ces équations ne seront pas analysées de façon plus approfondie mais serviront pour quantifier la variation d'astigmatisme et donc de courbure par des calculs numériques lors de la phase de design optique en chapitre trois.

2.3.2.8 Surface objet pour un système avec aberrations

Dans la première partie de ce chapitre, les équations liant la forme de la surface image et de la surface objet ont pu être données dans le cas de l'optique paraxiale. L'ajout d'aberrations modifie grandement la forme des surfaces images et surfaces objets correspondantes. L'objectif est donc de comprendre ces effets.

Les équations développées dans la section précédente sont calculées par rapport à l'image paraxiale. Habituellement, cette image est un plan, le plan image. On peut exprimer, en faisant des approximations, le défocus selon l'axe optique par rapport au plan paraxial sous la forme :

$$\Delta z = \frac{1}{2}c(u_0)r^2 \quad (2.102)$$

avec r la distance par rapport à l'axe optique. En prenant une nouvelle courbure $c_{paraxial}$ pour exprimer la surface image paraxiale courbe, on trouve le défocus de l'image paraxiale par rapport au plan perpendiculaire à l'axe :

$$\Delta z = \frac{1}{2}c_{paraxial}r^2 \quad (2.103)$$

En considérant que le défocus lié aux aberrations est un défocus par rapport à une surface image paraxiale, l'ajout des deux défocus par rapport au plan perpendiculaire à l'axe donne le défocus lié aux aberrations et à la surface image paraxiale courbe par rapport à ce même plan. On a alors :

$$\Delta z_{total} = \frac{1}{2}(c_{paraxial} + c(u_0))r^2 \quad (2.104)$$

Ainsi, si l'on veut utiliser un capteur plan avec un système ayant une courbure de la surface image idéale, la surface image paraxiale aura une courbure égale à la courbure idéale avec aberrations, mais de signe opposé, comme décrit sur la Figure 2.22 pour un système monocentrique, satisfaisant alors l'équation (2.104).

En connaissant alors la position Z_0 du centre du cercle de rayon R (ou de courbure $c_{paraxial}$) de l'image paraxiale, il est possible de revenir à la forme de la surface objet. Pour cela, il faut connaître la distance par rapport au plan principal du point objet situé sur l'axe. Connaissant cette distance, il est possible de connaître la courbure idéale $c(u_0)$ par rapport au plan paraxial image. Son opposé donne le rayon de courbure R du cercle image en suivant l'équation (2.104) pour avoir un défocus nul, autrement dit un capteur plan. Comme R est positif dans les équations de la première partie de ce chapitre, on prendra la valeur absolue du rayon de courbure trouvé, le signe opposé de la courbure

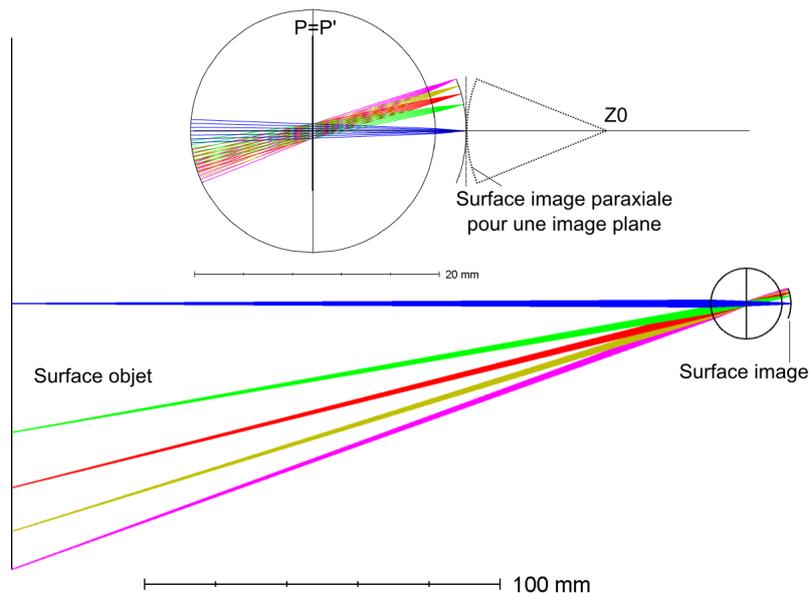


FIGURE 2.22 – Système monocentrique en plaçant la surface objet à 197 mm de la première surface optique.

apparaissant en fait dans la position du centre Z_0 . Le centre Z_0 se situera donc à une distance $1/c_{paraxial}$ du plan paraxial dont la position se calcule facilement avec l'équation (2.1).

$$Z_0 = \frac{f'Z}{(Z - f)} - 1/c(u_0) \quad (2.105)$$

avec Z la distance au centre de la surface objet par rapport au plan principal.

La table 2.1 montre ces calculs pour une lentille monocentrique, qui a un rayon de courbure constant par rapport à la distance de l'objet. Les calculs numériques ont été réalisés avec Zemax selon la méthode suivante. En positionnant à une distance donnée Z par rapport au plan principal un objet plan, alors le calcul du tirage (distance entre la dernière lentille et la surface image) et du rayon de courbure optimale est fait. Le tirage est alors fixé et la surface image est mise comme étant plane dans le logiciel. La surface objet est alors optimisée pour que la surface image soit sur la surface image plane. On n'utilisera pas la hauteur du plan paraxial comme repère, celui-ci n'étant mathématiquement pas défini sous Zemax lorsque la surface objet est courbe. Le schéma résultant du calcul numérique est présenté Figure 2.23.

	Valeurs de Zemax	Valeurs théoriques	Difference
Valeur de R	11,81	11,83	0,2%
Valeur de k	-0,889	-0,875	1.6%

TABLE 2.1 – Valeurs trouvées pour la surface objet d'une lentille monocentrique ayant un capteur plan. La lentille monocentrique a une focale de 11,83 mm. Le centre de la surface objet se situe à 197 mm.

De la même façon, les calculs ont été faits pour le système semi-monocentrique, qui

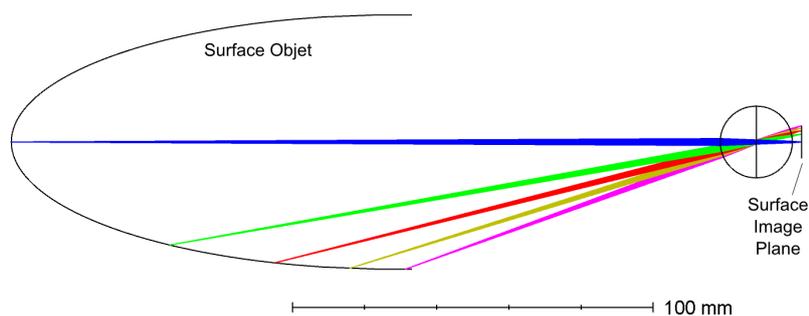


FIGURE 2.23 – Représentation de la surface objet d’une lentille monocentrique ayant un capteur plan, selon Zemax. La lentille monocentrique a une focale de 11,83 mm

a une courbure variable selon la distance. La Figure 2.24 présente le schéma issu des simulations numériques pour le cas semi-monocentrique.

	Valeurs de Zemax	Valeurs théoriques	Différence
Valeur de R	27,420	27,484	0,2%
Valeur de k	-0,849	-0,8365	1.5%

TABLE 2.2 – Valeurs trouvées pour la surface objet d’une lentille semi-monocentrique ayant un capteur plan. La lentille a une focale de 20 mm. Le centre de la surface objet se situe à 357 mm.

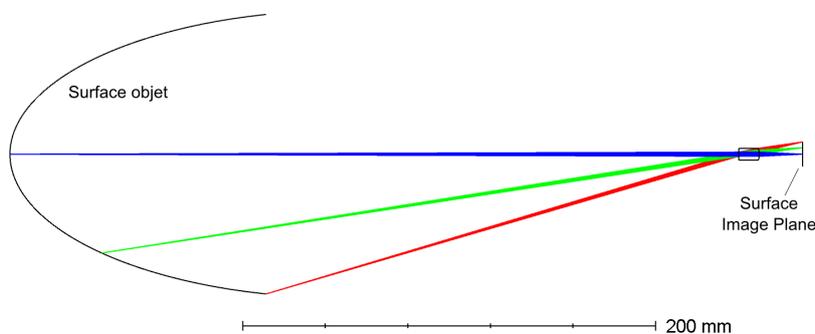


FIGURE 2.24 – Représentation de la surface objet d’une lentille semi-monocentrique ayant un capteur plan, selon Zemax. La lentille a une focale de 20 mm

Les deux paramètres, la constante de conicité et le rayon de courbure, sont donc assez proches de la théorie, même dans le cas d’une surface image qui change avec la distance de l’objet. Ces résultats montrent que l’optique paraxiale peut toujours être combinée avec les aberrations du quatrième ordre pour obtenir la forme de la surface objet. De plus, des formes particulières de surface objet sont maintenant accessibles, ayant la forme d’ellipses aplaties. Une telle forme semble être utile dans les cas d’objets lointains au centre de l’image et d’objets proches sur les côtés, comme pour un tunnel, une route, un tube. Si ces systèmes ne seront pas spécifiquement étudiés durant la thèse, les équations données ci-dessus donne un point de départ sur quelle forme de capteur et quelle courbure liée aux aberrations sont nécessaires pour une forme précise de la surface objet.

2.3.3 Conclusion sur la scène

Dans le chapitre un, le lien entre une scène variable et la courbure de la surface image avait été mis en évidence. Ce lien a été étudié sous principalement deux axes. Le premier a permis de montrer qu'une scène courbée avait pour conjugué paraxial une surface image courbée. Les multiples formes imagées ont été calculées donnant les indications sur les courbures de capteurs pour des scènes spécifiques. Les différentes aberrations de Seidel ont ensuite été analysées, en relevant les liens avec la courbure d'un capteur. Une surface de meilleure focalisation a été spécifiée, puis celle-ci a été étudiée en fonction de la distance de l'objet. Que ce soit pour une lentille ou pour un système optique en général, la courbure de meilleure focalisation pourra varier en suivant une évolution de la forme d'un polynôme de second degré de u_0 , c'est-à-dire de l'inverse de la distance de l'objet à la pupille d'entrée. La forme de la surface objet a pu être prédit pour certains systèmes, en prenant en compte les aberrations et la forme du capteur. Maintenant que les liens entre la scène, les aberrations et la courbure de la surface image ont été analysés, ce sont les possibilités plus spécifiques en terme de combinaison de lentilles qui peuvent être étudiées.

2.4 Combinaison de lentilles : une ou plusieurs voies optiques

2.4.1 Oeil simple : système à une voie optique

Comme décrit dans le chapitre 1, les systèmes optiques à une voie optique qui sont apparus dans la nature, tel que l'oeil humain, possède un capteur courbe, la rétine. On peut alors se demander ce qui fait, qu'optiquement, cette disposition est apparue plutôt qu'une autre. Ainsi, le but de cette section ne sera pas de montrer le processus biologique derrière cette apparition de la disposition "optique, capteur courbe" mais d'en détailler les avantages optiques du premier ordre tel que sur la résolution, le champ de vue, l'éclairement, la compacité.

Les sections précédentes donnent le premier argument : la nature de la lumière fait que celle-ci va focaliser après une lentille sur une surface courbe. Ainsi l'avantage de résolution, qui a déjà été détaillé dans la partie sur les aberrations ne sera pas détaillé ici.

En prenant le cas d'une lentille simple, représentée Figure 2.25, on peut observer divers changements sur la géométrie et leurs liens avec l'arrivée des rayons lumineux. Un changement est notamment observable sur l'arrivée du rayon principal qui touche le bord du capteur. Le rayon principal, qui habituellement arrive avec un angle θ , va arriver avec un nouvel angle. En prenant pour angle α l'angle du cercle partant de l'axe optique jusqu'au bord de la surface image, pour angle θ l'angle d'arrivée sur un capteur plan, alors

le nouvel angle incident sur le capteur est θ moins α . Ce changement va avoir un impact sur la lumière reçue par le capteur sur deux points complémentaires.

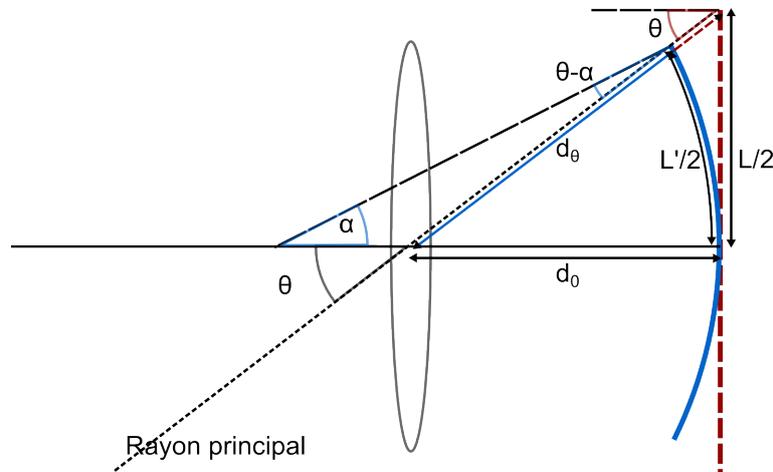


FIGURE 2.25 – Illustration d’une lentille simple associée avec une surface image plane ou d’une surface image courbe. Les différences entre ces deux associations sont notées sur la figure.

Comme nous avons pu le décrire dans le chapitre 1, la quantité de lumière reçue par un pixel va dépendre de l’angle d’arrivée des rayons lumineux par rapport à la microlentille située avant la zone active du pixel. Ainsi si le rayon arrive à la normale du capteur, l’angle est de zéro et la capteur reçoit 100 % de la lumière. Lorsque cet angle augmente, le pourcentage reçu par rapport à un angle de zéro diminue. Ainsi, en diminuant d’un angle α l’angle d’arrivée des rayons, on augmente la quantité de lumière reçue. Par exemple en suivant la Figure 1.11 du chapitre 1, réduire d’un angle α de 15 degrés, signifie une augmentation de la quantité de lumière perçue par le pixel de 12 à 18 %.

Cela a aussi un impact sur l’éclairement relatif du système optique. L’éclairement relatif d’un système optique avec un capteur plan va suivre une loi dite de "cosinus puissance quatre", dans le cas où la surface de l’objet est une source lumineuse lambertienne (dont la luminance est identique dans toutes les directions). Dans ce cas, l’éclairement lumineux du point du plan image situé à un angle θ de l’axe optique aura un éclairement réduit d’un facteur cosinus puissance quatre selon θ . En partant de la surface objet, rien ne change au niveau de la propagation de lumière entre l’objet et la lentille (plus précisément, la pupille d’entrée). Autrement dit, la loi du cosinus puissance quatre sera toujours vérifiée entre l’objet et la lentille. En considérant maintenant la pupille de sortie et la surface image, l’angle nouveau aura une conséquence sur l’éclairement. En effet, selon la loi des cosinus de Lambert, l’éclairement sur une surface dépend du cosinus de l’angle d’incidence. La surface image courbe va donc réduire cet angle par α et l’éclairement sera réduit $\cos^4(\theta - \alpha)$. De plus, la distance entre la pupille de sortie et la surface image à un angle θ va décroître par rapport à un capteur plan. Pour exprimer cette distance, nous utiliserons *flèche* qui est la flèche de l’arc du cercle correspondant au capteur courbe. Celle-ci va

changer de $d_0/\cos(\theta)$ à $(d_0 - \text{flèche})/\cos(\theta)$. Étant donné que l'éclairement décroît avec le carré de la distance, la différence entre les éclaircissements à différents angles va se réduire d'autant. Noter que dans le cas $\theta = \alpha$, alors les distances sont toutes égales à la distance d_0 quel que soit l'angle, et l'angle d'incidence est toujours normal à la surface image. Ce cas arrive par exemple dans le cas des lentilles monocentriques, réduisant la loi des cosinus puissance quatre à une simple loi des cosinus. De plus, dans le cas d'une courbure convexe, ces relations sont toujours vérifiées mais en prenant un angle α négatif. Cela augmente alors la différence entre l'éclairement d'un point sur l'axe à celui hors-axe.

La troisième différence remarquable se trouve dans la mesure du champ de vue, qui est deux fois l'angle θ sur la Figure 2.25. Dans le cas d'une lentille imageant un objet à l'infini, on peut exprimer le champ de vue en fonction de la longueur du capteur et la focale :

$$CdV = 2\arctan\left(\frac{L}{2f}\right) \quad (2.106)$$

Lorsque le champ de vue est le même pour le système avec capteur plan et celui avec capteur courbe, la Figure 2.25 montre une taille différente entre le capteur courbe de taille L' et le capteur plan de taille L . Il est alors possible de calculer le champ de vue avec la nouvelle taille L' . En prenant de même le calcul de la tangente, on a :

$$\tan\theta = \frac{R\sin(\alpha)}{f - R(1 - \cos(\alpha))} \quad (2.107)$$

Ce qui donne pour des petits angles α :

$$Cdv \approx 2\arctan\left(\frac{L'}{2\left(f - \frac{L'^2}{8R}\right)}\right) \quad (2.108)$$

Ainsi, avec une même focale et une même taille de capteur, le champ de vue sera plus grand avec un capteur courbe qu'un capteur plan. Il faut par contre noter que ces équations ne sont pas vraies dans le cas d'une courbure convexe. En effet, dans ce cas, la flèche n'est plus une longueur $R(1 - \cos(\alpha))$ à retirer mais à ajouter. Pour une courbure convexe, c'est donc l'effet inverse qui a lieu, un champ de vue qui diminue pour une même taille de capteur et même focale. Dans cette partie, il a donc été montré que pour un système optique avec une voie optique simple, tel que l'oeil, le capteur courbe concave donne certains avantages primaires, notamment sur la quantité de lumière reçue, le champ de vue ainsi que la résolution.

2.4.2 Oeil multipupillaire : système à plusieurs voies optiques

Dans un système multipupillaire, tel qu'observé chez les insectes volants, les voies optiques sont côte-à-côte. Ce type de système est représenté Figure 2.26 avec une surface image courbe. Plusieurs comparaisons peuvent se faire, soit au niveau d'une seule des

voies optiques, soit au niveau de l'ensemble des voies optiques.

Au niveau d'une voie optique, les effets décrits dans la section précédente vont avoir lieu. En effet, la courbure convexe de la surface image aura pour effet une diminution de l'éclairement sur les bords de chaque voie et une diminution du champ de vue. Dans le cas d'un système multipupillaire, la taille du capteur reste assez faible, dû au fait que le nombre de voie N va diminuer d'autant la taille de la surface image. Ainsi, pour un grand nombre de voie, ces effets pourront être négligés.

Au niveau de l'ensemble du système optique, le principal changement observable se trouve être le champ de vue total, plus élevé pour un capteur courbe que pour un capteur plan.

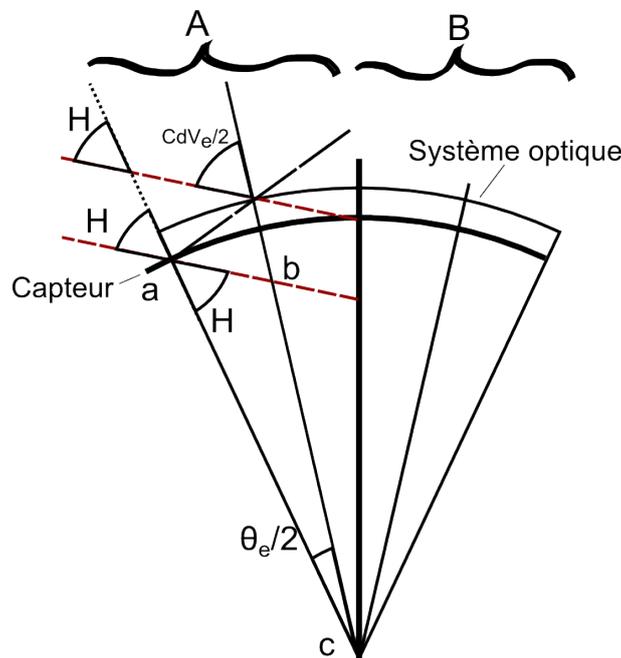


FIGURE 2.26 – Système multipupillaire composé de deux lentilles. Cette illustration exprime les angles nécessaires à la démonstration du champ de vue total du système.

En considérant la Figure 2.26, il est possible de calculer le champ de vue total d'un système multipupillaire. Il y a dans cette figure, deux voies optiques, les voies A et B. Les lentilles se situent sur l'arc de cercle extérieur, tandis que le détecteur se situe sur l'arc de cercle intérieur. Le champ de vue pour chaque voie optique se représente simplement en faisant passer deux droites provenant des bords du capteurs d'une voie jusqu'au centre de cette voie au niveau des lentilles (cercle extérieur). Le champ de vue total se calcule en additionnant le champ de vue de chacune des voies optiques puis en soustrayant les zones observées plusieurs fois. Une autre méthode est de calculer l'angle H qui correspond à l'angle supplémentaire du champ de vue par rapport à l'angle inscrit de la surface image. Pour cela, il suffit de calculer l'angle inconnu \widehat{abc} situé dans le triangle abc . Comme les deux droites en pointillé rouge sont parallèles, alors le total de l'angle recherché plus le champ d'une voie divisée par deux est égale à 180 degrés. On a donc :

$$\widehat{abc} = 180 - \frac{CdV_e}{2} \quad (2.109)$$

Comme la somme des angles dans un triangle est égale à 180 degré, alors on a :

$$180 - \frac{CdV_e}{2} + H + \frac{\theta_e}{2} = 180 \quad (2.110)$$

Ce qui donne exactement l'angle H :

$$H = \frac{CdV_e}{2} - \frac{\theta_e}{2} \quad (2.111)$$

Cet angle, qui s'ajoute à l'angle totale inscrit du cercle θ , se trouve aux deux bords du système multipupillaire. En considérant qu'il y a N voies optiques, alors on a :

$$\theta = N\theta_e \quad (2.112)$$

La formule du champ de vue total est donc :

$$CdV = N\theta_e + 2 * \left(\frac{CdV_e}{2} - \frac{\theta_e}{2} \right) = (N - 1)\theta_e + CdV_e \quad (2.113)$$

Ainsi, l'augmentation du champ de vue par rapport à un capteur plan va être liée à l'angle de courbure de la surface image θ et est limitée par elle quel que soit le nombre de voies. L'utilisation d'un capteur courbe permet l'augmentation du champ de vue d'un tel système. Nous étudierons plus précisément cette augmentation en utilisant les données mécaniques du capteur dans le chapitre suivant.

2.4.3 Combinaison de plusieurs lentilles : distances entre lentilles et compacité

Comme nous avons pu le voir dans une section précédente, la courbure de Petzval est liée à la longueur focale. Ainsi pour une lentille mince d'épaisseur zéro de focale f, le rayon de courbure de Petzval est égal à la distance focale f multipliée par l'indice n. En utilisant la notation de vergence V pour une lentille mince entourée d'air, on a alors :

$$V = (c_1 - c_2)(n_1 - 1) = nP \quad (2.114)$$

Pour un système à deux lentilles minces de vergence V_1 et V_2 séparées par une distance d, la formule qui exprime la vergence V totale est la suivante :

$$V = V_1 + V_2 - dV_1V_2 \quad (2.115)$$

En se plaçant dans le cas où les deux lentilles ont le même indice, on a en remplaçant V_1 et V_2 par leur valeur en contribution de Petzval nP_1 et nP_2 :

$$d = \frac{nP - V}{n^2 P_1 P_2} \quad (2.116)$$

Ainsi la distance entre les lentilles aura une incidence importante sur la courbure de Petzval correspondante, et on peut de la même façon chercher les courbures de Petzval pour lesquelles la distance d est minimisée pour une focale donnée. Les courbes associées au système représenté Figure 2.27 sont données Figure 2.28 , pour une focale de 12 mm. Les deux variables sont P_1 et P_2 qui sont les contributions à la courbure de Petzval pour chacune des lentilles minces, permettent de retrouver la distance focale de chacune des lentilles avec $P = 1/nf$. Par exemple, pour $P_1 = 0.1$ et $n = 1.5$, alors la focale de la première lentille est $f_1 = 1/nP_1 = 3,33$ mm.

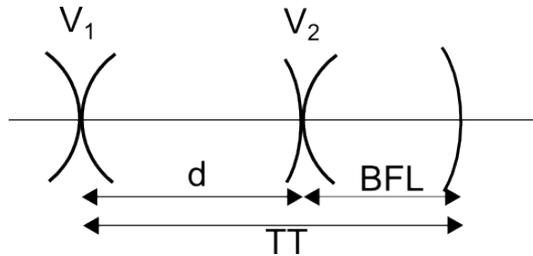


FIGURE 2.27 – Schéma du système étudié dans l'étude de compacité.

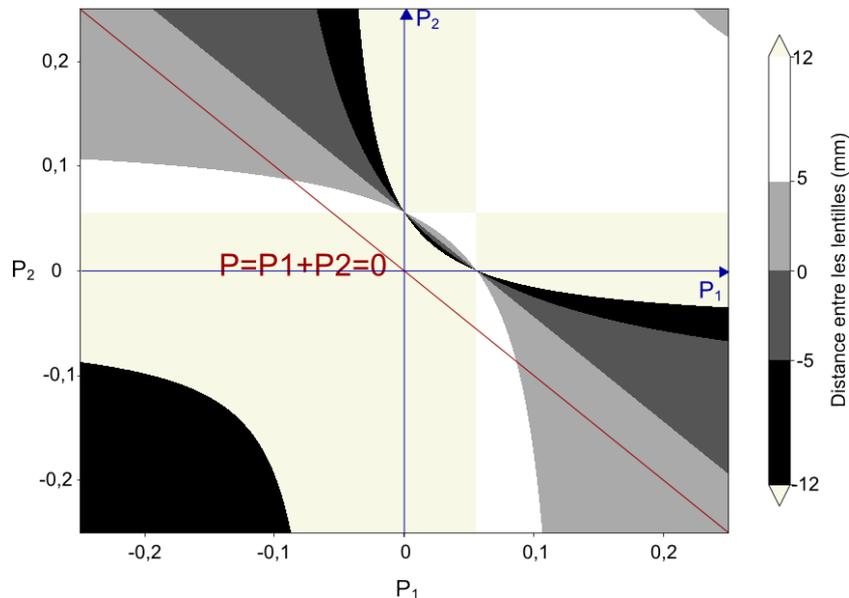


FIGURE 2.28 – Distribution de la distance (en couleurs) entre les deux lentilles du système ($d+BFL$), en fonction des termes de Petzval de chacune des lentilles. La focale à atteindre pour le système est de 12 mm avec $n=1.5$.

La droite rouge correspond à la droite où la courbure de Petzval totale est nulle. Cette droite ne coupe jamais la droite qui correspond à l'équation $nP - V = 0$, c'est-à-dire une

distance entre les lentilles nulle. Mais cette distance entre les lentilles n'est pas la seule qui détermine la compacité d'un système optique. La distance entre la dernière lentille et la surface image pour un objet à l'infini, ou BFL pour Back Focal Length, contribue aussi à celle-ci. Or, la distance entre la dernière lentille et le capteur lorsque l'objet est à l'infini, peut s'écrire de la façon suivante, selon Sydney Ray [10] :

$$BFL = \frac{dV_1 - 1}{dV_1V_2 - V_1 - V_2} \quad (2.117)$$

En combinant les deux équations (2.117) et (2.116), on a alors la taille totale TT du système optique qui est la somme de ces deux distances :

$$TT = \frac{nP - V}{n^2P_1P_2} + \frac{V - nP_1}{nP_2V} \quad (2.118)$$

On peut alors tracer en fonction de P1 et P2 la taille totale du système pour une focale donnée, représentée pour la focale de 12 mm sur la Figure 2.29 :

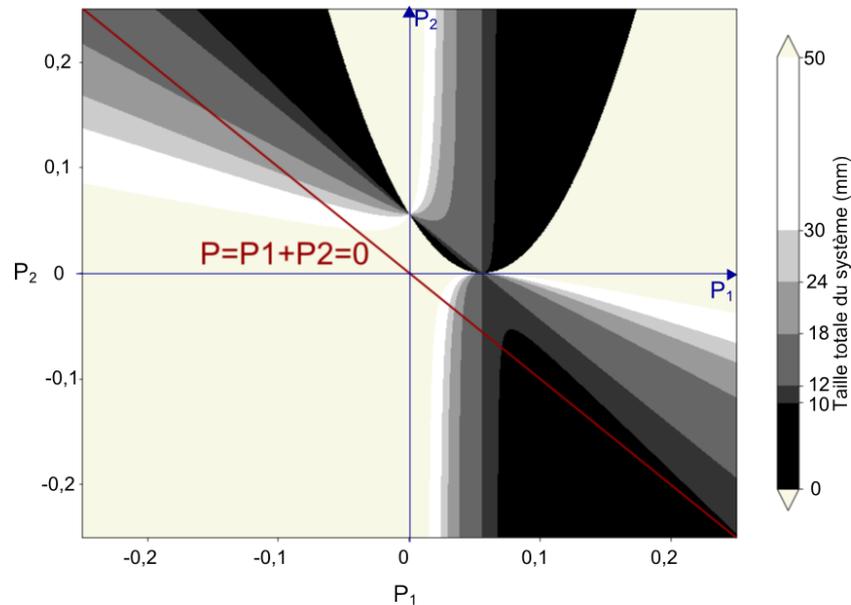


FIGURE 2.29 – Distribution de la distance (en couleurs) totale du système ($d+BFL$), en fonction des termes de Petzval de chacune des lentilles. La focale à atteindre pour le système est de 12 mm avec $n=1.5$.

La distance que l'on peut considérer comme optimale n'est plus zéro mais $TT = 1/V$ même si des systèmes avec une taille inférieure sont possibles, limités dans leur champ de vue (systèmes télécentriques). Ce cas arrive pour deux cas qui sont : $nP = V$ et $nP_1 = V$. Pour les valeurs de TT en dessous de la longueur focale, les systèmes vont avoir comme tendance à ne pas focaliser correctement. Les systèmes qui ont une somme de Petzval nulle, en rouge sur la Figure 2.29, ne peuvent donc avoir une taille totale égale à la distance focale que dans le cas où la distance entre la dernière lentille et la surface image est

nulle, c'est-à-dire $nP_1 = V$.

En se libérant de cette contrainte qui est d'avoir une courbure de Petzval nulle, notamment en utilisant une courbure du capteur pour corriger cette aberration, il est alors possible de diminuer la taille totale TT du système. En effet, de nombreuses combinaisons de deux lentilles se trouvent dans des zones sans une courbure de Petzval nulle. Parmi ces zones, certaines sont très proches de la taille totale idéale, sans qu'il soit nécessaire d'utiliser des vergences importantes pour chacune des lentilles. Dans le chapitre 3, nous étudierons ces possibilités en utilisant les données mécaniques du capteur.

2.5 Théorie mécanique de déformation de capteur

Cette partie donnera les bases pour considérer une approche théorique de la déformation d'une puce principalement formée de silicium. Elle permettra d'en donner les principaux paramètres qui seront ensuite utilisés pour une analyse par éléments finis dans le chapitre suivant.

2.5.1 Théorie des plaques minces pour un feuillet ou une couche.

Le comportement mécanique d'un capteur CMOS peut être modélisé avec la théorie des plaques minces [11]. En effet, l'épaisseur t du capteur est considérablement plus petite que les dimensions selon le plan (par exemple, un carré de côté L). La Figure 2.30 représente une plaque mince qui subit une déformation sphérique.

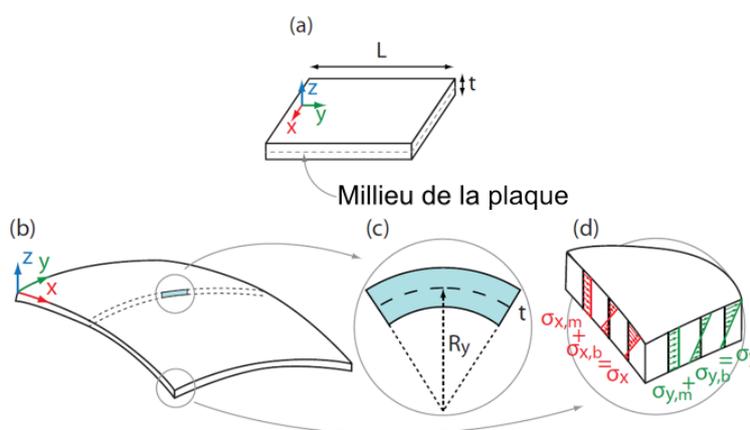


FIGURE 2.30 – Théorie pour une couche. a) Une plaque avec ses notations ; b) Illustration d'une plaque déformée en courbure sphérique ; c) Illustration de la déformation dans le plan Oyz ; d) Termes de contraintes pour une plaque en déformation sphérique. [13]

Selon la théorie de Kirchhoff-Love, les sections droites de la plaque vont rester droites et normales au plan du milieu durant la déformation. De plus, comme nous sommes dans

un cas de pure flexion, les contraintes de flexion au niveau du plan du milieu disparaissent. Les équations de contraintes associées sont alors selon [11] :

$$\sigma_{flexion}(z) = \frac{Ez}{(1 - \nu)R} \quad (2.119)$$

$$\sigma_{flexionmax} = \frac{Et}{(1 - \nu)2R} \quad (2.120)$$

La contrainte maximale apparaît lorsque $z=t$, avec z la direction de l'épaisseur. Les autres termes sont E le module d'Young, ν le coefficient de Poisson et R le rayon de courbure de la plaque. Ainsi selon ces conditions, les contraintes au sein d'un capteur sont proportionnelles à l'épaisseur et inversement proportionnelles au rayon de courbure. Dans le cas où une contrainte maximale est acceptée au sein du capteur, le rayon de courbure maximal d'un capteur sera directement proportionnel à son épaisseur.

2.5.2 Théorie des plaques minces dans le cas de plusieurs feuillets

Un capteur CMOS peut aussi être vu, après quelques approximations, comme une superposition de N plaques i minces d'épaisseurs variables t_i .

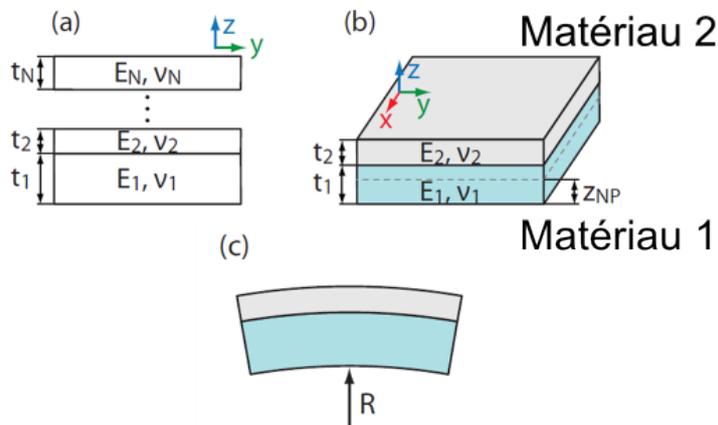


FIGURE 2.31 – Représentation de la théorie des plaques en multicouche ou multiples feuillets. a) Cas de N couches ; b) Cas de la géométrie à 2 couches ; c) Cas des 2 couches lors d'une mise en courbure convexe. [13]

En effet, un capteur CMOS peut être décomposé en une plaque de silicium et une plaque CMOS, composée majoritairement d'oxydes et de métaux, la couche CMOS étant beaucoup plus fine que la couche silicium. Le concept de plan neutre est ensuite utilisé pour exprimer les contraintes en surface. Selon cette théorie, il n'y a pas de contraintes de flexion au niveau de ce plan neutre NP. Dans le cas d'une géométrie où les couches ne sont pas symétriques, comme c'est le cas pour le capteur CMOS, la position peut se

calculer en utilisant l'équation suivante [12] :

$$z_{NP} = \frac{(E_1 A_1 z_1 + E_2 A_2 z_2)}{E_1 A_1 + E_2 A_2} \quad (2.121)$$

où z_i est le plan du milieu pour la couche i , A_i est l'aire de la section transversale de la couche i , et E_i est le module d'Young pour la couche i . En considérant que les deux couches sont isotropiques et qu'elles ne sont séparables ni ne peuvent glisser entre elles, on peut ainsi connaître la position du plan neutre. Or dans la section précédente, la contrainte été exprimée en fonction de la position en z :

$$\sigma(z) = \frac{\bar{E}_i z}{R} \quad (2.122)$$

Avec \bar{E}_i le module biaxial élastique $\bar{E}_i = \frac{E_i}{1-\nu_i}$. Les contraintes en surface sur la couche de CMOS pourra alors s'exprimer en fonction de la position du plan neutre :

$$\sigma(z) = \frac{\bar{E}_2 z_{NP}}{R} \quad (2.123)$$

Cette dernière équation nous permet d'évaluer les contraintes au niveau de la surface.

2.5.3 Du modèle théorique au modèle numérique

Pour connaître la courbure d'un capteur réalisable mécaniquement, il est nécessaire d'approfondir l'étude réalisée théoriquement. Pour cela, une étude par éléments finis a été réalisée par des membres de l'équipe du LA2P, L.Nikitushkina stagiaire et Bertrand Chambion. Les résultats ont pu être dans un premier temps publiés dans le papier suivant [13]. Dans ce chapitre, le lien entre l'étude analytique et l'étude numérique sera montré. L'étude paramérique, présentant les résultats de courbure pour plusieurs capteurs, sera détaillée dans le chapitre suivant.

La distribution de contraintes a pu être calculée par le logiciel Ansys de calcul par éléments finis, chaque élément est défini comme étant un quadrangle SHELL181, ce qui permet d'admettre deux types de contraintes, les contraintes de membrane et les contraintes de flexion. Le modèle utilisé simule une plaque de silicium avec comme paramètres importants son épaisseur et sa taille. On peut alors extraire les contraintes de membrane et de flexion pour pouvoir les comparer avec la théorie, ce qui est présenté Figure 2.32, pour une plaque carré de côté 10 mm et de rayon de courbure 50 mm en fonction de l'épaisseur.

Les résultats de l'analyse par éléments finis sont donc en accord avec les prévisions théoriques dans le cas d'une simulation considérant du silicium seul. La carte des contraintes pour une puce silicium de taille 7,74 mm*8,12 mm courbée à 65 mm de rayon de courbure, ayant les même dimensions que le capteur e2v Sapphire 1.3M utilisé est présentée Figure 2.33.

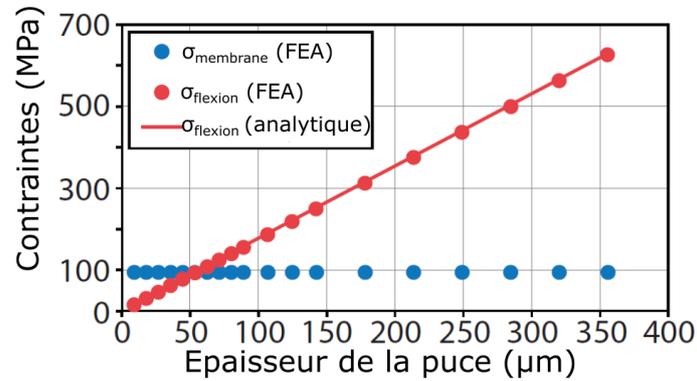


FIGURE 2.32 – Comparaison des contraintes de flexion et de membrane entre la théorie et l’analyse par éléments finis (FEA pour Finite element analysis).

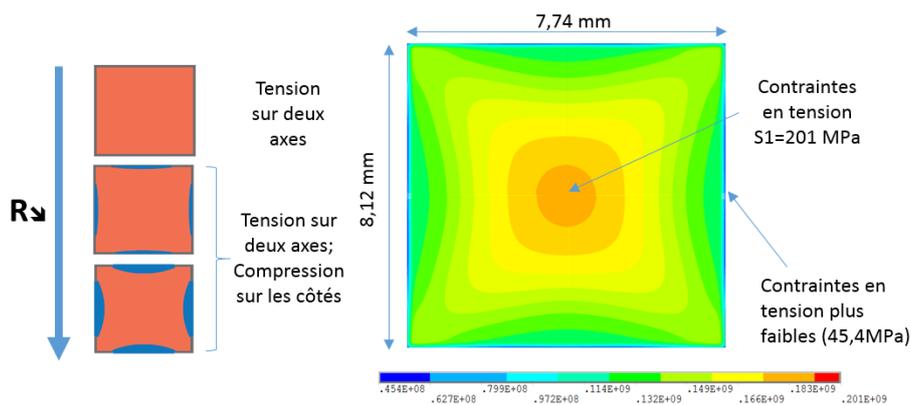


FIGURE 2.33 – Carte des contraintes pour une puce silicium 7,74 mm*8,12 mm courbée à 65 mm par une analyse par éléments finis.

Le maximum des contraintes se trouve au centre de la puce, lié aux contraintes en tension S1 selon les deux axes diagonaux. Le bord de la puce est plutôt soumis à des faibles contraintes en tension et donc n'est pas sujet à une rupture. Si cette puce est courbée plus fortement, le maximum des contraintes sera plus élevé au centre de la puce, et des contraintes en compression vont apparaître au bord de la puce. C'est donc la contrainte en tension S1 qui limite à chaque fois la courbure de la puce.

Plus tôt dans le chapitre, il a été montré que la théorie était modifiée du fait de la différence de comportement mécanique d'une seconde couche, la couche de CMOS. Cette couche CMOS est en réalité de faible épaisseur, de l'ordre de 5 micromètres, c'est pourquoi son effet sur la courbure atteignable a d'abord été considéré comme négligeable. L'épaisseur totale visée dans le cadre de la thèse pour le capteur CMOS est en effet de 100 micromètres. Pour vérifier cette hypothèse, des tests mécaniques ont été réalisés sur des puces en silicium et des puces CMOS, pour comparer leur limite de rupture.

Ces tests expérimentaux ont été réalisés en utilisant les dimensions du capteur qui sera choisi pour réaliser le système d'imagerie final. Des puces de silicium de dimensions 7,74 mm*8,12 mm ainsi que des puces CMOS de mêmes dimensions, du capteur e2v Sapphire 1.3M ont été utilisées. Des cales, ou autrement dit membranes courbes ont été réalisées grâce à une imprimante 3D. Ces membranes forment une surface sphérique avec un rayon de courbure différent entre chacune d'entre-elles. Un pas de 5 mm de rayon de courbure a été choisi entre chacune de ces membranes, allant de 20 mm de rayon de courbure à 65mm de rayon de courbure.

La méthode expérimentale est la suivante. Une puce, provenant d'une plaque de silicium (wafer) découpée, est placée sur la membrane de moindre courbure, ici de 65 mm. Une force est appliquée sur toute la puce pour qu'elle suive cette courbure. Si la puce casse, le rayon de courbure atteint est noté, sinon la puce est placée sur la membrane de courbure moins élevée suivante, ici 60 mm. Le test est ainsi réalisé jusqu'à la casse de la puce, pour toutes les puces à disposition. Le même test est réalisé pour les puces CMOS. Au final, ce test binaire de casse ou de non-casse des puces a été réalisé sur 16 puces de silicium et 25 puces CMOS. Les résultats sont donnés Figure 2.34 et Figure 2.35.

L'histogramme pour les puces silicium montre des casses comprises entre les rayons de courbure 20 et 45 mm. La moyenne des rayons de courbure de casse est de 33,1 mm, avec un maximum pour le rayon de courbure de 35mm.

L'histogramme pour les puces CMOS montre des casses sur un domaine plus restreint, de 25 à 40 mm. La moyenne est alors de 31,6 mm, avec un maximum pour 35 mm.

Au final, les puces silicium et CMOS ont donc un comportement mécanique comparable. La moyenne des rayons de courbure est sensiblement la même, de même que la

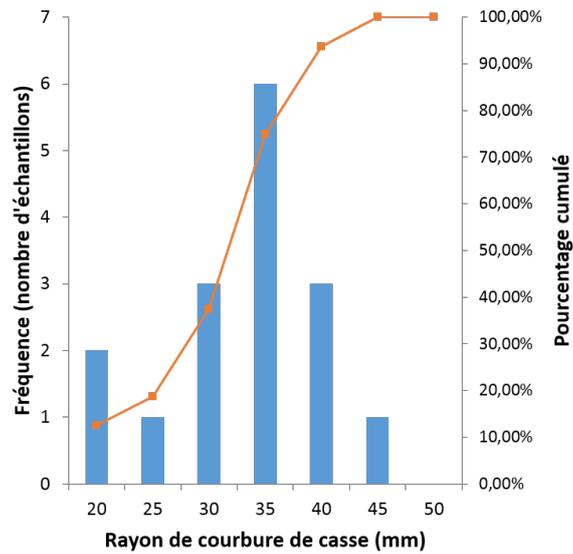


FIGURE 2.34 – Histogramme des rayons de courbure de casse des puces de silicium, de dimensions 7,74 mm*8,12 mm.

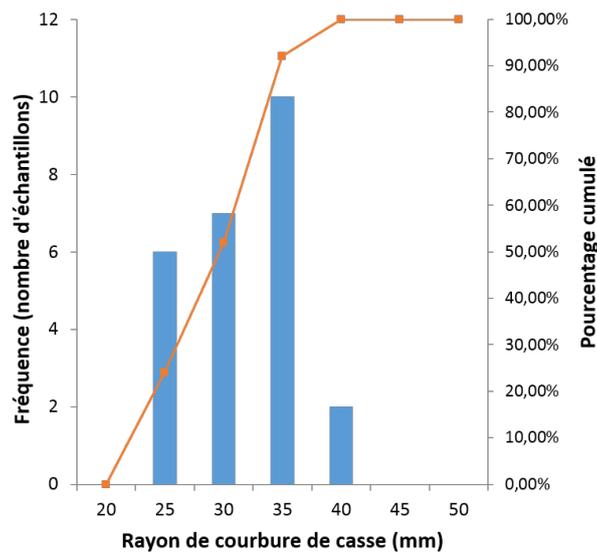


FIGURE 2.35 – Histogramme des rayons de courbure de casse des puces CMOS, de dimensions 7,74 mm*8,12 mm.

fréquence maximale de casse. Enfin, nous verrons dans le chapitre 3 que le modèle FEA décrit ci-dessus, utilisé pour une puce de silicium de dimensions 7,74 mm*8,12 mm donne une casse à 32 mm de rayon de courbure, pour un maximum des contraintes que nous définirons plus tard. Ce chiffre est donc proche des deux moyennes de casse trouvées. L'hypothèse de l'influence négligeable de la couche CMOS sur le rayon de courbure maximal est donc vérifiée pour une puce de 100 micromètres d'épaisseur. De plus, le modèle FEA utilisé donne une valeur de rayon de courbure de casse du capteur en accord avec le test expérimental.

Ainsi l'analyse par éléments finis s'effectuera sur des puces silicium et permettra d'étudier la contrainte maximale au sein du capteur en prenant en compte les contraintes en tension et compression. Il est aussi possible de simuler les capteurs à différentes courbures, différentes tailles et différentes épaisseurs, donnant la contrainte totale. Lorsque cette contrainte totale dépasse la contrainte maximale théorique, alors la courbure est trop importante et le capteur casse. Cette limite de courbure sera déterminée dans le chapitre 3, et portera sur un large spectre de taille de capteur CMOS.

2.6 Conclusion

Dans le chapitre 1, une description du système d'imagerie avait permis d'identifier plusieurs points liant certains de ses paramètres avec la courbure de la surface image. Dans ce chapitre, chacun des éléments précédemment cités dans le chapitre 1 a pu être étudié. Dans le cas d'une scène avec des formes spécifiques, les équations paraxiales entre cette scène et la forme de la surface image ont pu être montrées. Ce sont ensuite les aberrations du système optique qui ont été décrites, en montrant les aberrations qui ont un impact sur la courbure de la surface image, et quantifiant une surface image courbe idéale. Les aberrations étant dépendantes de la position de l'objet, une théorie a pu être développée pour montrer l'évolution de la courbure en fonction de la distance de l'objet. Ensuite, les autres paramètres tels que le champ de vue, la compacité, l'éclairement des systèmes optiques ont pu être étudiés en s'inspirant notamment des systèmes naturels. Enfin, les bases de la théorie mécanique ont pu être exprimées pour connaître certains paramètres limitant dans le processus de courbure, et en montrant la concordance entre le modèle numérique et l'analyse théorique. Tous ces développements théoriques vont servir de base pour la réalisation d'un système optique utilisant un capteur courbe, qui sera développé dans le chapitre suivant.

Bibliographie

- [1] J. Sasian, *Introduction to aberrations in optical imaging systems* (Cambridge University Press, 2013). (On notera certaines erreurs pour les équations en question, qui ont été corrigées pour ce manuscrit)
- [2] V. Mahajan, *Optical Imaging and Aberrations : Part I. Ray Geometrical Optics* (SPIE Press, 1998) (pp. 209-240, 288).
- [3] WT. Welford, *Aberrations of Optical Systems* (Taylor and Francis, 1986).
- [4] J. Sasian, "Theory of sixth-order wave aberrations" *Applied Optics* 49(16), D69-D95 (2010)
- [5] X. Fenggang et al, "Design of lenses with curved Petzval image surfaces" *Journal of Modern Optics* 63(21), 2211-2219, (2016).
- [6] M.J. Kidger, *Fundamental Optical Design* (SPIE Press, 2001)
- [7] I. Stamenov et al "Optimization of Two-Glass Monocentric Lenses for Compact Panoramic Imagers : General Aberration Analysis and Specific Designs." *Applied Optics* 51(31), 7648–61 (2012).
- [8] C.G Wynne, *Proc. Phys. Soc.* , 65B, 429-437 (1952)
- [9] J. Sasian, "Interpretation of Pupil Aberrations in Imaging Systems." edited by G. Groot Gregory, Joseph M. Howard, and R. John Koschel, 634208, 2006.
- [10] S. F. Ray, *Applied Photographic Optics, Lenses and optical systems for photography, film, video, electronic and digital imaging, Third Edition* (Focal Press, 2002).
- [11] S.Timoshenko, S.Woinowsky-Krieger, *Theory of Plates and Shells*, 2nd edition, McGraw-Hill, 1963.
- [12] J. Sladek et al., Laminated elastic plates with piezoelectric sensors and actuators, *CMES – Computer Modeling in Engineering and Sciences*, vol.85(6), pp.543–572 (2012).
- [13] B. Chambion, L. Nikitushkinal et al, "Tunable curvature of large visible CMOS image sensors : Towards new optical functions and system miniaturization", *IEEE 66th Electronic Components and Technology Conference* (2016)

3

Développement et réalisation d'un système optique avec capteur courbe

L'objectif de ce troisième chapitre est de développer un système optique utilisant un capteur courbe, avec un intérêt pour la courbure variable. Les deux principales étapes de développement seront donc décrites : la première est axée sur le développement du design du système optique, la deuxième sur la réalisation du système optique. Pour ce qui concerne la première étape de développement du design, une méthode spécifique aux systèmes optiques avec capteurs courbes sera utilisée afin de prendre en compte la courbure du capteur. En appliquant donc cette méthode, les différentes possibilités qu'offrent la courbure en terme de système optique seront étudiées, notamment les systèmes proches de la vision animale. Enfin, un des systèmes sera entièrement réalisé, et les étapes de réalisation jusqu'à la première photo seront détaillées.

3.1 Méthode de création d'un système optique avec un capteur courbe

3.1.1 Méthode classique avec capteur plan

Il existe plusieurs méthodes de réalisation d'un système optique. L'arrivée des logiciels de calcul et de tracé de rayons a permis de réaliser un grand bond en avant en terme de rapidité des calculs et de possibilités de design étudiés. Des études complètes de réalisation avec ces logiciels ont pu être développées notamment celle décrite par Robert Fischer dans [1]. Pour l'étude qui sera décrite dans ce manuscrit, c'est le logiciel Zemax (OpticStudio) qui sera utilisé. L'objectif final lors de la conception d'un système optique est de déterminer les valeurs de la courbure des surfaces des lentilles, le type de verre utilisé pour les lentilles, la distance entre ces surfaces et la position du diaphragme avec pour but la réalisation effective du système. Les étapes de conception, décrites ci-dessous, sont aussi représentées Figure 3.1.

La première étape consiste à spécifier les caractéristiques du système voulu, étape de

dimensionnement optique. Ce sont donc les paramètres optiques primaires, tels que la focale, la résolution, le champ de vue, l'ouverture, la taille totale du système qui sont détaillés. D'autres caractéristiques peuvent être détaillées selon la spécificité du système à réaliser. À partir de ces caractéristiques, il y a la possibilité de faire une étude paraxiale. En effet, chacune des caractéristiques donne des conditions sur certaines équations ce qui permet de limiter les recherches et de donner un point de départ au système voulu. De plus, certains systèmes actuels, comme ceux décrits dans des brevets, sont parfois proches des caractéristiques voulues, ce qui permet rapidement d'avoir un point de départ.

La deuxième étape est l'analyse numérique, qui va consister à entrer les valeurs trouvées à la première étape dans le logiciel de calcul optique et de faire une étude sur les aberrations du système, et sur ses performances. L'analyse des performances va permettre de déterminer si l'on est proche des performances souhaitées. Si celles-ci sont trop éloignées des caractéristiques voulues, la première étape peut être reprise. Si la différence entre les deux est faible, les contributions aux aberrations pour chaque surface optique pourra être décrite en utilisant la représentation par somme de Seidel.

La troisième étape consiste alors à reprendre les objectifs du dimensionnement optique pour créer une fonction de mérite ou fonction d'optimisation. Celle-ci décrit l'espace des défauts du système optique entré dans le logiciel. C'est au concepteur optique de créer cette fonction de mérite en définissant les critères à atteindre ainsi que le poids affecté à chaque critère. Ainsi, plus le système entré est éloigné des critères de la fonction de mérite, plus les défauts sont importants et plus la fonction de mérite prend une valeur élevée. L'objectif est donc de réduire à des valeurs proches de zéro cette fonction de mérite pour correspondre à tous les critères. Les critères vont donc prendre en compte les objectifs du dimensionnement optique et aussi la viabilité mécanique du système, pour que le système soit au final réalisable.

La quatrième étape consiste à optimiser le système entré. Il faut donc définir les variables du système tel que la courbure des surfaces optiques, les verres utilisés ou les épaisseurs. Pour cela, on peut s'aider de l'analyse des aberrations effectuée lors de la deuxième étape. En lançant l'optimisation, le logiciel va alors chercher à réduire la fonction de mérite au maximum à l'aide d'un algorithme.

Après ce calcul d'optimisation, dont la durée est fixée par le concepteur, une analyse numérique est de nouveau effectuée, retournant à l'étape deux du processus. Une comparaison avec ce qui est voulu est effectuée : si le système après optimisation n'atteint pas les critères, on recommence la troisième et la quatrième étape. S'il les atteint, on peut alors passer à l'étape suivante.

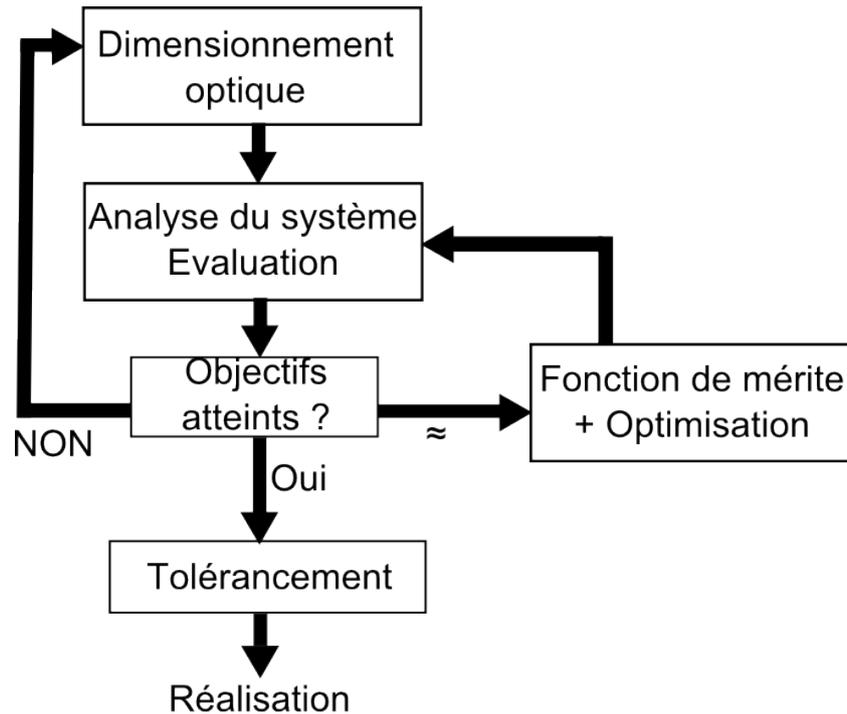


FIGURE 3.1 – Méthode classique de conception d'un système optique avec un logiciel d'optimisation

À cette étape, le système optique possède les bonnes performances optiques mais seulement dans le cas idéal. Le système qui sera réalisé ne sera pas centré parfaitement, ni ne possédera des lentilles de courbure et d'épaisseur à la précision absolue. Une étude de tolérancement est donc nécessaire pour étudier les variations en performance que provoqueraient de telles imprécisions. Cela permettra de connaître les tolérances lors de la fabrication des lentilles et de savoir si après fabrication, le système optique suit toujours les critères demandés. Si c'est le cas, la fabrication du système peut être lancée. Dans le cas contraire, il faut revenir à l'étape d'optimisation du système, en changeant certains critères de la fonction de mérite.

3.1.2 Méthode de conception optique avec capteur courbe

Dans le cas de la conception d'un système optique avec capteur courbe, plusieurs changements s'imposent. Comme nous avons pu le voir dans le chapitre précédent, ajouter une courbure va entraîner une modification de plusieurs paramètres optiques primaires. Par exemple, le champ de vue qui est lié à la taille et à la courbure du capteur ne va plus correspondre à une même focale. Un nouveau paramètre est donc à prendre en compte : la courbure du capteur. Or les équations du chapitre précédent montrent une limite mécanique qui va dépendre de l'épaisseur du capteur. Ainsi l'étape de dimensionnement optique est précédée d'une étape de dimensionnement mécanique du capteur, qui va nous

donner les valeurs limites de la courbure du capteur.

Lorsque cette étape de dimensionnement mécanique est faite, toutes les valeurs pour le dimensionnement optique sont connues. L'étude paraxiale peut donc se faire, en prenant aussi en compte les paramètres de courbure. Par exemple, dans le chapitre précédent, la courbure de Petzval a permis de connaître la taille totale du système. Enfin, lors de l'établissement de la fonction de mérite, les critères prendront aussi en considération la courbure. Cela sera explicité avec plus de détails lors de l'élaboration du système, car dépendant des objectifs de l'étude.

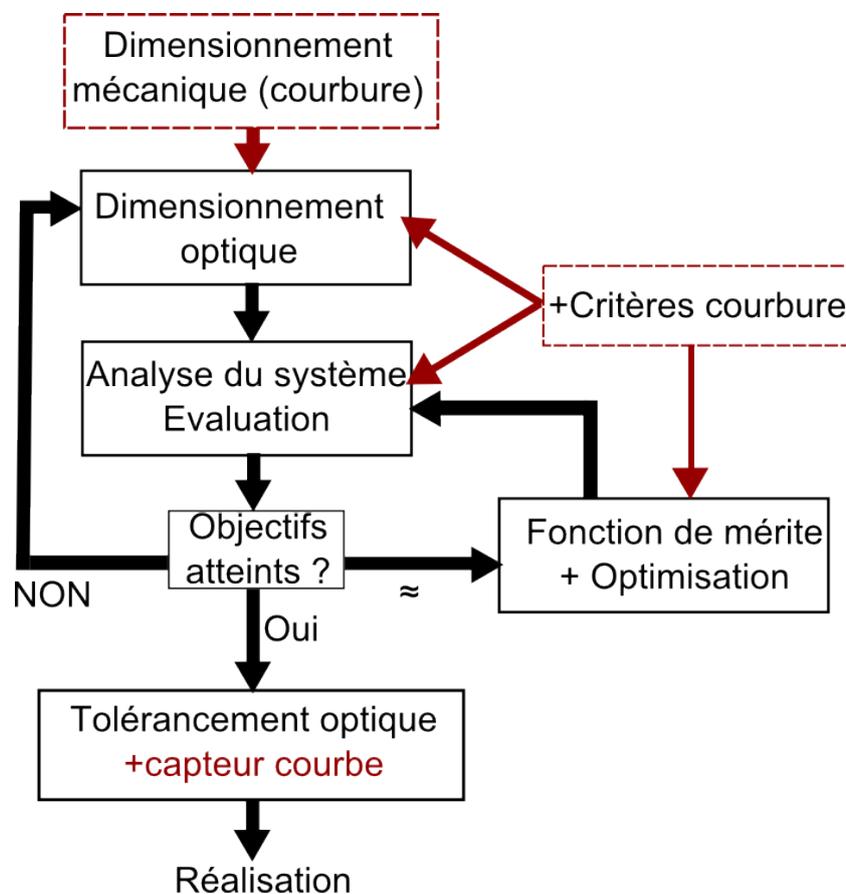


FIGURE 3.2 – Nouvelle méthode de conception d'un système optique avec un logiciel d'optimisation

Enfin, l'étape de tolérancement sera différente. La courbure du capteur réelle ne sera pas la courbure idéale, ce qui obligera d'effectuer une étude avec une variation de la courbure, ou de son positionnement par rapport aux autres surfaces.

Les changements qu'imposent la courbure du capteur sur la conception ont donc pu être identifiés et sont résumés Figure 3.2, indiqués en rouge. Par la suite, les étapes de cette méthode seront détaillées.

3.2 Dimensionnement mécanique du capteur

3.2.1 Analyse par éléments finis

Dans le chapitre précédent, des modèles théoriques et numériques ont pu être développés permettant la détermination des contraintes mécaniques d'un capteur CMOS mis en courbure. Grâce au modèle numérique, il est alors possible de calculer les contraintes mécaniques au sein d'un capteur quelconque, notamment sur ses surfaces externes. Ce modèle sera donc utilisé pour calculer le rayon de courbure minimum des capteurs.

Dans un premier temps, ce calcul a été effectué sur une plaque carré de silicium. Comme l'évolution des contraintes dans une plaque de silicium est proche de celle d'une puce CMOS, on peut donc considérer ces simulations comme étant valides pour un capteur CMOS. Les simulations ont donc été effectuées selon les paramètres influents sur la courbure de la puce, qui sont la taille de la puce, l'épaisseur de la puce, la contrainte maximum acceptée par la puce.

Pour le choix des contraintes, celui-ci s'est fait en fonction de plusieurs études sur la rupture du silicium [2, 3]. Ces études ont permis de déterminer deux limites selon la procédure de découpe et d'amincissement mise en place. Dans le cadre d'une découpe et d'un amincissement standard, la contrainte maximale est de $S_{1\max}=200$ MPa. Dans le cadre d'une découpe et d'un amincissement particulier, capable de relaxer les contraintes au sein du CMOS, la contrainte maximale devient $S_{1\max}=500$ MPa. Dans un premier temps, seule la contrainte $S_{1\max}=200$ MPa a été prise en compte dans les calculs, faisant office de facteur de sécurité pour la réalisation du capteur. C'est donc celle-ci qui sera visée lors de la conception optique en premier lieu.

Les résultats sont présentés Figure 3.3. Deux graphes sont tracés, en prenant des plaques carrés de côté L en fonction de l'épaisseur. Pour une mise en courbure convexe, le haut de la puce correspond à la surface en tension, le bas de la puce correspond à la partie en contact avec le substrat de mise en forme, et donc plus en compression. Pour ces deux surfaces, le calcul des contraintes est effectué et lorsque celle-ci atteignent $S_{1\max}=200$ MPa, le rayon de courbure correspondant est noté.

De manière générale, le rayon de courbure minimum diminue avec l'épaisseur, permettant donc d'atteindre des courbures plus importantes à de faibles épaisseurs. De plus, les grandes tailles de capteur vont être limitées en courbure plus rapidement que les petits capteurs.

Les valeurs de rayon de courbure sont aussi différentes entre la surface du bas et la surface du haut. En terme mécanique, c'est donc les contraintes de tension, de la surface du haut, qui vont limiter la courbure du capteur, puisque le niveau de contrainte $S_{1\max}$ est atteint plus rapidement pour une courbure plus faible à cette surface. Par la suite,

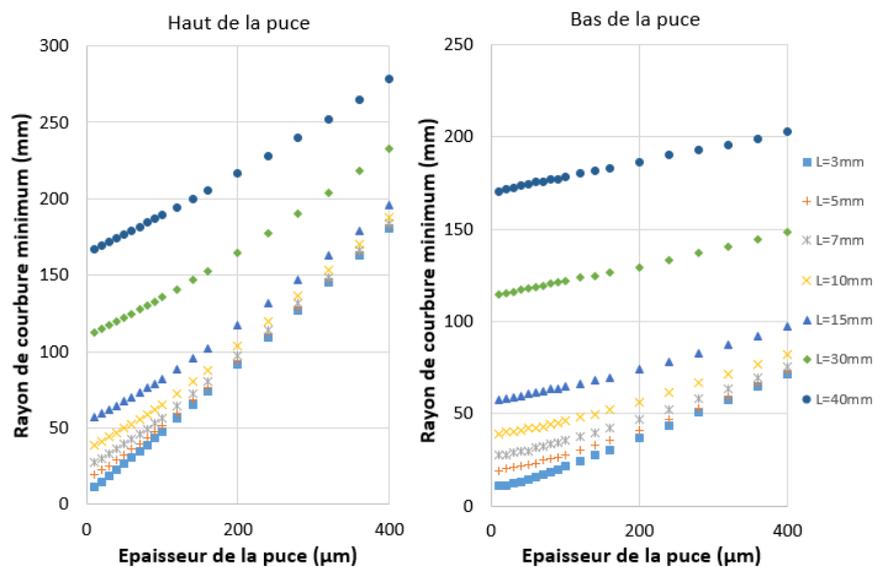


FIGURE 3.3 – Rayon de courbure minimum en fonction du côté du capteur pour une épaisseur comprise entre 20 et 400 micromètres et pour 7 tailles de plaque silicium carré. Ce rayon de courbure a été calculé si la contrainte retenue est en haut de la puce ou en bas de la puce.

ce sera toujours cette valeur qui sera utilisée pour déterminer la courbure maximale d'un capteur.

Ces rayons de courbure minimaux ne donnent pas toutes les informations par rapport à un capteur CMOS. En effet, un capteur n'a que rarement une forme carrée, ou un rapport de forme de 1/1. J'ai donc orienté les simulations pour que celles-ci soient plus proches d'un capteur optique réel. De plus, j'ai considéré que calculer les rayons de courbure à $S1_{max}=500$ MPa était d'une grande importance, pour pouvoir valider le modèle expérimentalement. C'est grâce à ces simulations que les tests expérimentaux du chapitre 2 ont pu valider le modèle numérique.

De nouvelles simulations ont donc été réalisées, prenant en compte ces remarques. Quatre puces de formats différents ont été étudiées : 1/3", 1/1,8" , APS-C, et Full-Frame pour les formats et dans leur ordre respectif de taille 5,16 mm * 6,25 mm, 7,74 mm * 8,12 mm, 28,1 mm * 22,3 mm et 40 mm * 28 mm. Ainsi pour chacun des capteurs, la courbure maximale a été calculée en fonction de l'épaisseur et pour les deux niveaux de contraintes. La Figure 3.4 montre cette évolution pour un capteur de format 1/1,8".

Pour pouvoir montrer les résultats de l'évolution de la courbure par rapport au format du capteur, un des paramètres qui a un sens optique est la diagonale du capteur.

On peut donc tracer le rayon de courbure minimum en fonction de la diagonale de la puce. Pour la Figure 3.5, les valeurs utilisées sont celles des puces de format 1/3", 1/1,8" , APS-C, et Full-Frame pour une épaisseur de 20 micromètres, c'est-à-dire quasiment au

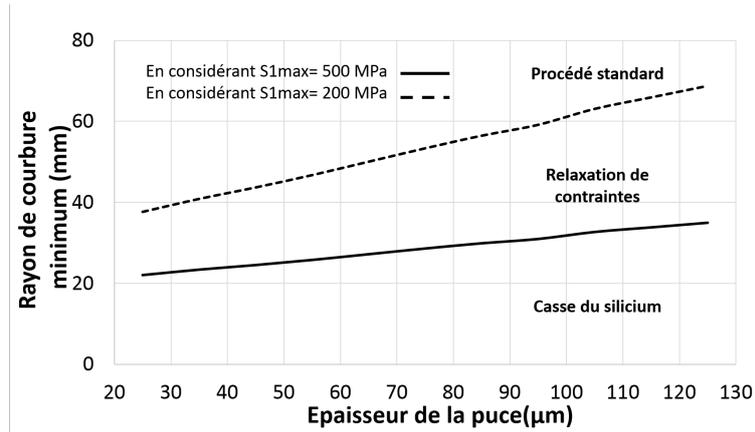


FIGURE 3.4 – Rayon de courbure minimum en fonction de l'épaisseur pour un capteur de format 1/1,8".

minimum de l'aminçissement possible, ou pour une épaisseur plus facilement réalisable de 100 micromètres.

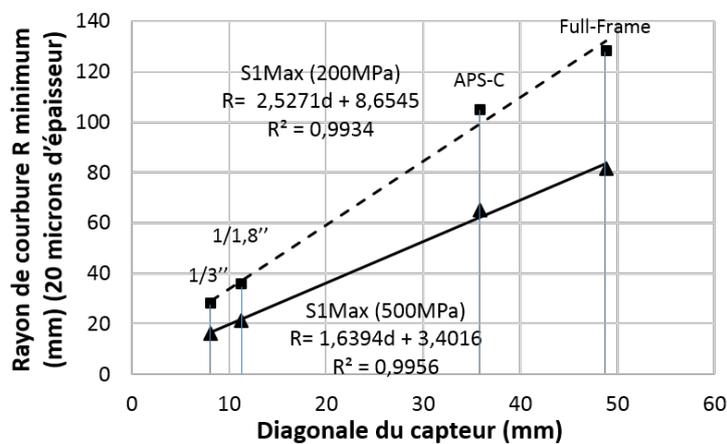


FIGURE 3.5 – Rayon de courbure minimal en fonction de la diagonale du capteur pour une épaisseur de 20 micromètres sur quatre tailles de capteur.

Deux équations linéaires ont pu être tracées, reliant la diagonale de la puce au rayon de courbure de celle-ci, avec une forte proximité avec les points de simulations. Le rapport de forme n'est pas pris en compte dans ces équations.

De manière générale, plus l'épaisseur est faible, plus le capteur peut être courbé. On peut aussi remarquer que c'est surtout l'ordonnée à l'origine qui va évoluer selon l'épaisseur. Ce lien entre la diagonale du capteur et le rayon de courbure minimum sera finalement utilisé pour réaliser des calculs de dimensionnement optique.

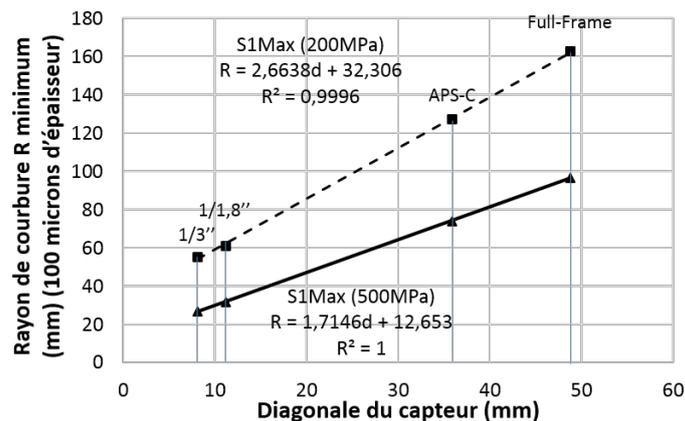


FIGURE 3.6 – Rayon de courbure minimal en fonction de la diagonale du capteur pour une épaisseur de 100 micromètres sur quatre taille de capteur.

3.3 Dimensionnement optique

L'objectif de cette partie est de réaliser le dimensionnement optique en tenant compte des valeurs obtenues dans la partie précédente. Dans un premier temps, ce sont les systèmes à une seule voie optique qui seront étudiés, avec pour objectif la compréhension des changements identifiés dans le chapitre précédent. Ensuite, la même étude se fera pour les systèmes multipupillaires, avec pour principale analyse, la caractérisation du champ de vue.

3.3.1 Système à une voie optique : étude générale

3.3.1.1 Le champ de vue

Dans le chapitre 2, une formule pour le champ de vue à l'infini, spécifique pour les systèmes optiques avec un capteur courbe a pu être montrée. Celle-ci est, pour rappel :

$$Cdv \approx 2 \arctan\left(\frac{L}{2\left(f - \frac{L^2}{8R}\right)}\right) \quad (3.1)$$

Pour connaître simplement l'effet de la courbure sur le champ de vue, le plus simple est de revenir, comme pour l'équation avec capteur plan, à une équation ne faisant plus apparaître la courbure. Pour cela, on peut utiliser les équations qui expriment le rayon de courbure R en fonction de la diagonale du capteur L (dans le cas d'un champ de vue diagonal). Il faut noter ici un point important par rapport à ces équations : la surface optique d'un capteur n'est pas égale à la surface totale du capteur ou surface de la puce. En effet, une surface supplémentaire qui sert à la lecture de l'image, entoure la surface optique du capteur, qui va recevoir la lumière. Il n'existe pas de relation directe entre ces surfaces, les dimensions que l'on peut trouver dépendent du constructeur et du capteur. Ainsi pour la suite des calculs, les dimensions utilisées seront celles de la surface de la

puce, même lorsque c'est la surface optique qui doit être prise en compte.

En prenant cette hypothèse, il est alors possible de tracer le champ de vue lorsque le capteur est courbé à la limite $S1_{max} = 500 \text{ Mpa}$ ou $S1_{max} = 200 \text{ Mpa}$ en fonction de la diagonale du capteur et de la longueur focale, représenté Figure 3.7.

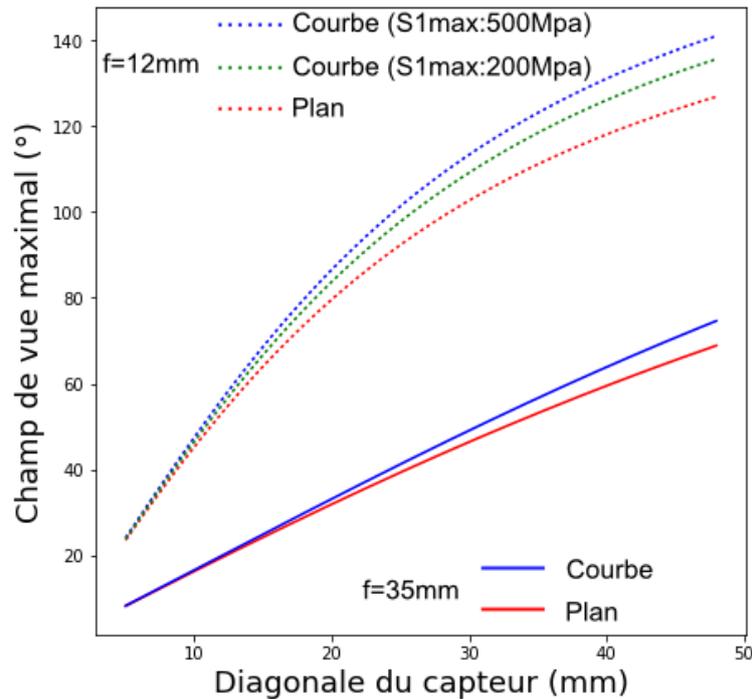


FIGURE 3.7 – Différence entre le champ de vue avec un capteur plan et un capteur courbé à la courbure maximale. L'épaisseur du capteur pour ce graphique est de 20 micromètres.

Pour des diagonales du capteur faibles par rapport à la longueur focale, la différence entre le capteur plan et un capteur courbé pour le champ de vue est faible voire inexistante. Lorsque cette taille est plus élevée, le champ de vue avec capteur courbé va être supérieur au champ de vue avec capteur plan de façon significative, atteignant 4 degrés de différence pour un capteur de 16 mm de diagonale à une focale de 12 mm et pour un capteur de 38 mm à une focale de 35 mm. Pour une focale de 12 mm avec un capteur de 48 mm de diagonale (capteur full frame), la différence est d'environ 14 degrés. Cette dernière valeur, vraie pour les lentilles simples, perd de son importance pour les systèmes optiques plus complexes. Dans ce cas, l'angle θ en entrée de la première lentille sera réduit tout au long de son passage dans le système optique et ne sera plus le même à l'approche du capteur. Or obtenir une bonne qualité image sur un grand champ de vue nécessite ce genre de système (par exemple, un système fisheye) : le gain de champ de vue sera donc moindre pour les systèmes réels.

3.3.1.2 La courbure de Petzval

Dans le chapitre 2, la compacité d'un système à deux lentilles a pu être décrite en fonction de la courbure de Petzval du système. Ce graphe doit être repris en prenant en compte les limites de courbure. La limite de courbure étant spécifique pour chaque taille de capteur, le graphe de compacité en fonction de la courbure de Petzval se fera donc pour un type de capteur et pour une focale données. Ces termes, la focale et la taille du capteur ainsi que sa courbure, forment la focale équivalente, liée au champ de vue du système. En reprenant la Figure du chapitre 2, tracée pour une focale de 12 mm, on peut alors délimiter les zones interdites pour un capteur de 1/3" de dimensions 5,16 mm*6,25 mm (champ de vue d'environ 30°), représentées sur la Figure 3.8. Dans ce cas, le rayon de courbure limite est d'environ 16mm, pour une épaisseur de 20 micromètres et une contrainte maximale de 500 MPa. Cela donne une courbure idéale sans astigmatisme du capteur de $P=1/16$.

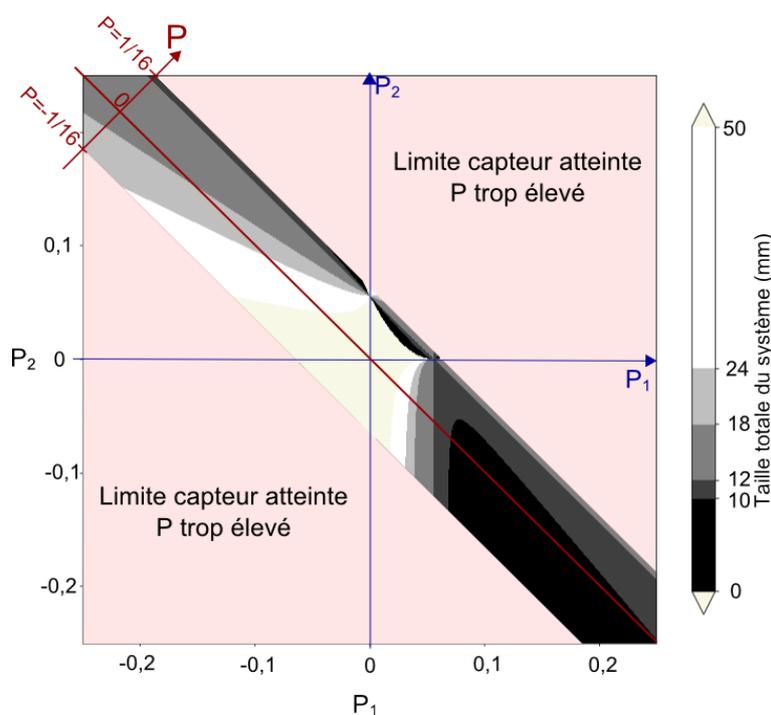


FIGURE 3.8 – Taille totale du système optique à deux lentilles pour une focale de 12 mm en fonction des contributions de Petzval de la première P_1 et de la deuxième lentille P_2 pour une taille de capteur de 1/3", de 20 micromètres d'épaisseur et pour $S_{1max}=500$ MPa.

Si le champ de vue du système augmente à une focale donnée, alors la courbure sera limitée par la taille du capteur, et la zone non-interdite sur le graphe de la Figure 3.8 sera de plus en plus restreinte et proche de la ligne de Petzval nulle : les zones de compacité faible seront de plus en plus limitées. À noter que les systèmes situés en dessous de la droite $P=0$ ont généralement une vergence globale négative et donc divergent.

En diminuant la focale, par exemple à 3 mm, et donc en augmentant le champ de vue

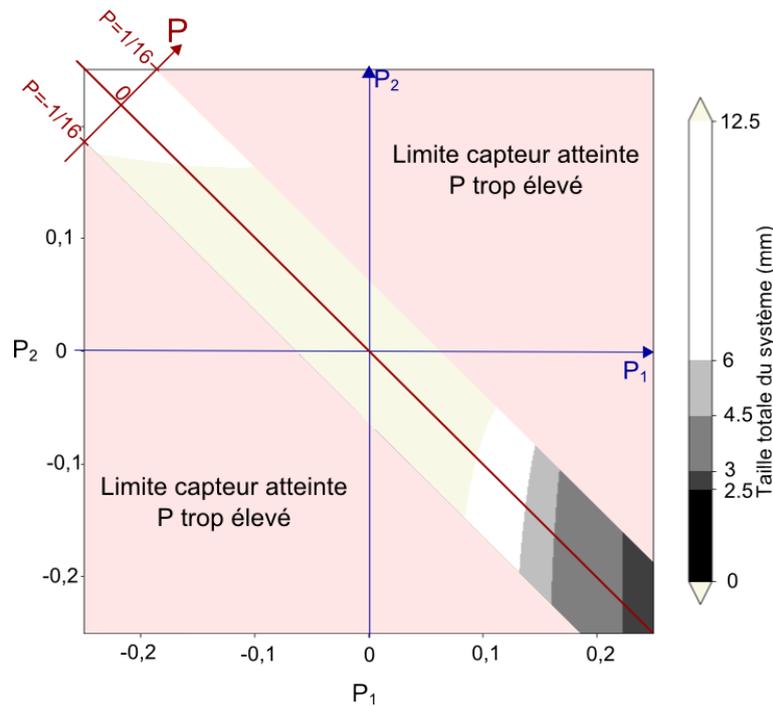


FIGURE 3.9 – Taille totale du système optique à deux lentilles pour une focale de 3 mm en fonction des contributions de Petzval de la première P_1 et de la deuxième lentille P_2 pour une taille de capteur de $1/3''$, de 20 micromètres d'épaisseur et pour $S_{1\max}=500$ MPa.

à environ 95 degrés pour ce capteur courbé au maximum, on obtient un système optique compact (par rapport à la focale) seulement pour des valeurs extrêmes de vergence des deux groupes de lentilles, rendant la tâche plus difficile au moment du design, du fait de l'augmentation des autres aberrations avec l'augmentation de la vergence. (voir Figure 3.9).

Pour les focales plus élevées, au delà de 35mm, les deux droites où la taille totale TT est égale à la focale, $nP = V$ et $nP_1 = V$, vont se rapprocher de la droite de courbure de Petzval nulle, $P_1 + P_2 = 0$, ce qui signifie que le gain potentiel obtenu avec un capteur courbe serait moins important en terme de compacité.

En conclusion, le champ de vue, la courbure de Petzval et la compacité sont trois paramètres liés et qui doivent être étudiés ensemble pour construire un système. Plus le champ de vue, à une focale fixe, va être important, plus les possibilités de design avec des capteurs courbes vont être limitées. Pour des focales très faibles, les vergences nécessaires pour obtenir un système compact sont limitées à des valeurs extrêmes, ce qui rend difficile la conception de tels systèmes. Pour les focales supérieures à 35 mm, les gains potentiels sont réduits du fait de la proximité de la droite de compacité idéale à la courbure nulle (capteur plan). Ce sont donc à des focales intermédiaires que les gains semblent plus importants.

3.3.2 Définition du point de départ d'un système optique

Le point de départ d'un design est extrêmement important lors de la phase de dimensionnement optique. Dans cette section, celui-ci sera déterminé pour maximiser les chances d'obtenir un système compact, avec un champ de vue important, dont on a déjà pu voir le lien dans les chapitres précédents.

3.3.2.1 Exemples de publications et de points de départ

Différents travaux sur les systèmes optiques avec capteur courbe ont pu être menés dans la littérature. Avant le début de mon doctorat, un post doctorant, Yann Gaeremynck a pu réaliser la conception optique d'un objectif zoom fisheye, dans une collaboration CEA-LAM. Ses travaux ont pu ensuite être repris et améliorés par Wilfried Jahn, alors doctorant au LAM. Dans ces deux cas, le point de départ du système optimisé est un brevet de Canon [5]. L'objectif était d'améliorer les performances du zoom fisheye de Canon, en utilisant moins de lentilles et un capteur courbe. Le design de départ était un design de 14 lentilles dont deux asphériques avec une focale comprise entre 8 et 15 mm, avec un champ de vue de 180° .

L'objectif de Yann Gaeremynck est un zoom composé de 9 lentilles sphériques, de même longueurs focales et focalisant sur un capteur courbe à courbure variable. Ainsi, dans ce système, la courbure du capteur est variable selon la focale, chaque focale donnant une nouvelle courbure du capteur. Le système est représenté Figure 3.10 pour deux focales. L'utilisation de différentes courbures pour différentes focales vient du fait que les aberrations de courbure de champ et d'astigmatisme changent lors du changement de focale, ce qui peut nécessiter un changement de la courbure du capteur. À noter que pour ce genre de système, très grand champ, les aberrations d'ordre supérieur sont importantes, ce qui complique l'analyse du système entier.

Ce système a ensuite été réalisé, avec notamment plusieurs photos prises, et a été présenté dans [6].

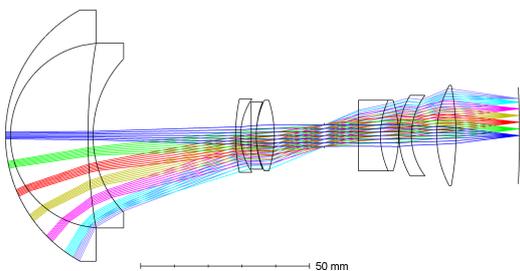


FIGURE 3.10a – Système fisheye de Yann G. de focale 8mm [6]

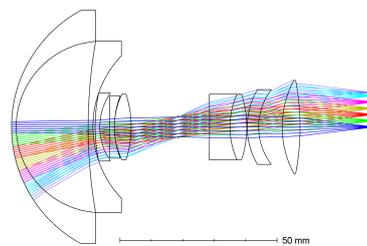


FIGURE 3.10b – Système fisheye de Yann G. de focale 14,7mm [6]

Le design Canon a ensuite été repris pour la réalisation d'un système avec une courbure fixe du capteur. C'est le système de Wilfried Jahn, zoom fisheye de focales comprises

entre 8 et 15mm, composé de 11 lentilles sphériques et capteur courbe à courbure convexe. Le système est représenté Figure 3.11.

Dans ces deux cas, le but est de montrer qu'un système dédié à l'origine à être utilisé avec un capteur plan peut être amélioré avec un capteur courbe. Pour ces deux systèmes, la thèse de Wilfried Jahn ainsi qu'un papier [7, 8] donne un aperçu des bénéfices obtenus.

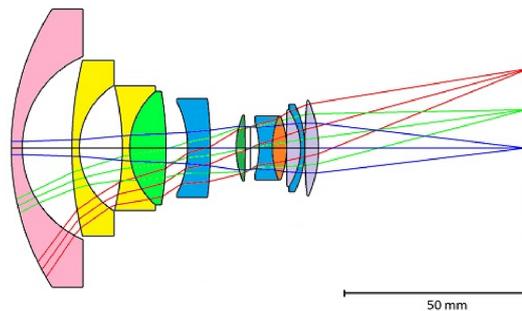


FIGURE 3.11 – Système fisheye de Wilfried J. possédant un capteur convexe. [7, 8]

En dehors des équipes du CEA et du LAM, d'autres équipes ont pu travailler sur les systèmes avec capteur courbe. Dans cette même démarche d'amélioration d'un système optique en utilisant un capteur courbe, Reshidko et al [8] ont créé un système optique pour mobile. Ils ont pu montrer qu'avec un capteur courbe, une augmentation de l'ouverture du système est possible, avec une diminution de la sensibilité aux tolérances des lentilles. On notera que le système optique qu'il a pu étudier a un rayon de courbure d'environ 12 mm, ce qui est une valeur de courbure impossible à réaliser pour des fines épaisseurs de capteur (16 mm minimum à 20 micromètres pour ce format). Ainsi, à chaque fois, c'est un système optique avec un capteur plan qui sert de point de départ à la conception optique. D'autres systèmes ont pu être conçus, que ce soient dans les papiers ou dans les brevets [10–12] mais les points de départ n'étant pas connus à chaque fois, nous ne nous prononcerons pas sur le sujet.

À l'inverse, d'autres équipes se sont concentrées sur la réalisation du capteur courbe avec un système optique déjà connu, du moins pour la courbure de son capteur. On peut citer le travail de Stamenov et al [13, 14], qui a réalisé un travail important sur la conception optique de lentilles monocentriques comprenant des verres différents. Comme décrit dans le chapitre 2, le rayon de courbure de la lentille monocentrique est égal à la longueur focale de celle-ci. Dans ces travaux, l'objectif a été d'améliorer au maximum le système monocentrique sans rien changer au caractère monocentrique du système.

3.3.2.2 Point de départ choisi

Au cours des deux premiers chapitres, deux systèmes optiques ont particulièrement été étudiés. Le système monocentrique d'une part et le système semi-monocentrique d'autre

part. Ces deux systèmes ont la particularité de ne pas avoir d'astigmatisme à l'infini ce qui correspond au système parfait en ce qui concerne la surface image courbe idéale. En terme de compacité, de résolution, et de champ de vue, la lentille monocentrique a de loin les meilleures caractéristiques, comparée aux autres systèmes optiques. À titre d'exemple, les lentilles monocentriques peuvent atteindre plus de 120° de champ de vue avec dans le cas d'une focale de 12 mm, une taille totale d'environ 20 mm, et quasiment à la limite de diffraction pour une ouverture de 2.

Contrairement aux équipes qui ont pris comme point de départ un système optique optimisé pour un capteur plan, c'est donc le système monocentrique qui servira de point de départ.

3.3.3 Étude du point de départ choisi : le monocentrique et les conditions mécaniques du capteur

Le champ de vue d'un système monocentrique est aisément calculable. Comme nous avons pu le détailler au chapitre 1 et qui est représenté Figure 3.12, aucun des rayons principaux n'est dévié lors du passage au travers de la lentille monocentrique. Cette particularité entraîne que l'angle θ à l'entrée du système monocentrique entre le rayon principal et l'axe optique reste le même à la sortie du monocentrique. En prenant la taille du capteur courbe L' et le rayon de courbure R pour calculer cet angle, on arrive facilement à la valeur du champ de vue :

$$CdV = \frac{L'}{R} = \frac{L'}{f} \quad (3.2)$$

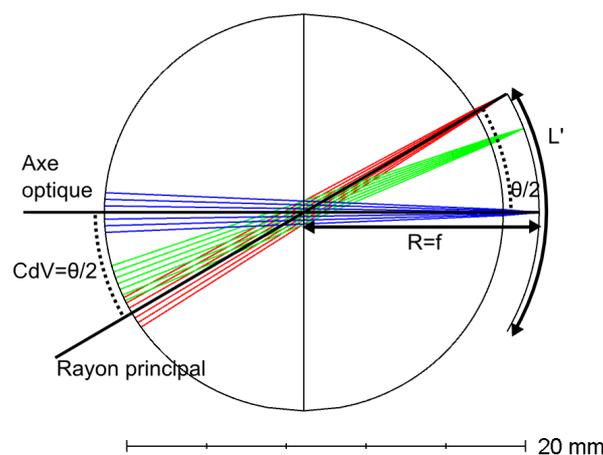


FIGURE 3.12 – Représentation d'une lentille monocentrique et de son champ de vue.

Pour connaître le champ de vue diagonal limite d'un système monocentrique, il suffit de remplacer la valeur de R par les limites mécaniques trouvées précédemment. La Figure 3.13 montre alors ce champ de vue en fonction de la diagonale du capteur pour une épais-

seur de 20 micromètres, en ne tenant pas en compte la surface non optique du capteur. Le capteur désigne une zone optique et une zone non-optique, le champ de vue réel est donc plus faible que celui trouvé ici.

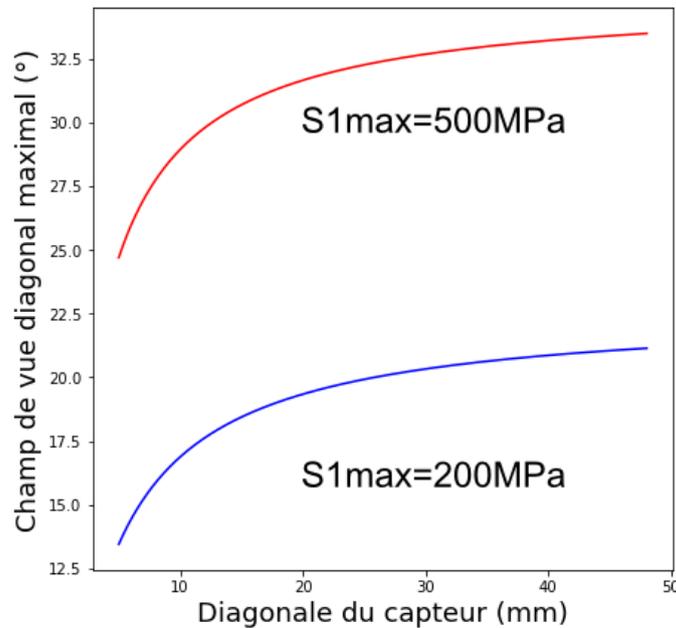


FIGURE 3.13 – Champ de vue du système monocentrique en fonction de la taille et la courbure du capteur. Données calculées pour une épaisseur de capteur de 20 micromètres.

Ainsi le champ de vue est limité à environ 34 degrés dans le cas de $S1_{max}=500$ MPa et 21 degrés dans le cas $S1_{max}=200$ MPa. Ce champ de vue limite est atteint pour les capteurs de grande taille, puis diminue significativement pour les capteurs de plus petites tailles, jusqu'à atteindre respectivement 28 et 16 degrés pour une diagonale de capteur de 8 mm. De plus, il faut noter que pour les grandes tailles de capteur, la focale de la lentille monocentrique est importante, de l'ordre de 80 mm, ce qui dégrade les performances du système monocentrique, en raison de la difficulté à corriger les autres aberrations [13] et impose des épaisseurs de verre très importantes (environ 140 mm d'épaisseur pour une lentille monocentrique avec un verre d'indice 1,7 pour le capteur de 48 mm de diagonale).

En conclusion, en tenant compte des limites mécaniques, le champ de vue d'une lentille monocentrique est rapidement limité, même dans le cas limite d'une épaisseur faible et à la limite de rupture du capteur. Dans notre cas, où nous nous plaçons à $S1_{max}=200$ MPa, avec une épaisseur du capteur comprise entre 50 micromètres et 100 micromètres, le champ de vue n'en sera que plus limité (à 100 micromètres d'épaisseur, le capteur Full Frame donne un champ de vue de 17° pour $S1_{max}=200$ MPa. Pour obtenir un champ de vue plus important, il est donc nécessaire de modifier ce système de départ différent du système monocentrique.

3.3.4 Modification du point de départ

La modification du point de départ doit s'effectuer en gardant comme objectif une courbure comprise dans les limites mécaniques du capteur. Pour ensuite savoir quel type de modification serait compatible avec nos critères, les architectures classiques de systèmes optiques ont été représentées Figure 3.14.

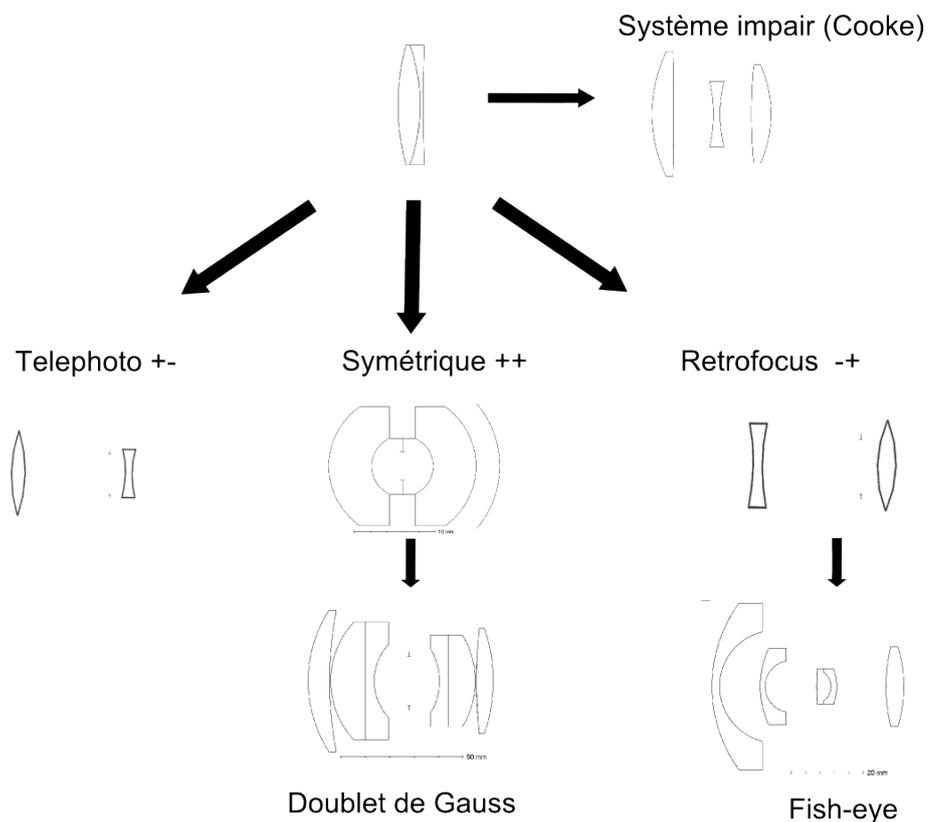


FIGURE 3.14 – Taille totale du système optique à deux lentilles pour une focale de 12 mm en fonction des contributions de Petzval de la première P1 et de la deuxième lentille P2 pour une taille de capteur de 1/3" . Adapté de Ray [17]

Quatre principaux types de systèmes y sont décrits. Les systèmes dit "impairs" du fait de la difficulté à placer les groupes de lentilles du système en deux groupes d'une certaine vergence. Le cas le plus connu reste le triplet de Cooke, composé dans l'ordre d'un groupe de vergence positive, d'un groupe de vergence négative et d'un groupe de vergence positive, noté $+-+$, avec une lentille pour chaque groupe. Les autres systèmes sont donc pairs, puisque l'on peut décomposer le système optique en deux groupes. Dans le cas symétrique, deux groupes de vergence positive, noté $++$, sont placés de part et d'autre du diaphragme d'ouverture. Leurs symétries par rapport à ce diaphragme leur permet de réduire voir d'annuler les aberrations dans le champ. Ils peuvent être vus comme des évolutions du système monocentrique qui a une symétrie centrale parfaite.

Les deux derniers cas sont composés des groupes de vergences différentes. Lorsque les

vergences sont, dans l'ordre, positive puis négative, noté $+ -$, nous sommes dans le cas du téléphoto, souvent utilisé pour de larges focales. Dans l'ordre inverse, noté $- +$, on a une configuration "rétrofocus" ou du fisheye, utilisé dans le cas de grand champ de vue, et/ou pour augmenter la distance entre la dernière lentille et le capteur, permettant l'ajout d'un élément entre ceux-ci (cas du reflex).

Dans le cas des systèmes pairs, il est possible d'utiliser, en approximant la vergence d'un groupe à celle d'une lentille, les abaques de la partie 3.3.1.2 sur le lien entre compacité des systèmes et la courbure de Petzval. On se placera, comme indiqué dans la conclusion de cette partie à des focales intermédiaires, typiquement une dizaine de millimètres. Pour améliorer la clarté et la cohérence dans le manuscrit, les considérations pour le capteur seront pour celles du capteur finalement choisi, un capteur $1/1,8''$. Mais l'étude a pu porter sur une gamme bien plus large de systèmes. La Figure 3.15 donne des indications sur ce que serait la compacité pour de tels systèmes, pour le choix d'une focale de 12 mm. En divisant en quatre zones l'abaque, divisé grâce aux axes des abscisses et des ordonnées, les trois types de systèmes pairs peuvent être retrouvés. En effet, la courbure de Petzval d'un groupe aura le même signe que sa vergence dans les approximations de cet abaque. Dans cette Figure 3.15, la zone supérieure gauche correspond aux système $- +$, retrofocus, la zone supérieure droite aux systèmes $++$, et la zone inférieure droite aux systèmes $+ -$, telephoto. Dans ces conditions, la compacité des systèmes $++$ est inexistante, celle des systèmes $- +$ est difficile à atteindre, pour des vergences extrêmes. Pour cette taille de capteur, le seul type de système pouvant donc associer compacité et courbure de Petzval compatible est un système du type $+ -$, telephoto. C'est donc ce type de système qui sera choisi, à des focales intermédiaires, dans le but d'augmenter les possibilités de systèmes compacts avec un bon champ de vue. La suite de l'étude se fera dans la partie d'optimisation du système.

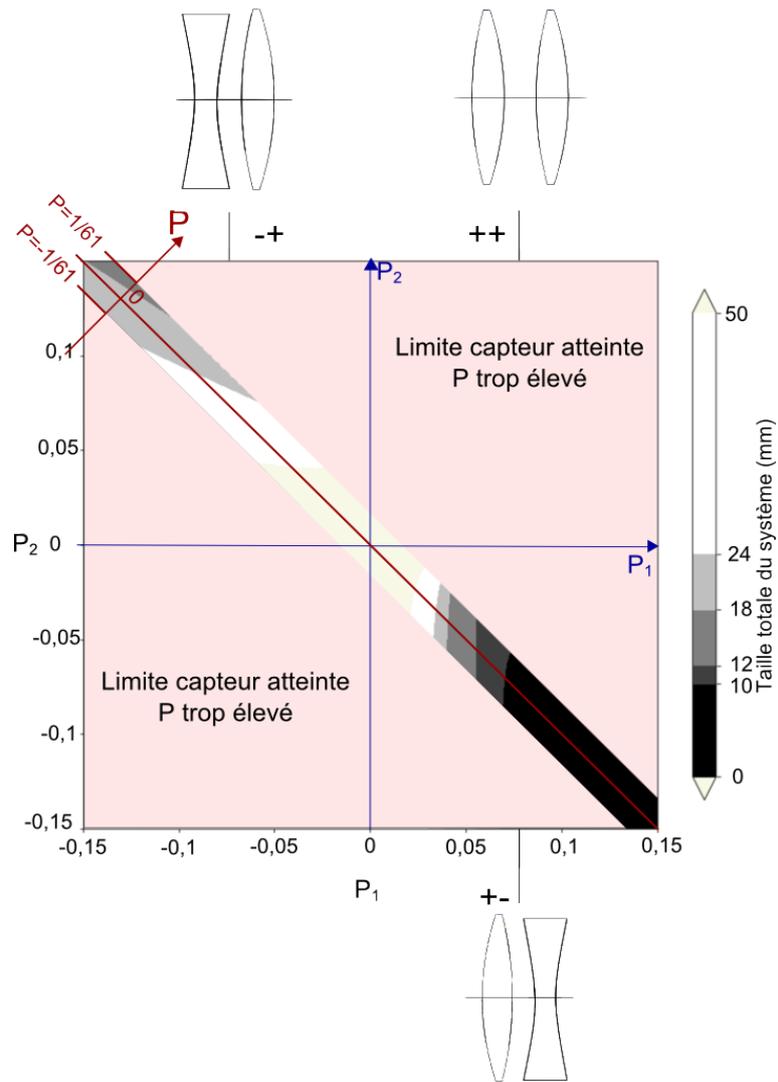


FIGURE 3.15 – Taille totale du système optique à deux lentilles pour une focale de 12 mm en fonction des contributions de Petzval de la première P_1 et de la deuxième lentille P_2 pour une taille de capteur de 1/1,8”

3.3.5 Système à plusieurs voies optiques

Au chapitre 1, les systèmes à plusieurs voies optiques, inspirés des systèmes optiques naturels possédant une rétine courbe, ont été présentés. Dans le chapitre 2, le champ de vue spécifique d'un système multipupillaire a été théorisé. L'application des contraintes mécaniques et d'une courbure variable sera effectuée dans cette partie.

3.3.5.1 Champ de vue augmenté

La formule qui est rappelée ci-dessous montre que le champ de vue d'un système multipupillaire est dépendant du champ de vue d'une voie (CdV_e), du nombre N de voie et de l'angle inscrit θ du capteur.

$$CdV = (N - 1)\theta_e + CdV_e = \frac{N - 1}{N}\theta + CdV_e \quad (3.3)$$

Habituellement, le champ de vue obtenu pour un système avec un capteur plan est seulement celui d'une voie optique. En effet, les voies optiques étant parallèles, la scène observée est toujours la même, avec un léger décalage, ce qui fait que le champ de vue d'une voie est aussi le champ du système. En conséquence, le gain en champ de vue pour un système avec un capteur courbe est seulement associé au nombre de voies optiques ainsi qu'à l'angle inscrit pour une voie optique. À partir des contraintes mécaniques, l'angle inscrit total θ se détermine facilement en prenant la diagonale et le rayon de courbure associé selon la limite mécanique choisie. C'est donc seulement le rapport $\frac{N-1}{N}$ qui est à déterminer.

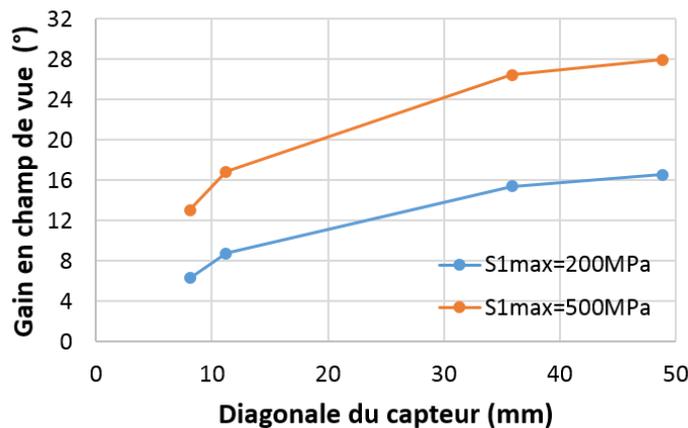


FIGURE 3.16 – Gain en champ de vue pour un système multivoie courbe par rapport au système multivoie plan pour un capteur de 100 micromètres d'épaisseur.

Le nombre de voies N va en fait être dépendant de la taille d'une voie optique et de la taille du capteur. La partie entière du rapport taille détecteur / taille d'une voie optique permet d'en connaître le nombre maximal et puisque $\frac{N-1}{N}$ augmente lorsque N augmente, le champ de vue maximal est atteint pour N maximal. La Figure 3.16 montre

ce gain maximal en fonction de la diagonale du capteur pour seulement une focale. En effet, la taille d'une voie optique va dépendre de la taille de la lentille ce qui peut dépendre de la focale du système, de son ouverture, et du champ de vue. Pour la Figure 3.16, la valeur utilisée a été reprise du système multipupillaire présenté dans [15] par F. De La Barrière, avec des lentilles de 1 mm de focale et 1,7 mm de diamètre. Les paramètres du capteur pris pour ce calcul sont alors 100 micromètres d'épaisseur pour les différentes tailles et les différentes contraintes. Le gain en champ de vue est alors compris entre 5° et 16° pour $S1_{\max}=200$ MPa, et entre 12° et 28° à $S1_{\max}=500$ MPa. Ce champ de vue est légèrement inférieur à l'angle inscrit total du capteur. Lorsque le capteur est plus petit, cette différence entre l'angle inscrit total et le champ de vue s'accroît puisque le nombre de voies diminue. Or ce système est souvent associé à des petits capteurs pour profiter de la compacité associée à celui-ci. En conclusion, le gain en champ de vue à $S1_{\max}=200$ MPa va dépendre du type d'application auquel le système est destiné. Dans le cas d'un système compact, ce gain sera minimisé puisque le champ de vue pour une focale faible est déjà élevé.

3.3.5.2 Intérêt de la courbure variable

Un système multipupillaire n'a pas un intérêt pour la courbure variable au niveau du système optique. En effet, comme nous l'avons explicité dans le chapitre 2, les systèmes optiques utilisés pour les systèmes multipupillaires restent assez simples et dépendent des autres voies optiques du système. De plus, la courbure est convexe et donc inverse à ce qui pourrait être obtenue avec une courbure de Petzval positive, ce qui est le cas de la plupart des systèmes optiques convergents. C'est donc dans la relation entre les voies optiques que cet intérêt peut se trouver. La relation entre les voies optiques est particulière pour un système multipupillaire. Pour réaliser l'image finale, il est nécessaire de combiner les imagerie de chacune des voies avec une méthode de traitement d'image particulière qui est la super-résolution. Pour que ce traitement d'image puisse être réalisé, les imagerie ne doivent pas être redondantes. Cette redondance peut être obtenue en décalant les voies optiques d'un pas inférieur à la taille des pixels, comme décrit Figure 3.17.

En combinant les informations différentes produites pour chaque voie optique, l'image reconstituée a alors un pas plus petit que le pas du pixel du capteur. En terme de Fourier, cela repousse la fréquence de Nyquist du système. Dans le cas d'un système avec capteur courbe, les imagerie devront être décalées entre elles, avec toujours un pas inférieur au pixel. La scène observée ne sera pas exactement la même avec un décalage en angle égale à θ_e . Dans ce cas, seules les parties de la scène qui seront communes entre imagerie pourront être combinées avec la technique de super-résolution. Ce cas arrive déjà pour les systèmes possédant des déflecteurs ou des voies optiques disposées d'une façon particulière, comme présenté Figure 3.18.

Le centre serait alors super-résolu et les bords ne le seraient pas. Pour réduire ce

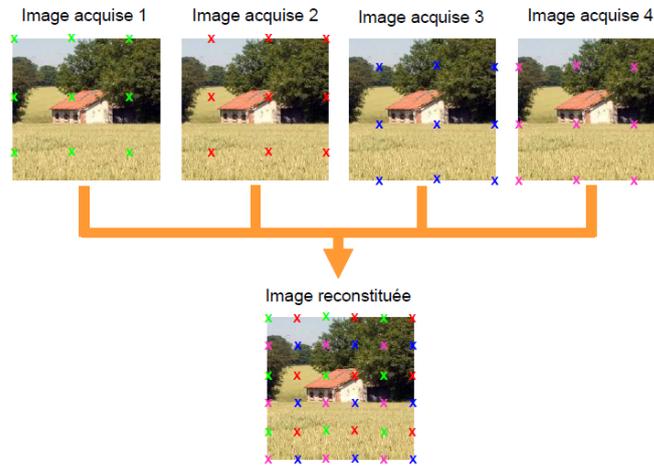


FIGURE 3.17 – Plusieurs images non-redondantes acquises puis combinées pour réaliser une image reconstituée avec un pas d'échantillonnage plus élevé. L'échantillonnage de chaque voie est représenté par une couleur différente sur les différentes images acquises. [15]

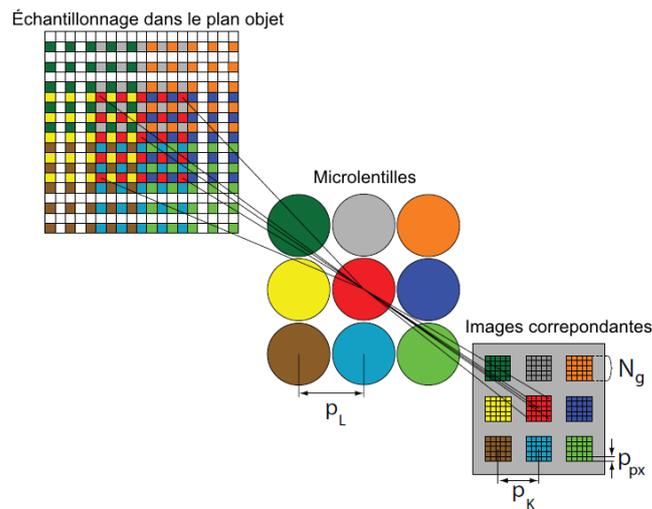


FIGURE 3.18 – Cas d'un système multipupillaire possédant des voies optiques n'observant pas la même scène. Adapté de [16]

problème, utiliser un grand nombre de voies permet de réduire l'écart entre les scènes observées. La courbure variable pourrait alors s'appliquer de cette manière : en faisant varier la courbure du capteur, l'écart entre les voies optiques θ_e peut être réduit ou augmenté, modifiant le champ de vue et la résolution du système. Dans le cas d'une courbure maximale du capteur, le champ de vue serait aussi à son maximum avec une résolution dégradée en bord de champ. Dans le cas d'un capteur plat, le champ de vue sera diminué avec une résolution uniforme sur toute l'image recombinaison. Pour mettre en place la courbure variable, il faut alors respecter les conditions permettant la super-résolution. Il est donc nécessaire de réaliser un décalage inférieur au pixel entre les voies à des courbures du capteur différentes. Ce décalage est de l'ordre du micromètre, dépendant du nombre de voies et de la taille du pixel d'origine. Comme les voies optiques sont indépendantes entre-elles, avec des tilts entre chacune des voies optiques, un alignement pour réaliser ce décalage sub-pixel est difficile. De plus, la courbure variable va modifier le décalage entre chaque voie. Il est alors important que les voies restent stables lors du changement de courbure. Le décalage sub-pixel étant de l'ordre du micromètre, la stabilité des voies est donc un enjeu complexe à mettre en oeuvre. Ce décalage et cette stabilité ne semblaient pas compatibles avec les équipements présents au laboratoire qui ne peuvent atteindre une telle précision pour la manipulation et la fixation des voies optiques.

En conclusion de cette partie, la complexité de mise en oeuvre de la courbure variable et la faiblesse des gains en champ de vue rendent l'étude de ce système incompatible avec le cadre du doctorat, qui spécifie un intérêt pour la courbure variable. Les systèmes multipupillaires ne seront donc pas étudiés plus en profondeur dans la suite de la thèse.

3.4 Conception optique et optimisation avec capteur courbe

L'objectif de cette partie est de réaliser la conception d'un système avec capteur courbe, ce qui correspond à la suite directe du dimensionnement optique. Les critères choisis au niveau du capteur courbe sont donc ceux fixés par la limite mécanique $S_{1\max}=200$ MPa. La focale se situe à des valeurs intermédiaires, en utilisant comme point de départ du système une lentille monocentrique, modifiée de telle sorte qu'elle puisse être combinée avec une lentille divergente pour plus de compacité. Ce travail d'optimisation se fera avec le logiciel Zemax.

3.4.1 Particularités d'optimisation avec un capteur courbe

Plusieurs problèmes se posent lors de l'optimisation d'un système avec capteur courbes du fait même de l'utilisation du logiciel. Celui-ci a en effet quelques paramètres considérés dans le cas d'un capteur plan.

Le premier paramètre du logiciel non-optimisé pour un capteur courbe est la hauteur de l'image. Il y a en effet la possibilité de fixer le champ d'un système optique grâce à un paramètre parmi plusieurs : le champ de vue, la hauteur de l'objet, la hauteur de l'image paraxiale, la hauteur de l'image réelle (selon Zemax) et l'angle théodolite. Dans le cas d'un capteur plan, la hauteur de l'image réelle correspond à la hauteur h du capteur (ou demi-taille du capteur) qui devra être utilisé par le système optique. Dans le cas du capteur courbe, cette hauteur correspond seulement à la demi-corde du capteur. Il y a donc une différence qui doit être prise en compte lors de la réalisation du système. Pour retrouver l'information sur la taille du capteur courbe, une équation est nécessaire :

$$h' = R \arcsin\left(\frac{h}{R}\right) \quad (3.4)$$

avec h' , la demi-taille du capteur courbe et R le rayon de courbure du capteur courbe. Deux cas vont se présenter selon la courbure imposée. Si la différence entre les deux hauteurs n'est pas significative, le choix d'une hauteur 'réelle' selon Zemax peut se faire. Dans le cas contraire, on utilisera l'équation (3.4) dans la fonction de mérite pour retrouver la vraie taille du capteur (la fonction arcsin peut en effet être utilisée dans une fonction de mérite).

La différence entre la hauteur des capteurs courbes qui seront utilisés et la hauteur des capteurs plans est ci-dessous calculée dans notre cas, c'est-à-dire en prenant les limites mécaniques pour un capteur de 100 micromètres d'épaisseur.

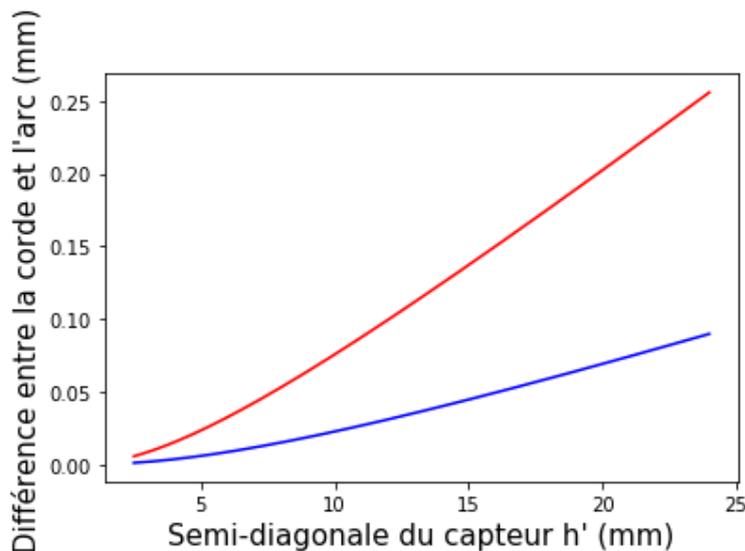


FIGURE 3.19 – Différence entre la hauteur du capteur calculé par Zemax et la semi-diagonale réelle du capteur courbe. Calcul effectué pour un capteur de 100 micromètres d'épaisseur et $S1_{max}=500$ MPa (rouge) et $S1_{max}=200$ MPa (bleu).

La différence est donc faible pour les petits capteurs à cette épaisseur. Il sera alors possible d'utiliser la définition de l'hauteur selon Zemax, en prenant garde de cette dif-

férence, pour ceux-ci. Une définition du champ par le champ de vue restera malgré tout préféré, jusqu'à ce que le capteur soit choisi.

Deux autres points sont à prendre avec précaution, deux points faisant partie de la partie analyse du logiciel Zemax. Un des points est la calcul de l'angle d'arrivée des rayons selon la hauteur du capteur. En effet, comme nous avons pu le calculer dans le chapitre 2, une différence est présente entre ces deux angles du fait même de la géométrie des capteurs courbes. Un outil de Zemax fait ce calcul mais garde comme référence un capteur plan. Cet outil montre par exemple un angle d'arrivée différent de la réalité pour le cas d'un système monocentrique, Figure 3.20. L'angle d'arrivée trouvé est calculé en fonction de la hauteur de l'image pour un système monocentrique en prenant une référence plane. Ceci est à comparer avec la réalité, où l'angle d'arrivée est nul quelle que soit la hauteur.

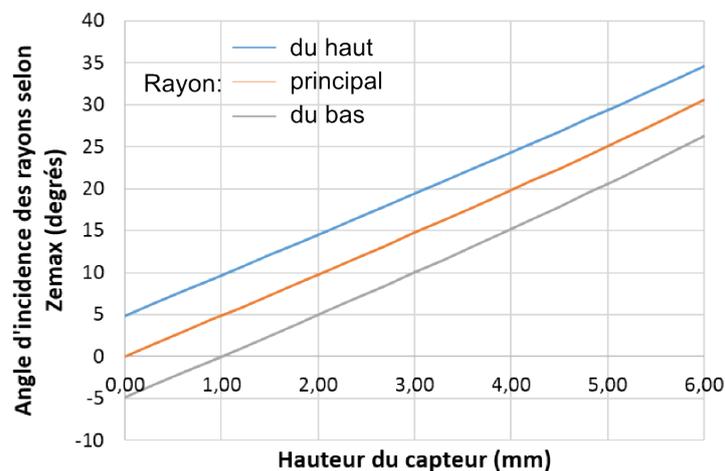


FIGURE 3.20 – Angle d'incidence des rayons sur le capteur calculé par Zemax pour un système monocentrique. En réalité, l'angle d'incidence du rayon principal pour une lentille monocentrique est de zéro degré pour tout le champ.

Malgré tout, l'opérateur "RAID" de fonction de mérite, qui calcule l'angle d'arrivée d'un rayon pour n'importe quelle surface permet de retrouver une valeur prenant en compte la courbure, mais ici pour un rayon.

Le deuxième point concerne la distorsion. En effet, comme nous avons pu le détailler au chapitre 1 et 2, la valeur de distorsion est différente avec un capteur courbe. Les calculs effectués par Zemax, pour l'opérateur de distorsion ou l'analyse de la distorsion garde la référence plane. Par exemple, le système monocentrique, qui n'a pas de distorsion par définition, a d'après Zemax une distorsion de -13% lorsque la focale est de 12 mm et la taille du capteur est de 6,2 mm. Il est alors nécessaire de refaire ce calcul, avec la formule du chapitre 2, pour retrouver la valeur correcte.

3.4.2 Optimisation à partir du point de départ

Le but de ces optimisations est de découvrir s'il est possible d'augmenter le champ de vue d'une lentille monocentrique, limitée dans son champ de vue par les limites mécaniques du capteur, à l'aide d'une architecture de type "+" -" pour garder une bonne compacité du système. Dans la partie de dimensionnement optique, nous avons conclu qu'un système de type "+" -" pourrait nous offrir les meilleures possibilités en terme de compacité, de champ de vue, cela a une focale intermédiaire comprise dans la dizaine de millimètres. Pour avoir un moyen de comparaison avec un autre système, les paramètres primaires d'une lentille monocentrique, tels que l'ouverture, la compacité, la résolution ont été choisis comme un idéal à atteindre pour le système final "+" -". En prenant comme référence les lentilles monocentriques de [13], l'ouverture idéale du système final serait de $N=2$, la compacité, décrite par le rapport taille totale/focale, d'environ $5/3$, et une résolution exprimée par une FTM de 0,5 pour 200 cycles/mm. Nous verrons par la suite si ces objectifs sont réalisables ou non, et quels sont les compromis pour les atteindre.

Le système monocentrique est une lentille de vergence positive. Il manque donc une lentille de vergence négative, située après le système monocentrique modifié, pour réaliser un système "+" -".

Le premier problème à résoudre avant d'ajouter cette lentille vient du fait que l'angle des rayons en sortie du système monocentrique est important. Une possibilité pour réduire cet angle est d'ajouter une lentille convergente qui pourra contrôler cet angle. Au contraire, si une lentille divergente est placée juste après, cet angle de sortie augmentera rendant impossible l'obtention d'un champ de vue important. Un exemple de réduction de l'angle de sortie par une lentille convergente est représenté Figure 3.21.

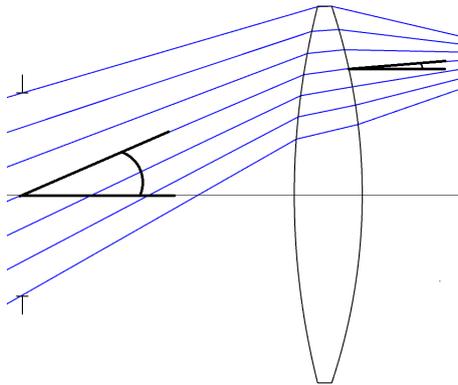


FIGURE 3.21 – Schéma d'illustration de la réduction de l'angle de sortie du rayon principal par une lentille convergente.

Des optimisations pour obtenir cette réduction de l'angle de sortie sont réalisées, en modifiant pas à pas les rayons de courbure et épaisseurs des lentilles, en limitant la taille totale du système et en essayant d'obtenir une augmentation du champ de vue avec une

courbure compatible. Le diaphragme est toujours positionné au centre de la première lentille, qui du fait des optimisations n'est plus monocentrique. Si le choix avait été de le déplacer entre les deux lentilles, le système serait devenu un système symétrique, ce qui est bien sûr contraire à ce qui est voulu.

Suite à cela, des optimisations ont pu être réalisées pour ajouter une lentille divergente. Celle-ci aura au contraire pour effet d'augmenter l'angle de sortie des rayons. Les rayons sortant de la lentille divergente avec cet angle vont arriver sur le capteur avec un angle similaire. L'angle d'incidence sur le capteur sera en partie compensé par la courbure du capteur, comme décrit dans le chapitre 2, mais il sera tout de même nécessaire de limiter cet angle dans la fonction de mérite. Au final, un exemple de design possible est montré Figure 3.22. Différentes modifications de la lentille monocentrique ont pu être réalisées. Dans les cas de notre exemple, le premier élément est ici un triplet. D'autres systèmes optiques ont pu être conçus avec un doublet de lentille en entrée, mais dans les deux cas, cet élément, de vergence globale positive sera composé d'un groupe positif (les deux premières lentilles pour le triplet, la première pour le doublet), et d'une lentille négative, noté respectivement (+ + -), les parenthèses désignant le groupe collé et (+ -). La lentille négative a pour effet de réduire l'aberration sphérique du groupe.

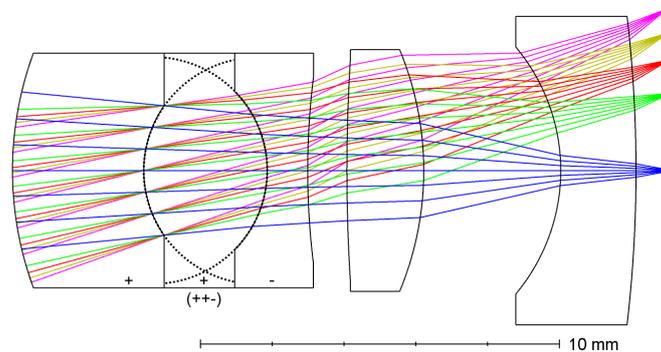


FIGURE 3.22 – Système optique intermédiaire possédant deux blocs de vergence positive et un bloc de vergence négative. La lentille centrale du triplet est ici difficile à réaliser du fait de la courbure importante de ses surfaces.

Plusieurs points ont fait que ce type de combinaison n'a pas été retenue. Ce système a en effet une lentille centrale au niveau du triplet qui n'est pas réalisable si le triplet possède un diamètre constant. Comme présent sur la Figure 3.22, les rayons de courbure sont trop élevées pour la lentille centrale du triplet, les deux surfaces se croisant avant le bord de celui-ci. De plus, ce système a des paramètres éloignés en terme d'ouverture ($N=2,8$ au lieu de $N=2$) et de résolution (une FTM de 0,4 à 200 cycles/mm au centre). Pour avoir un meilleur triplet d'entrée et de meilleurs performances, il est alors nécessaire d'ajouter une lentille convergente entre la lentille de contrôle d'angle et la lentille divergente. Des optimisations ont pu être effectuées donnant comme résultat le système final suivant, représenté Figure 3.23. Ce système sera appelé par la suite "système fabriqué".

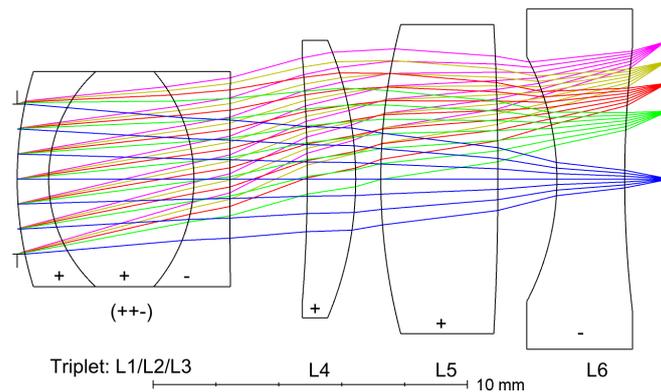


FIGURE 3.23 – Système optique final de longueur focale 12,5mm. Les trois premiers blocs sont de vergence positive et le dernier de vergence négative.

D'une focale de 12,5 mm, ce système de 6 lentilles a une taille totale d'environ 20,76 mm (soit moins de $5/3$ de la focale), et une ouverture de 2,6. La FTM moyenne pour tout le champ à 200 cycles par mm est d'environ 0,5. Le champ de vue final est d'environ de 40 degrés, avec un capteur de format 1/1,8" courbé à un rayon de courbure de 65 mm en concave. En comparaison avec les limites mécaniques de ce capteur, une marge de quelques millimètres a été choisie entre la limite mécanique à $S_{1max}=200$ MPa qui est de 61 mm. À cette courbure, l'angle inscrit par le capteur est d'environ 7,84 degrés, ce qui fait une multiplication par 5 du champ de vue par rapport à la lentille monocentrique qui a le même capteur. Au final, avec ce champ de vue, un seul paramètre n'a pas été atteint qui est l'ouverture. Plus précisément, il est dit non-atteint car pour des ouvertures plus élevées, du vignettage apparaît, et les performances optiques baissent. Le vignettage apparaît lorsque certains rayons ne peuvent passer une surface optique. Une des surfaces problématiques est la première surface du ménisque L4. Pour ne pas avoir de vignettage sur cette surface, le ménisque doit être placé près du triplet. Enfin c'est le triplet lui-même qui bloque certains rayons, notamment la dernière surface, comme montré Figure 3.24, avec $N=2$.

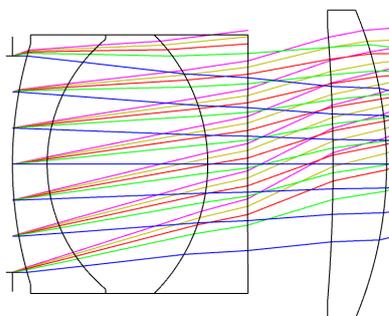


FIGURE 3.24 – Vignettage apparaissant lorsque le nombre d'ouverture est $N=2$. Les rayons en bords de champ sont déviés et ne focalisent pas sur le capteur.

Les prochaines parties seront utilisées pour analyser ce système avec plus de précision.

3.4.2.1 Analyse du système réalisé : à l'infini

L'analyse des performances se fera notamment avec l'aide des courbes FTM moyennes selon le champ, présentées Figure 3.25.

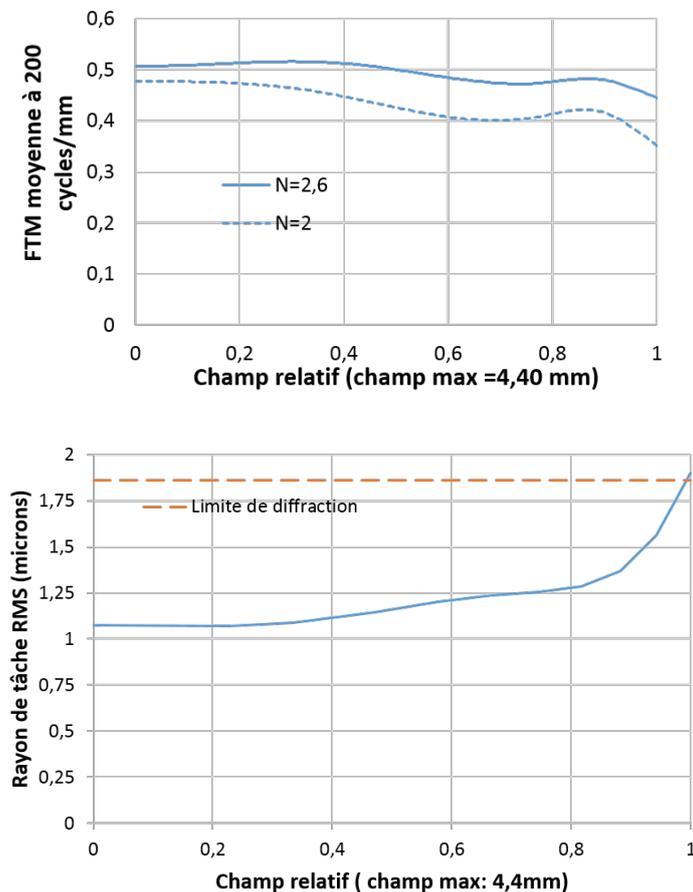


FIGURE 3.25 – Performances optiques : FTM par rapport au champ (haut) et le rayon de tâche RMS par rapport au champ (bas)

Comme indiqué dans la section précédente, la FTM à 200 cycles par mm est d'environ 0,5, ce qui correspond à notre critère, et cela sur quasiment tout le champ. Après 90% du champ, ces performances vont s'amoinrir, jusqu'à atteindre une FTM de 0,445 en bord de champ. Cette chute de performance s'observe mieux avec la taille de la tâche image. En effet, sur ce graphe, le rayon de la tâche image RMS (*Root Mean Square* pour moyenne quadratique) passe de 1,25 micromètres à 1,9 micromètres entre 90% du champ et 100%.

Lorsque l'ouverture du système est de $N=2$, les performances optiques vont légèrement décroître. En bord du champ, la chute en FTM est de 0,1. Cette baisse de performance reste donc mesurée.

Enfin, pour ce qui concerne l'éclairement relatif du système, celui-ci a été calculé pour les deux ouvertures et est présenté Figure 3.26.

À une ouverture de $N=2,6$, le système a une baisse de l'éclairement de 15% entre

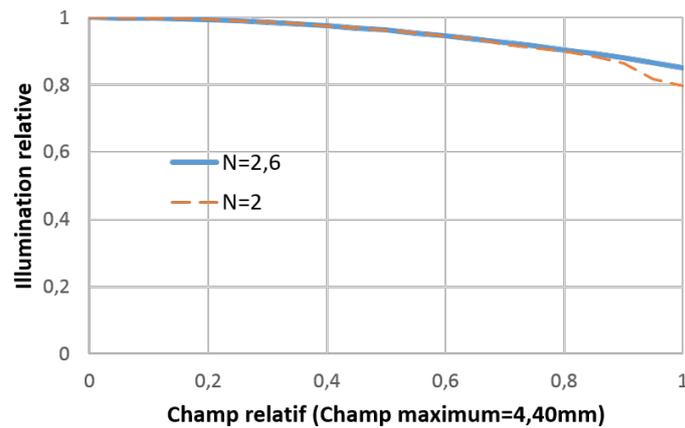


FIGURE 3.26 – Eclairage relatif du système optique final pour deux ouvertures différentes : $N=2,6$ et $N=2$. Dans le cas où $N=2$, une baisse de 5% de l'éclairage est constatée, due au vignettage .

le centre et le bord du champ. C'est une baisse qui reste donc assez limitée. Lorsque l'ouverture est de $N=2$, une part de vignettage apparaît à 90% du champ qui contribue à faire baisser l'éclairage. L'éclairage est alors baissée de 20% par rapport au centre.

3.4.2.2 Analyse du système réalisé : aberrations à l'infini

Pour étudier les aberrations du système, on se propose d'étudier les aberrations sous forme de somme de Seidel, comme décrite dans le chapitre 2.

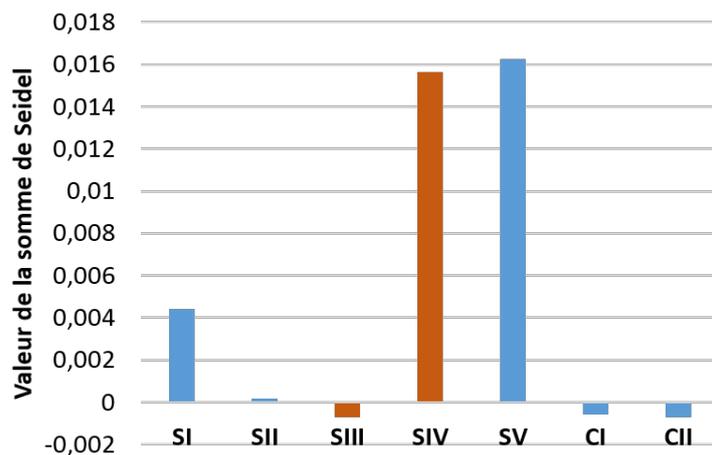


FIGURE 3.27 – Diagramme des aberrations de quatrième ordre exprimées sous la forme de somme de Seidel du système final.

La Figure 3.27 montre la valeur des différentes aberrations. L'aberration sphérique SI, la coma SII et les aberrations chromatiques CI et CII, montrent des valeurs faibles voir très faibles comme pour la coma. Cela fait sens au vu des performances optiques. Pour ce qui concerne l'astigmatisme, la courbure de champ et la distorsion, une étude plus approfondie est à réaliser, puisqu'elles sont liées à la courbure du capteur.

On peut remarquer que la somme de Seidel pour la distorsion est importante, mais cette valeur est à comparer avec le double de l'invariant de Lagrange, pour en connaître le pourcentage. Avec un invariant de Lagrange de 0,846, cela donne un pourcentage de distorsion d'environ 0,96% selon Seidel. Zemax par l'intermédiaire de l'outil '*Grid Distortion*' va calculer la distorsion en prenant seulement les valeurs de X et Y où il y a l'intersection des rayons avec la surface image, sans tenir compte du Z. Au final, la valeur avec cet outil est de 2,27% . En prenant comme référence la distorsion par arc, décrite au chapitre 2, la valeur tenant compte de la courbure donne 0,79 % de distorsion. On observe bien une légère baisse de la distorsion par rapport à celle avec un capteur plan (selon Seidel).

SIII et SIV, correspondant à l'astigmatisme et Petzval sont à l'infini très différentes en valeur. En effet, SIII est négative avec pour valeur 0,000720 alors que la somme pour Petzval SIV est de 0,015615 soit plus de 20 fois plus grand. Pour connaître le rayon de courbure de Petzval, il suffit de diviser le carré de l'invariant de Lagrange par SIV. On trouve alors un rayon de courbure de Petzval de -45,85 mm, soit 20 mm de moins que la courbure du capteur optimisé. En reprenant la formule du rayon de courbure idéal, prenant en compte la courbure de champ et l'astigmatisme, cette valeur de rayon change pour -50,51 mm. Plusieurs remarques sont à faire. La première est que le rayon de courbure "idéal" est clairement différent du rayon de courbure observé. Cela peut simplement s'expliquer : les aberrations d'ordre supérieur ont pris une part importante à la courbure. Pour vérifier cela, on peut utiliser l'équation de l'aberration de courbure de champ au sixième ordre, explicitée dans le chapitre 2 :

$$W_{420} = \frac{3}{16} \frac{H^4}{A^2} c^3 \delta \left(\frac{1}{n} \right) = -\frac{3}{16} \frac{H^2}{A^2} c^2 S_4 \quad (3.5)$$

Après calcul de cette aberration, on trouve pour ce système $W_{420} = -0,000748$. En étant du même ordre que l'astigmatisme, cette aberration montre son importance dans la courbure de la surface image. En étant négative, cela explique la courbure observée plus faible par rapport à la courbure idéale à l'ordre 3. L'équation (3.5) nous donne d'autres indications. Sous sa deuxième écriture, tenant compte de S_4 , l'équation montre que l'aberration sera toujours de signe opposé à l'aberration de Petzval, les autres termes étant positifs. De plus, une aberration S_4 élevée aura tendance à augmenter W_{420} sauf dans les cas où l'invariant de réfraction A a aussi une valeur élevée, ce qui n'est le cas ici, A étant toujours inférieur à H en valeur absolue. Enfin, ces aberrations vont évoluer avec la distance de objet, ce qui sera explicité au chapitre suivant pour la courbure

3.4.2.3 Analyse du système réalisé : évolution de la courbure du capteur

Comme nous avons pu le détailler au cours du chapitre 2, la courbure de la surface image idéale varie en fonction de la distance, liée notamment à l'évolution de la courbure de champ et de l'astigmatisme. Pour rappel, l'équation d'évolution de la courbure idéale

en fonction de u_0 s'écrit :

$$c(u_0) = -\frac{n(2SIII + SIV)}{H^2} = -2c_{III}(u_0) - P \quad (3.6)$$

avec :

$$c_{III}(u_0) = a_0 + a_1u_0 + a_2u_0^2 \quad (3.7)$$

a_0, a_1 et a_2 sont des coefficients qui sont indépendants de la distance de l'objet et u_0 :

$$u_0 = \frac{-h_1}{z + f - p} \quad (3.8)$$

$z + f - p$ désigne la distance à la première lentille et h_1 la hauteur du diaphragme. On peut en effet utiliser l'équation (3.8) car le diaphragme se situe dans notre cas en première position.

On a alors pour ce qui concerne la courbure due à l'astigmatisme :

$$c_{III}(u_0) = -0,0010 + 0,3674u_0 - 2,9671u_0^2 \quad (3.9)$$

Le maximum de cette courbe se trouve lorsque $u_0 = 0,0619$, c'est-à-dire lorsque la distance à la première surface est de 38 mm.

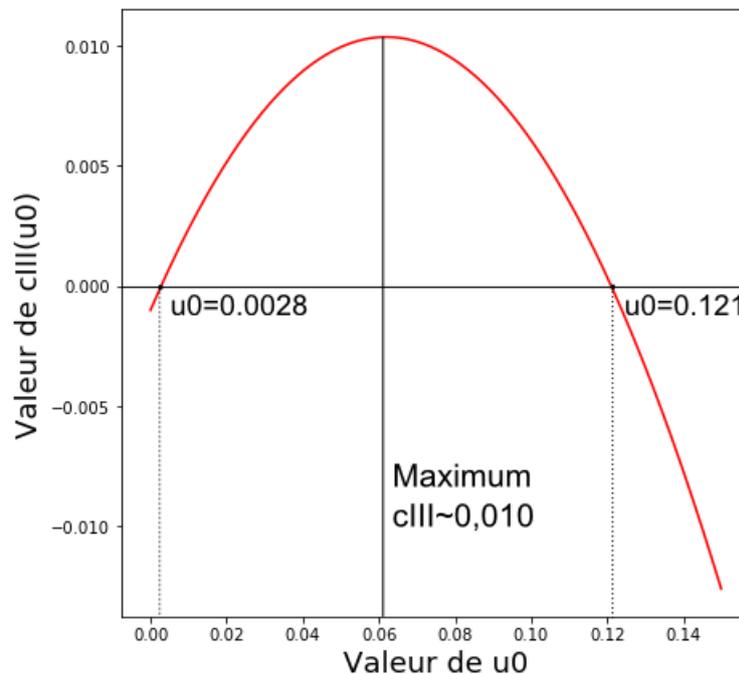


FIGURE 3.28 – Courbure $c_{III}(u_0)$ exprimant l'évolution de l'astigmatisme en fonction de l'angle u_0 . u_0 est du même ordre de grandeur que l'inverse de la distance à la première lentille.

L'équation (3.9) est représentée Figure 3.28 de l'infini jusqu'au plan focal, situé à 15,7 mm de la première lentille. L'amplitude de courbure astigmatique est assez importante

mais elle reste assez faible pour la plupart des distances lointaines. À 0,02, la première graduation après 0, correspond à une distance de 120 mm.

Enfin la valeur d'astigmatisme est donc nulle à deux distances, pour $u_0=0.0028$ et $u_0=0.1210$, respectivement $D=859$ mm et $D=19.87$ mm. En ajoutant la courbure de Petzval, il est alors possible de décrire le rayon de courbure en fonction de la distance à la première lentille, ce qui donne la Figure 3.29.

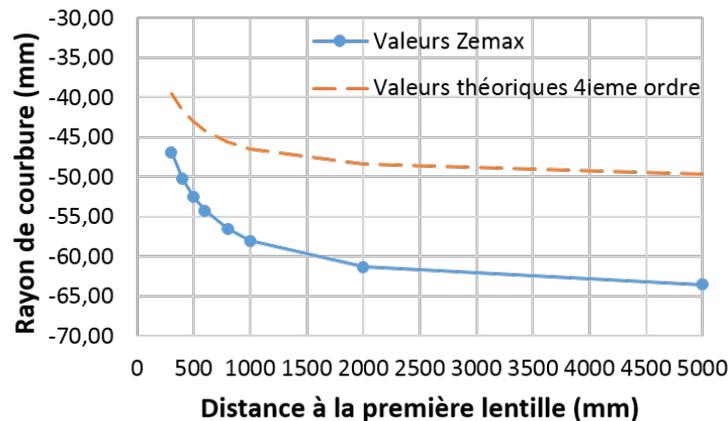


FIGURE 3.29 – Évolution du rayon de courbure théorique au quatrième ordre et calculé par Zemax en fonction de la distance à la première lentille.

Comme expliqué dans la partie précédente, une large part de la courbure est due à des aberrations d'ordres supérieurs. Pour prendre en compte leurs effets, la courbure optimale a été calculée par Zemax grâce à des tracés de rayons à différentes distances. La courbe résultante a été tracée Figure 3.29 à côté des valeurs théoriques au quatrième ordre. La courbe théorique au quatrième ordre a une allure générale qui correspond à la valeur de courbure calculée par Zemax. En faisant la différence entre les valeurs Zemax et les valeurs théoriques, on peut alors calculer l'ajout en rayon de courbure imputé aux aberrations d'ordre supérieur, tracé Figure 3.30.

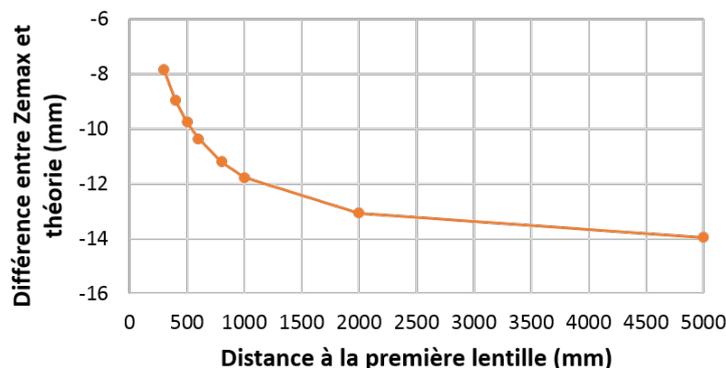


FIGURE 3.30 – Évolution de la différence entre les valeurs théoriques et les valeurs calculées par Zemax en fonction de la distance.

Cette différence montre que les aberrations d'ordres supérieurs se réduisent à l'approche du plan focal pour les distances considérées.

Enfin on peut tracer la contribution de chaque type d'aberration (quatrième ordre et autres) à l'évolution de la courbure en prenant comme référence la courbure à l'infini, tracée Figure 3.31.

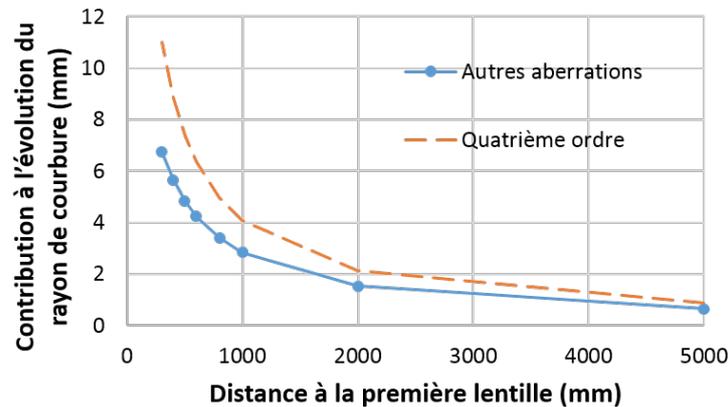


FIGURE 3.31 – Contribution des aberrations au changement du rayon de courbure en fonction de la distance à la première lentille.

La contribution des aberrations du quatrième ordre dans l'évolution de la courbure est donc toujours supérieure à celles d'ordres supérieurs. L'analyse de l'évolution de la courbure nous montre donc qu'en tout, le rayon de courbure pour ce système va diminuer de 17,73 mm entre l'infini et 300 mm, ce qui est une évolution considérable du point de vue mécanique et optique. D'un point de vue mécanique, la courbure à l'infini au-dessus de la courbe $S_{1max}=200$ MPa va se rapprocher de la courbe $S_{1max}=500$ MPa lorsque l'épaisseur est de 100 micromètres, ce qui peut entraîner des difficultés dans la réalisation d'un tel capteur. Certains détails liés à la caractérisation de ces capteurs seront explicités dans le chapitre 4. D'un point de vue optique, si le capteur CMOS possède une courbure variable, suivant parfaitement la courbure optimale, les performances optiques vont pouvoir se maintenir quelle que soit la distance de l'objet. Par exemple, pour une distance objet de 1000 mm, où la courbure du capteur et le tirage optique ont été optimisés pour trouver une courbure du capteur de 58 mm environ (voir Figure 3.29), la FTM a pu être tracée Figure 3.32.

Les performances sont sensiblement les mêmes qu'à l'infini pour 80% du champ, avec une FTM moyenne d'environ 0,5. Mais contrairement au cas où l'objet est à l'infini, les performances vont chuter. Pourtant l'astigmatisme du quatrième ordre a chuté entre l'infini et 1000 mm, avec un astigmatisme nul à 859 mm (voir 3.28). Cela peut s'expliquer par la quantité d'astigmatisme d'ordre supérieur qui augmente. Lorsque le capteur a une courbure constante, typiquement la courbure présente à l'infini, les performances optiques en FTM vont diminuer dans le champ plus rapidement. Pour ce type de système, il est

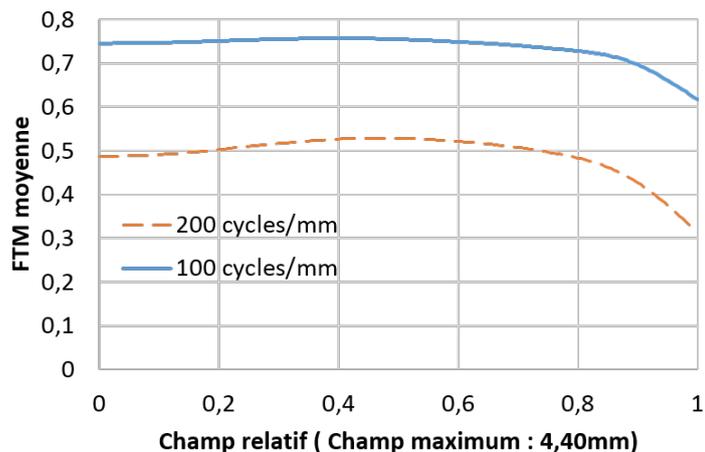


FIGURE 3.32 – Évolution de la FTM en fonction du champ pour une courbure optimisée et une distance objet de 1000 mm.

donc préférable d'utiliser un système optique possédant un capteur à courbure variable pour éviter une telle chute en performance.

En conclusion, le système présenté dans cette partie possède une architecture atypique "+ -", qui procure compacité et un champ de vue d'environ 40° . Cela correspond à une multiplication par 5 de l'angle inscrit du capteur qui est de 7,84 degrés. L'étude de la courbure a montré une variabilité de celle-ci en fonction de la distance, nécessitant l'utilisation d'une courbure variable du capteur pour éviter des chutes de performances. Ce système qui a été choisi pour la fabrication sera alors caractérisé dans le chapitre 4.

3.4.3 Autres designs possibles avec cette architecture

Dans la section précédente, le système fabriqué a été analysé optiquement. D'autres systèmes possédant la même architecture optique ont pu être conçus, couvrant un large spectre de caractéristiques. Des optimisations avec un paramètre différent par rapport au système fabriqué sont présentées dans les parties suivantes.

3.4.3.1 Focale différente

L'architecture "+ -" a été déclinée à plusieurs focales, tout en gardant comme critère la limite mécanique de $S1_{max}=200$ MPa, les critères de résolution (FTM de 0,5 à 200 cycles/mm), d'ouverture, de compacité et les critères de faisabilité des lentilles. Un exemple de conception optique pour une focale de 6,1 mm est présenté Figure 3.33. Ce système est aussi composé de 6 lentilles, d'une ouverture de 2,6, et d'une FTM de 0,5 à 200 cycles/mm. La compacité est par contre légèrement supérieure au rapport 5/3 entre la taille totale et la focale puisque celle-ci est de 10,9 mm (le rapport 5/3 donnerait une taille totale de 10,16mm). Au final, c'est un champ de vue diagonale de 54 degrés qui a

pu être atteint avec un capteur $1/3''$ pour une courbure de 55,5 mm.

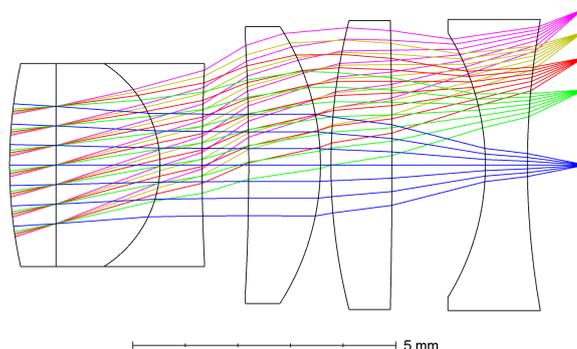


FIGURE 3.33 – Système optique d'une focale de 6,1 mm pour un champ de vue de 54 degrés et un capteur $1/3''$ de 55,5 mm de rayon de courbure.

Plusieurs spécificités du système sont à remarquer. La distorsion pour ce système est plus élevée que pour un système de focale 12 mm. Elle atteint 2,4% ce qui est plus de 3 fois plus que pour une focale de 12 mm. De plus, le diaphragme n'est pas positionné au même endroit. Il se trouve au milieu du triplet, à la manière d'une lentille monocentrique. Cela permet un meilleur contrôle de l'angle d'incidence du rayon principal sur le capteur, qui augmente lorsque le champ de vue augmente. Cela demanderait lors de la fabrication de couper les bords inutiles de la deuxième lentille. Malgré cela, l'angle d'incidence du rayon principal par rapport à la normale du capteur en bord de champ est de 28 degrés. En conclusion, il est possible de réaliser la même architecture "+ -" à des focales différentes et cela en utilisant la même limite $S1_{max}=200$ MPa. Les autres critères tels que la résolution, la compacité ont été atteints, avec une baisse en résolution pour une ouverture de $N=2$.

3.4.3.2 Ouverture plus grande

Dans cette partie, l'architecture "+ -" a été déclinée pour offrir une meilleure ouverture. En effet, dans les deux dernières parties, le seul critère qui n'a pas été atteint sans vignettage et baisse de performances est l'ouverture. Le passage de la lumière problématique, évoqué plus haut, est situé entre le triplet et la lentille L4 qui suit. Pour éviter ce problème, il est nécessaire de rapprocher ces deux lentilles et d'avoir les bonnes épaisseurs de lentille. Le champ de vue à une résolution donnée est par contre réduit. Un exemple pour avoir un système avec une ouverture de $N=1,8$ est présenté Figure 3.34. Pour atteindre la même résolution que le système fabriqué, le champ de vue atteint n'est que de 31 degrés, pour une focale de 12,1 mm. Le rapport taille totale et focale est d'environ cinq tiers avec une taille totale de 20,75 mm. Et le capteur courbé à 55 mm est en format $1/2,8''$.

Dans ce cas, un doublet est utilisé et un ménisque est placé directement après celui-ci. La largeur du doublet va augmenter à chaque fois que l'ouverture va augmenter, rendant

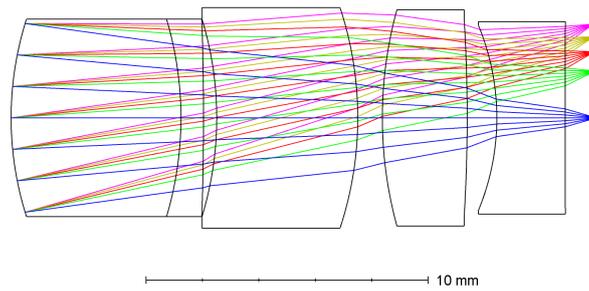


FIGURE 3.34 – Système optique de focale 12,1 mm avec un nombre d'ouverture de $N=1,8$, avec un capteur $1/2,8''$ de 55 mm de rayon de courbure.

difficile l'association ouverture et champ de vue. La position du diaphragme n'est donc pas adapté pour les très grandes ouvertures si elles doivent être associées à un champ de vue important.

3.4.3.3 Courbure et champ de vue

Différents systèmes présentant une architecture "+ -" ont pu être réalisés avec un champ de vue plus important pour une même focale. Comme indiqué dans la partie sur le dimensionnement optique, un plus grand champ de vue va limiter les possibilités de design du fait de la courbure de Petzval plus faible liée aux limites mécaniques choisies. Au contraire, en utilisant une courbure de Petzval plus forte, en changeant la limite mécanique à $S1_{max}=500$ MPa ou en diminuant l'épaisseur du capteur, les possibilités vont augmenter, et un système avec un grand champ de vue sera possible. En passant à un capteur de format $2/3''$ avec un rayon de courbure de 35 mm pour la même focale que le système fabriqué, le champ de vue va passer de 40 degrés à 50 degrés. Le système ne possède que 5 lentilles avec une taille totale de 20,55 mm. La FTM au centre est de 0,5 à 200 cycles/mm.

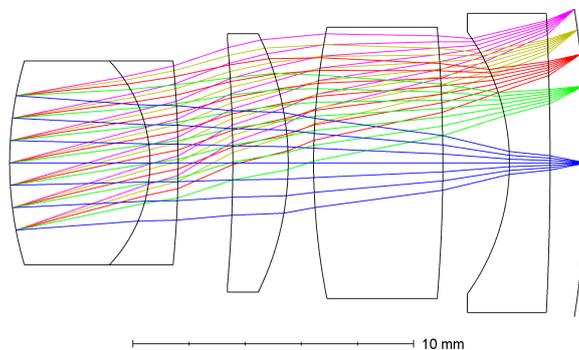


FIGURE 3.35 – Système optique de 12,5 mm de longueur focale avec un champ de vue de 50 degrés. Le rayon de courbure du capteur est de 35 mm.

Ainsi cela montre bien la possibilité de réaliser des systèmes optiques avec un plus grand champ de vue avec des capteurs plus courbes en gardant la même compacité et la même résolution.

3.4.3.4 Courbure et compacité

Atteindre une compacité plus élevée pour un système optique est un problème difficile à résoudre si l'on veut garder le même champ de vue et la même résolution. Pour cela la première partie du système doit avoir une vergence positive plus élevée et/ou la deuxième partie du système doit avoir une vergence négative plus élevée. Le fait d'avoir un capteur plus courbé va permettre de réduire la vergence d'un ou des deux groupes et ainsi d'atteindre une meilleure résolution. Le système présenté Figure 3.36 atteint alors

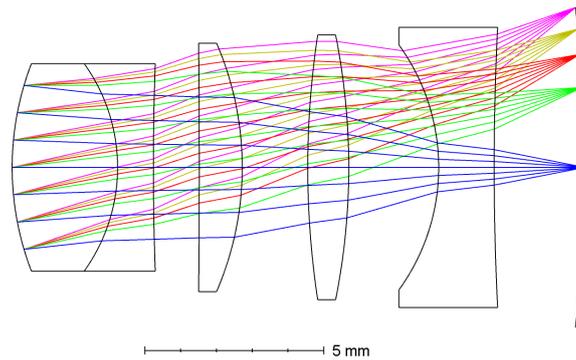


FIGURE 3.36 – Système optique de 12 mm de focale avec une taille totale de 16 mm. Le rayon de courbure du capteur est de 40 mm.

une taille totale de 16 mm pour une focale de 12 mm soit un rapport $4/3$ entre les deux. Le capteur courbe est de format $1/1,8''$ pour un rayon de courbure de 40 mm. L'ouverture est alors de 2,6 sans vignettage pour le même champ de vue que le système fabriqué pour une FTM d'environ 0,3-0,4 à 200 cycles par mm. Pour arriver à cette compacité, un doublet a été utilisé, le triplet étant souvent trop volumineux. Les épaisseurs minimales de lentilles ont été réduites à 800 micromètres au centre et 500 micromètres sur les bords, les contraintes étant fortes sur ces paramètres au moment de l'optimisation. Il est donc possible d'atteindre des compacités meilleures avec un capteur courbe, avec seulement une légère chute en FTM.

3.4.3.5 Courbure fixe en fonction de la distance

Dans cette partie, une étude pour avoir un système optique possédant une courbure ne dépendant pas ou peu de la distance de l'objet est réalisé. Pour réaliser un tel système, la méthode suivante est appliquée. Au lieu d'optimiser le système pour une seule distance objet, plusieurs distances sont définies comme étant les distances d'optimisation du système. Pour cela, le mode multi-configuration est utilisé avec pour chaque configuration la distance finie de l'objet et le tirage différents. La méthode est appliquée sur le système fabriqué, pour pouvoir comparer les évolutions de la courbure, en utilisant comme distance 20000 mm et 500 mm. Le résultat est le suivant avec la Figure 3.37.

Ce système a un astigmatisme très faible et négatif à l'infini, comme pour le système

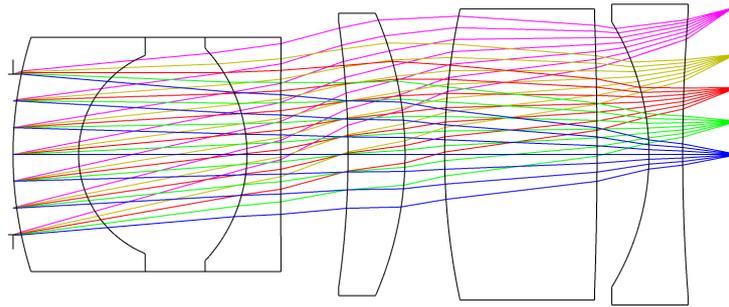


FIGURE 3.37 – Système optique de 12 mm de focale avec une courbure stable entre 500 mm et 20000 mm.

de départ. En calculant l'évolution de la courbure de l'astigmatisme, l'équation (3.10) est trouvée :

$$c_{III}(u_0) = -0,0006 + 0,1191u_0 - 2,1877u_0^2 \quad (3.10)$$

Pour comparaison avec l'évolution de la courbure du système fabriqué, les deux courbes sont tracées Figure 3.38.

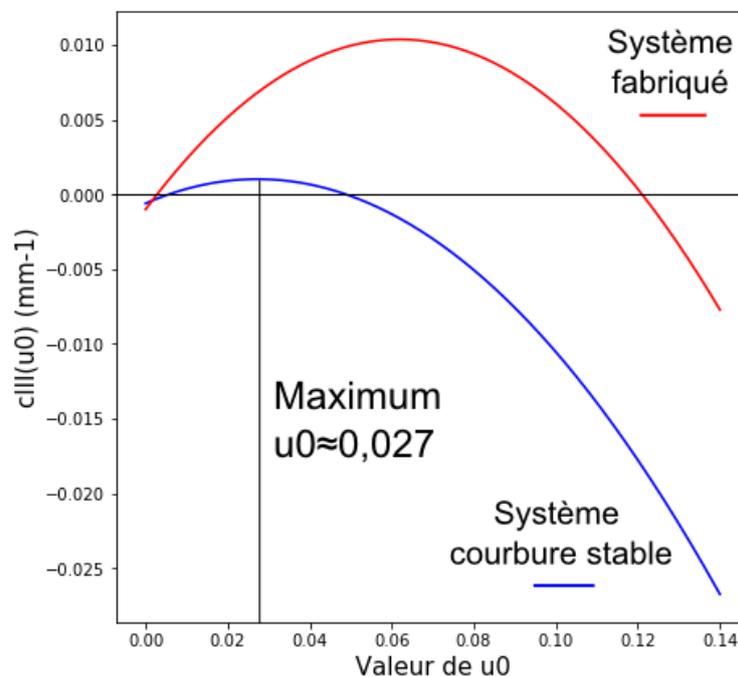


FIGURE 3.38 – Évolution de $c_{III}(u_0)$ en fonction de la valeur de u_0 pour le système avec une courbure stabilisée et le système fabriqué.

Les deux courbes ayant environ la même valeur de a_2 et de a_0 , c'est donc ici la position du maximum qui est différente et non l'évolution totale du système. Le maximum se situe en effet à $u_{0max} = 0,0272$ et prend une valeur d'environ 0,001 soit dix fois plus petit que pour l'ancien système. Les valeurs de meilleurs rayons de courbure peuvent alors être

tracées en fonction de u_0 , présenté Figure 3.39 :

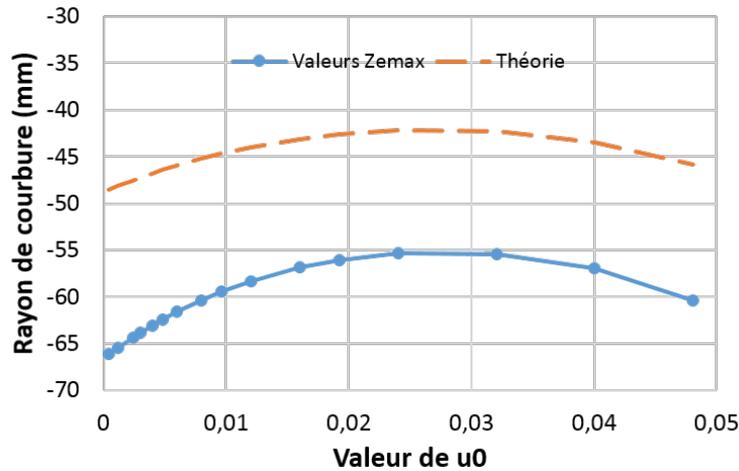


FIGURE 3.39 – Évolution du rayon de courbure en fonction de la valeur de u_0 pour le système avec une courbure stable, avec peu de changements selon la distance.

On notera que la courbure calculée par Zemax est différente de la théorie au quatrième ordre comme pour le système fabriqué : les aberrations d'ordre supérieur vont augmenter la courbure de la surface image. De plus, l'allure générale des deux courbes semblent la même. De même que dans la partie 1.4.2.3, la courbe de contribution au rayon de courbure est représentée Figure 3.40.

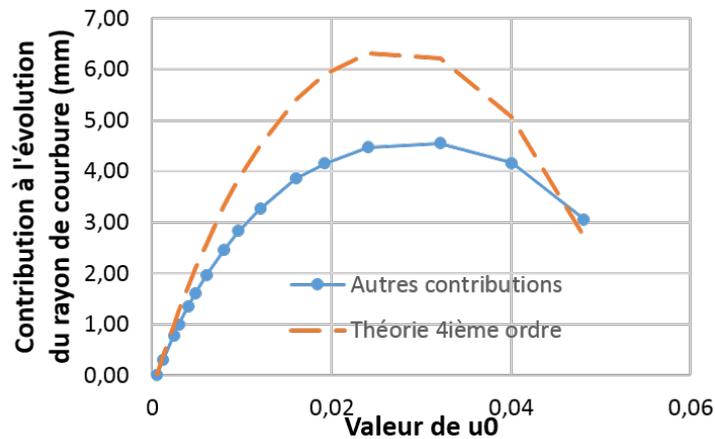


FIGURE 3.40 – Contributions à l'évolution du rayon de courbure en fonction de u_0 .

L'évolution des autres contributions semble donc suivre la contribution de l'astigmatisme, marquant le lien entre les deux contributions. L'astigmatisme du quatrième ordre est supérieur aux autres contributions sauf ici pour $u_0 = 0,0481$ ou $D=50$ mm. La différence entre les deux courbes est moins importante que dans le cas du système fabriqué.

En conclusion, pour ce système qui a été optimisé pour deux distances 500 mm et 20000 mm, la courbure de la surface image évolue plus lentement, avec une différence de

moins de 4 mm de rayon de courbure entre ces deux distances. Nous verrons au moment de l'étape de tolérancement ce que cela implique en terme de performances. De plus, la valeur de a_2 reste toujours importante ce qui marque le fait que la courbure ne peut être stable seulement sur un intervalle de distance. Pour une stabilité de la courbure, c'est donc plutôt la position du maximum d'astigmatisme qui permet de connaître la stabilité du système. Pour un intervalle de distance plus important, l'utilisation d'un capteur avec une courbure variable montre alors son utilité.

3.4.4 Comparaison avec une optique du commerce

Dans le but de comparer le système fabriqué avec une optique de commerce, une recherche de système équivalent a été effectuée. Un système où les données en performance étaient disponibles a été choisi. C'est le système 63779 de Edmund Optics [20]. Ce système a d'après le fabricant une focale de 12 mm, un format de capteur maximum de 2/3", une ouverture maximale de 1,8, et une FTM de 0,5 à 200 cycles/mm au centre (ouverture de 2,8, distance de l'objet $D=2000$ mm). Ce système composé de 10 lentilles en 6 éléments a une taille totale de 59 mm. La demande du design optique a été effectuée auprès du fabricant qui a envoyé une version cryptée du système. Le système s'avère alors avoir une focale de 11,7 mm avec un diaphragme en milieu de design. Les résultats en performance optique sont alors disponibles avec cette version, mais pas la forme des lentilles. Figure 3.41 montre l'évolution des performances en fonction du champ pour les deux systèmes, le commercial et le nôtre, pour une ouverture de 2,8 avec un objet à l'infini.

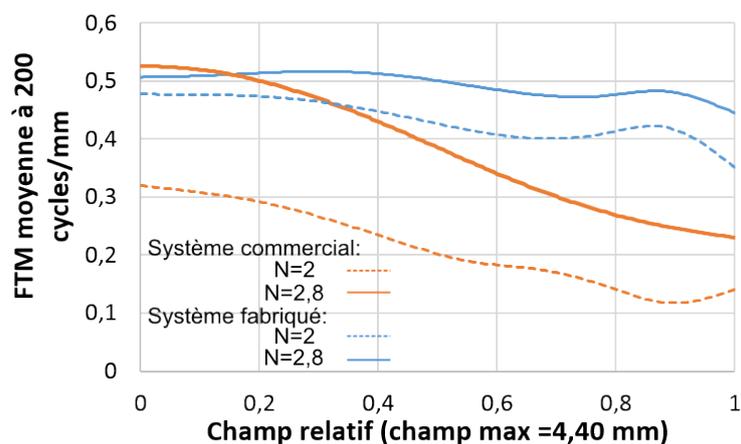


FIGURE 3.41 – Comparaison entre les FTM du système commercial et du système fabriqué à l'infini.

Le système commercial a donc une FTM moins homogène en fonction du champ. De plus, pour $N=2$, le système commercial a une large perte en performance qui est contenue à 0,1 en FTM pour le système avec capteur courbe. Au final, le système commercial a une FTM moins élevée pour une même ouverture sur un même champ. Mais la comparaison

est limitée du fait que ce système est compatible avec des capteurs plus grands, soit ici un champ de vue de 10° en plus. Ce n'est pas négligeable dans la réalisation de l'optique. Mais comme nous avons pu le voir avec un système avec un capteur plus courbe, le champ de vue peut être augmenté, en gardant la même compacité que le système fabriqué. Le système présenté dans la partie 1.4.3.3 sur la courbure et le champ montre qu'il est possible de réaliser un système avec un capteur $2/3''$ avec les mêmes performances que le système fabriqué. Pour cela, le rayon de courbure doit passer de 65 mm à 35 mm.

Pour ce qui concerne les paramètres opto-mécaniques, le système commercial a donc une taille totale quasiment triplée ce qui montre la compacité obtenue avec une telle architecture. La compacité recherchée est donc bien démontrée ici. En conclusion, le design fabriqué offre en comparaison avec un système du commerce une meilleure qualité optique, et cela tout en ayant une bien meilleure compacité.

3.5 Tolérancement et capteur courbe

L'étape de tolérancement suit directement l'étape de d'évaluation du système. Cette étape consiste à évaluer les performances du système lorsque chacun des paramètres du système prend une valeur réelle ou non-idéale, c'est-à-dire qui est autour de la valeur demandée.

3.5.1 Profondeur de foyer

En l'absence de dégradations d'image, comme avec les aberrations, les équations de conjugaison nous indiquent qu'un point de la scène va être parfaitement imagé en un point de la surface image. En s'éloignant devant et derrière ces points optimaux, un intervalle où l'image reste nette peut être décrit, dépendant de critères associés. Ces deux intervalles sont la profondeur de champ, qui est la zone de netteté dans l'espace objet, et la profondeur de foyer, qui est la zone de netteté dans l'espace image. Un des critères possibles est de considérer cette zone de netteté par rapport au pixel : un défaut de mise au point est acceptable tant que la tâche image est de taille inférieure ou égale à la taille du pixel. Selon Ray [17], le calcul donne la profondeur de foyer Δz suivante :

$$\Delta z = 2T_{pixel}N(1 + m) \approx 2T_{pixel}N \quad (3.11)$$

Avec T_{pixel} la taille du pixel, et m le grandissement transversal. La Figure 3.42 montre cette relation.

L'approximation est réalisée pour un grandissement m petit, c'est à dire pour des distances objet éloignées. Si le critère est de considérer la zone de netteté par rapport à la limite de diffraction, alors cette équation devient :

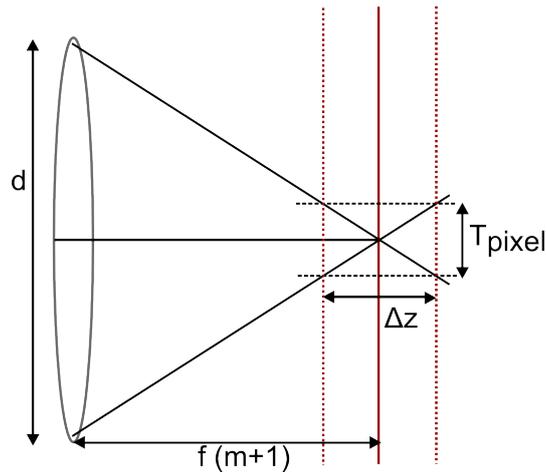


FIGURE 3.42 – Définition de la profondeur de foyer en fonction de la taille du pixel.

$$\Delta z = \lambda N^2 \quad (3.12)$$

Par notre système, l'équation (3.11) sera utilisée du fait que notre système final ne sera pas à la limite de diffraction. Ces équations donnent aussi des informations sur les défauts de réalisation du capteur, puisque la netteté de l'image ne sera pas changée tant que ces défauts se trouvent dans la profondeur de foyer.

3.5.2 Ajout de nouvelles tolérances liées au capteur courbe

Le capteur courbe est, tout comme les lentilles du système, un élément dont les paramètres physiques vont s'approcher de leur valeur idéale. De nouveaux paramètres liés à l'utilisation d'un capteur vont apparaître dans l'étude de tolérancement. De la même manière qu'une courbure de dioptrie peut avoir un impact sur la qualité image, la courbure du capteur peut aussi avoir un impact. Un calcul théorique du défocus lié à un changement de courbure est réalisé (3.13).

$$\Delta z = \frac{\partial z}{\partial R} \Delta R \approx -\frac{h^2}{2R^2} \Delta R \quad (3.13)$$

h étant la hauteur de la surface image (sa semi-corde), R le rayon de courbure d'origine, schématisé Figure 3.43.

Dans ce chapitre, on a vu que la différence entre la hauteur de la corde et la taille de l'arc est faible. On peut donc utiliser cette taille de l'arc, ou diagonale du capteur pour calculer la différence de position en z sur les bords du capteur. La Figure 3.44 montre l'évolution du défocus pour un rayon de courbure différent de 5 mm en fonction de la diagonale du capteur.

Ainsi, pour $S1_{max}=200$ MPa, cette différence augmente avec la taille du capteur pour atteindre une soixantaine de micromètres pour les capteurs les plus grands. Pour

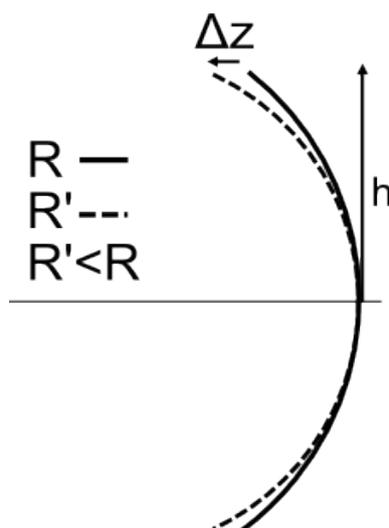


FIGURE 3.43 – Différence de position en z entre deux capteurs courbes de rayon différent.

$S1_{max}=500$ MPa, le défocus peut atteindre plus de 160 micromètres. On rappelle qu'ici c'est la diagonale de la puce et non de la zone optique du capteur qui est prise. Ces valeurs sont donc légèrement diminuées.

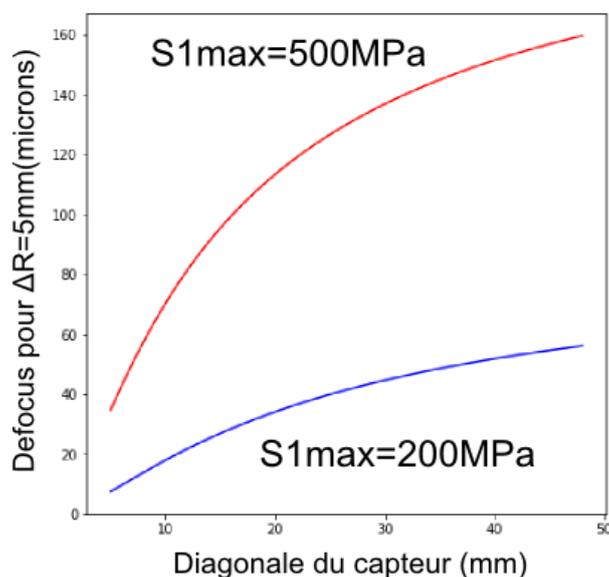


FIGURE 3.44 – Évolution du defocus en fonction de la diagonale du capteur d'une épaisseur de 100 micromètres pour une différence de rayon de 5 mm.

Ce défocus a bien la même signification que l'équation de profondeur de foyer (3.11) en changeant le tirage du capteur entier, comme on peut le voir sur la Figure 3.44.

Ainsi, la valeur de défocus pour 5 mm de changement de rayon de courbure a un effet négligeable sur la qualité de l'image, jusqu'à une certaine taille de pixel, ou une certaine ouverture. La différence de courbure maximale peut alors s'exprimer en fonction de la taille du pixel et de son ouverture.

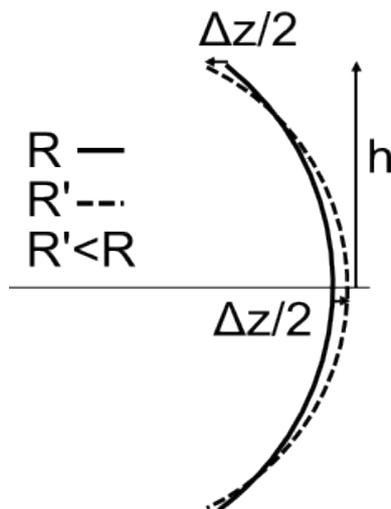


FIGURE 3.45 – Différence de position en z entre deux capteurs courbes de rayon différent en se plaçant à un tirage idéal.

$$\Delta R = \frac{4R^2}{h^2} T_{pixel} N \quad (3.14)$$

La tolérance en rayon de courbure maximale va donc être plus faible pour des rayons de courbure plus petits ou des tailles de capteur plus grandes. De même que le changement de rayon de courbure, le décentrage ou le tilt du capteur par rapport à la position idéale sont importants dans l'étude de tolérancement. Un exemple de décentrement est explicité avec la Figure 3.46

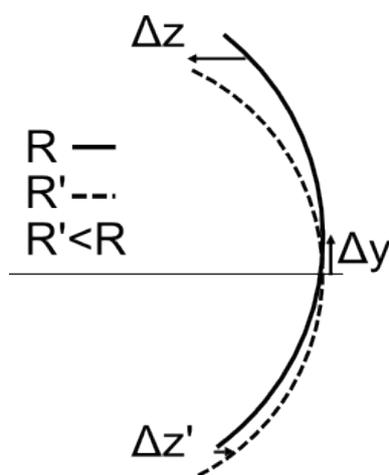


FIGURE 3.46 – Différence de position en z entre deux capteurs courbes de rayon différent avec un décentrement en y .

Ils seront étudiés avec l'exemple du système optimisé 3.5.4.

3.5.3 Choix du capteur

Tout au long de ce chapitre, le choix du capteur de format 1/1,8" a été donné sans être explicité. Il n'était pas en effet possible de deviner à l'avance le champ du système optique, puisque c'était la valeur inconnue, à étendre au maximum. Différentes solutions optiques ont été présentées avec un capteur situé entre les formats 1/3" et 2/3". J'ai donc mené une étude de marché pour pouvoir acheter des capteurs à ces formats. Dans le cahier des charges, un des points critiques était de pouvoir les acheter en plaques (*wafer*), pour pouvoir effectuer la mise en courbure ensuite. Cette obligation a entraînée une réduction forte dans le choix. Au final, deux formats ont pu être trouvés, avec des formats 1/1,8" et 2/3". Pour des raisons budgétaires, c'est le capteur de format 1/1,8" qui a été choisi.

C'est donc des capteurs FSI (pour *Front Side Illuminated sensor*) qui ont été commandés, le Sapphire 1,3M de e2v, composés de 1280*1024 pixels de 5,3 micromètres en version noir et blanc. Ce capteur peut être utilisé soit en lecture globale (*Global shutter*), soit en lecture ligne par ligne (*Rolling shutter*).

3.5.4 Tolérance du système optimisé

Une étude de tolérancement du système fabriqué présenté dans les parties précédentes a donc été effectuée. Pour cela, on peut prendre en compte les valeurs habituelles de tolérancement au niveau du système optique, en prenant comme critère le rayon RMS de la tâche image pour 5 champs. J'ai alors considéré des décentrement, des tilts pour les lentilles, un tilt pour les surfaces, des irrégularités de surfaces, des changements de rayon de courbure pour les dioptries, des changements d'épaisseurs entre chacune des surfaces, et des changements en indice et en nombre d'Abbe pour les verres. Les déviations envisagées pour ces systèmes sont indiquées sur le tableau 3.1. Dans un premier temps, la considération des paramètres liés au capteur n'est pas effectuée.

	Rayon de courbure	Verre		Irrégularités	Surface Tilt(°)	Epaisseur (mm)
		Indice	Nbr. Abbe			
L1 S1/S2	± 5 Franges	± 0,0003	±1%	0,4 Franges	± 0,05	± 0,05
L2 S2/S3	± 5 Franges	± 0,0003	±1%	0,4 Franges	± 0,05	± 0,05
L3 S3/S4	± 5 Franges	± 0,0003	±1%	0,4 Franges	± 0,05	± 0,05
L4 S5/S6	± 5 Franges	± 0,001	±1%	0,4 Franges	± 0,05	± 0,1
L5 S7/S8	± 5 Franges	± 0,001	±1%	0,4 Franges	± 0,05	± 0,1
L6 S9/S10	± 5 Franges	± 0,001	±1%	0,4 Franges	± 0,05	± 0,1

TABLE 3.1 – Tolérances autorisées pour chacune des lentilles (L) et surfaces (S).

Le calcul pour les changements de rayon de courbure a pu être calculé en millimètres et en nombre de franges. La valeur standard donnée par le fabricant étant d'environ 4 ou

	Element	
	Tilt (°)	Décentrement (μm)
Triplet	$\pm 0,15$	± 25
L4	$\pm 0,15$	± 25
L5	$\pm 0,15$	± 25
L6	$\pm 0,15$	± 25

TABLE 3.2 – Tolérances autorisées pour chacun des éléments.

5 franges, les calculs ont été effectués sur cette base, en utilisant comme formule :

$$N_{franges} = \frac{h^2}{\lambda R^2} \Delta R \quad (3.15)$$

Pour ce qui concerne les déviations d'indice et de nombre d'Abbe, celles-ci ont été prises par rapport aux valeurs données par le fabricant, en version standard.

Pour ce qui concerne les valeurs d'irrégularité de surface, j'ai considéré 0,4 frange, ce qui était standard pour le fabricant.

Pour les tilts en surface, j'ai pris une valeur de 0,05 degrés, standard pour le fabricant. Il ne faut tenir compte d'un décentrement au niveau des surfaces puisque celui-ci est pris en compte avec le décentrement des éléments.

Un élément est une lentille ou un groupe de lentille collée. Le système fabriqué est donc composé de 4 éléments, le triplet et les 3 lentilles simples. Les déviations données correspondent aux valeurs estimées pour l'assemblage.

Enfin un paramètre de compensation est utilisé. Ce paramètre est le tirage qui va être optimisé pour compenser en partie les pertes de performance. On observe alors que ce sont les décentrement et tilt des éléments qui limitent le plus les performances du système, surtout au niveau du triplet. Les capacités en centrage et positionnement des lentilles étant limitées au sein du laboratoire, de meilleures performances semblent difficilement atteignables. Tout le détail d'alignement sera précisé dans le paragraphe sur la réalisation du système.

Une analyse Monte-Carlo est ensuite réalisée. Cette analyse consiste à faire varier tous les paramètres dans les limites de tolérances selon une distribution normale. 500 systèmes différents ont été modélisés avec cette méthode, donnant comme résultats le diagramme Figure 3.47.

La moyenne des rayons RMS de tâche image est associée au nombre de systèmes compris entre la valeur RMS précédente et la valeur RMS suivante. Sans tenir compte du capteur, le taux de 90% de système est atteint pour un rayon RMS de la tâche image de $R=2,64$ micromètres. Cette valeur est à comparer avec la taille des pixels du capteur qui est 5,3 micromètres. La taille de la tâche image étant légèrement inférieur (5,28 micromètres)

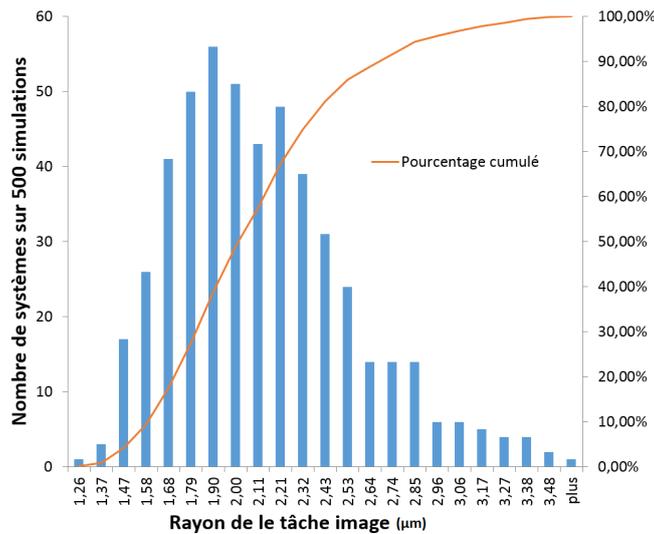


FIGURE 3.47 – Distribution du nombre de systèmes de l’analyse Monte-Carlo selon la taille du spot RMS.

à la taille du pixel (5,3 micromètres), on peut donc s’attendre à de bonnes performances dans ces conditions.

Ensuite les paramètres liés à la courbure du capteur sont introduits dans une seconde simulation. Les déviations sont les mêmes pour ce qui concerne le système optique. En reprenant l’équation (3.14), le changement de courbure acceptable est d’environ 9 à 11 mm selon l’ouverture utilisée. Un facteur deux est à associer à ce chiffre afin de prendre en compte les aberrations. Ainsi il est considéré dans une nouvelle simulation un changement du rayon de courbure de 5 mm au maximum et des décentrages et des tilts de respectivement 50 micromètres et 0,05 degrés . De ces trois paramètres, c’est finalement le changement en courbure qui a le plus fort impact.

Une analyse de Monte-Carlo est réalisée en prenant en compte ces derniers paramètres et est représentée Figure 3.48.

Finalement une différence est à noter entre les deux analyses, avec un taux de 90% de systèmes passant de 2,64 micromètres à 2,74 micromètres. De plus, pour les systèmes au-delà du seuil de 90%, le rayon est largement supérieur à l’analyse sans considérations du capteur. Le système a donc des performances légèrement dégradées par rapport à un système avec un capteur parfaitement centré et courbé. Pour avoir plus de précision sur les performances du système lorsqu’il y a un décentrage ou un tilt du capteur, j’ai effectué des analyses de Monte-Carlo uniquement avec ces deux perturbations sur le capteur.

Les Figures 3.49 et 3.50 montrent cette incidence sur le capteur dans le cas de tilt ou de décentrage inférieur à 500 micromètres. Ainsi pour le décentrage seul, on peut observer une augmentation du diamètre RMS de la tâche image de 1 micromètre pour une tolérance en décentrage de 250 micromètres. Pour le tilt, cette augmentation est plus rapide avec un changement du diamètre de 1 micromètre à 100 micromètres de tilt.

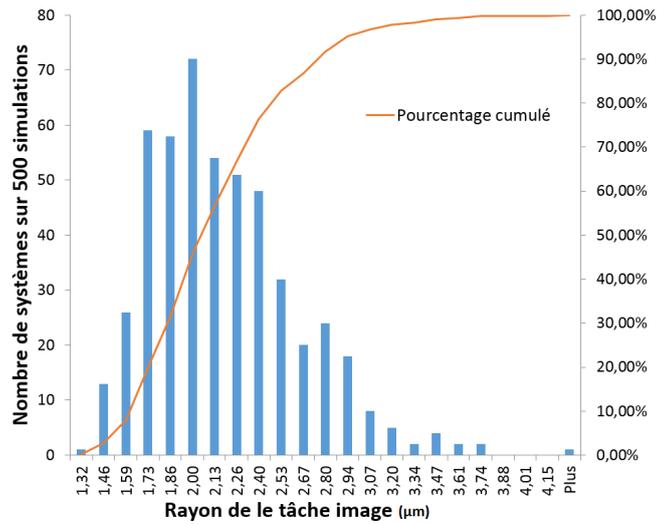


FIGURE 3.48 – Distribution du nombre de systèmes de l'analyse Monte-Carlo selon la taille du spot RMS en considérant les paramètres capteurs.

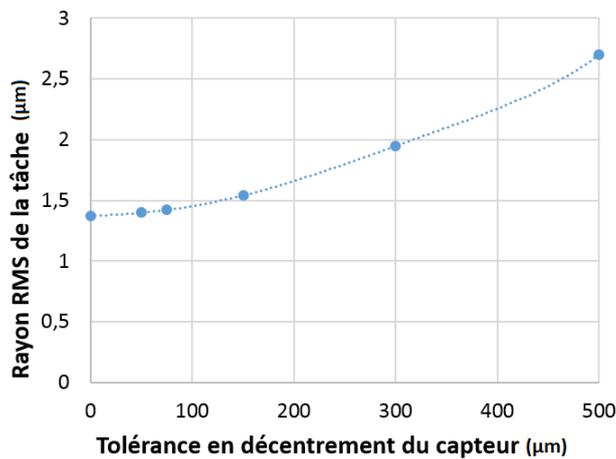


FIGURE 3.49 – Distribution du nombre de systèmes de l'analyse Monte-Carlo selon la taille du spot RMS en considérant un décentrement.

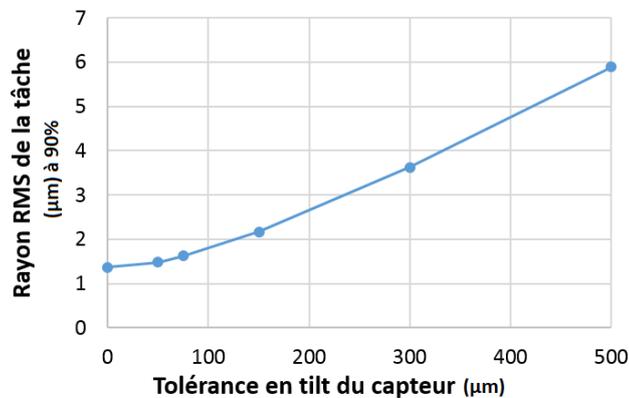


FIGURE 3.50 – Distribution du nombre de systèmes de l'analyse Monte-Carlo selon la taille du spot RMS en considérant un tilt.

Ces courbes montrent que dans les deux cas, le décentrement et le tilt du capteur doivent être pris en compte avec une certaine précision. Le tilt a une plus grande importance sur les performances du capteur.

3.5.5 Conclusion sur la conception

Les systèmes optiques à capteur courbes apportent donc des changements au niveau des considérations lors de la conception d'un système optique. Lors de cette étude, le choix a été de profiter des gains théoriques de performance, compacité et de champ de vue liés à la courbure. Ces trois paramètres ont pu être atteints pour le système choisi et un lien fort entre champ de vue et courbure a pu être mis en évidence. Le problème de courbure a aussi des répercussions sur les tolérances du système. Pour le système fabriqué, des différences de performances ont été mises en évidence si l'on tient ou non compte de la courbure du capteur lors du tolérancement.

3.6 Fabrication de l'objectif

Dans cette partie, c'est le système choisi qui est fabriqué. Les étapes de la fabrication des capteurs courbes jusqu'à l'assemblage final du système sont décrites.

3.6.1 Réalisation des capteurs courbes

3.6.1.1 Procédés de courbure

Au cours de ma thèse, le capteur e2v n'a pas été le seul capteur sur lequel la courbure a été développée. En effet, le projet développé par le post-doctorant et le doctorant sur des fisheye (Yann Gaeremynck et Wilfried Jahn) demandait la réalisation de capteurs courbes en format full-frame. Pour cela, l'étude de la courbure de capteurs a débuté sur des capteurs CMOSIS CMV20000 en format 24 mm*32 mm. Les premiers projets liés à la courbure des détecteurs visibles ont débuté avec l'étude menée par le post-doctorant. Le fisheye développé par lui, nécessitait la réalisation d'un capteur à courbure variable. Pour créer une variabilité dans la courbure des capteurs, la collaboration entre le LETI et le LAM a pu s'inspirer des miroirs à courbure variable, déjà utilisés dans l'astronomie. Le miroir à courbure variable (VCM pour Variable Curvature Mirror) est un miroir qui est composé d'une fine membrane circulaire, attachée au support par un collet. En appliquant une force au centre de la membrane et perpendiculairement à celle-ci, le miroir se déforme et le rayon de courbure change. La Figure 3.51 montre un exemple de VCM.

Un processus a été développé pour réaliser cette courbure variable. Elle consiste à amincir un capteur CMOS, et à le coller sur le VCM. Les propriétés mécaniques et thermiques de la colle ont été optimisées pour une déformation sphérique du capteur, de

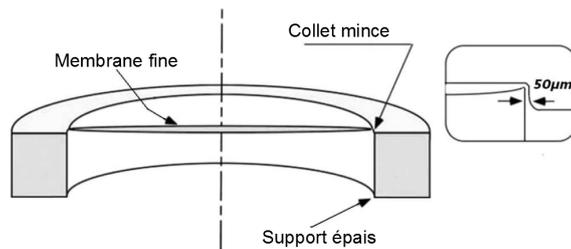


FIGURE 3.51 – a) Description du fonctionnement d'un VCM [19]

200 mm de rayon de courbure à l'infini (plan) lorsque la force est appliquée. Le prototype réalisé, présenté Figure 3.52, est fonctionnel et ne présente pas des caractéristiques électro-optique différentes d'un capteur plan.

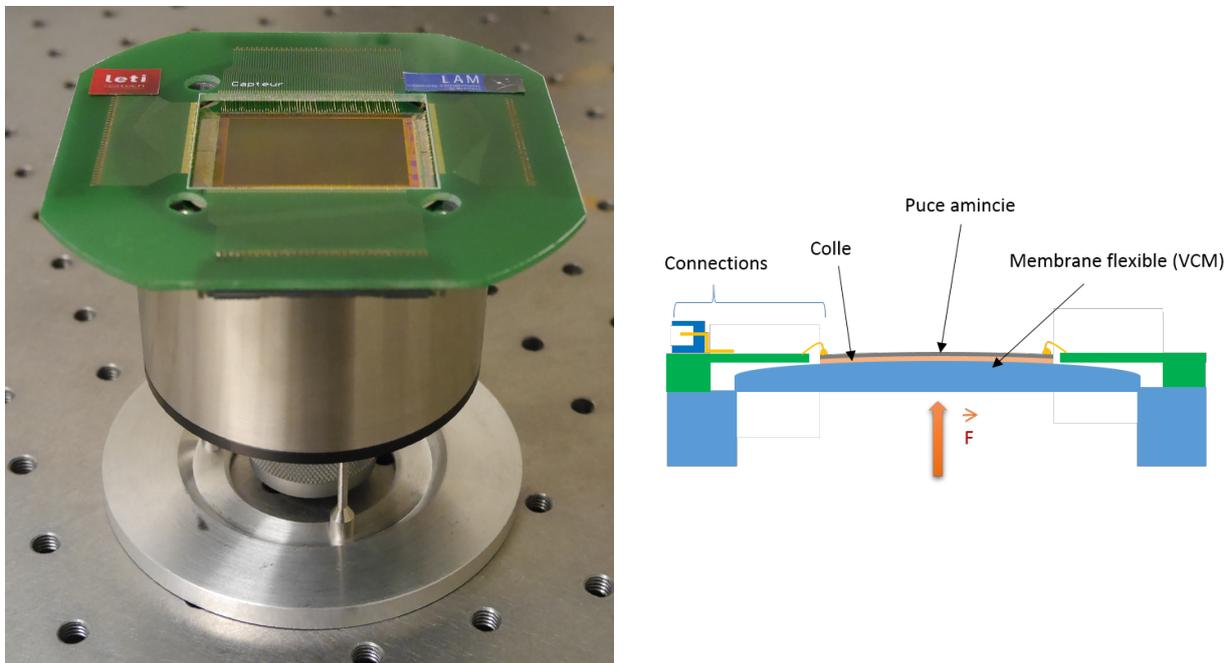


FIGURE 3.52 – Gauche) Photo du montage d'un capteur à courbure variable ; Droite) Schéma de description du montage du capteur à courbure variable.

Un nouveau procédé a ensuite été mis au point pour réaliser des capteurs à courbure fixe. Pour réaliser celui-ci, trois étapes principales doivent être réalisées pour courber des puces à l'origine planes. Ces trois étapes sont résumées sur la Figure 3.53.

Une plaque, composée de plusieurs puces CMOS, est amincie grâce à un polissage mécano-chimique. Chacune des puces de la plaque amincie est découpée. Le procédé de mise en courbure a ensuite été utilisé sur ces puces. Il consiste à coller la puce sur un substrat courbe afin qu'elle suive la forme de ce substrat. Ce procédé n'est pas discuté plus précisément dans ce manuscrit. Enfin, la puce courbée est intégrée dans son boîtier en céramique d'origine et les connexions sont réalisées par le biais de câblage filaire (*wire-bonding*).

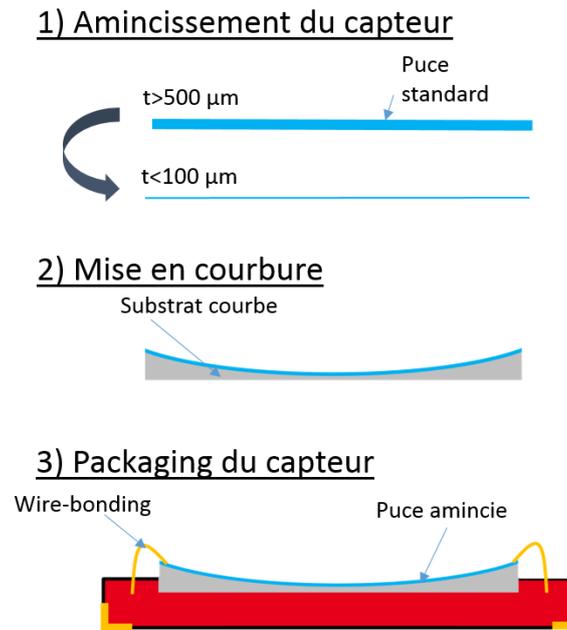


FIGURE 3.53 – Trois étapes de réalisation d'un capteur courbe.

Au final, avec ce procédé, plusieurs capteurs courbes ont pu être réalisés en 2017. La courbure adressée était comprise entre 150 mm et 170 mm de rayon de courbure concave, et de 280 mm de rayon de courbure convexe. De la même façon, les performances électro-optiques de ces capteurs sont proches d'un capteur plan. Ces points seront rediscutés dans le chapitre 4 sur la caractérisation des capteurs.

Grâce à ces démonstrations, il a donc été démontré que la réalisation de capteurs courbes, qu'ils soient à courbure variable ou non, est possible et a des performances électro-optiques équivalentes aux capteurs plans.

3.6.1.2 Réalisation des capteurs courbes e2v

Dans une partie précédente, le choix du capteur a été décrit pour finalement arriver au capteur 1/1,8" d'e2v. Comme décrit dans ce chapitre, la courbure de la surface image du système optique choisi pour la fabrication évolue en fonction de la distance de la scène. C'est donc cet aspect spécifique du système qui doit être caractérisé et une courbure variable est donc nécessaire. Le choix a été d'abord de réaliser plusieurs capteurs à courbure fixe, dont les rayons de courbure correspondraient aux rayons de la surface image idéale à des distances connues. La comparaison de ces distances idéales avec les distances mesurées permettraient bien d'étudier la courbure image du système optique après fabrication. Les étapes de fabrication de ces capteurs sont discutées ci-dessous.

Trois plaques de 200 mm, composés chacun de 445 puces, ont été commandées. Sur ces 445 puces, seulement certaines sont considérées comme fonctionnelles ou non-défectueuses, passant ce chiffre à environ 350 puces. Pour les premières réalisations, une des trois plaques

a été utilisée, comportant 329 puces valides. Le processus de courbure décrit ci-dessus a été utilisé pour réaliser plusieurs capteurs courbes. J'ai pu accompagner chacune de ces étapes du procédé de fabrication. La Figure 3.54 montre le résultat final du capteur courbe intégré sur la carte électronique de lecture.



FIGURE 3.54 – Puce courbe réalisé au CEA sur sa carte électronique e2v.

La courbure du capteur n'est pas très visible à ces dimensions pour cette prise de vue. La Figure 3.55 montre avec plus de détails cette courbure.

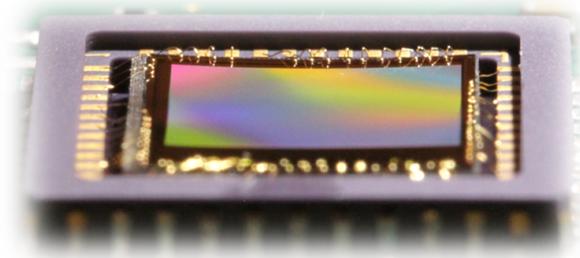


FIGURE 3.55 – Capteur courbé à 65 mm de rayon de courbure.

Au final, il a été possible de réaliser trois capteurs courbes fonctionnels utilisant respectivement une cale courbe de 65 mm et 55mm. Les caractérisations de ces capteurs seront réalisées dans le chapitre 4. Elles seront effectuées selon deux axes, mécanique et électro-optique. La partie mécanique permettra de déterminer si le capteur a une forme conforme aux attentes de tolérancement. La partie électro-optique déterminera l'impact de la courbure au sein du capteur sur l'image formée.

3.6.2 Caractérisation des optiques

Plusieurs demandes auprès de différents fabricants ont été réalisées. Sur les trois demandes qui ont été acceptées, les deux françaises ont été préférées pour des raisons de praticité. Finalement après visite des deux sites de fabrication, 2 lots de lentilles ont été

fabriqués par OPA-Opticad, une société de fabrication de lentilles située près de Paris. Les deux lots de lentilles ont été reçus au CEA, dont les lentilles sont présentées pour un lot Figure 3.56.

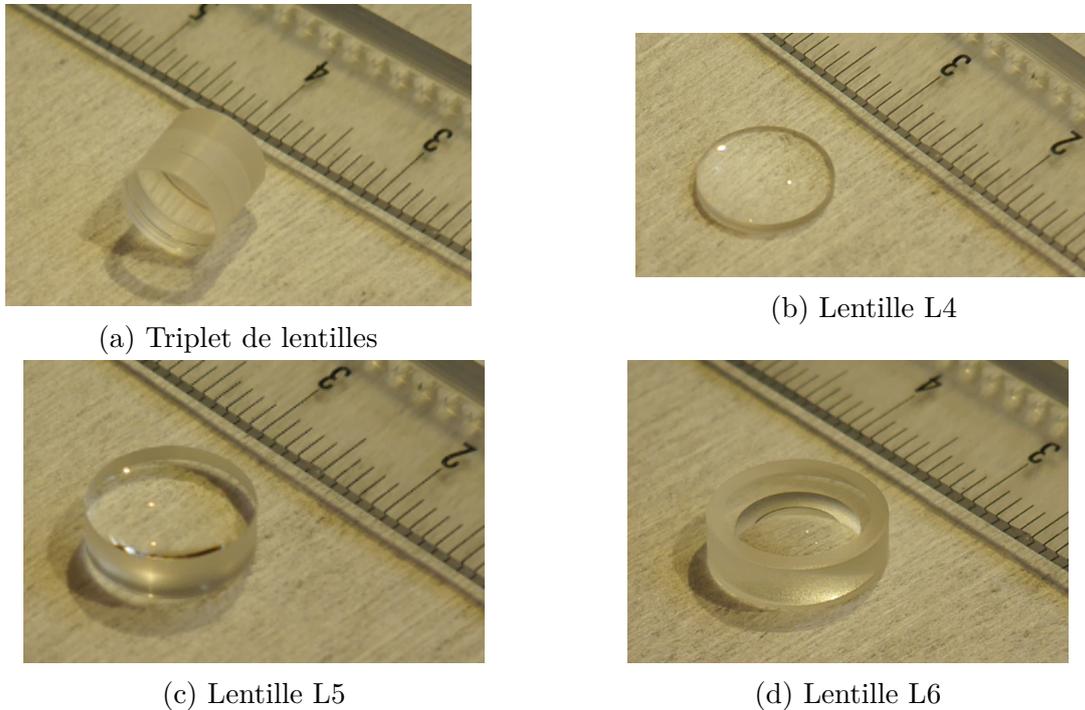


FIGURE 3.56 – Premier lot de lentilles composé d'un triplet et de trois lentilles simples.

J'ai donc voulu réaliser une caractérisation des lentilles pour savoir si elles étaient conformes au cahier des charges transmis à l'entreprise et aux valeurs mesurées par l'entreprise. Plusieurs paramètres ont été mesurés. Pour le diamètre des lentilles, j'ai utilisé un pied à coulisse précis à 1 micromètre près. Pour le rayon de courbure des surfaces de lentilles, j'ai utilisé la technique du "cat's eye". Cette technique, décrite dans [21], a été réalisée avec un interféromètre de Fizeau.

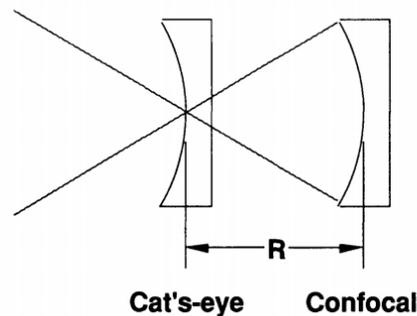


FIGURE 3.57 – Mesure du rayon de courbure par différence de position de la lentille à des points particuliers, le point confocal et le point cat's eye.

En utilisant un interféromètre de Fizeau produisant un front d'onde convergent, deux points sont aisément observables, qui sont le point confocal et le point cat's eye. Lorsque

le faisceau converge sur la surface de la lentille, les franges de Newton s'annulent, c'est le point cat's eye. Lorsque le faisceau converge sur le centre de courbure de la lentille, les franges de Newton s'annulent aussi. Le rayon de courbure étant la différence entre ces deux distances, il suffit alors de mesurer cette distance. Le matériel à disposition était donc l'interféromètre, plusieurs calibres de focalisation, d'ouverture F/1.5, F/3 et F/6, et d'un support 5 axes pour maintenir chaque lentille. Pour chaque lentille, le processus était le même. La lentille est placée sur la monture 5 axes sur un banc dont le positionnement est précis à ± 5 micromètres. On effectue d'abord un alignement de la lentille avec l'interféromètre qui consiste à centrer les franges au point confocal et au point cat's eye. Lorsque cette procédure est effectuée, on peut réaliser la mesure du rayon de courbure en effectuant la différence entre les deux positions, le point confocal et cat's eye. La précision des mesures est alors limitée par la précision du banc.

Les résultats sont indiqués dans les tableaux 3.3, 3.4.

Lot 1	Rayon théorique (mm)	Rayon entreprise (mm)	Rayon mesuré (mm)	Tolérance (mm)	
L1 S1	11,800	11,799	11,805	$\pm 0,03596$	ok
L1 S2	4,720	4,714		$\pm 9,0 E-3$	ok
L2 S2	4,720	4,721		$\pm 9,0 E-3$	ok
L2 S3	-5,300	5,309		$\pm 9,25 E-3$	ok
L3 S3	-5,300	5,307		$\pm 9,25 E-3$	ok
L3 S4	303,700	314,40		$\pm 23,82$	ok
L4 S5	-49,350	49,564	49,565	$\pm 0,5336$	ok
L4 S6	-11,520	11,527	11,520	$\pm 0,0256$	ok
L5 S7	19,645	19,631	19,625	$\pm 0,0676$	ok
L5 S8	-93,500	94,37	93,345	$\pm 1,5314$	ok
L6 S9	-8,490	8,502	8,505	$\pm 0,0150$	ok
L6 S10	36,356	36,257	36,260	$\pm 0,2210$	ok

TABLE 3.3 – Valeurs des rayons de courbure des surfaces des différentes lentilles (L=lentille, S=Surface), théorique, mesuré par l'entreprise, mesuré au LAM (± 5 microns).

Lot 1	Diamètre théorique (mm)	Diamètre mesuré (mm)	
Triplet	6,900	6,910	ok
L4	8,900	8,892	ok
L5	9,900	9,895	ok
L6	10,900	10,904	ok

TABLE 3.4 – Mesures des diamètre pour chacun des éléments.

Les valeurs sont donc bien conformes au cahier des charges, et aux valeurs mesurées par l'entreprise. Seul l'indice d'un verre a une valeur supérieure à la tolérance. Lors de la procédure d'alignement du triplet de lentilles, j'ai malgré tout pu remarquer un défaut de

collage entre la première lentille du triplet et les deux autres lentilles. Cette observation, seulement visuelle, n'a pas pu être caractérisée avec précision.

3.6.3 Conception opto-mécanique

La conception opto-mécanique du système s'est faite en deux étapes.

La première a consisté à réaliser au LAM un support d'assemblage des lentilles. J'ai été accompagné par un ingénieur avant la commande des lentilles, pour que celles-ci puissent bien s'assembler. Plusieurs problématiques ont dû être adressées. La position du stop étant très proche de la première lentille, l'ouverture a été légèrement augmentée, la portant à $N=2,4$. En effet, pour pouvoir avoir une épaisseur de métal entre le diaphragme et le triplet suffisante, le diamètre du diaphragme a dû être agrandi. Deuxièmement, la tolérance sur le diamètre des lentilles, spécifiée dans le cahier des charges lors de la fabrication, ne permettait pas un bon positionnement des lentilles. Il a donc été choisi d'attendre la fabrication des lentilles et de mesurer le diamètre réel de celles-ci. La méthode utilisée pour l'alignement des lentilles à l'intérieur du support a alors été définie, permettant de connaître le diamètre du support au niveau de chaque lentille. Cette méthode de positionnement sera décrite dans la partie suivante. La Figure 3.58 montre la vue isométrique du support d'assemblage des lentilles obtenu.

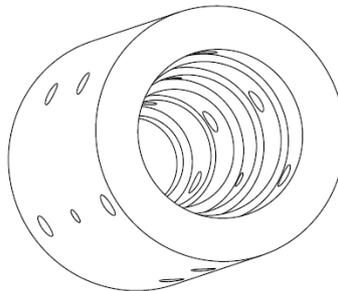


FIGURE 3.58 – Vue isométrique du support d'assemblage.

Le premier support fabriqué a été réalisé en aluminium sans anodisation noire. Cette dernière, qui empêche une partie de la lumière parasite d'arriver jusqu'au capteur, s'est avérée nécessaire après la fabrication du premier lot de lentilles. Remarquant ce problème, une anodisation d'un deuxième support suivant le même plan que le premier a été réalisée. Dans le même temps, un troisième support a été réalisé pour essayer une nouvelle méthode d'assemblage. Celle-ci consiste simplement à utiliser les tolérances mécaniques du support pour positionner les lentilles. Ainsi, le diamètre interne du support correspond à une valeur proche du diamètre externe des lentilles, comprise dans les tolérances spécifiées précédemment. Le nombre de trous de collage des lentilles a été multiplié pour prendre en compte la quantité moindre de colle pouvant être placée entre le support et les lentilles. De plus, le diamètre du diaphragme a été réduit en diminuant l'épaisseur entre le diaphragme

et et le triplet. Finalement, les trois supports ont été fabriqués, avec une photo pour les deux supports anodisés Figure 3.59 :



FIGURE 3.59 – Supports d'assemblage anodisés. Le support de droite correspond au support sans modification, utilisant la technique des fils. Celui de gauche correspond au support modifié.

Une caractérisation au pied à coulisse a été réalisée pour savoir si les dimensions étaient en accord avec le cahier des charges. En ce qui concerne le diamètre externe, aucune différence entre les mesures et la théorie n'a été constatée. Les faibles dimensions des diamètres internes empêchaient la réalisation de mesures fiables. De plus, la mesure ne pouvait pas être réalisée pour tout le pourtour, empêchant une conclusion générale sur le diamètre mesuré. Les anodisations des deux supports n'ont pas été réalisées au même endroit. Une des deux, réalisée pour le support à gauche de la Figure 3.59 est légèrement plus brillante, interrogeant sur la qualité de la réalisation. L'insertion des lentilles dans ces supports sera décrite dans la section suivante.

La deuxième étape du montage opto-mécanique consiste à réaliser un support intermédiaire entre le capteur et les lentilles. Le but a été de reprendre le support intermédiaire déjà fourni avec le module de test de e2v pour l'adapter à notre système. Les plans du support d'e2v ont été obtenus du constructeur. Le support intermédiaire original était composé de 2 parties : une partie qui fait le contact entre la carte et la deuxième partie. La deuxième partie qui maintient l'objectif à utiliser, vissée sous la norme M16. En reprenant les plans, seule la partie qui est en contact avec la carte du capteur a été gardée. L'objectif a donc été de créer un support intermédiaire entre cette partie et le support d'assemblage décrit précédemment. Les tolérances de décentrement et de tilt par rapport à la carte ont été pris en compte. Le résultat final est représenté Figure 3.60.

Ce support intermédiaire a été réalisé après le collage des lentilles.

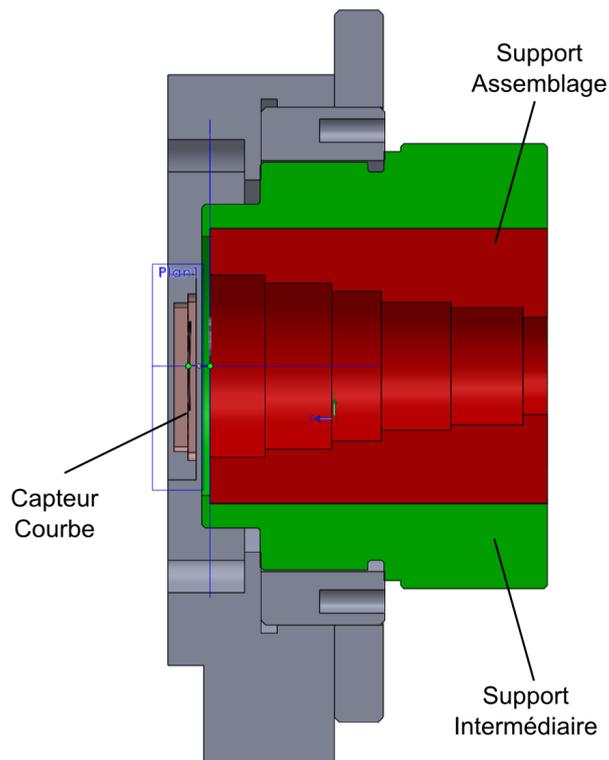


FIGURE 3.60 – Plan du support intermédiaire entre le support d'assemblage et la carte du capteur.

3.6.4 Collage des lentilles

Le collage des lentilles a été réalisé au LAM selon la méthode suivante. Elle consiste à placer des fils d'une épaisseur connue et constante entre le support et les lentilles. Disposés autour de la lentille, celle-ci est alors auto-centrée dans le support, et peut donc être collée. Le matériel à disposition était 3 types de fils d'épaisseurs 120, 150 et 170 micromètres, 2 types de colles (DP490 et UV Norland Optical adhésive), un pistolet UV (ELC 410), une station de collage de précision et une imprimante 3D.

La première étape consiste à placer à l'intérieur du support les lentilles. Pour cela, je me suis aidé de pièces de soutien des lentilles, réalisés avec une imprimante 3D, pour pouvoir faire coulisser les lentilles à l'intérieur. À chaque fois qu'une lentille est insérée à l'intérieur, le placement de 3 fils, disposés 120 degrés les uns des autres est réalisé. Si le placement des fils n'est pas totalement correct, d'autres fils peuvent être utilisés. Le fil retenu est le fil qui avait été choisi lors de la réalisation opto-mécanique du support, de 150 micromètres d'épaisseur, mais des fils d'épaisseurs supérieures sont essayés au cas où le support est plus grand que prévu. Chaque fil est maintenu au support avec un film adhésif. Pour garantir que le fil est bien passé entre le support et la lentille, ceux-ci sont prédécoupés pour que leur longueur soit légèrement inférieure à la longueur entre le haut du support et la surface visée. Enfin la lentille est retirée pour pouvoir tester la lentille suivante.

Lorsque les tests d'insertion ont été réalisés sur toutes les lentilles, on recommence l'insertion mais cette fois-ci en réalisant le collage de la lentille. L'étape du collage est réalisée avec 2 types de colle. Une colle UV qui est utilisée lorsque la lentille est transparente aux UV. Une colle epoxy (DP490) lorsque celle-ci ne l'est pas. Le temps de réticulation pour la colle epoxy est long, six heures pour un maintien du composant, une semaine pour une réticulation complète à température ambiante. La colle UV avec un temps de réticulation d'une dizaine de minutes sous lampe UV a été privilégiée car plus rapide. Le pistolet émettant autour de la longueur d'onde 365 nm, seules les lentilles L4 et L5 non-opaques à ces longueurs d'onde ont pu être collées avec la colle UV. Les autres, le triplet et la lentille L6 ont été collés avec la colle epoxy. La lentille est donc insérée de la même manière que la phase précédente. Le fil sélectionné lors des tests, dans notre cas le fil 150 micromètres à chaque fois, est utilisé. La quantité de colle à appliquer est calculée par un simple calcul du volume entre le support et la lentille. Cette quantité est ensuite ajustée par un contrôle visuel avec des tests préalables et au moment du collage. La réticulation est ensuite réalisée, sous lampe UV. Enfin lorsque l'on est sûr que la réticulation est suffisante, les fils sont retirés du support, pour passer au collage de la lentille suivante. L'exemple du collage du triplet avec le premier support, non-anodisé, est présenté Figure 3.61.

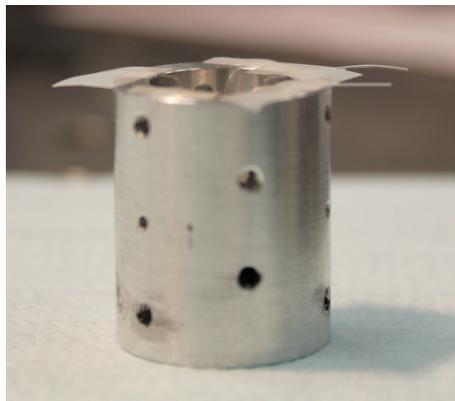


FIGURE 3.61 – Collage du triplet avec le support non-anodisé, fait avec 5 fils qui ont des points d'appui à environ 70 degrés les uns des autres.

Le triplet et la lentille L4 ont un placement de fils difficile à mettre en oeuvre. Pour le triplet, la principale difficulté venait de l'insertion du fil jusqu'au fond du support. Le diamètre interne du support s'agrandit en effet à mi-hauteur du triplet. La surface intermédiaire entre ces deux diamètres est alors susceptible de bloquer le fil inséré à la verticale. Pour la lentille L4, la difficulté vient essentiellement de la faible épaisseur de la lentille sur les bords. Le fil est alors difficilement maintenu entre le support et la lentille. Lorsque les 3 fils sont insérés, un test de maintien est réalisé. Il consiste à appliquer une force légère sur les fils avec une pince pour s'assurer que les fils maintiennent bien la lentille. S'ils sortent de leur emplacement, une nouvelle insertion de fil est réalisée.

Au final, cette méthode a été réalisée pour le support d'assemblage non-anodisé. Pour le deuxième lot de lentille, c'est le support n'utilisant pas la méthode des fils qui devait être utilisé. Le premier test d'insertion des lentilles, avec la lentille L6, a échoué. En effet, celle-ci ne pouvait pas entrer complètement dans le support.

Une nouvelle série de mesures des diamètres avec un autre appareil a montré que la précision de mesure du pied à coulisse n'était pas satisfaisante. Ainsi, pour ce nouvel instrument de mesure, le support n'était pas aux tolérances indiquées sur le plan, empêchant l'insertion de la lentille.

Il a été donc nécessaire d'utiliser de nouveau la méthode par fil pour monter le deuxième lot de lentilles. Le support utilisé est donc identique à celui utilisé pour le premier lot, mais anodisé en noir. La Figure 3.62 montre ce système après collage des lentilles.



FIGURE 3.62 – Objectif réalisé dans un support anodisé noir.

3.6.5 Modification du support opto-mécanique

Le support d'assemblage, contenant les lentilles et le support intermédiaire étant réalisés, les deux sont assemblés. Un problème est survenu lors de l'assemblage entre les deux supports. Le support d'assemblage ne semblait pas s'enfoncer jusqu'à la butée prévue du support intermédiaire. La Figure 3.63 illustre ce problème.

L'objectif est alors plus éloigné que prévu du capteur, ce qui empêche la mise au point pour des objets situés à de grandes distances. Le système était alors capable de prendre des images nettes au maximum pour des objets à 40-50 cm de l'objectif. Il a donc été nécessaire de modifier le support opto-mécanique. La mesure de l'écart entre les deux supports a été effectuée avec un profilomètre confocal (Altisurf 530). La profilométrie de

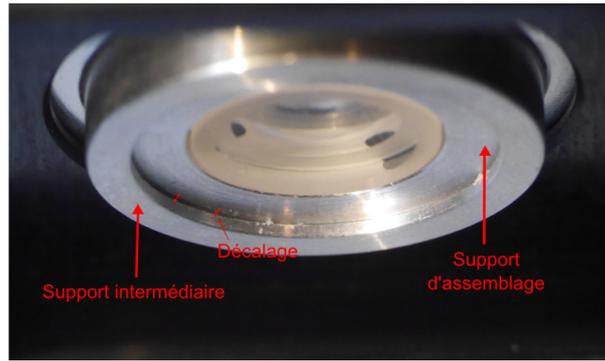


FIGURE 3.63 – Décalage dû au contact entre le support d'assemblage et le support intermédiaire.

la surface supérieure de la caméra avant la modification est présentée Figure 3.64 .

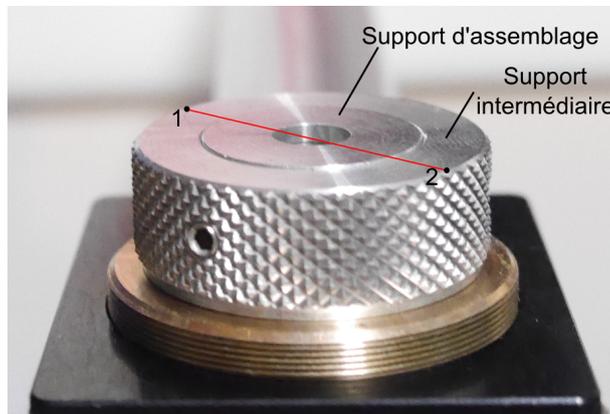


FIGURE 3.64 – Décalage dû au contact entre le support d'assemblage et le support intermédiaire sur la surface supérieure.

Les résultats du profilomètre sont montrés Figure 3.65 :

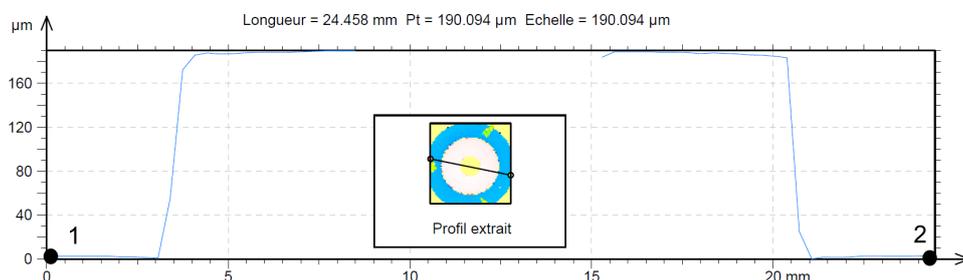


FIGURE 3.65 – Profil de la surface supérieure du système présentant le décalage dû au contact entre le support d'assemblage et le support intermédiaire, vue au profilomètre confocal. Les points 1 et 2 sont décrits Figure 3.64.

Le support d'assemblage est donc surélevé d'environ 190 micromètres par rapport au support intermédiaire. La cause de ce problème est que le bord du support d'assemblage normalement en contact avec la butée est en angle droit ce qui empêche son insertion. J'ai donc fait réaliser un chanfrein tout autour de ce bord.

Après cette dernière modification, l'objectif semble fonctionner de façon normale. Pour vérifier cela, nous caractériserons le système dans le chapitre 4.

3.6.6 Première Image

Les premières images associées à cet objectif ont donc été réalisées. Le banc qui a d'abord été choisi pour des présentations du système a une scène se situant à environ 40 cm de distance de l'objectif. Une des premières photos prises par l'objectif est présentée Figure 3.66.

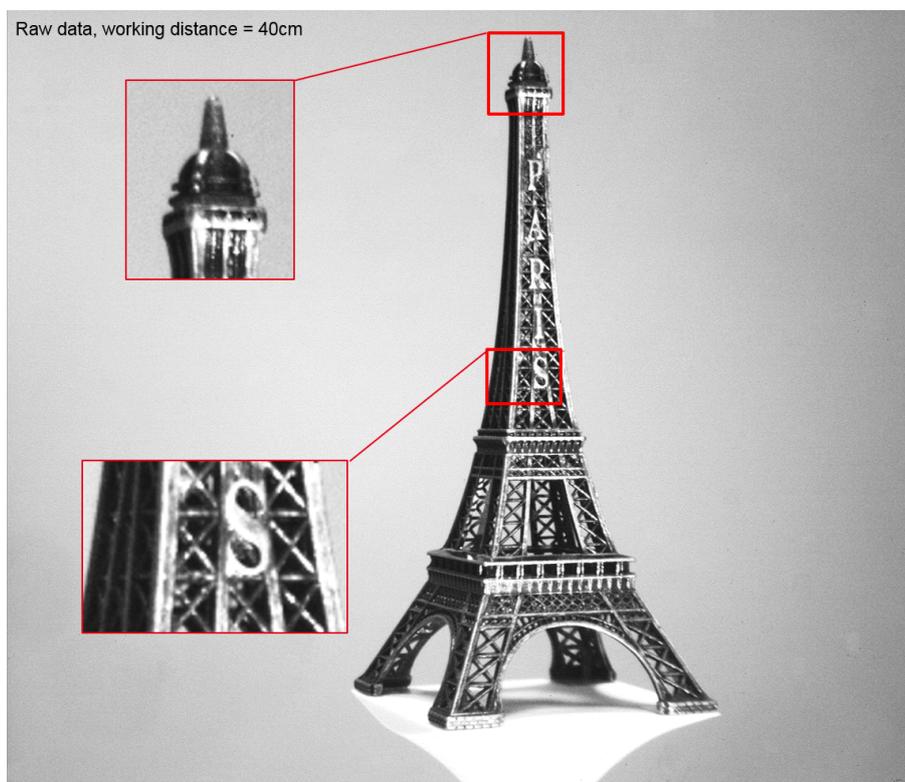


FIGURE 3.66 – Photo en données RAW d'une scène située à 40 cm, prise par l'objectif avec capteur courbe.

Ce banc a ensuite été choisi pour être présenté sur le stand du CEA-LETI à la conférence de Photonic West SPIE en février 2018.

3.7 Conclusion

Ce chapitre a permis d'étudier toutes les étapes de la réalisation d'une optique, en partant de la méthode de conception jusqu'à la fabrication d'une caméra. A chacune des étapes de la réalisation, de nouveaux paramètres liés à la courbure du capteur ont pu être mis en évidence.

La première étape de conception d'une optique devient alors le dimensionnement mécanique du capteur. l'étape de dimensionnement mécanique sert alors de point de départ pour l'étape de dimensionnement optique. Lors de cette étape, j'ai pu faire le lien entre les formules données dans le chapitre 2 et l'étape de dimensionnement optique. En choisissant comme point de départ un système monocentrique, l'objectif d'augmenter le champ de vue atteignable mécaniquement a été choisi tout en gardant une compacité et une résolution proche du monocentrique. Une nouvelle architecture a pu être créée, possédant d'abord des lentilles de vergence positive et ensuite une lentille de vergence négative. Des systèmes aux multiples caractéristiques ont été conçus, montrant l'étendue des systèmes possibles pour cette architecture. Enfin, les tolérances du système doivent prendre en compte la courbure du capteur du fait de ses imprécisions de fabrication.

Deux systèmes optiques ont ensuite été entièrement réalisés. Pour cela, deux lots de lentilles ont été commandés, caractérisés. Deux supports dits d'assemblages ont été utilisés pour réaliser ces deux systèmes optiques, l'un anodisé contrairement à l'autre. Finalement, j'ai pu coller les lentilles à l'intérieur de ces supports. Un support dit intermédiaire a été créé pour réaliser l'interface entre le capteur et le système optique. Un problème d'assemblage a été résolu et de premières images ont été prises. Le système d'imagerie final est donc composé d'un capteur en format 1/1,8" courbé à 65 mm de rayon de courbure, d'un système optique de 6 lentilles pour une focale de 12,5 mm. Ce système avec un champ de vue de 40 degrés atteint une FTM moyenne de 0,5 à 200 cycles/mm à l'infini, en ayant une compacité importante avec une taille totale de 20,76 mm.

Finalement, ce chapitre s'est focalisé sur la réalisation de systèmes optiques avec capteurs courbes. Les aspects théoriques décrits dans le chapitre précédent ont été utilisés pour construire une méthodologie de conception qui a abouti à une nouvelle architecture compacte atteignant une haute résolution. Le système fabriqué sera alors caractérisé dans le prochain chapitre.

Bibliographie

- [1] Fischer R. E., "Optical System Design, Second edition", The McGraw-Hill Copagnies, Inc. (2008)
- [2] Zhao, J.-H., et al., "Experimental evaluations of the strength of silicon die by 3-point-bend versus ball-on-ring tests", IEEE Trans. Electron. Packag. Manuf., vol.32(4), pp.248-255 (2009).
- [3] B. Guenter, N. Joshi, R. Stoakley, A. Keefe, K. Geary, R. Freeman, J. Hundley, P. Patterson, D. Hammon, G. Herrera, E. Sherman, A. Nowak, R. Schubert, P. Brewer, L. Yang, R. Mott and G Mcknight, "Highly Curved Image Sensors : A Practical Approach for Improved Optical Performance." Optics Express 25(12), 13010 (2017).
- [4] B.Chambion, L.Nikitushkinal et al, "Tunable curvature of large visible CMOS image sensors : Towards new optical functions and system miniaturization", IEEE 66th Electronic Components and Technology Conference (2016)
- [5] T. Okumura. Système de zoom fisheye. EP Patent App. EP20,110,172,786. Jan. 2012. URL :<https://encrypted.google.com/patents/EP2407809A1?cl=fr>
- [6] C. Gaschet, et al., "Curved sensors for compact high-resolution wide field designs" Proc. SPIE 1037603, (2017)
- [7] W. Jahn, Laboratoire d'Astrophysique de Marseille, Aix Marseille University, "Innovative focal plane design for high resolution and Earth observation : Freeform optics and curved sensors" PhD thesis (2018).
- [8] E. Hugot, et al "Flexible focal plane arrays for UVOIR wide field instrumentation," Proc. SPIE 9915, High Energy, Optical, and Infrared Detectors for Astronomy VII, 99151H (2016).
- [9] D. Reshidko, and J. Sasian, "Optical Analysis of Miniature Lenses with Curved Imaging Surfaces," Applied Optics 54(28), E216-E223 (2015).
- [10] O. Iwert et B. Delabre, "The challenge of highly curved monolithic imaging detectors" Proc. of SPIE Vol. 7742, 774227 (2010).
- [11] J. A. Gregory et al, "Development and application of spherically curved charge-coupled device imagers" Applied Optics 54 (10), 3072-3082 (2015)
- [12] Fenggang Xu et al, "Design of lenses with curved Petzval image surfaces" Journal of Modern Optics 63(21), 2211-2219, (2016).
- [13] Stamenov, I. et al. "Optimization of Two-Glass Monocentric Lenses for Compact Panoramic Imagers : General Aberration Analysis and Specific Designs." Applied Optics 51(31), 7648-61 (2012).
- [14] Stamenov, I. et al "Optimization of High-Performance Monocentric Lenses." Applied Optics 52 (34), 8287 (2013).

- [15] La Barrière, F. De. "Vers L'intégration de Fonctions D'imagerie Sur Le Plan Focal Infrarouge Application À La Conception et À La Réalisation D'une Caméra Sur Puce Infrarouge Cryogénique." Paris 11, 2012. <http://www.theses.fr/2012PA112212>.
- [16] Brückner, A. et al. "Multi-Aperture Optics for Wafer-Level Cameras." *Journal of Micro/Nanolithography, MEMS, and MOEMS* 10, no. 4 (2011) : 043010–043010.
- [17] S. F. Ray, *Applied Photographic Optics, Lenses and optical systems for photography, film, video, electronic and digital imaging, Third Edition* (Focal Press, 2002).
- [18] E. Hugot et al , "Active Optics Theory : Compensation of aberration using the single actuator principle" - art. no. 70184I. *Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering*. 7018. 10.1117/12.787937.(2008)
- [19] *ESO/eso0313, PR11/03, Instrumentation, MACAO, https : //www.eso.org/public/france/images/eso0313b*
- [20] *https : //www.edmundoptics.fr/p/12mm – 1000 – infin – Primary – WD – HP – Series – Fixed – Focal – Length – Lens/18493/*
- [21] L. A. Selberg, "Radius measurement by interferometry", *Optical Engineering* 31.9, pp. 1961–1966, (1992).

4

Caractérisations du système fabriqué

L'objectif de ce quatrième et dernier chapitre est de caractériser le système d'imagerie fabriqué. Dans un premier temps, ce sont les performances du capteur qui seront analysées selon deux axes, mécaniques et électro-optiques. C'est ensuite le système assemblé avec son optique et son capteur qui sera analysé. Le système optique construit ayant idéalement une courbure variable selon la distance de la scène, cette variabilité sera étudiée en terme de performance optique par rapport à un capteur de courbure fixe. Puis une étude de la courbure idéale sera menée avec un capteur plan. Ainsi toutes ces caractérisations permettront de connaître l'impact de la réalisation sur les performances du système final. Pour ce chapitre, plusieurs capteurs ont été utilisés et testés, ils sont listés sur la Figure 4.1.

Capteur	Courbure recherchée (mm)	Fonctionnalité
M1	55	Oui
M2	55	Non
M3	65	Non
PW3	65	Oui
Ref1	Plan	Oui

TABLE 4.1 – Liste des capteurs caractérisés.

Le capteur Ref1 désigne donc un capteur commercial. Les capteurs M1, M2, M3 sont une série de capteurs courbés à l'été 2018. Le capteur PW3 est un capteur courbé en début d'année 2018. Les capteurs M2 et M3, non-fonctionnels, ont été réalisés mais n'ont pas été caractérisés électro-optiquement. Ces noms de capteurs seront utilisés tout au long de ce chapitre.

4.1 Caractérisation de la courbure mécanique du capteur

Le capteur décrit lors du processus de fabrication n'atteint pas la courbure idéale. Un projet parallèle au sujet de thèse a donc permis d'étudier le processus de mise en courbure en fonction de certains paramètres. Par exemple, plusieurs colles ont pu être testées. Dans cette partie, nous nous intéresserons plutôt à la forme qui a été caractérisée pour les capteurs. Un lien avec l'impact sur la qualité image sera donné.

4.1.1 Méthode de mesure

Différents paramètres ont été étudiés grâce à un profilomètre optique, l'Alitsurf 530. Ce profilomètre utilise un capteur confocal chromatique, qui grâce aux différentes longueurs d'onde de la lumière et un spectromètre, mesure la profondeur de l'échantillon. Ainsi, pour chaque point (X,Y) , la profondeur est mesurée. Le profilomètre va effectuer un balayage en X puis recommencer ce balayage sur une nouvelle ligne décalée en Y . Le profil de surface obtenu est ensuite traité informatiquement sur le logiciel Altimap qui va calculer les paramètres de courbure.

4.1.2 Paramètres étudiés

Deux paramètres ont été étudiés lors de la caractérisation des capteurs.

4.1.2.1 Écart à la courbure idéale

À partir des données de profondeur du capteur, le logiciel Altimap calcule le rayon de courbure et le centre de la sphère qui minimise au mieux les distances entre cette sphère et les profondeurs mesurées. Ce rayon est donc le rayon de courbure expérimental du capteur. Malheureusement, des erreurs de mesure sont présentes dans la carte des profondeurs, du fait de la mauvaise réflexion de la lumière sur les pixels. Par exemple, la carte des profondeurs pour le capteur M2 est présentée Figure 4.1.

Sur cette carte, le centre de la sphère ne semble pas se situer à l'altitude zéro. De plus, des points où l'altitude est faible apparaissent sur cette carte, en bleu foncé. Ces points peuvent alors perturber le calcul de l'écart à la courbure idéale. Pour étudier ce phénomène, un profil comprenant un de ces points est présenté Figure 4.2.

Sur ce profil, un point se situe environ 50 micromètres plus bas que le profil attendu. L'écart entre chaque point sur les axes X et Y est pour cette mesure de 50 micromètres. Ainsi la position de ce point est impossible mécaniquement et est plutôt due à une erreur de mesure. Pour retirer ces erreurs de la carte des profondeurs, il a été nécessaire d'utiliser un filtre sur les données. Ce filtre est un filtre de fermeture morphologique du profil qui va

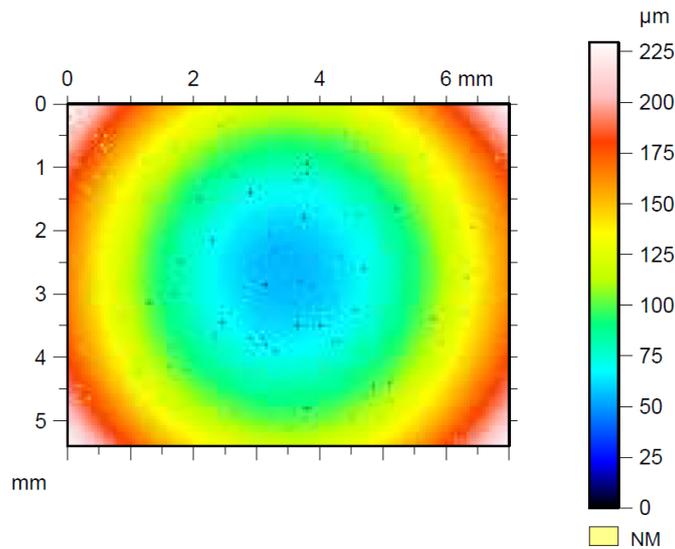


FIGURE 4.1 – Carte des profondeurs pour le capteur M2. Le zéro d'altitude se situe au point le plus bas sur la carte.

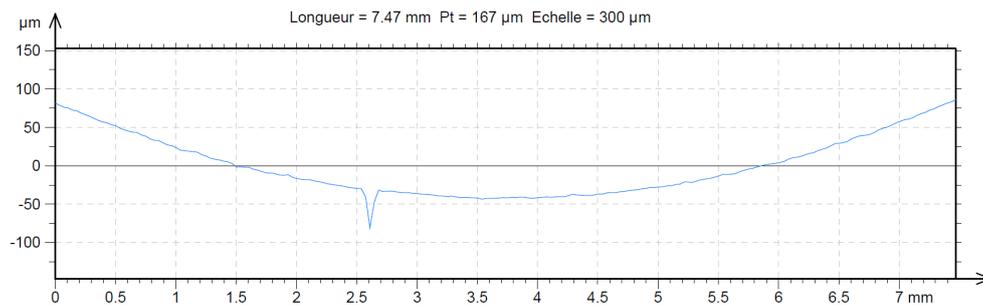


FIGURE 4.2 – Profil d'une surface comprenant une erreur de mesure.

partiellement reboucher les vallées du profil, tandis que les pics restent inchangés. Dans cette opération, un élément structurant, qui est pour nous un disque de 110 micromètres de diamètre, va s'approcher du profil, et le profil en contact avec ce disque va être sélectionné. La Figure 4.3 montre le nouveau profil après passage de ce filtre.

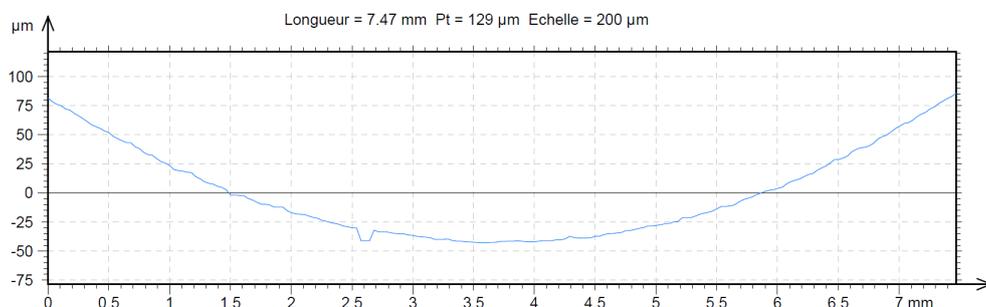


FIGURE 4.3 – Profil d'une surface comprenant une erreur de mesure filtré. L'erreur n'est que partiellement corrigée, un filtrage trop important modifierait la profondeur de la surface réelle.

Finalement, l'élément structurant est choisi pour corriger partiellement l'erreur, sans

totallement la corriger pour éviter une sur-corrrection des erreurs. L'erreur constaté dans le premier profil n'est alors plus que de 5-6 micromètres par rapport à un profil continu. La carte des profondeurs est alors filtrée de la même façon ce qui donne pour le capteur M2 la carte 4.4.

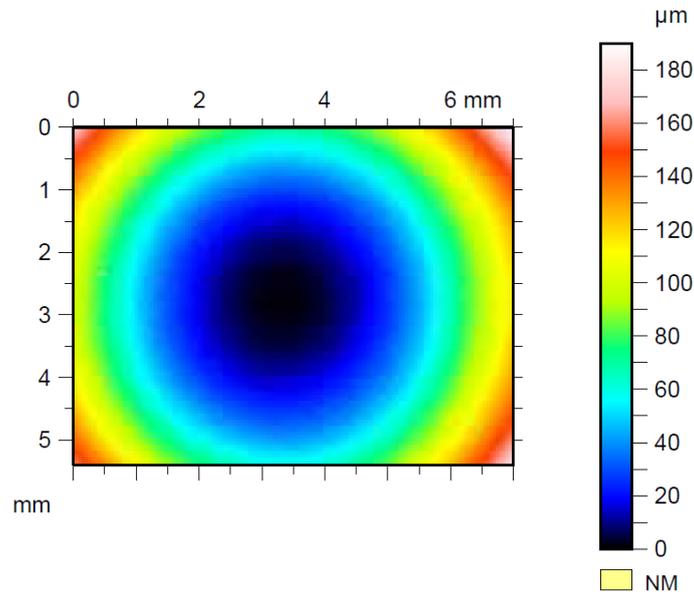


FIGURE 4.4 – Carte des profondeurs pour le capteur M2. Un filtre morphologique est appliqué pour corriger les erreurs constatées sur 4.1.

C'est donc la carte des profondeurs Figure 4.4 qui est utilisée par le logiciel pour trouver la meilleure sphère correspondant à ces profondeurs.

L'écart à la courbure idéale correspond donc à la différence entre la courbure attendue, idéale, et le rayon expérimental. Dans le chapitre 3, la différence en rayon de courbure ΔR a pu être identifiée comme ayant un impact sur les performances optiques. Les conséquences d'une telle différence seront interprétées en utilisant ce lien.

4.1.2.2 Écart à la sphère

L'écart à la sphère correspond à la distance entre la sphère expérimentale et la valeur de profondeur mesurée. Ainsi, si le rayon de courbure théorique est de 65 mm, la meilleure sphère expérimentale peut avoir un rayon de courbure de 67 mm. Un exemple est donné Figure 4.5.

Les valeurs sont toujours positives, en prenant le point le plus profond comme point de repère. Ces imperfections s'ajoutent donc à l'écart à la courbure idéale. Cependant, l'écart à la courbure idéale va avoir son maximum en bord de champ, ce qui n'est pas toujours le cas pour les imperfections. La somme des défocus ne donnera donc que le maximum possible en théorie, et donc à prendre avec précaution.

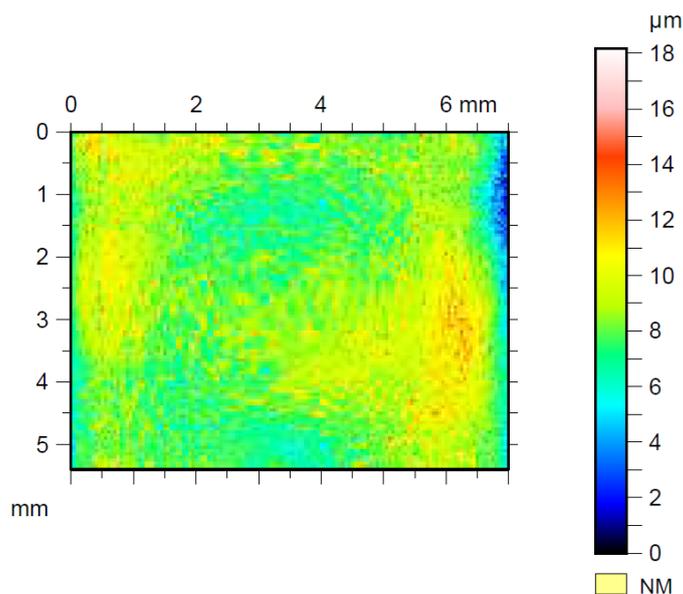


FIGURE 4.5 – Carte de l'écart à la sphère constaté pour le capteur M2. Cette carte correspond à la différence entre la carte 4.4 et une sphère de rayon 55,7 mm.

4.1.3 Caractérisation des capteurs e2v

Trois capteurs CMOS ont pu être analysés avec une courbure théorique de 55 mm ou de 65 mm. Sur les trois capteurs, seulement le capteur M1 a pu être fonctionnel dans des conditions que nous détaillerons plus tard. La carte des profondeurs de ce capteur est le suivant :

Les résultats donnent pour ces trois systèmes :

Numéro capteur	Courbure idéale (mm)	ΔR (mm)	ΔR max (mm)	Défocus créé (μm)
M1	55	3,7	7,95	13
M2	55	0,7	7,95	2
M3	65	3,2	11,10	7

TABLE 4.2 – Mesure des paramètres de courbure pour 3 capteurs.

On constate que l'écart à la courbure idéale est assez faible. La différence de courbure maximale n'est en effet jamais atteinte, même lorsque l'on a un facteur 2. La valeur de défocus correspondante, calculée grâce aux équations du chapitre 3, est toujours inférieure au défocus autorisé. Le capteur M1 ayant la courbure la plus différente de la courbure idéale a en effet une courbure de 3,7 mm supérieure pour un défocus d'environ 13 micromètres.

Pour ce qui concerne l'étude de l'écart à la sphère, l'étude montre les valeurs suivantes.

Ainsi, l'écart à la sphère est important par rapport à la valeur de défocus maximale autorisée pour le système d'imagerie que nous utilisons. Selon l'ouverture considérée, dans notre cas entre $N=2$ et $N=2,6$, le défocus maximal est compris entre 21 et 27 micromètres.

Numéro capteur	Courbure idéale (mm)	Écart à la sphère (μm)	Somme des défocus (μm)
M1	55	16	29
M2	55	18	20
M3	65	18	25

TABLE 4.3 – Mesure du paramètre d'écart à la sphère pour 3 capteurs.

Tous les écarts à la sphère trouvés ici montrent, sans prendre en compte la différence de courbure, une valeur inférieure. Mais si l'on calcule la somme des défocus, la valeur trouvée s'écarte de la valeur maximale calculée. De plus, pour chacune des cartes trouvées, dont un exemple est donné Figure 4.5, le maximum de l'écart à la sphère se situe bien au bord de l'imageur, ce qui montre que la somme des défocus est à prendre en considération. On en conclut que l'écart à la sphère est un problème majeur pour la réalisation de capteur courbe, plus important que la différence de rayon de courbure. Enfin, pour notre système, il est probable que des zones de l'image soient défocalisées du fait de ce problème. Elle sera limitée car la problématique du rayon de courbure idéal est moins contraignante du fait de l'évolution de la courbure du capteur en fonction de la distance. Ainsi, le défocus observé du fait de la différence de rayon de courbure n'est vrai que pour certaines distances.

4.2 Caractérisation des performances opto-electroniques du capteur

Dans cette partie, l'objectif est de déterminer les performances électro-optiques du capteur CMOS courbe. En effet, la courbure du capteur va apporter des contraintes qui pourraient modifier ces performances. Pour connaître cet impact de la courbure, il est donc utile de réaliser des tests. En effet, il faut préciser que l'étude des performances électro-optiques avait déjà été réalisée pour les capteurs CMOSIS (24 mm*32 mm). Les améliorations par rapport à ces tests seront explicitées dans cette partie.

4.2.1 Banc de mesure

Dans le chapitre 1, le fonctionnement d'un capteur CMOS a été résumé. Trois paramètres ont été identifiés pour permettre la quantification des performances. Ces paramètres sont : le gain de conversion, changeant les valeurs du capteur sans unité (DN pour Digital Number, adimensionnées) en électron, le courant noir ou d'obscurité, lié à la température du capteur et le bruit temporel. Le choix de ces trois paramètres n'est pas un hasard. Les capteurs courbes CMOSIS avaient montré peu de différences après courbure, sauf en ce qui concerne le courant d'obscurité, légèrement supérieur à la référence plane pour un capteur courbe concave et légèrement inférieur pour un capteur courbe convexe

selon [1] ou légèrement inférieur dans d'autres cas [2]. Ces conclusions n'étant vraies que pour peu d'échantillons, une variabilité statistique des performances des capteurs pourrait aussi expliquer ces différences. La confirmation ou l'infirmité pour les capteurs e2v de ces conclusions était donc importante.

Pour réaliser ces mesures, des images doivent être prises sous une lumière uniforme ou dans le noir complet.

Pour les images prises sous une lumière uniforme, une source lumineuse est placée devant le boîtier du capteur. Celle-ci est placée au fond d'un tube noir absorbant, derrière un diffuseur pour garantir l'uniformité de la source. L'interface entre le boîtier et le tube de lumière est réalisée avec une imprimante 3D. Le système final est alors opaque à la lumière extérieure.

Pour les images prises dans le noir complet, il suffit d'éteindre la lumière du tube. L'interface ne laissant pas passer la lumière extérieure permet bien la prise de photos dans le noir complet. Pour vérifier cela, deux images avec un temps d'intégration important ont été réalisées avec la lumière extérieure allumée. Ces deux images sont identiques et cela confirme le noir complet réalisé par le banc.

Enfin, seulement deux capteurs ont pu être caractérisés électro-optiquement. Un capteur plan Ref1, qui servira de référence et un capteur courbe, nommé PW3.

4.2.2 Méthode de calcul des performances

Chaque prise d'images va suivre un même protocole. Le temps depuis la mise sous tension du capteur est noté. Une série de N_{images} images i est prise pour un temps d'intégration t_{int} choisi. Le temps d'intégration correspond au temps d'exposition des pixels à la lumière. Chaque image comporte N_{pixels} pixels. Chaque pixel p a une valeur ou signal différent des autres pixels de l'image i , noté $S(t_{int}, p, i)$. À la fin de la mesure, une nouvelle série d'image est réalisée, avec un temps d'intégration t_{int} différent.

À partir de ces images, différents calculs ont été menés dont les notations sont indiquées ci-dessous :

- Le signal moyen $\langle S(t_{int}, p) \rangle_{images}$ qui est la moyenne arithmétique de la série de N_{images} images pour un pixel.

$$\langle S(t_{int}, p) \rangle_{images} = \frac{1}{N_{images}} \sum_{i=1}^{N_{images}} S(t_{int}, p, i) \quad (4.1)$$

Ce signal peut ensuite être moyenné spatialement pour obtenir le signal moyen total pour tous les pixels, noté $\langle S(t_{int}) \rangle_{total}$.

$$\langle S(t_{int}) \rangle_{total} = \frac{1}{N_{pixels}} \sum_{p=1}^{N_{pixels}} \langle S(t_{int}, p) \rangle_{images} \quad (4.2)$$

Dans notre cas, l'analyse se fera aussi en segmentant le capteur en 4096 parties égales (16*20 pixels). Ainsi, les variations du signal moyen pourront être étudiées spatialement.

- L'écart type à chaque temps d'intégration.

Deux écarts types sont distingués :

L'écart type sur les N_{pixels} pixels du signal moyen $\langle S(t_{int}, p) \rangle_{images}$ (équation 4.3) :

$$\sigma_{pixels_moyen}(t_{int}) = \sqrt{\frac{1}{N_{pixels}} \times \sum_{p=1}^{N_{pixels}} (\langle S(t_{int}, p) \rangle_{images} - \langle S(t_{int}) \rangle_{total})^2} \quad (4.3)$$

La moyenne des écarts types de chacun des pixels sur les N_{images} images prises à t_{int} (équation 4.4) :

$$\sigma_{images_moyen}(t_{int}) = \frac{1}{N_{pixels}} \sum_{p=1}^{N_{pixels}} \sqrt{\frac{1}{N_{images}} \times \sum_{i=1}^{N_{images}} (S(t_{int}, p, i) - \langle S(t_{int}, p) \rangle_{images})^2} \quad (4.4)$$

Seulement l'écart type sur les images sera utilisé. Ces calculs sont intégrés dans un logiciel de calcul (Matlab) pour permettre l'analyse de l'image. Enfin, pour la suite des mesures, N_{images} sera égale à 5, et cinq temps d'intégration seront étudiés, $t_{int} = 0,016$ s ; 0,048 s ; 0,160 s ; 0,481 s ; 0,961 s.

4.2.3 Caractérisation sous lumière uniforme

La caractérisation sous lumière uniforme se fait avec le banc décrit précédemment sous une lumière diffuse. Dans cette partie, c'est uniquement le gain de conversion qui sera calculé, qui permet de convertir les données de DN en électron e- (unité de référence). Pour cela, nous allons donc exprimer le signal moyen, le bruit temporel, ainsi que les conditions de mesures à respecter.

4.2.3.1 Signal moyen

D'après [3], le signal moyen a, dans un premier temps, une évolution linéaire avec le temps d'intégration. Cette évolution linéaire va continuer jusqu'à atteindre une saturation. Il existe deux types de saturation :

- La saturation des pixels : la capacité du pixel est complètement chargée, elle ne peut plus capter de charges supplémentaires.
- La saturation du Convertisseur Analogique Numérique (ADC). Cela se produit quand le convertisseur ne considère pas assez de bit pour coder le signal analogique.

Nous nous sommes placés dans le cas d'un signal sans saturation. Le gain ADC a été laissé à 1 afin qu'il n'y ait pas de problèmes de conversion des unités. Et nous avons ajusté la source de lumière pour éviter tout problème de saturation du pixel. Le signal moyen peut alors s'exprimer selon l'équation suivante 4.5 :

$$\langle S(t_{int}) \rangle_{total} = kN_o(t_{int}) + S_{off} \quad (4.5)$$

avec :

- $\langle S(t_{int}) \rangle_{total}$: le signal de sortie mesuré [DN]
- k : le gain de conversion [DN/ e^-]
- $N_o(t_{int})$: le nombre d'électrons mesurés optiquement [e^-]
- S_{off} : l'offset du signal [DN]

Pour obtenir le gain de conversion, il est donc nécessaire d'obtenir le nombre d'électrons mesurés optiquement, qui se trouve grâce au bruit temporel.

4.2.3.2 Le bruit temporel

Le bruit temporel sous lumière uniforme est la somme de 2 contributions :

- Le bruit de photons, appelé également *Photon shot noise*, est généré par l'arrivée dispersée de photons durant l'exposition. Il suit une loi aléatoire. Ce bruit est proportionnel à la racine carré du nombre de photons incidents, soit sous lumière uniforme proportionnel à la racine carré du temps d'intégration [3].
- Le bruit de lecture qui sera étudié sous obscurité.

Le bruit temporel est défini comme étant $\sigma_{images_moyen}(t_{int})$ pour différents temps d'intégration t_{int} sous obscurité [3] [5].

Rappelons sa formule :

$$\sigma_{images_moyen}(t_{int}) = \frac{1}{N_{pixels}} \sum_{p=1}^{N_{pixels}} \sqrt{\frac{1}{N_{images}} \times \sum_{i=1}^{N_{images}} (S(t_{int}, p, i) - \langle S(t_{int}, p) \rangle)^2}$$

La partie qui nous intéresse est le bruit généré par l'arrivée de photons. Ce bruit ne devrait pas changer avec la courbure, cependant l'étude du bruit temporel nous permet de trouver le gain de conversion.

De plus tout pixel mort rend un signal constant, donc il n'est pas sujet au bruit temporel. L'étude du bruit temporel est donc une méthode pour savoir si un pixel est mort.

La Figure 4.6 montre la variation du bruit temporel sous lumière uniforme en fonction du temps d'intégration t_{int} . Ces mesures ont été faites à un gain normal (1) pour observer la saturation du bruit temporel venant des pixels et non de l'ADC.

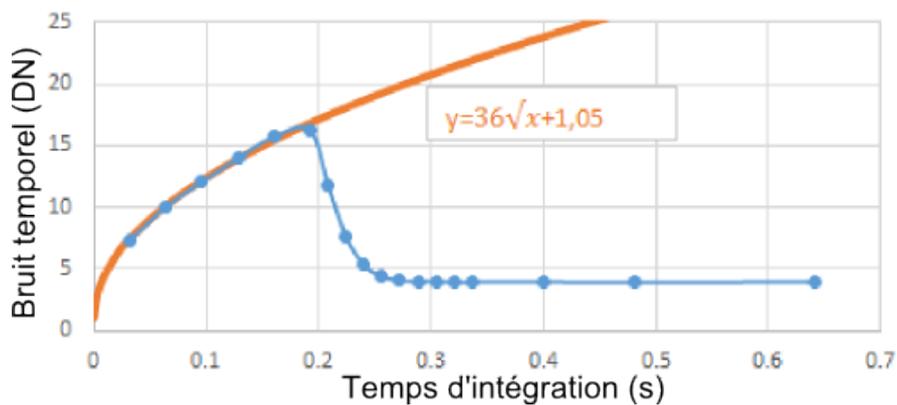


FIGURE 4.6 – Tracé du bruit temporel sous lumière uniforme en fonction du temps d'intégration

La courbe a une allure de fonction racine carrée, et se comporte conformément à la bibliographie [3] dans un premier temps. Le *photon shot noise* ainsi que le bruit de lecture s'ajoute jusqu'à la saturation. Dans une seconde partie le bruit temporel sature puis chute. Ceci est dû à la saturation des pixels : dès que la capacité du pixel est pleine, elle ne peut alors plus recevoir de charges. Le nombre de charges dans chacune des capacités est donc constant et égal à la charge maximale supportée par le pixel : il n'y a donc plus de *dark shot noise* ou de *photon shot noise*.

4.2.3.3 Le gain de conversion

L'équation (4.6) donne le bruit temporel mesuré par un unique pixel p :

$$\sigma_{images_moyen}^2(t_{int}, p) = k^2 \sigma_R^2(t_{int}, p) + k^2 \sigma_0^2(t_{int}) \quad (4.6)$$

avec :

- $\sigma_R(p)$: l'offset du bruit temporel sommé avec le bruit seuil dans d'obscurité à 0 seconde d'exposition [e^-]
- $\sigma_0(t_{int})$: le *photon shot noise* : bruit associé à l'arrivée désordonnée des photons sur le capteur [e^-]

Les lois de la physique statistique donne : $\sigma_0^2(t_{int}) = N_o(t_{int})$. En combinant les équations (4.5) et (4.5) , on obtient :

$$\sigma_0^2(t_{int}) = N_o(t_{int}) = \frac{\langle S(t_{int}) \rangle_{total} - S_{off}}{k} \quad (4.7)$$

En injectant l'équation 4.7 dans l'équation 4.6, on a alors :

$$\sigma_{images_moyen}^2 = k^2 \sigma_R^2(t_{int}, p) + k(\langle S(t_{int}) \rangle_{total} - S_{off}) \quad (4.8)$$

Pour obtenir le gain de conversion, il est donc nécessaire de tracer le bruit temporel au carré en fonction de $\langle S(t_{int}) \rangle_{total} - S_{off}$. Ainsi le protocole détaillé plus tôt a été appliqué, en prenant cinq images pour cinq temps d'intégration différents sous lumière uniforme. Les images ont été ensuite traitées en subdivisant celles-ci en 4096 sous parties. Il est alors possible de représenter le gain de conversion pour chacune des sous-parties. La carte des gains de conversion pour le capteur plan est alors présentée Figure 4.7.

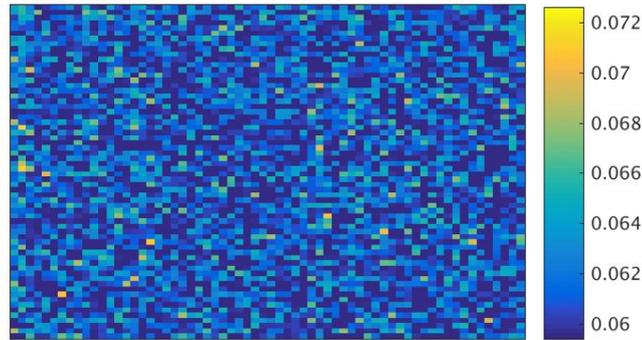


FIGURE 4.7 – Tracé du bruit temporel sous lumière uniforme en fonction du temps d'intégration. La valeur du gain de conversion pour le capteur Ref1 plan entier est d'environ 0,062 DN/électrons.

Pour le capteur courbe, la carte des gains de conversion est représentée Figure 4.8.

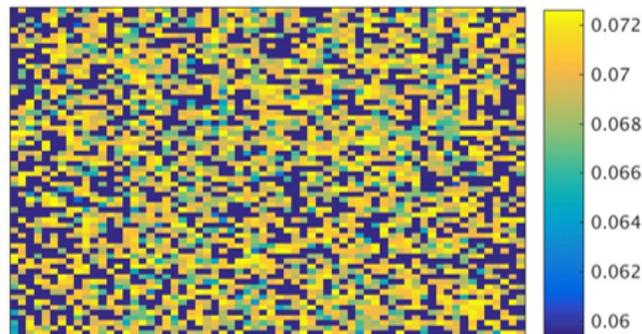


FIGURE 4.8 – Tracé du bruit temporel sous lumière uniforme en fonction du temps d'intégration. La valeur du gain de conversion pour le capteur entier PW3 est d'environ 0,070 DN/électrons.

Le calcul pour l'image totale est de 0,062 DN/électrons pour le capteur plan et de

0,070 DN/électrons pour le capteur courbe. Ces deux caractérisations montrent un gain de conversion plus important pour le capteur courbe. Cette différence reste faible et peut être interprétée comme étant une variation simple entre les deux capteurs. Ces deux gains de conversion seront surtout utilisés pour convertir les paramètres de performance intéressants tel que le courant d'obscurité, dans une unité de référence liée au nombre d'électrons.

4.2.4 Caractérisation sous obscurité

En s'affranchissant du signal causé par l'éclairement, on peut étudier le signal d'obscurité. Ce signal, et le bruit qui en découle, sont directement liés à l'état du matériau et sont donc particulièrement intéressants pour étudier l'impact de la courbure .

4.2.4.1 Mesure de la température

Un paramètre particulièrement influent dans l'étude du signal sous obscurité est la température du capteur. En effet, celui-ci s'échauffe lorsqu'il fonctionne. Lors de la phase d'échauffement, les séries d'images seront donc réalisées à différentes températures et à différents temps d'intégration, ce qui apporte un biais dans la mesure. L'étude du signal doit donc préférentiellement se faire après cette phase d'échauffement.

Le capteur e2v n'intégrant pas un capteur de température interne, il a d'abord été nécessaire de mesurer la température du capteur par rapport à la durée depuis la mise en fonctionnement du capteur. Pour cela, plusieurs thermocouples ont été placés à différents endroits de la carte du capteur. Les deux emplacements sont sur la carte où se situe le capteur (carte fille), l'un, le point A, sur sa face arrière, au plus proche du capteur, et le point B au bord de la carte fille.

Les résultats de la montée en température sont présentés Figure 4.10 :

La température en bord de carte ou sur la face arrière de la carte suivent une évolution semblable, dont la différence est située dans l'intervalle d'incertitude qui est d'environ 0,1 degrés. La montée en température est rapide, passant de la température ambiante à environ 49 degrés en 30 minutes, puis passée cette durée, la température se stabilise. Finalement, les deux informations à retenir sont la température au moment de la stabilisation qui est de 49 degrés et le temps de mise en fonctionnement pour obtenir une stabilisation en température qui est d'environ 30 minutes.

4.2.4.2 Mesure du courant d'obscurité

Le signal sous obscurité est le signal moyen, $\langle S(t_{int}) \rangle_{total}$ observé sous complète obscurité.

Il est composé :

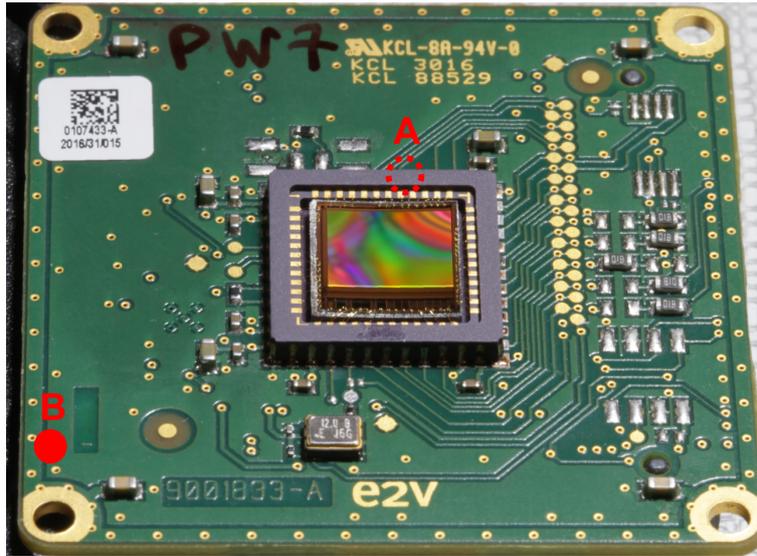


FIGURE 4.9 – Positionnement des points de mesure. Les pointillés signifient que la mesure s'est faite derrière la carte.

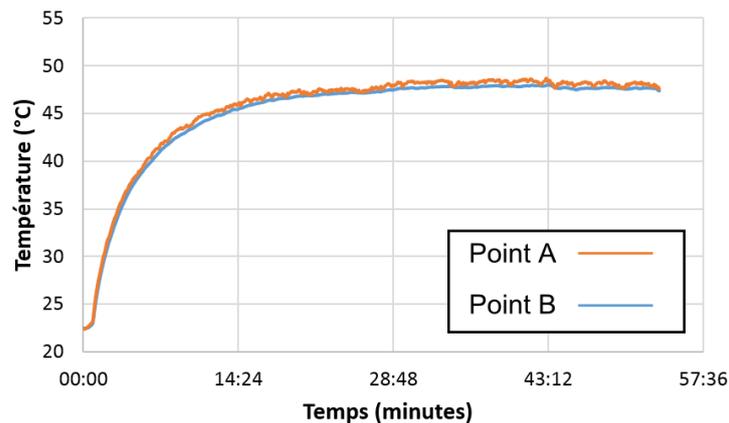


FIGURE 4.10 – Température du capteur selon la durée depuis la mise en fonctionnement.

- d'un offset qui est propre aux caractéristiques du circuit, nommé S_{off} .
- d'une composante correspondant à la lecture des électrons qui montent dans la bande de conduction par excitation thermique. Cette composante est appelée courant d'obscurité (Dark Current) et dépend à la fois de la température du dispositif et de son temps d'intégration t_{int} . Sa dépendance en température est importante : le courant d'obscurité augmente de 7,5 % pour chaque degré supplémentaire selon la fiche de données du capteur [4].

En réalisant les mesures du signal d'obscurité avec une température stabilisée, le courant d'obscurité pourra être mesuré, ne dépendant plus que du temps d'intégration. La courbe associée est une courbe linéaire et la pente de cette droite est la valeur du courant d'obscurité.

Le protocole de mesure décrit plus haut a donc été suivi, en prenant des séries de cinq images à cinq temps d'intégration différents. J'ai décidé de réaliser des séries d'images tout au long de l'expérience avec un intervalle de 10 minutes entre chaque série, depuis la mise en fonctionnement du capteur jusqu'à la fin de l'expérience, ici 60 minutes. Le courant d'obscurité augmente donc bien durant les trente premières minutes. Entre 30 minutes et 40 minutes, une légère augmentation est notée. À partir de 40 minutes, la stabilité du courant noir est confirmée. La mesure utilisée pour l'étude finale est celle prise 60 minutes après la mise sous tension du capteur. Et comme pour le gain de conversion, c'est une carte du courant noir qui est réalisée en fonction de la disposition spatiale. Après le calcul, la mesure est directement convertie en électrons par seconde en divisant la valeur trouvée par le gain de conversion. Enfin, les graphiques suivant montrent la valeur trouvée à 25 degrés. Cette valeur a en fait été extrapolée en considérant une augmentation du courant noir de 7,5 %/degré en partant de 49 degrés pour 25 degrés. Pour le capteur plan, la carte des courants d'obscurité est présentée Figure 4.11.

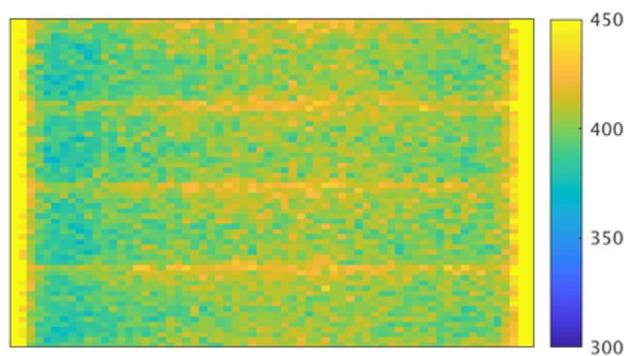


FIGURE 4.11 – Carte du courant d'obscurité pour le capteur plan Ref1. La valeur du courant d'obscurité pour le capteur entier est de 409 électrons/seconde, lorsque la valeur est calculée pour 25°C.

Pour le capteur courbe, la carte des courants d'obscurité est présentée Figure 4.12.

Le choix de l'échelle a été fait pour que les deux cartes aient la même échelle. Dans les deux cas, trois lignes de courant d'obscurité supérieur sont observables. Cela est lié à l'organisation du circuit de lecture du capteur. Mais les deux cartes ont donc un courant d'obscurité globalement différent, supérieur dans le cas de la référence plane, Ref1. On peut aussi comparer ces cartes à la carte des contraintes associées à la courbure Figure 4.13.

Sur cette carte, les contraintes en tension sont distribuées selon deux axes, avec un maximum au centre de la puce. En comparant avec la carte du courant d'obscurité, la distribution spatiale des contraintes ne se retrouve pas avec la distribution spatiale du courant d'obscurité.

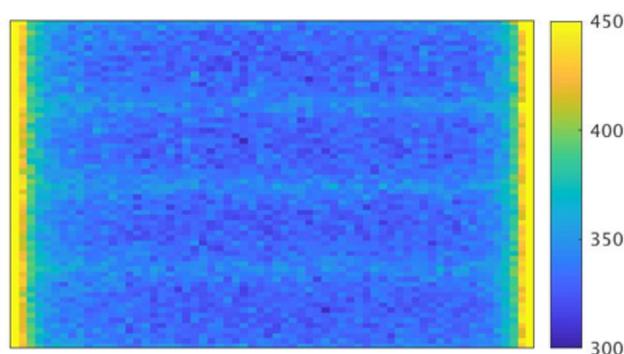


FIGURE 4.12 – Carte du courant d’obscurité pour le capteur courbe PW3. La valeur du courant d’obscurité pour le capteur entier est de 346 électrons/seconde, lorsque la valeur est calculée pour 25°C.

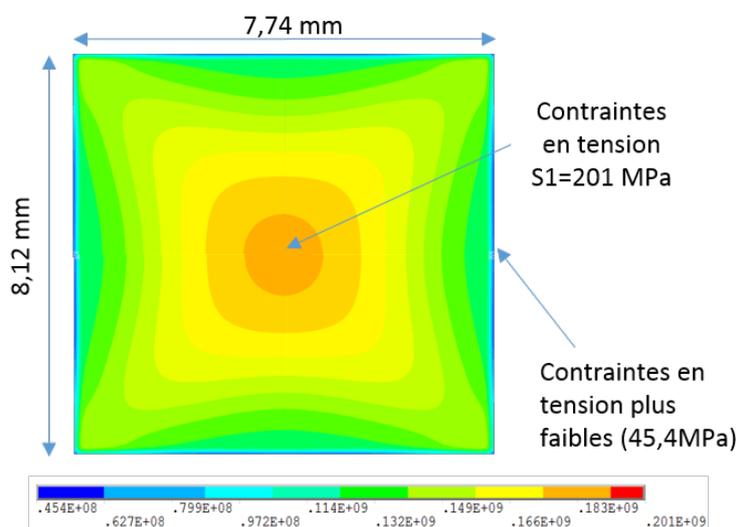


FIGURE 4.13 – Carte des contraintes pour une puce silicium de la taille du capteur PW3 courbé à 65mm de rayon de courbure.

Ainsi ces analyses montrent que la courbure sur PW3 ne dégrade pas le courant d’obscurité, celui-ci étant moindre par rapport à la référence plane. Étant donné que cette analyse n’a pu se faire que sur un seul capteur courbe, la généralisation des résultats ne peut pas se faire.

4.2.4.3 Mesure du *dark shot noise*

Le bruit temporel correspond aux variations aléatoires du signal au cours du temps. Il se décompose comme la somme de 2 contributions :

- Le bruit de photons, appelé également *Photon shot noise*, décrit précédemment. Ce bruit n’est pas présent sous obscurité.
- Le bruit de lecture, c’est le bruit systématique généré par le système électronique de lecture lors de l’obtention d’une mesure. Il est composé de 2 bruits prépondérants :

Un décalage et le *dark shot noise*. Le *dark shot noise* est activé thermiquement : les électrons sont excités par le biais de la température et peuvent alors monter dans la bande de conduction générant alors la lecture d'une charge, c'est un phénomène suivant une loi aléatoire.

Le bruit temporel est défini comme étant $\sigma_{pixels_moyen}(t_{int})$ pour différents temps d'intégration t_{int} sous obscurité [3] [5].

La dégradation du matériau peut faciliter le changement de bande des électrons via la création de pièges qui donneront lieu à un niveau d'énergie transitoire entre les 2 niveaux d'énergie. Ainsi une faible excitation thermique pourra suffire aux électrons pour sauter dans la bande de conduction. Ce paramètre reflétera la dégradation du matériau lors de l'application d'une courbure [6]. Enfin de façon générale, la courbe du bruit temporel peut se décrire de la façon suivante :

- Plus le temps d'intégration augmente plus le bruit temporel augmente.
- La courbe du bruit évolue en racine carré [3] du temps d'intégration.
- Au temps d'intégration nul, la valeur du *dark shot noise* est décrite.

Pour calculer le *dark shot noise*, valeur possiblement affectée par la courbure du capteur, on peut donc faire correspondre le carré du bruit temporel dans l'obscurité en fonction du temps d'intégration et observer l'intersection de cette courbe linéaire avec l'axe des abscisses. Ce calcul a donc été réalisé pour les deux types capteur sous forme de carte. Pour le capteur plan, la carte des *dark shot noise* est la suivante :

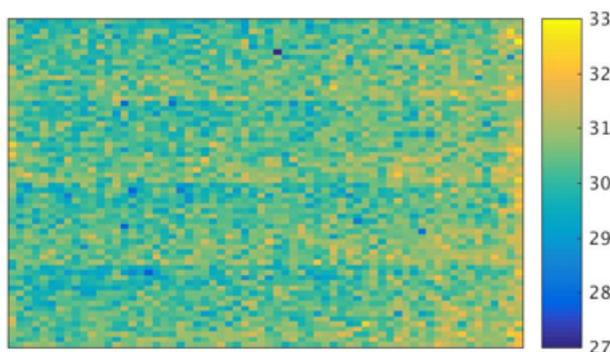


FIGURE 4.14 – Carte du *dark shot noise* pour le capteur plan. La valeur du *dark shot noise* pour le capteur entier est de $30,4$ électrons $\pm 1,8$.

Pour le capteur courbe, la carte des *dark shot noise* est la suivante, Figure 4.15. Finalement, les deux capteurs ont très peu de différences en terme de *dark shot noise*. Cela confirme le peu d'impact de la courbure du capteur sur ce paramètre, tel qu'il a déjà pu être observé pour les autres capteurs CMOSIS.

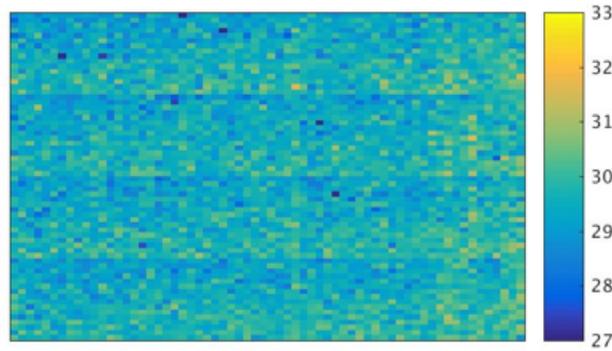


FIGURE 4.15 – Carte du *dark shot noise* pour le capteur courbe PW3. La valeur du *dark shot noise* pour le capteur entier est de 29,6 électrons $\pm 1,7$.

4.2.5 Conclusion sur les capteurs

La caractérisation des capteurs est essentielle pour déterminer les raisons du bon fonctionnement ou non du système d'imagerie. Dans ce chapitre, les deux caractéristiques qui ont été étudiées sont la forme de la courbure mécanique ainsi que le fonctionnement électro-optique des capteurs. La différence de courbure trouvée entre la courbure idéale et la courbure expérimentale reste en-dessous du critère trouvé dans la partie de toléran- cement. En ce qui concerne l'écart à la sphère, les capteurs montrent un dépassement de la tolérance. Ainsi lorsque les écarts, en courbure et par rapport à la sphère, sont ajoutés, le défocus qui en résulte est supérieur à la sphère idéale pour notre système.

Les caractérisations qui ont pu être effectuées au niveau électro-optique ont montré au contraire une amélioration du courant d'obscurité. Ces caractérisations restent encore partielles car seulement un capteur courbe a pu être analysé. De plus, un certain nombre de paramètres de caractérisations n'ont pas été recherchés, tels que la dynamique du capteur, le bruit spatial fixe ou le rapport signal sur bruit. Ces caractérisations restent donc à approfondir, mais aucune signature de la contrainte sur ces performances n'a été trouvée. Le bilan des caractérisations est donné sur le tableau 4.4.

Capteur	Différence de courbure	Écart à la sphère	Courant d'obscurité	Dark Shot noise	Fonctionnalité
M1	3,7mm	16 μm	-	-	Oui
M2	0,7mm	18 μm	-	-	Non
M3	3,2mm	18 μm	-	-	Non
PW3	-	-	346e-/s	30,4e-	Oui
Ref1	-	-	409e-/s	29,6e-	Oui

TABLE 4.4 – Capteurs et caractérisations.

La courbure reste donc à améliorer pour permettre la réalisation d'images sans flou lié au défocus, même si l'image est moins bruitée. Nous allons donc dans la suite de ce

chapitre analyser les images produites par le système fabriqué pour en étudier la qualité.

4.3 Caractérisation de la qualité des images

Dans le chapitre 1, la Fonction de Transfert de Modulation (FTM) a été présentée comme un outil permettant l'étude de la qualité image. Il a ensuite été utilisé pour déterminer la qualité des images des systèmes optiques présentés, en prenant en compte la dégradation de qualité au travers des lentilles, notamment à cause des aberrations optiques. Mais la qualité d'une image ne s'évalue pas d'une unique manière. Dans la partie précédente, d'autres critères de qualité de l'image étaient liés à la qualité du capteur. Dans cette partie, nous étudierons la qualité de l'image finale, celle qui est prise par le système d'imagerie entier. Cette mesure de la qualité finale se fera en prenant en compte la spécificité du système qui est la courbure variable de la surface image en fonction de la distance de l'objet. Deux capteurs ont pu réaliser des images, le capteur M1 dont la courbure a pu être décrite et le capteur PW3. Ces deux capteurs ayant une courbure fixe, l'évolution de la courbure en fonction de la distance sera donc analysée indirectement. De plus, comme nous avons pu le voir dans l'étude de tolérancement, les perturbations liées à la réalisation du système peuvent entraîner des pertes de qualité de l'image et cet impact sera analysé.

4.3.1 Fonction de Transfert de Modulation (FTM)

La Fonction de Transfert de Modulation évalue la capacité d'un système d'imagerie à reproduire des détails fins [7]. Dans le chapitre 1, la FTM a été calculée en prenant en compte seulement le système optique. Comme cette partie présente la qualité de l'image finale, elle doit prendre en compte les autres éléments du système, notamment le capteur. Chacun des éléments composant le système d'imagerie a alors sa propre FTM, et la FTM totale se déduira en combinant les différentes FTM. Le cas idéal serait d'avoir les conditions d'isoplanétisme (invariant au décalage) et de linéarité pour le système. Dans ce cas, la FTM totale serait simplement le produit des FTM. Or ici, ces conditions ne sont pas respectées, notamment, la condition d'isoplanétisme du fait de l'échantillonnage du signal par les pixels. En effet, un simple décalage du point source et donc de la tache image respective peut faire varier la réponse du pixel : si la tache image se situe pleinement sur un pixel, la réponse du pixel sera maximum, si la tache image est décalée de façon à ce que le signal atteigne deux pixels côte à côte, alors la réponse des pixels sera perturbée. L'échantillonnage par des pixels a en fait pour effet de répliquer le spectre du système autour de multiples de la fréquence d'échantillonnage $1/T_{pixel}$. On peut aussi définir la fréquence de Nyquist f_N qui est la moitié de la fréquence d'échantillonnage. Au-delà de cette fréquence, les hautes fréquences du signal vont se replier en basse fréquence : on

parle de recouvrement de spectre (aliasing).

Afin de réaliser des calculs de FTM corrects, plusieurs méthodes sont possiblement utilisables. Nous en détaillerons deux, qui dans les deux cas se fait avec l'image d'une mire particulière.

4.3.1.1 Méthode *sine target*

La méthode *sine target* est l'une des premières méthodes utilisées pour la mesure de la FTM. Elle se fait avec une mire composée de motifs sinusoïdaux à différentes fréquences. L'image de chaque motif aura un contraste dégradé après passage au travers du système d'imagerie. Le contraste sur l'image pour chaque motif à une fréquence choisie sera alors calculé sur un grand nombre de période pour avoir moins d'erreurs dans la mesure. La FTM pourra alors s'exprimer en normalisant ce contraste de l'image par le contraste réel de la mire. Une mire différente pour chaque fréquence spatiale est donc nécessaire, demandant donc un grand nombre de mires différentes pour l'étude complète en fréquence. Cette méthode n'est pas robuste face au problème du recouvrement de spectre. C'est donc une nouvelle méthode bien plus robuste qui sera utilisée.

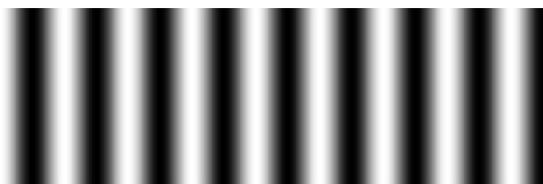


FIGURE 4.16 – Exemple de mire sinusoïdale basse fréquence

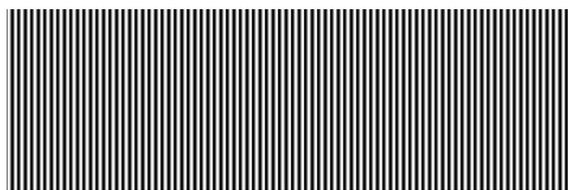


FIGURE 4.17 – Exemple de mire sinusoïdale haute fréquence

4.3.1.2 Méthode du bord incliné ou *slanted-edge*

Cette méthode est basée sur la norme ISO 12233, standard international pour la mesure de la résolution de systèmes d'imagerie digitaux, et consiste au calcul de la FTM à partir de la mesure du contraste sur un bord (Figure 4.18), légèrement incliné [8]. L'inclinaison permet un sur-échantillonnage du bord que l'on souhaite mesurer, et donc de s'affranchir d'une partie du problème de recouvrement de spectre. Le pas d'échantillonnage sera en effet réduit grâce au calcul permettant de représenter le bord [9], explicité plus loin. La

mire est composée de carrés inclinés (entourés en rouge Figure 4.18) dont les bords vont permettre la mesure de la FTM verticale et horizontale, les deux mesures étant distinctes. Deux méthodes du calcul du contraste sur le bord ont été identifiées dans la littérature, et sont explicitées ci-dessous [8,9]. Un schéma général est donné Figure 4.19.

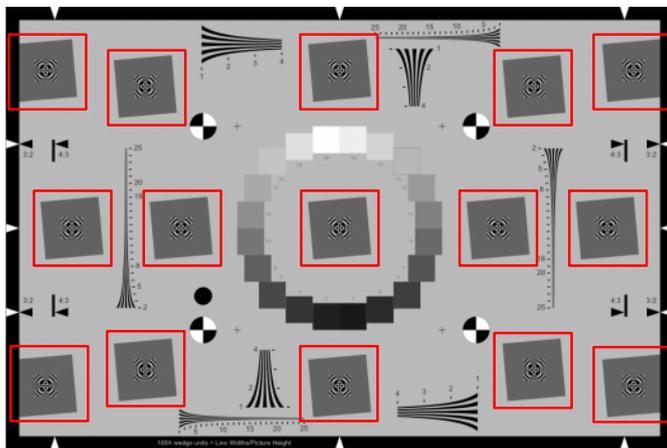


FIGURE 4.18 – Mire standardisée pour la méthode *slanted-edge* composée de 15 carrés inclinés (entourés en rouge) [10].

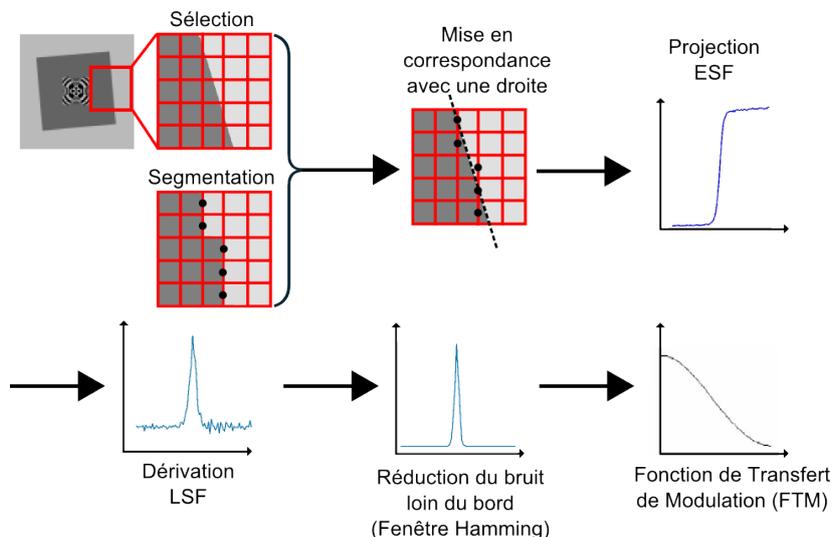


FIGURE 4.19 – Schéma représentant les étapes pour la méthode *slanted-edge*. Les différences entre le calcul par projection avant et inverse se situent sur les trois premières étapes, pour la segmentation suivi de la détermination de la droite du bord, et au niveau de la projection.

Projection avant Cette méthode se décompose en plusieurs étapes [8,9]. Un bord, légèrement incliné, est d'abord sélectionné. Les données sont ensuite linéarisées pour pouvoir déterminer les coordonnées des pixels dans l'image qui sont sur le bord. Ces coordonnées sont déterminées grâce au calcul du centroïde de la dérivée de chaque ligne horizontale de pixels, de la région d'intérêt sélectionnée. Puis la pente de la droite, qui correspond au

mieux aux points sélectionnés et par conséquent au bord dans l'image, est calculée par la méthode des moindres carrés. Ceci permet une projection du bord en 2D vers une matrice 1D. On obtient alors la fonction d'étalement du bord (ESF pour Edge Spread Function). Cette fonction d'étalement est convoluée avec un filtre à réponse impulsionnelle finie afin d'obtenir la fonction d'étalement de la ligne (LSF pour Line Spread Function). Le filtre, à réponse impulsionnelle finie, appliqué est de la forme $[1 \ -1]$. À cela s'ajoute également l'utilisation d'une fenêtre de Hamming pour réduire l'impact du bruit loin du bord. La fenêtre de Hamming est une fonction de pondération qui effectue un lissage des données loin du bord ici. Finalement, la FTM correspond au module de la transformée de Fourier discrète de la fonction d'étalement de la ligne.

Projection inverse Cette méthode de calcul est basée sur la méthode par projection avant [8]. Un bord légèrement incliné est sélectionné. Les données sont ensuite linéarisées puis segmentées par la méthode de Ridler-Calvard [11]. Cette méthode permet d'obtenir une image binaire comprenant une zone claire et une zone sombre. Ainsi les coordonnées des points sur le bord peuvent être obtenues. Ces coordonnées sont ensuite mises en correspondance avec une droite par la méthode des *Total Least Squares*, méthode de régression qui prend en compte les erreurs d'observations contrairement à la méthode des moindres carrés utilisée pour la projection avant. S'applique ensuite la phase de projection inverse qui consiste à calculer la valeur moyenne du pixel dans une matrice 2D interpolée pour chaque cellule d'une matrice 1D sur-échantillonnée perpendiculaire à la ligne (Figure 4.20). Après la projection, les deux méthodes sont identiques avec l'obtention de la LSF, la réduction du bruit sur les bords et la transformée de Fourier pour obtenir la FTM.

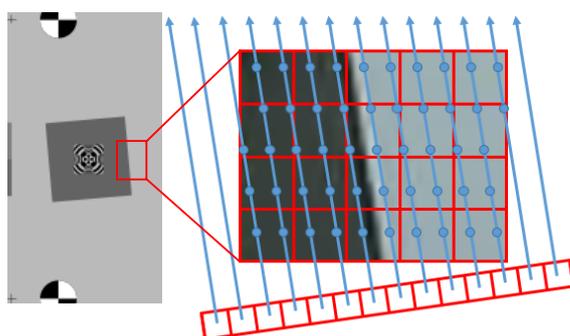


FIGURE 4.20 – Schématisation de la projection inverse sur un des bords de la mire [8].

C'est finalement la méthode de projection inverse qui sera utilisée, car permettant l'obtention de résultats plus stables et nécessitant un bord de taille moins importante. Des calculs ont toutefois été menés pour vérifier la cohérence entre les deux méthodes ce qui a été le cas.

4.3.2 Problématique de la distance de la scène

La distance de la scène est un paramètre clé dans l'étude du système fabriqué. En effet, le système a été créé avec une courbure de la surface image qui change avec la distance de la scène. L'étude de la qualité d'image doit donc se faire à plusieurs distances afin de pouvoir étudier l'influence de la courbure variable de la surface image sur celle-ci. De plus, la zone imagée par le système optique en s'approchant de la scène est réduite de plus en plus, comme présenté Figure 4.21. Or la mire commerciale 4.18 possède seulement des motifs de bords, les carrés inclinés, de même taille. Si le système optique est trop proche de la mire, seule la zone centrale pourra être imagée, ne donnant donc que peu d'informations sur la qualité de l'image totale. Si le système optique est trop éloigné, les motifs qui sont imagés seront trop petits pour donner une valeur fiable de la FTM. Il faut en effet environ un bord faisant 50×50 pixels pour que la méthode de bords incliné donne de bons résultats.

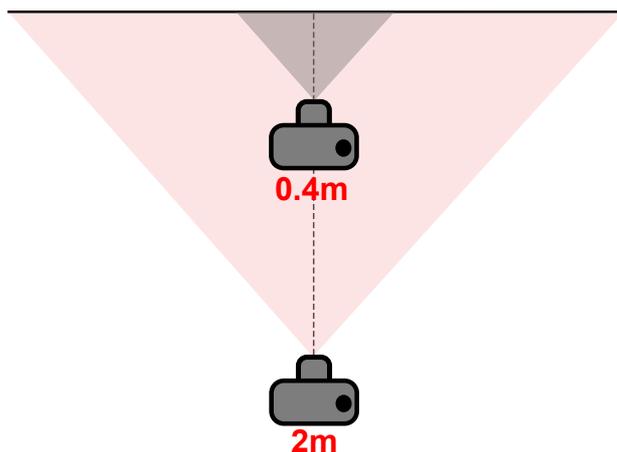


FIGURE 4.21 – Angle solide visible par le capteur en fonction de la distance objet
Angle solide à 2m en rose – Angle solide à 40cm en gris.

Il a donc été nécessaire de réaliser une nouvelle mire de test prenant en compte cet aspect de la mesure de la FTM, ainsi que le banc associé. Ce travail, a pu être réalisé par une stagiaire, Maïlys Fernandez, qui a pu faire les mesures que nous décrirons par la suite.

4.3.3 Mire de test selon la distance

Les conditions pour réaliser une mire qui puisse être fonctionnelle sur un intervalle large de distance sont les suivantes : pour chaque distance de mesure de la FTM, la scène doit avoir des motifs suffisamment gros correspondants aux 50×50 pixels, présenté Figure 4.22b). De plus, ces motifs doivent être répartis sur toute l'image pour permettre

une étude de la FTM en fonction du champ.

En utilisant ces deux critères, une nouvelle mire a donc été créée pour permettre des mesures entre 40 cm et à 2 m de distance. Cette mire est composée d'un damier dont la taille des carrés est réduite à l'approche du centre. Cette mire est présentée Figure 4.22a avec les images prises par le système d'imagerie à 2 m et 40 cm.

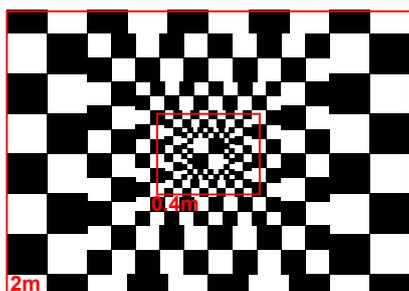


FIGURE 4.22a – Mire de test utilisable à plusieurs distances.

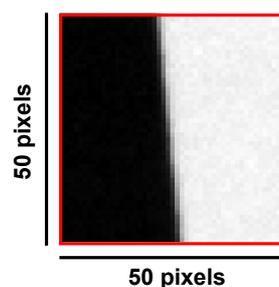


FIGURE 4.22b – Exemple de motif sur une zone de 50×50 pixels.

Cette mire a été imprimée sur un format A0 par un imprimeur afin d'avoir une impression mate de haute qualité. La mire de référence répondant à la norme ISO12233 a aussi été achetée pour pouvoir comparer les résultats.

4.3.4 Banc de mesure

Un banc adapté à la mesure de FTM a été créé. Un rail a été réalisé, ainsi qu'un support coulissant pour s'assurer que la caméra reste centrée sur le centre de la mire. La caméra, positionnée sur le support, fait un angle de 5 degrés par rapport à l'horizontale, pour que les bords de la mire soient observés avec une inclinaison. Un télémètre est aussi positionné pour mesurer la distance objet. Enfin, la scène est éclairée par deux grands panneaux LED, disposés de part et d'autre du rail avec un angle de 45 degrés avec la scène. La scène est alors éclairée uniformément, empêchant que ces variations d'éclairément puissent perturber la mesure, et pour que le capteur travaille sans saturation avec une dynamique maximale.

4.3.5 Protocole de mesure

4.3.5.1 Prise des images

La mire est un damier dont les carrés ont une taille qui se réduit de façon régulière à l'approche du centre de la mire. Seuls les quatre carrés blanc et noir du centre ont une taille importante pour que la mesure de la FTM puisse se faire à toutes les distances. Cette disposition permet la mesure de la FTM avec la même prise de vue pour plusieurs

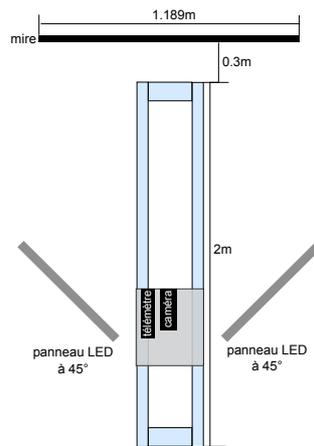


FIGURE 4.23 – Banc de mesure en fonctionnement.

distances, représenté Figure 4.24. Le centre s’agrandit à l’approche de la scène, tandis que les motifs du bord ont toujours la même taille. Elle permet donc une comparaison optimale de la mesure à plusieurs distances. Le protocole de mesure est donc le suivant. Trois images de la scène avec une certaine prise de vue, permettant la mesure de la FTM sur les bords et au centre, est réalisée. Le réglage du tirage pour ces trois images est légèrement différent, de l’ordre de quelques micromètres. Ainsi, au moins une image sur les trois a une FTM élevée au centre. Il est réalisé de tel façon à ce que le centre soit le mieux contrasté. C’est en effet la différence de qualité entre le centre et le bord de l’image qui doit être analysée pour étudier l’impact de la courbure sur la qualité. Le télémètre est alors utilisé pour connaître la distance entre l’objectif et la mire. L’ensemble du système est déplacé par coulissement sur un rail, faisant varier la distance objet. Lorsqu’une prise de vue sensiblement identique est atteinte, trois nouvelles images sont réalisées et le protocole est répété.

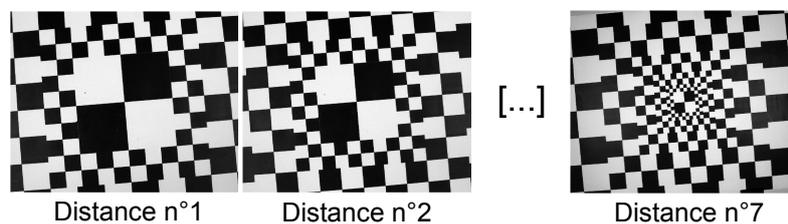


FIGURE 4.24 – Exemple d’une série de mesures à différentes distances objet avec le capteur plan Ref1.

4.3.5.2 Mesure de la FTM

La mesure de FTM se fait de manière locale dans une image, avec une FTM qui change en fonction de la zone de mesure sur l’image. Chaque image sera donc divisée en neuf régions comme selon la Figure 4.25.

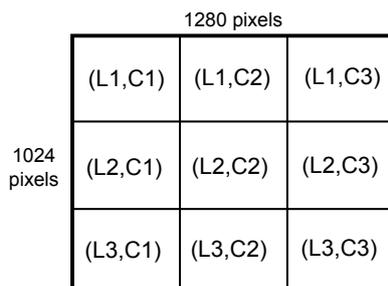


FIGURE 4.25 – Découpage en 9 zones de l'image à analyser.

Chaque zone va correspondre à une mesure de FTM. Puisque les images sont quasiment identiques quelle que soit la distance, la mesure de FTM va toujours s'effectuer sur un endroit particulier de la zone, comme expliqué Figure 4.26. De plus, les images ont été traitées automatiquement avec une méthode de reconnaissance des bords. La méthode utilisée est la corrélation croisée pour reconnaître les coins des damiers (ou des carrés) afin de sélectionner les bords inclinés situés entre ces coins.

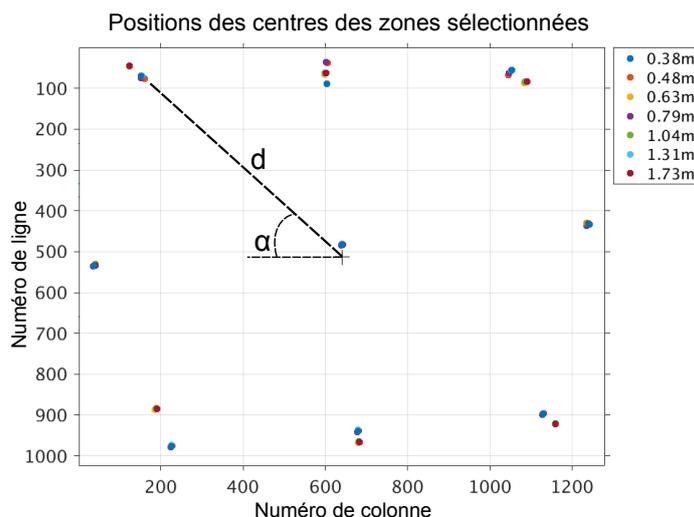


FIGURE 4.26 – Exemple de sélection sur une série en distance avec le capteur plan.

4.3.5.3 Critère de comparaison

Pour permettre une lecture plus simple des résultats, le critère de comparaison utilisé est la FTM30. La FTM30 est la fréquence en cycles par pixel à laquelle la FTM atteint la valeur de 0.3. Le contraste à cette fréquence atteint donc 30%. La Figure 4.27 montre un exemple de courbes FTM obtenues sur une image. Les neuf courbes de FTM correspondent aux bords, un dans chaque zone de l'image, dont l'inclinaison est proche de la verticale. La valeur de FTM30 de chaque courbe est alors la fréquence pour laquelle la courbe atteint 0.3. Cette limite est représentée en pointillé rouge sur la figure. L'utilisation de ce critère permet d'éviter l'étude complète de chacune des courbes de FTM, et donc une

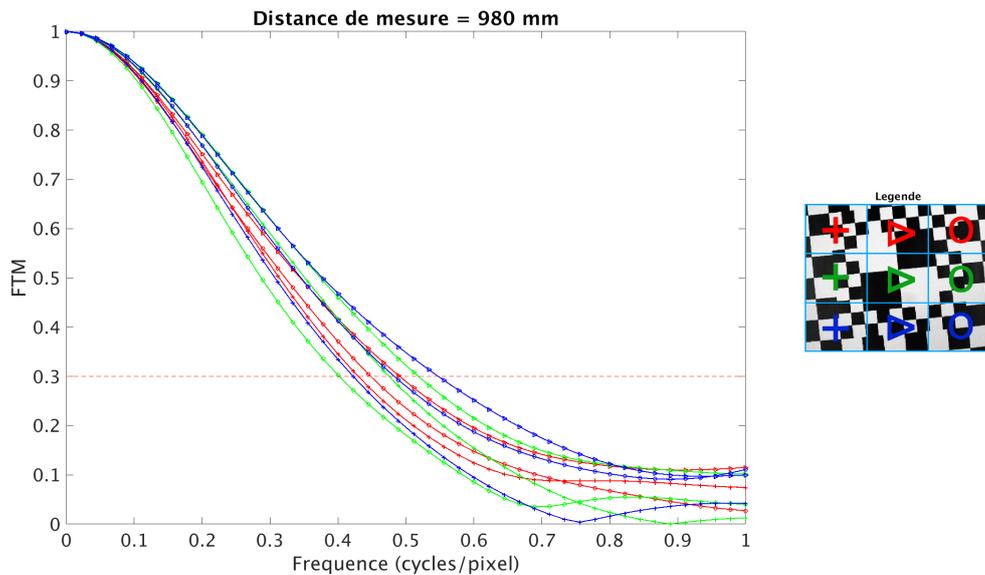


FIGURE 4.27 – Courbes FTM d’une image acquise avec un capteur plan à une distance de 0.98m.

comparaison plus précise des FTM à plusieurs distances.

4.3.5.4 Choix des images à analyser

Les trois images ont été prises avec un réglage du tirage différent, elles donnent donc des courbes de FTM et donc des valeurs de FTM30 différentes. Pour permettre la comparaison de la FTM30 entre le bord de l’image et le centre de l’image, base de notre étude de l’impact de la courbure sur la qualité, c’est donc l’image avec le meilleur tirage au centre qui doit être choisie. Le protocole de l’analyse des images a donc été le suivant. Toutes les images pour une distance de la scène sont analysées. La FTM30 est notamment calculée au centre pour les trois images avec un réglage du tirage différent. L’image avec la FTM30 au centre le plus grand est choisie. Les trois images prises pour une autre distance de scène sont analysées en répétant les mêmes étapes précédentes. La FTM30 pour chacune des zones en fonction de la distance de la scène est tracée. Un exemple du choix des images est présenté Figure 4.28. Cette étude ne cherche donc pas à avoir les images optimales. Les images optimales prises par le système d’imagerie consisterai à avoir une qualité de l’image optimale sur toute l’image et non seulement au centre.

Ce protocole de mesure a donc été utilisé pour prendre les images puis les analyser. Il peut être utilisé pour n’importe quel système optique dont l’analyse de sa qualité image en fonction de la distance de la scène est nécessaire, améliorant donc les techniques de mesure de qualité pour ces systèmes.

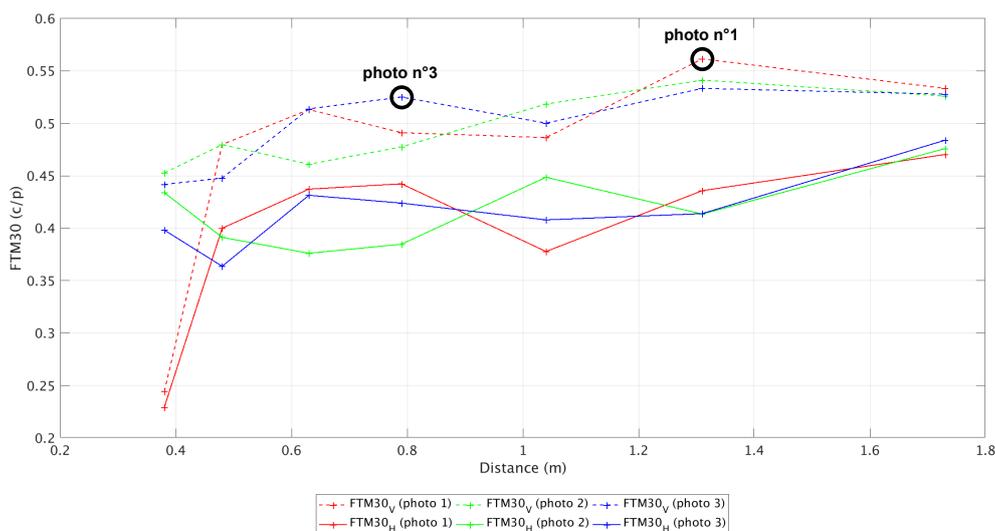


FIGURE 4.28 – FTM30 au centre en fonction de la distance objet sur l'ensemble de la série avec capteur plan.

4.3.6 Résultats obtenus

Deux systèmes d'imagerie ont été utilisés dans cette étude. Ces deux systèmes ont été présentés dans le chapitre 3, l'un a un capteur plan (63779 de Edmund Optics), l'autre est le système fabriqué avec le support anodisé noir. Pour cette étude, les deux systèmes sont intégrés au module capteur de e2v. Pour le système avec capteur plan, c'est la monture d'e2v qui a été utilisée, légèrement adaptée avec une pièce réalisée à l'imprimante 3D pour que le tirage corresponde aux besoins du système pour ces distances de travail. Pour le système avec capteur courbe, c'est le support intermédiaire modifié qui a été utilisé, ce système ayant déjà été présenté dans le chapitre 3. Les deux systèmes optiques ont des caractéristiques optiques légèrement différentes. Le champ de vue n'est pas exactement le même puisque les deux systèmes n'ont pas exactement la même focale, 11.7 mm pour le système capteur plan, 12,5 mm pour le système capteur courbe. Les distances à la scène pour avoir la même prise de vue, détaillée dans le protocole, ne sont donc pas les mêmes entre les deux systèmes. Les images sont prises aux distances suivantes :

Distance n°	1	2	3	4	5	6	7
Capteur plan	0.32m	0.42m	0.57m	0.73m	0.98m	1.25m	1.67m
Capteur courbe	0.39m	0.48m	0.65m	0.81m	1.08m	1.36m	1.81m

TABLE 4.5 – Tableau donnant les distances de prises d'images par rapport au système optique.

Enfin, le système optique fabriqué a été utilisé avec plusieurs capteurs courbes. Sur les trois capteurs courbes qui ont pu être fonctionnels, deux l'étaient au moment des mesures

de FTM, PW3 et M1, avec respectivement une cale de courbure $R=65$ mm et $R=55$ mm. À l'origine, l'étude devait se faire sur un plus grand nombre de capteurs courbes, avec des rayons de courbures variant de 45 mm à 65 mm avec un pas de 5 mm entre les rayons de courbure. Cette étude aurait permis de déterminer la distance idéale à la scène pour chaque courbure de capteur et de retracer l'évolution de la courbure de la surface image en fonction de la distance. Cette étude ne pourra pas être réalisée avant la fin de la thèse, notamment à cause des problèmes de fabrication des capteurs courbes décrits dans le chapitre précédent.

4.3.6.1 Capteur plan

Le protocole de mesure de la FTM30, décrit plus tôt, a été utilisé pour le système Edmund Optics avec un capteur plan. Ce système donne les résultats suivants, en fonction de la zone où la mesure a été réalisée. Les notations que nous utiliserons pour désigner chacune des zones de l'image sont indiquées Figure 4.29.

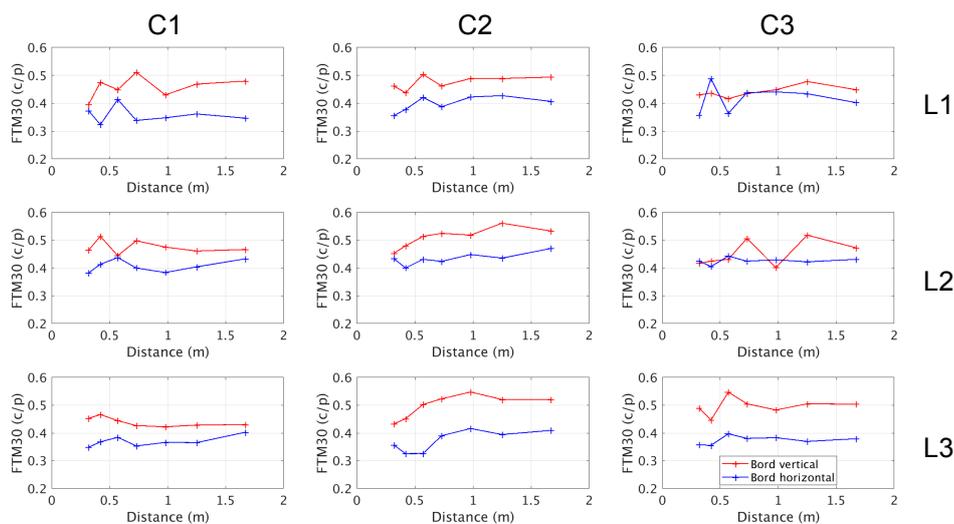


FIGURE 4.29 – FTM30 en fonction de la distance sur les 9 zones pour le capteur plan Ref1.

La FTM30 reste globalement stable en fonction de la distance, avec malgré tout une légère baisse de sa valeur, du moins une instabilité, dans certaines zones pour les distances proches, inférieures à 1 m. La valeur de FTM30 se situe souvent juste avant 0,5 qui est la fréquence de Nyquist, définissant la qualité maximale pour le système. Enfin les mesures de la FTM pour les bords verticaux et les bords horizontaux ne donnent pas les mêmes valeurs, avec globalement une réponse inférieure pour le bord vertical. Cela peut s'expliquer par la non symétrie de la réponse des pixels, et des différences optiques liées aux aberrations. Enfin, la FTM30 proche du centre est légèrement supérieure pour la zone du centre, confirmant les variations de résolution en fonction du champ.

4.3.7 Capteurs courbes

Le système optique fabriqué a une courbure de la surface image variable en fonction de la distance de la scène. Pour rappel, cette courbure théorique est décrite Figure 4.30 pour les distances de l'expérience.

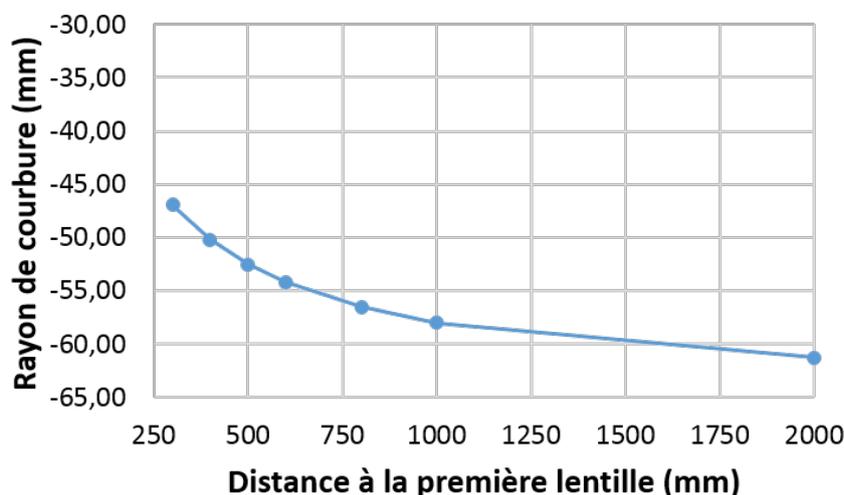


FIGURE 4.30 – Évolution de la courbure de la surface image en fonction de la distance entre la première lentille et l'objet imagé.

Le capteur PW3 a un rayon de courbure d'environ 65 mm. D'après la Figure 4.30, ce capteur n'est donc pas adapté pour ces distances de fonctionnement si on ne tient pas compte de la profondeur de foyer. En tenant compte de la profondeur de foyer, la qualité de l'image doit se réduire à partir de 1500 mm en bord de champ (C1L1, C3L1, C1L3, C3L3), au moment où la différence de rayon de courbure est inférieure à 5 mm. Les zones intermédiaires (C2L1, C1L2, C3L2, C2L3) sont situées moins loin du centre que le coin. La différence en rayon de courbure autorisée est de 14 mm à la verticale du capteur (C2), située à environ 2,75 mm du centre. La FTM30 se réduirait alors pour les mesures en-dessous de 500mm. À l'horizontale (L2), la différence de courbure diminue pour atteindre 9 mm environ, ces zones étant situées à 3,4 mm du centre. La FTM30 se réduirait pour les distances en-dessous de 750 mm environ. Pour le capteur M1, qui a une courbure globale de 51,6 mm, la qualité sur toute l'image devrait être correcte jusqu'à 1 m avant de chuter sur les coins. Les zones intermédiaires ne devraient pas perdre en qualité.

4.3.7.1 Capteur courbe PW3

La Figure 4.31 montre les résultats d'analyse FTM30 de la série de mesure faite avec le système d'imagerie avec le capteur PW3.

La qualité de l'image est variable en fonction de la zone étudiée. Pour les zones situées sur la ligne L1, la FTM30 est globalement élevée pour les grandes distances et s'affaiblit

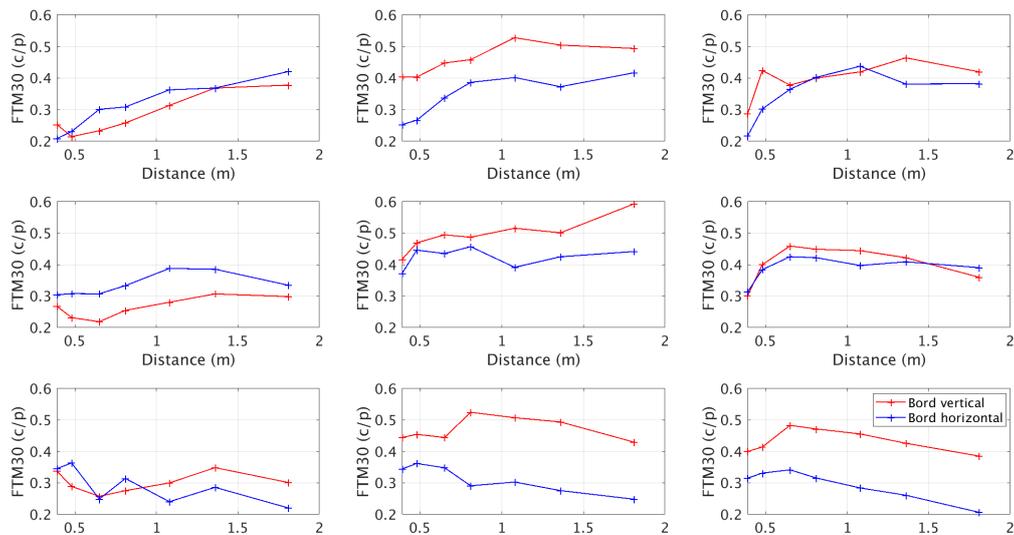


FIGURE 4.31 – FTM30 en fonction de la distance sur les 9 zones pour le capteur courbe PW3.

lorsque la distance est plus courte. La chute de la FTM30 est différente en fonction de la colonne. Pour C1L1, celle-ci apparaît dès 1,5 m de distance. Pour les deux autres zones, C2L1 et C3L1, la chute de la qualité se situe à moins d'un mètre. Pour la ligne L2, la FTM30 est globalement stable pour toutes les distances. Pour C1L2, la FTM30 est globalement plus faible que les deux autres zones avec des bords horizontaux mieux résolus. Enfin pour la ligne L3, le comportement de la qualité n'est pas du tout celui attendu. C1L3 a une qualité faible pour toutes les distances. C3L3 a une FTM30 qui augmente pour les distances plus proches, tout comme C2L3 dans de moindre proportions.

Ces résultats montrent que la variation de la qualité de l'image est associée à la courbure variable de la surface image mais aussi à un autre phénomène. Pour la ligne L1, les résultats semblent plutôt en accord à ce qui a été prédit. Pour la ligne L2, le centre est aussi en accord, mais les zones C1L2 et C3L2, donnent des résultats non symétriques, la colonne 1 ayant des valeurs de FTM30 plus faibles. Enfin la ligne 3 a des résultats à l'opposé de ce qui est prédit, avec une montée de la qualité de l'image sauf pour C1L3 où la FTM30 est faible. Une interprétation possible pour expliquer ce phénomène est l'ajout d'un décentrement ou d'un tilt entre le capteur et le système optique. La Figure 4.32 illustre ce phénomène dans le cas du décentrement. Pour des distances de plus en plus courtes, le rayon de courbure diminue ce qui entraîne une augmentation du défocus sur le haut de la scène. Dans le même temps, le défocus sur le bas de la scène va diminuer puisque le décentrement a décalé le défocus dans la direction z (de l'axe optique). Cela expliquerait l'évolution normale de la ligne L1 et l'évolution inverse de L3. De plus, comme globalement c'est la colonne C1 qui a des valeurs les plus faibles, ce décalage peut aussi être présent dans la direction horizontale.

D'autres phénomènes peuvent participer à cette moindre qualité de l'image tel qu'un

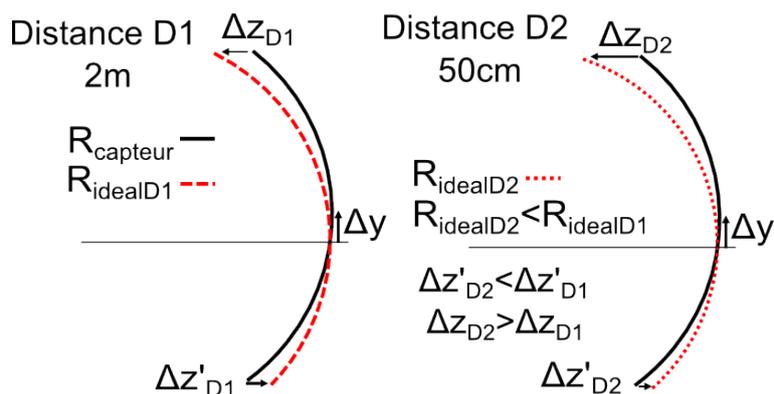


FIGURE 4.32 – Schémas explicatifs montrant l'influence d'un décentrement sur le défocus en bord d'image.

mauvais alignement des lentilles, comme le problème de collage noté entre les deux premières lentilles du triplet. La thèse du défocus ou tilt est par contre privilégiée du fait de la sensibilité à ce phénomène et du manque de précision remarqué pendant la fabrication.

4.3.7.2 Capteur courbe M1

Le capteur M1 a été utilisé pour réaliser les mêmes mesures de FTM que le capteur PW3. Seulement, cette analyse n'a pas été permise du fait de la réponse du capteur. Si des images pouvaient être prises, la répartition des nuances de gris des pixels n'était pas conforme à un capteur normal. L'histogramme des nuances de gris 4.33 montre ce phénomène. La courbe en noire correspond à l'histogramme de l'image tandis que la courbe en gris correspond quant à elle au logarithme de l'histogramme. Certains niveaux de gris ne sont jamais atteints, avec une forte discontinuité comme entre les zones a et b.

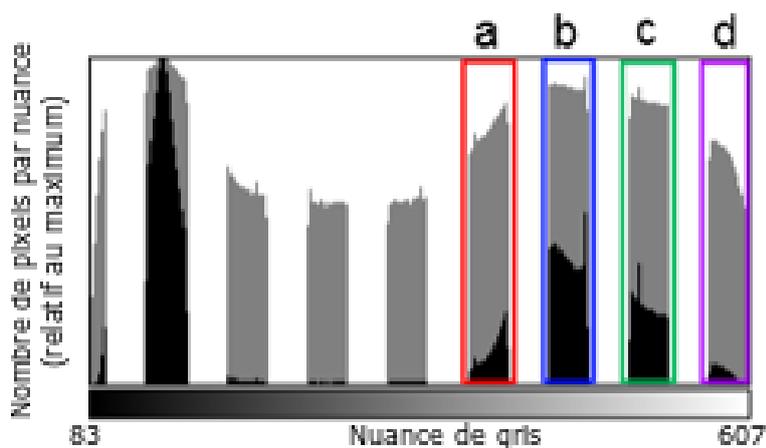


FIGURE 4.33 – Exemple d'histogramme produit par le capteur M1.

Après quelques essais avec le protocole de mesure de FTM, aucun résultat valide n'a pu être extrait réduisant encore plus l'étude de la courbure en fonction de la courbure du capteur.

4.3.8 Détermination de la courbure idéale

La courbure idéale théorique que devrait avoir le capteur en fonction de la distance est connue et présentée Figure 4.30. Une nouvelle expérience a été réalisée pour essayer de caractériser celle-ci en utilisant cette fois un capteur plan.

4.3.8.1 Principe d'acquisition

Le principe d'acquisition est décrit avec la Figure 4.34. Comme nous avons pu le détailler dans le chapitre 2, lorsqu'un capteur plan est utilisé alors que la surface image est théoriquement courbe, la surface objet va suivre une forme particulière. La forme de la surface objet est alors déterminée par le conjugué de la surface image paraxiale opposée à la courbure de la surface image réelle. Sur la Figure 4.34, la surface objet théorique serait le conjugué d'un cercle avec un tirage particulier. En gardant le même tirage mais en déplaçant le plan objet, les zones nettes sur l'image vont se trouver progressivement dans le champ. En sachant cette position, il est alors possible de retrouver la surface objet correspondante et enfin la sphère paraxiale à l'origine de la courbure de la surface objet.

Le protocole de mesure est donc le suivant. Le système optique fabriqué anodisé noir est placé devant la scène à 474 mm, associé à un capteur plan. Le tirage est réglé pour avoir une zone nette au centre de l'image. Une image est prise. La caméra est déplacée d'une certaine distance, avec un pas de 30 puis de 20 mm, déplaçant la zone nette sur l'image, sans changer le tirage entre le système optique et le capteur plan. De nouvelles images à des distances différentes sont prises jusqu'à ce que le bord de l'image soit net.

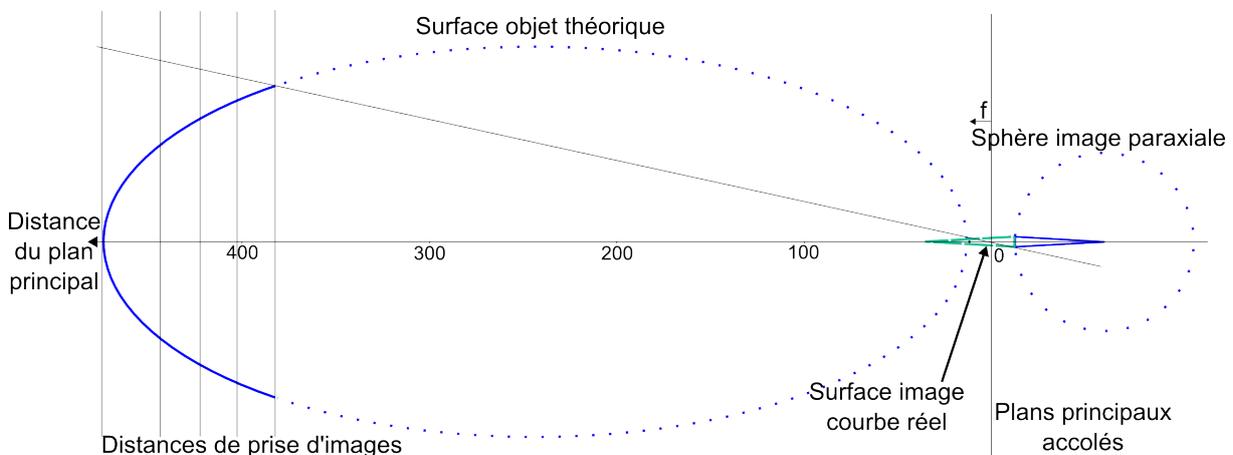


FIGURE 4.34 – Description de la surface objet du système optique réalisé utilisant un capteur plan.

4.3.8.2 Surface objet et capteur plan

Le protocole précédent a été utilisé pour une série de mesure entre 474 mm et 382 mm du plan principal.

La Figure 4.35 montre un exemple d'une image prise à une certaine distance. Cette image comporte une partie supérieure (n°1) et une partie inférieure (n°2) qui sont traitées différemment du fait d'une dissymétrie observée sur l'image.

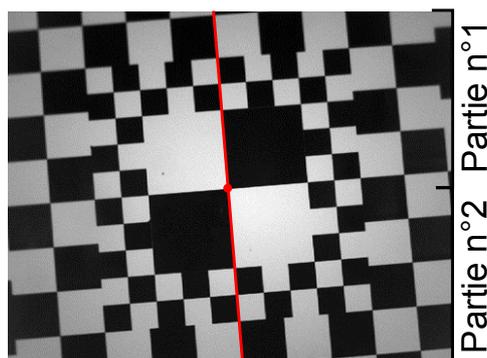


FIGURE 4.35 – Ligne de relevé des points de netteté pour déterminer la courbure idéale du système optique.

Pour chaque image, la zone de netteté est étudiée et le point de passage d'une zone nette à une zone floue est noté, caractérisé par un bord plus large en pixel. Ces points sont notés dans le tableau suivant, en ne donnant ici que la frontière externe de cette zone.

Distance au plan principal (mm)	Distance au centre (mm)	
	Partie n°1	Partie n°2
474,3	0,93	1,07
443,3	1,40	1,53
422,3	1,65	1,96
402,3	2,13	2,35
382,3	2,50	2,70

TABLE 4.6 – Tableau décrivant les limites supérieures des zones nettes sur le capteur dans l'image en fonction de la distance au plan principal.

Ces points nous donnent donc la profondeur de foyer observée pour le capteur plan lorsque la surface image est courbe. En reprenant les formules de défocus associées à la profondeur de foyer, il est alors possible de revenir au point de passage du tableau. Pour le point situé au centre, le calcul se résume à faire correspondre la profondeur de foyer et la flèche d'un arc de cercle faisant la longueur indiquée dans le tableau. Pour les points du champ, il faut d'abord calculer le conjugué du cercle paraxial, pour trouver l'ellipse objet correspondante. Il faut ensuite faire l'intersection entre l'ellipse objet et les plans de la scène situés à des distances particulières du plan principal. Ces points sont alors de

nouveau conjugués pour en connaître leur position sur la surface image. Et c'est à partir de ces points que la zone de netteté est fixée en leur associant une profondeur de foyer. Le point limite à la profondeur de foyer est retrouvé dans le tableau précédent.

Cette procédure a donc été appliquée avec les données du tableau précédent. On observe déjà une dissymétrie entre la partie supérieure et la partie inférieure de l'image. Nous prendrons comme hypothèse dans nos calculs qu'il n'y a pas de tilt ni de décentrement malgré cette dissymétrie indique plutôt un phénomène de ce type. De plus, les longueurs de l'arc seront prises comme étant des hauteurs pour simplifier les calculs, la différence entre les deux étant faible pour ces tailles de l'arc. Enfin, le capteur plan possède un capot de verre qui pourrait entraîner des modifications de comportement pour les zones dans le champ. Nous ferons l'hypothèse que ces effets sont négligeables pour la courbure, même si une différence est observée en simulation, cette différence n'ayant pas été étudiée de façon générale.

Les rayons de courbure trouvés pour la sphère sont les suivants pour la partie supérieure (n°1) de l'image : Pour la première image pour un point situé sur l'axe optique, le rayon de courbure du cercle paraxial est de 46 mm, tandis que pour les points situés sur l'axe, après calcul du conjugué, les rayons de courbure sont respectivement de 30 mm, 30 mm, 34 mm, et 36 mm, lorsque la distance au plan principal se réduit. Pour la partie inférieure, les résultats dans le même ordre sont : 55 mm pour la première image, puis 37 mm, 40 mm, 41 mm et 42 mm.

De plus, lorsque le système est simulé avec un capteur plan, l'ellipse correspondant à la surface objet a un rayon de courbure de 48 mm environ, à comparer avec la courbure de la surface image qui est de 51 mm. Ainsi, les simulations montrent que les aberrations d'ordre supérieur du système, qui n'étaient pas prises en compte dans le chapitre 2, ont tendance à réduire le rayon de courbure de la surface objet par rapport au rayon de la surface image. Pour rappel, dans le chapitre 2, les deux rayons sont au quatrième ordre égaux.

Ainsi, le rayon de courbure trouvé expérimentalement correspond au rayon de courbure attendu avec des différences selon la méthode de mesure. Pour la première image, où la transposition avec le conjugué n'est pas effectuée, le rayon de courbure observé semble correct puisqu'on trouve une moyenne de 50 mm entre les deux parties de l'image, à comparer avec 48 mm trouvé en simulation.

Pour ce qui concerne les points situés dans le champ, la différence est d'environ 15 mm par rapport à la première image. Ce phénomène n'est pas entièrement compris, et peut-être lié à de nombreux paramètres. La dissymétrie observée peut avoir un effet plus important sur la surface objet. Cela peut provenir du capot de verre sur le capteur plan. La profondeur de champ peut aussi être influencée par cette dissymétrie, et évoluer en fonction du champ alors que je l'ai prise constante pour toutes les images. Ou plus sim-

plement, l'analyse de la zone nette n'est pas optimale pour ces images. D'autres analyses sont donc nécessaires pour comprendre la différence observée et une analyse de la FTM des images a pu être réalisée pour étudier la dissymétrie.

4.3.8.3 Analyse par la FTM

Le calcul de la FTM a pu être réalisé sur la même portion des images, c'est-à-dire la droite inclinée verticale, Figure 4.35. Six zones sur cette droite ont été sélectionnées pour qu'il y ait une symétrie entre la partie supérieure et la partie inférieure de l'image. Par contre, les images avec des distances plus courtes ont une prise de vue différente ce qui empêche d'avoir la caractérisation de la FTM sur exactement le même bord incliné. La Figure 4.36 montre la position de ces zones sur la première image de la série, prise à 0.474 m.

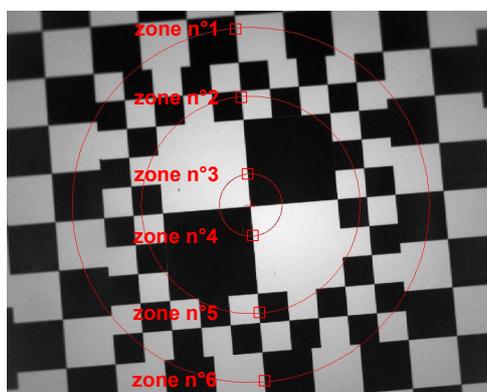


FIGURE 4.36 – Exemple de zone de travail pour l'analyse FTM sur une image acquise à 474 mm.

Les courbes de FTM30 en fonction de la distance d'acquisition sont présentées Figure 4.37. Les courbes sont tracées en fonction de la distance objet, et sont de même couleur

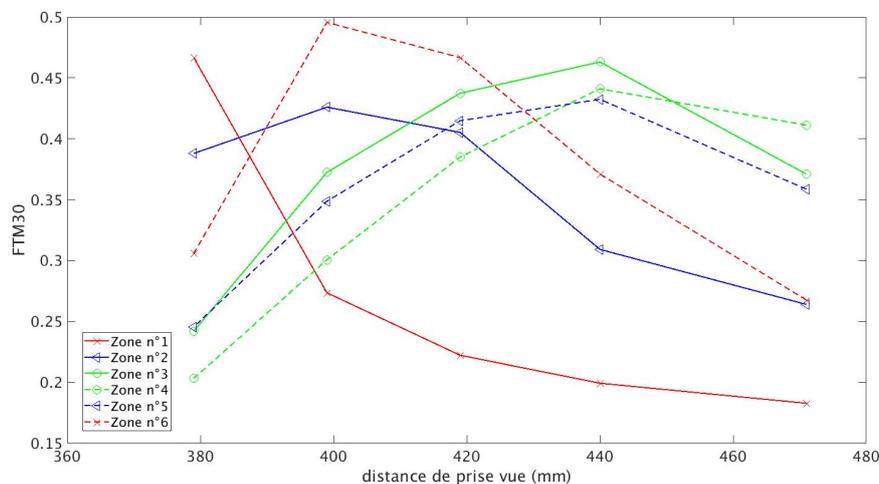


FIGURE 4.37 – Courbes FTM30 suivant la droite centrale proche de la verticale.

si elles ont la même distance par rapport au centre de l'image. Les pointillés permettent la différenciation entre la partie supérieure de la partie inférieure de l'image.

Comme attendu, la FTM30 au centre est supérieure pour les distances élevées, puis diminue lorsque la distance diminue. Pour les zones dans le champ, les zones de la partie supérieure ont une FTM30 élevée pour des distances plus lointaines que pour la partie inférieure. Cette dissymétrie peut s'expliquer par un tilt du capteur par rapport au système optique, présenté Figure 4.38.

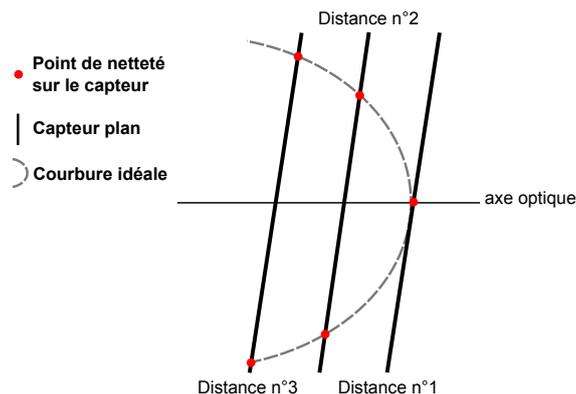


FIGURE 4.38 – Tilt pouvant expliquer la dissymétrie. Notons que ce n'est pas le capteur qui se déplace mais la surface image.

Dans le cadre de l'hypothèse d'un tilt, la dissymétrie devrait disparaître suivant une droite proche de l'horizontale. Une seconde analyse FTM dans cette direction est alors réalisée. De même que précédemment, les zones sont sélectionnées afin d'être le plus symétriques par rapport au centre. Un exemple de zones est donné Figure 4.39

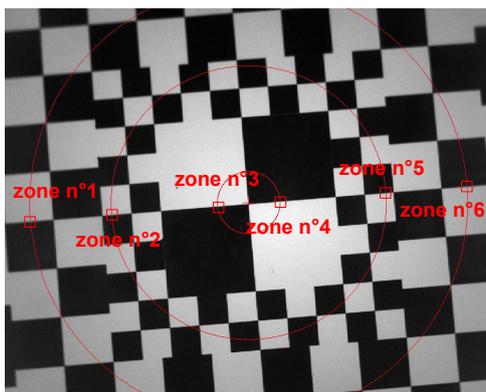


FIGURE 4.39 – Exemple de zones de travail pour l'analyse FTM sur une image acquise à 474 mm.

Les courbes de FTM30 en fonction de la distance d'acquisition sont présentées Figure 4.40.

Dans ce cas, la FTM30 est élevée pour les zones proches du centre dans un premier temps (zones n°3 et n°4), puis pour les zones n°2 et n°5 pour terminer sur les zones n°1

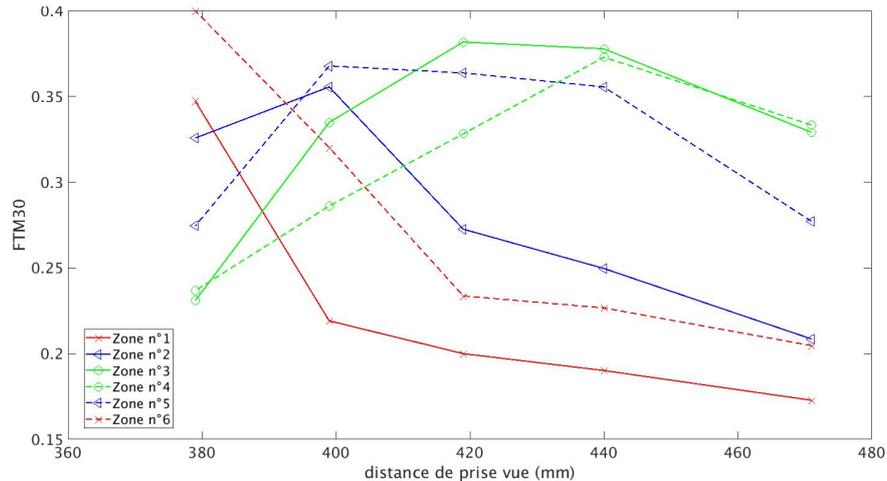


FIGURE 4.40 – Courbes FTM30 suivant la droite centrale proche de l’horizontale.

et n°6. La dissymétrie n’est donc pas observée ce qui peut confirmer qu’un effet de tilt est présent entre le système optique et le capteur plan.

Finalement, si la dissymétrie semble comprise pour ce système, l’étude de la surface objet reste complexe. D’autres analyses seraient nécessaires pour déterminer plus précisément l’origine de la profondeur de foyer dans le champ pour le cas particulier des capteurs courbes, ainsi que l’effet du capot de verre.

4.4 Conclusion sur la caractérisation

Premièrement, ce sont les caractérisations de la courbure mécanique du capteur qui ont pu être réalisées. Ainsi deux paramètres clés ont été mis en évidence, la différence de courbure et l’écart à la sphère. Pour le premier paramètre, la différence trouvée entre la courbure attendue et la courbure mesurée est faible, comprise dans la profondeur de foyer trouvé dans le chapitre 3. Par contre, en y additionnant l’écart à la sphère, celle-ci dépasse le critère. Le capteur n’atteint donc pas encore les critères pour un fonctionnement avec un système possédant une ouverture importante.

Deuxièmement, ce sont les caractérisations électro-optiques du capteur qui ont été analysées. Les autres capteurs courbes que le LA2P a pu réaliser avaient montré une différence au niveau du courant d’obscurité. C’est donc plus spécifiquement cette caractéristique qui a été analysée pour les capteurs courbes e2v. Et en effet, un changement a pu être observé avec une baisse du courant d’obscurité pour le capteur courbe par rapport au capteur plan. Cette valeur doit par contre être confirmée avec d’autres échantillons car la différence pourrait venir d’une variabilité statistique entre capteurs. L’autre valeur caractérisée, le dark shot noise, ou bruit de lecture dans le noir avec un temps d’exposition de zéro, n’a pas montré de changements. Enfin, aucune cartographie a été corrélée à une

signature de contraintes.

Enfin, le système a été caractérisé en terme de qualité de l'image. Pour étudier la courbure variable de la surface image en fonction de la distance de la scène, une nouvelle méthode de mesure de la fonction de transfert de modulation (FTM) en fonction de la distance a dû être développée. Pour cela, un banc de test a été fabriqué, une nouvelle mire a été réalisée pour la détermination de la FTM quelque soit la distance de la scène. La méthode de calcul de la FTM du bord incliné en projection inverse a ensuite été utilisée sur deux systèmes, une référence avec un capteur plan et le système fabriqué utilisé avec un capteur courbe, de courbure 65 mm.

La calcul de la FTM30 a pu alors être réalisé pour plusieurs distances situées entre 0,4 m et 2 m. Le capteur courbe ayant une courbure fixe alors que la surface image du système avait une courbure variable, une différence de qualité de l'image était attendue selon la distance de la scène. Une baisse de la qualité a bien été observée pour les distances plus proches, où la surface image ne correspond plus à la courbure du capteur. Les résultats montrent aussi une qualité de l'image asymétrique en fonction de la zone observée sur celle-ci. Cette asymétrie a été expliquée, en évoquant notamment un décentrement ou un tilt du capteur par rapport au système optique.

Enfin, une nouvelle méthode de mesure de la courbure de la surface image a été proposée. Elle consiste à étudier les zones nettes et floues sur les images en fonction de la distance de la scène pour un tirage donné. Cette méthode a permis de caractériser la courbure de la surface image pour une distance de la scène de 0,474 m. Si certaines mesures semblent en accord avec les simulations, les points dans le champ en sont assez éloignés. Et encore une fois, un problème de tilt a été observé dans cette configuration.

Finalement, la qualité des images prises avec un système utilisant un capteur courbe dépend grandement de l'alignement entre le système optique et le capteur. On a pu ainsi montrer que ce facteur influe bien plus sur la qualité que la différence de courbure mécanique ou l'écart à la sphère. C'est donc sur ce point que l'étude des systèmes avec capteurs courbes doit être approfondie pour permettre l'obtention de meilleures qualités de l'image.

Bibliographie

- [1] B. Chambion, S. Caplet, J. M. Kopfer, A. Vandeneynde, W. Diels, A. de Kerckhove, P. Peray, D. Henry, "Curved Full-Frame CMOS Sensor : Impact on Electro-Optical Performances ", ESTC 2018
- [2] S. Lombardo, T. Behaghel, B. Chambion, W. Jahn, E. Hugot, E. Muslimov, M. Roulet, M. Ferrari, C. Gaschet, S. Caplet, D. Henry, "Curved detectors developments and characterization : application to astronomical instruments", Proc. SPIE 10709, 107090U (2018)
- [3] Janesick, James R. Photon Transfer : DN [λ]. Bellingham, Wash : SPIE, 2007.
- [4] <https://www.e2v.com/products/imaging/cmos-image-sensors/ev76c560/>
- [5] H. Tian, "Noise analysis in CMOS image sensors" PhD thesis, Stanford university, (2000)
- [6] D. B. Holt, B. G. Yacobi, "Extended Defects in Semiconductors Electronic Properties, Device Effects and Structures", Cambridge university Press , (2014)
- [7] Y. Okano, "MTF Analysis on Digital Still Camera and its Measurement", Journal of The Society of Photographic Science and Technology of Japan 60 (14), 232-240 (1997).
- [8] S. Birchfield , "Reverse-Projection Method for Measuring Camera MTF", Electronic Imaging 14(8), 105-112 (2017).
- [9] Padgett, R. and Kotre, C. J., "Development and application of programs to measure modulation transfer function, noise power spectrum and detective quantum efficiency" ,Radiation Protection Dosimetry, 2005.
- [10] Mire provenant de <http://www.imatest.com/>
- [11] T. W. Ridler et S. Calvard "Picture Thresholding Using an Iterative Selection Method", IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics, 8(8), 630-632, (1978).

Conclusion générale et perspectives

Dans ce chapitre de conclusion, le bilan de ces trois années de travail est dressé. Chacun des points sera abordé, détaillant la démarche qui a été suivie, ainsi que les résultats obtenus. Enfin, des axes de développement seront proposés en perspectives.

Pour comprendre l'impact que peut avoir la courbure des capteurs sur la qualité de l'image ou sur l'ensemble des paramètres techniques du système d'imagerie, une méthodologie d'étude a été proposée, comprenant les différentes étapes du processus de formation de l'image. Ainsi, plusieurs éléments d'impact ont été mis en évidence, tels que la variabilité de la scène, les aberrations optiques, l'angle d'incidence des rayons sur le capteur et une comparaison avec les systèmes de vision naturelle a été produite. De plus, en retraçant l'évolution technique des capteurs dans l'histoire, le choix d'une méthode de fabrication des capteurs courbes est réalisé, la courbure monolithique, donnant une limite mécanique à la courbure qui sera déterminée durant la thèse.

Dans un deuxième temps, ces éléments mis en évidence ont été approfondis de façon théorique. Ainsi les équations paraxiales ont permis de faire un lien entre la forme de la surface objet et la forme de la surface image. Les aberrations optiques ont ensuite été détaillées, permettant de définir une surface image courbe idéale. La variabilité de la scène a de nouveau été développée dans le cadre d'un système avec aberrations. L'évolution de la courbure idéale en fonction de la distance de l'objet a été explicitée de façon particulière, pour une lentille avec un diaphragme d'ouverture sur la première surface, ou de façon générale, montrant une évolution polynomiale de second ordre de cette courbure par rapport à la pente d'entrée du rayon marginal. Pour le cas de la lentille simple, une étude systématique a été réalisée montrant la puissance de l'outil pour déterminer les zones de faible astigmatisme, ou encore les zones où la courbure évolue peu. Pour l'exemple considéré, il a ainsi été démontré que la courbure de la surface image idéale n'était jamais stable en fonction de la distance de la scène. Pour le cas général, il a été démontré que seuls les systèmes sans astigmatisme pouvaient avoir une courbure stable. Le lien avec les équations paraxiales développées précédemment a ensuite été réalisé, donnant la forme de la surface objet en combinant surface image courbe et capteur plan. Une nouvelle façon d'interpréter la courbure de Petzval a ensuite été réalisée, montrant le lien fort qui existe

entre celle-ci et la longueur focale. Cette longueur étant liée à la compacité du système, une étude de la compacité des systèmes en fonction de la courbure de Petzval a été réalisée. Celle-ci a montré que la courbure du capteur permettait d'obtenir plus de possibilités de design avec de fortes compacités. D'autres paramètres tels que l'éclairement, le champ de vue ont pu être étudiés, notamment en s'inspirant des systèmes naturels. Enfin, ce sont les limites mécaniques de déformation sphérique du capteur qui ont été modélisées et vérifiées expérimentalement, montrant l'origine de la limite de courbure des capteurs.

Si chacune de ces théories a montré un impact de l'utilisation de la courbure du capteur sur le système d'imagerie, il est nécessaire, pour avoir un point de vue général sur la question, de créer des liens entre chacune de ces théories. Pour cela, une méthode de conception optique incorporant les théories développées a été créée. Celle-ci débute par l'étude mécanique de déformation du capteur. Ainsi les limites de rayon de courbure pour différentes tailles et épaisseurs de capteur sont calculées. Connaissant ces limites, il est alors possible d'exprimer de façon générale les gains en compacité et en champ de vue. Le choix de réaliser un système compact de haute résolution est donc fait, et pour cela un point de départ connu pour ses grandes performances, le système monocentrique est choisi. Ce système optique possédant une surface image courbe, il est alors possible de calculer son champ de vue en fonction des limites de courbure du capteur, montrant alors un champ de vue faible. Des modifications sont donc nécessaires pour un champ de vue plus grand. Les diagrammes de compacité en fonction de la courbure de Petzval sont alors utilisés, permettant de faire un choix sur l'architecture générale du système. Cette architecture dite "+ -", signifiant que le système optique est composé d'un groupe de lentilles de vergence positive suivi d'un groupe de vergence négative, permet alors d'avoir une compacité importante, et son champ de vue peut être augmenté grâce à une courbure du capteur. La conception d'un design a donc été réalisée grâce à un logiciel de tracé de rayon, en prenant compte des limites mécaniques du capteur et des différents changements dus à sa courbure. Un large spectre de systèmes possédant la même architecture a donc été réalisé, montrant certaines limites de design selon les paramètres optiques, tels que l'ouverture, la focale, le champ de vue, ou l'évolution de la courbure en fonction de la distance. C'est finalement un système optique dont la courbure évolue en fonction de la distance qui a été choisi pour la fabrication afin de permettre l'étude de ce paramètre avec un système réel. Dans ce but, les tolérances du système ont été établies, impliquant l'utilisation de nouvelles tolérances pour la courbure, qui sont la différence de courbure et l'écart à la sphère du capteur ainsi que le tilt et le décentrement du capteur. Après cette étude, le système a donc pu être fabriqué. Les étapes ont été décrites, et malgré un problème au niveau de l'opto-mécanique, le système a pu réaliser des images.

La dernière étape a alors été une étape de caractérisation du système. La forme des capteurs a été analysée, permettant de savoir si les capteurs étaient conformes aux tolé-

rances exigées. Les paramètres d'écart à la sphère et de différence de courbure combinés ont été analysés comme dépassant légèrement les limites de profondeur de foyer choisies pour le système. Les caractéristiques électro-optiques du capteur fonctionnel ont été analysées, montrant alors une légère amélioration du courant d'obscurité pour la capteur courbe. Enfin la caractérisation de la qualité de l'image a été effectuée. La courbure du capteur fonctionnel étant fixe et la courbure de la surface image évoluant avec la distance, cette étude s'est donc concentrée sur l'impact d'un changement de courbure de la surface image par rapport à la courbure du capteur dans le cas d'une variation de la distance. Une nouvelle méthode de caractérisation a donc été conçue pour comprendre ce phénomène. Finalement, l'image créée par le système optique a une qualité dissymétrique, montrant l'importance de l'alignement entre l'optique et le bloc imageur. De plus, la surface objet a été étudiée avec un capteur plan permettant de retrouver avec les relations de conjugaison le rayon de courbure théorique de l'image. Ces résultats correspondent en partie à ce qui a été simulé mais des différences pour les points du champ subsistent montrant que les relations ne sont pas entièrement correctes pour ces mesures, perturbées par un tilt probable.

Finalement, ces trois années de thèse ont permis une étude sur un grand nombre de paramètres, comprenant l'ensemble de la chaîne de formation d'une image. Cette étude a été développée selon plusieurs axes, théorique dans un premier temps, puis expérimentale. L'aspect théorique montre de nombreux points de développement liés à la courbure, donnant de nombreuses clés importantes pour la réalisation de systèmes optiques. La partie expérimentale montre qu'il est possible de réaliser des images avec des capteurs courbes et que l'alignement est crucial pour de tels systèmes.

Ce travail ouvre plusieurs perspectives. Comme annoncé dans le chapitre 1, la partie sur le traitement informatique de l'image n'a été abordée qu'à travers la détermination de la qualité de l'image, et du lien surface image-objet. Ce lien établi entre la courbure de la surface image et la forme de la surface objet serait en effet prometteur pour établir des reconstructions en trois dimensions de la scène observée et une courbure variable donnerait un aperçu large sur la spatialité de celle-ci. Pour cela, il reste malgré tout à améliorer l'étude de la profondeur de foyer dans le champ avec un capteur courbe et de son évolution selon la courbure. Cela pourra se faire lorsque plus de capteurs courbes seront fonctionnels, à différentes courbures, ou lorsqu'un capteur à courbure variable sera disponible.

Sur le plan théorique, les équations de la courbure en fonction de la distance ont été développées, donnant d'importantes clés de réalisation pour des systèmes macro. Les autres aberrations du quatrième ordre pourront être développées selon la distance avec la même méthode, complétant l'étude portée seulement sur la courbure et permettant alors de déterminer les meilleurs systèmes optiques selon Seidel pour plusieurs distances. En

effet, si un programme a été réalisé pour déterminer l'évolution de la courbure selon la distance, de nouvelles analyses permettraient de déterminer les meilleurs systèmes selon Seidel à plusieurs distances. Enfin cette méthode d'analyse des aberrations peut s'étendre aux aberrations d'ordres supérieurs qui n'ont que très peu été développées, alors qu'elles ont un rôle fondamental dans beaucoup de systèmes optiques.

Pour la conception de nouvelles optiques, la compréhension du lien entre la courbure et plusieurs paramètres optiques donnera une base pour le développement de systèmes à capteurs courbes. Avec la même méthode mais avec d'autres objectifs, de nouveaux systèmes pourront être réalisés et fabriqués. Cette méthode pourra être étendue aux systèmes utilisant des lentilles asphériques, avec l'exemple des caméras pour téléphone portable, ou aux systèmes free-form.

Enfin, les critères de qualités des capteurs ont été montrés, améliorant la compréhension de la qualité de fabrication du capteur courbe. Ainsi, ces critères permettront dans un avenir proche la fabrication et l'industrialisation de tels capteurs.

Cette liste de perspectives n'est pas exhaustive, et les domaines d'études auxquels la courbure peut s'appliquer sont très variés. Ainsi, le domaine des systèmes de visualisation, utilisant des écrans émissifs courbes est en voie de développement au CEA, montrant l'étendue des voies de développement que la courbure de dispositifs optiques permet.

Table des figures

1.1	Description d'un système d'imagerie décomposé en sous-ensembles.	6
1.2	Gauche) Image et profondeur d'une scène. [5]; Droite) Description du principe de fonctionnement du système ToF	7
1.3	Description de la première représentation, l'origine des axes Z est sur les plans principaux P et P' . Pour la représentation de Newton, non-représentée, l'origine des axes Z se trouve sur le plan focal, au point f de la figure.	8
1.4	Image d'un point hors-axe par une surface, de rayon de courbure R , de centre C , avec une pupille de sortie en dehors de la surface, centrée en O . P' et P'_0 sont les images paraxiales de P et P_0 . La pupille de sortie est à la même position que le diaphragme. Trois rayons sont dessinés : un rayon général utilisé pour les calculs, un rayon non-dévié et le rayon principal, passant par le centre de la pupille. [7]	10
1.5	a) Schéma d'un type d'oeil simple [8]; b) Schéma d'un type d'oeil composé [8].	12
1.6	Gauche : Description du fonctionnement du système TOMBO [9]; Droite : a) Image d'une voie optique. Toutes les voies optiques donnent des images observant la même scène b) Image finale issue de la recombinaison informatique de toutes les imageries (image d'une voie optique.) [9]	12
1.7	Photo du prototype CURVACE (CURVed Artificial Compound Eyes)	13
1.8	Photo du système de Sutton, avec une photo courbe associée [15]	14
1.9	Description d'un télescope de Schmidt utilisant un capteur courbe. [19]	14
1.10	Réponse du capteur CMV20000 (Front side sensor) en fonction de l'angle d'incidence des rayons, adapté de [20].	16
1.11	Capteur courbe segmenté présenté par Dinyari et al [22] en 2010	17
1.12	Système de plan focal courbe utilisant des fibres optiques pour un système monocentrique. [26]	18
1.13	Gauche : Capteur courbe équipé sur le LSST, avec une courbure convexe de 5,44m; Droite : Image réalisée par le LSST [29]	18

TABLE DES FIGURES

1.14	Microbolomètre courbe réalisé par Dumas en 2012, monté sur sa carte électronique. [30]	19
1.15	Gauche :Capteur courbe de Microsoft, avec une courbure concave de 18,74 mm en 2017 [34]; Droite : Capteur courbe de Sony en 2014 [33]	19
1.16	Description du système optique ainsi que des notations utilisées.	20
1.17	Cartographie deux dimensions de la fonction d’Airy. Une zone lumineuse blanche désigne une grande illumination. [6]	21
2.1	Image d’un cercle en optique paraxiale.	28
2.2	Valeur de k (en couleur) en fonction de la focale f (ici égale à $-f'$) en abscisse, et de la position du centre du cercle Z_0 sur l’axe optique.	30
2.3	Représentation de la surface objet d’un capteur courbe concave selon les lois de l’optique paraxiale.	31
2.4	Illustration des différentes zones de focalisation en présence d’aberration sphérique. [1]	33
2.5	Distribution des rayons sur la pupille de sortie. Les coordonnées x_p et y_p correspondent aux positions sur la pupille de sortie. Quatre zones circulaires de la pupille sont étudiées, $\rho = \frac{1}{4}$ (triangles), $\rho = \frac{1}{2}$ (croix), $\rho = \frac{3}{4}$ (cercles), $\rho = 1$ des rayons marginaux (carré blanc), [2]	35
2.6	Distribution des rayons sur la surface image selon le foyer en présence d’aberration sphérique. Les coordonnées x_i et y_i correspondent aux positions sur le plan image paraxial. [2]	35
2.7	Distribution des rayons sur la surface image en présence de coma. [2]	36
2.8	Distribution des rayons sur la surface image selon le foyer en présence d’astigmatisme. [2]	37
2.9	Surfaces image selon différentes valeurs de S_{IV} et S_{III}	38
2.10	Distribution des points image sur la surface image selon le foyer en présence de distorsion. [2]	39
2.11	Représentation d’une lentille monocentrique imageant un objet se situant à l’infini. La surface image se situe pour tous les champs à une longueur f du centre de symétrie.	42
2.12	Représentation d’une lentille avec deux objets situés à des distances différentes en prenant comme critère une même hauteur du plan image paraxial.	46
2.13	Distribution des valeurs de a_0 (mm^{-1}) pour une lentille mince (d égale à 0 mm) en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n_1=1.5$	50

2.14	Distribution des valeurs de a_0 (mm^{-1}) pour une épaisseur de lentille égale à 1 mm en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n_1=1.5$	51
2.15	Distribution des valeurs de a_0 (mm^{-1}) pour une épaisseur de lentille égale à 10mm en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n_1=1.5$	51
2.16	Courbes d'évolution de u_0 en fonction de la distance à la première surface, pour trois focales différentes.	52
2.17	Distribution des valeurs de a_2 (mm^{-1}) pour une lentille avec un diaphragme sur la première surface en fonction de la courbure de la deuxième surface et de l'épaisseur de la lentille, avec $n_1=1.5$	53
2.18	Distribution des valeurs de a_1 (mm^{-1}) pour une épaisseur de lentille égale à 1mm en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n_1=1.5$	54
2.19	Distribution des valeurs de a_1 (mm^{-1}) pour une épaisseur de lentille égale à 10mm en fonction des courbures des surfaces. Le diaphragme se trouve sur la première surface et $n=1.5$	55
2.20	Évolution de la courbure en fonction de la distance d'un objet plan situé à des distances comprises entre 10000 mm et 200 mm	56
2.21	Évolution de la courbure en fonction de la distance d'un objet plan situé à des distances comprises entre 100 mm et 22 mm	57
2.22	Système monocentrique en plaçant la surface objet à 197 mm de la première surface optique.	62
2.23	Représentation de la surface objet d'une lentille monocentrique ayant un capteur plan, selon Zemax. La lentille monocentrique a une focale de 11,83 mm	63
2.24	Représentation de la surface objet d'une lentille semi-monocentrique ayant un capteur plan, selon Zemax. La lentille a une focale de 20 mm	63
2.25	Illustration d'une lentille simple associée avec une surface image plane ou d'une surface image courbe. Les différences entre ces deux associations sont notées sur la figure.	65
2.26	Système multipupillaire composé de deux lentilles. Cette illustration exprime les angles nécessaires à la démonstration du champ de vue total du système.	67
2.27	Schéma du système étudié dans l'étude de compacité.	69
2.28	Distribution de la distance (en couleurs) entre les deux lentilles du système (d+BFL), en fonction des termes de Petzval de chacune des lentilles. La focale à atteindre pour le système est de 12 mm avec $n=1.5$	69

TABLE DES FIGURES

2.29	Distribution de la distance (en couleurs) totale du système (d+BFL), en fonction des termes de Petzval de chacune des lentilles. La focale à atteindre pour le système est de 12 mm avec $n=1.5$	70
2.30	Théorie pour une couche. a) Une plaque avec ses notations; b) Illustration d'une plaque déformée en courbure sphérique; c) Illustration de la déformation dans le plan Oyz; d) Termes de contraintes pour une plaque en déformation sphérique. [13]	71
2.31	Représentation de la théorie des plaques en multicouche ou multiples feuillets. a) Cas de N couches; b) Cas de la géométrie à 2 couches; c) Cas des 2 couches lors d'une mise en courbure convexe. [13]	72
2.32	Comparaison des contraintes de flexion et de membrane entre la théorie et l'analyse par éléments finis (FEA pour Finite element analysis).	74
2.33	Carte des contraintes pour une puce silicium 7,74 mm*8,12 mm courbée à 65 mm par une analyse par éléments finis.	74
2.34	Histogramme des rayons de courbure de casse des puces de silicium, de dimensions 7,74 mm*8,12 mm.	76
2.35	Histogramme des rayons de courbure de casse des puces CMOS, de dimensions 7,74 mm*8,12 mm.	76
3.1	Méthode classique de conception d'un système optique avec un logiciel d'optimisation	81
3.2	Nouvelle méthode de conception d'un système optique avec un logiciel d'optimisation	82
3.3	Rayon de courbure minimum en fonction du côté du capteur pour une épaisseur comprise entre 20 et 400 micromètres et pour 7 tailles de plaque silicium carré. Ce rayon de courbure a été calculé si la contrainte retenue est en haut de la puce ou en bas de la puce.	84
3.4	Rayon de courbure minimum en fonction de l'épaisseur pour un capteur de format 1/1,8".	85
3.5	Rayon de courbure minimal en fonction de la diagonale du capteur pour une épaisseur de 20 micromètres sur quatre tailles de capteur.	85
3.6	Rayon de courbure minimal en fonction de la diagonale du capteur pour une épaisseur de 100 micromètres sur quatre taille de capteur.	86
3.7	Différence entre le champ de vue avec un capteur plan et un capteur courbe à la courbure maximale. L'épaisseur du capteur pour ce graphique est de 20 micromètres.	87

3.8	Taille totale du système optique à deux lentilles pour une focale de 12 mm en fonction des contributions de Petzval de la première P1 et de la deuxième lentille P2 pour une taille de capteur de 1/3", de 20 micromètres d'épaisseur et pour S1max=500 MPa.	88
3.9	Taille totale du système optique à deux lentilles pour une focale de 3 mm en fonction des contributions de Petzval de la première P1 et de la deuxième lentille P2 pour une taille de capteur de 1/3", de 20 micromètres d'épaisseur et pour S1max=500 MPa.	89
3.10a	Système fisheye de Yann G. de focale 8mm [6]	90
3.10b	Système fisheye de Yann G. de focale 14,7mm [6]	90
3.11	Système fisheye de Wilfried J. possédant un capteur convexe. [7,8]	91
3.12	Représentation d'une lentille monocentrique et de son champ de vue.	92
3.13	Champ de vue du système monocentrique en fonction de la taille et la courbure du capteur. Données calculées pour une épaisseur de capteur de 20 micromètres.	93
3.14	Taille totale du système optique à deux lentilles pour une focale de 12 mm en fonction des contributions de Petzval de la première P1 et de la deuxième lentille P2 pour une taille de capteur de 1/3" . Adapté de Ray [17]	94
3.15	Taille totale du système optique à deux lentilles pour une focale de 12 mm en fonction des contributions de Petzval de la première P1 et de la deuxième lentille P2 pour une taille de capteur de 1/1,8"	96
3.16	Gain en champ de vue pour un système multivoie courbe par rapport au système multivoie plan pour un capteur de 100 micromètres d'épaisseur.	97
3.17	Plusieurs images non-redondantes acquises puis combinées pour réaliser une image recombinaison avec un pas d'échantillonnage plus élevé. L'échantillonnage de chaque voie est représenté par une couleur différente sur les différentes images acquises. [15]	99
3.18	Cas d'un système multipupillaire possédant des voies optiques n'observant pas la même scène. Adapté de [16]	99
3.19	Différence entre la hauteur du capteur calculé par Zemax et la semi-diagonale réelle du capteur courbe. Calcul effectué pour un capteur de 100 micromètres d'épaisseur et S1max=500 MPa (rouge) et S1max=200 MPa (bleu).	101
3.20	Angle d'incidence des rayons sur le capteur calculé par Zemax pour un système monocentrique. En réalité, l'angle d'incidence du rayon principal pour une lentille monocentrique est de zéro degré pour tout le champ.	102
3.21	Schéma d'illustration de la réduction de l'angle de sortie du rayon principal par une lentille convergente.	103

3.22	Système optique intermédiaire possédant deux blocs de vergence positive et un bloc de vergence négative. La lentille centrale du triplet est ici difficile à réaliser du fait de la courbure importante de ses surfaces.	104
3.23	Système optique final de longueur focale 12,5mm. Les trois premiers blocs sont de vergence positive et le dernier de vergence négative.	105
3.24	Vignettage apparaissant lorsque le nombre d'ouverture est $N=2$. Les rayons en bords de champ sont déviés et ne focalisent pas sur le capteur.	105
3.25	Performances optiques : FTM par rapport au champ (haut) et le rayon de tâche RMS par rapport au champ (bas)	106
3.26	Eclairement relatif du système optique final pour deux ouvertures différentes : $N=2,6$ et $N=2$. Dans le cas où $N=2$, une baisse de 5% de l'éclairement est constatée, due au vignettage	107
3.27	Diagramme des aberrations de quatrième ordre exprimées sous la forme de somme de Seidel du système final.	107
3.28	Courbure $c_{III}(u_0)$ exprimant l'évolution de l'astigmatisme en fonction de l'angle u_0 . u_0 est du même ordre de grandeur que l'inverse de la distance à la première lentille.	109
3.29	Évolution du rayon de courbure théorique au quatrième ordre et calculé par Zemax en fonction de la distance à la première lentille.	110
3.30	Évolution de la différence entre les valeurs théoriques et les valeurs calculées par Zemax en fonction de la distance.	110
3.31	Contribution des aberrations au changement du rayon de courbure en fonction de la distance à la première lentille.	111
3.32	Évolution de la FTM en fonction du champ pour une courbure optimisée et une distance objet de 1000 mm.	112
3.33	Système optique d'une focale de 6,1 mm pour un champ de vue de 54 degrés et un capteur 1/3" de 55,5 mm de rayon de courbure.	113
3.34	Système optique de focale 12,1 mm avec un nombre d'ouverture de $N=1,8$, avec un capteur 1/2,8" de 55 mm de rayon de courbure.	114
3.35	Système optique de 12,5 mm de longueur focale avec un champ de vue de 50 degrés. Le rayon de courbure du capteur est de 35 mm.	114
3.36	Système optique de 12 mm de focale avec une taille totale de 16 mm. Le rayon de courbure du capteur est de 40 mm.	115
3.37	Système optique de 12 mm de focale avec une courbure stable entre 500 mm et 20000 mm.	116
3.38	Évolution de $c_{III}(u_0)$ en fonction de la valeur de u_0 pour le système avec une courbure stabilisée et le système fabriqué.	116
3.39	Évolution du rayon de courbure en fonction de la valeur de u_0 pour le système avec une courbure stable, avec peu de changements selon la distance.	117

3.40	Contributions à l'évolution du rayon de courbure en fonction de u_0	117
3.41	Comparaison entre les FTM du système commercial et du système fabriqué à l'infini.	118
3.42	Définition de la profondeur de foyer en fonction de la taille du pixel.	120
3.43	Différence de position en z entre deux capteurs courbes de rayon différent.	121
3.44	Évolution du defocus en fonction de la diagonale du capteur d'une épaisseur de 100 micromètres pour une différence de rayon de 5 mm.	121
3.45	Différence de position en z entre deux capteurs courbes de rayon différent en se plaçant à un tirage idéal.	122
3.46	Différence de position en z entre deux capteurs courbes de rayon différent avec un décentrement en y.	122
3.47	Distribution du nombre de systèmes de l'analyse Monte-Carlo selon la taille du spot RMS.	125
3.48	Distribution du nombre de systèmes de l'analyse Monte-Carlo selon la taille du spot RMS en considérant les paramètres capteurs.	126
3.49	Distribution du nombre de systèmes de l'analyse Monte-Carlo selon la taille du spot RMS en considérant un décentrement.	126
3.50	Distribution du nombre de systèmes de l'analyse Monte-Carlo selon la taille du spot RMS en considérant un tilt.	126
3.51	a) Description du fonctionnement d'un VCM [19]	128
3.52	Gauche) Photo du montage d'un capteur à courbure variable; Droite) Schéma de description du montage du capteur à courbure variable.	128
3.53	Trois étapes de réalisation d'un capteur courbe.	129
3.54	Puce courbe réalisé au CEA sur sa carte électronique e2v.	130
3.55	Capteur courbé à 65 mm de rayon de courbure.	130
3.56	Premier lot de lentilles composé d'un triplet et de trois lentilles simples.	131
3.57	Mesure du rayon de courbure par différence de position de la lentille à des points particuliers, le point confocal et le point cat's eye.	131
3.58	Vue isométrique du support d'assemblage.	133
3.59	Supports d'assemblage anodisés. Le support de droite correspond au support sans modification, utilisant la technique des fils. Celui de gauche correspond au support modifié.	134
3.60	Plan du support intermédiaire entre le support d'assemblage et la carte du capteur.	135
3.61	Collage du triplet avec le support non-anodisé, fait avec 5 fils qui ont des points d'appui à environ 70 degrés les uns des autres.	136
3.62	Objectif réalisé dans un support anodisé noir.	137
3.63	Décalage dû au contact entre le support d'assemblage et le support intermédiaire.	138

3.64	Décalage dû au contact entre le support d'assemblage et le support intermédiaire sur la surface supérieure.	138
3.65	Profil de la surface supérieure du système présentant le décalage dû au contact entre le support d'assemblage et le support intermédiaire, vue au profilomètre confocal. Les points 1 et 2 sont décrits Figure 3.64.	138
3.66	Photo en données RAW d'une scène située à 40 cm, prise par l'objectif avec capteur courbe.	139
4.1	Carte des profondeurs pour le capteur M2. Le zéro d'altitude se situe au point le plus bas sur la carte.	145
4.2	Profil d'une surface comprenant une erreur de mesure.	145
4.3	Profil d'une surface comprenant une erreur de mesure filtré. L'erreur n'est que partiellement corrigée, un filtrage trop important modifierait la profondeur de la surface réelle.	145
4.4	Carte des profondeurs pour le capteur M2. Un filtre morphologique est appliqué pour corriger les erreurs constatées sur 4.1.	146
4.5	Carte de l'écart à la sphère constaté pour le capteur M2. Cette carte correspond à la différence entre la carte 4.4 et une sphère de rayon 55,7 mm.	147
4.6	Tracé du bruit temporel sous lumière uniforme en fonction du temps d'intégration	152
4.7	Tracé du bruit temporel sous lumière uniforme en fonction du temps d'intégration. La valeur du gain de conversion pour le capteur Ref1 plan entier est d'environ 0,062 DN/électrons.	153
4.8	Tracé du bruit temporel sous lumière uniforme en fonction du temps d'intégration. La valeur du gain de conversion pour le capteur entier PW3 est d'environ 0,070 DN/électrons.	153
4.9	Positionnement des points de mesure. Les pointillés signifient que la mesure s'est faite derrière la carte.	155
4.10	Température du capteur selon la durée depuis la mise en fonctionnement. .	155
4.11	Carte du courant d'obscurité pour le capteur plan Ref1. La valeur du courant d'obscurité pour le capteur entier est de 409 électrons/seconde, lorsque la valeur est calculée pour 25°C.	156
4.12	Carte du courant d'obscurité pour le capteur courbe PW3. La valeur du courant d'obscurité pour le capteur entier est de 346 électrons/seconde, lorsque la valeur est calculée pour 25°C.	157
4.13	Carte des contraintes pour une puce silicium de la taille du capteur PW3 courbé à 65mm de rayon de courbure.	157

4.14	Carte du <i>dark shot noise</i> pour le capteur plan. La valeur du <i>dark shot noise</i> pour le capteur entier est de 30,4 électrons $\pm 1,8$.	158
4.15	Carte du <i>dark shot noise</i> pour le capteur courbe PW3. La valeur du <i>dark shot noise</i> pour le capteur entier est de 29,6 électrons $\pm 1,7$.	159
4.16	Exemple de mire sinusoïdale basse fréquence	161
4.17	Exemple de mire sinusoïdale haute fréquence	161
4.18	Mire <i>slanted-edge</i>	162
4.19	Mire <i>slanted-edge</i>	162
4.20	Schématisation de la projection inverse	163
4.21	Angle solide visible par le capteur en fonction de la distance objet	164
4.22a	Mire de test utilisable à plusieurs distances.	165
4.22b	Exemple de motif sur une zone de 50×50 pixels.	165
4.23	Banc de mesure en fonctionnement	166
4.24	Exemple d'une série de mesures à différentes distances objet avec le capteur plan Ref1.	166
4.25	Découpage en 9 zones de l'image à analyser.	167
4.26	Exemple de sélection sur une série en distance avec le capteur plan.	167
4.27	Courbes FTM d'une image acquise avec un capteur plan à une distance de 0.98m.	168
4.28	FTM30 au centre en fonction de la distance objet sur l'ensemble de la série avec capteur plan.	169
4.29	FTM30 en fonction de la distance sur les 9 zones pour le capteur plan Ref1.	170
4.30	Évolution de la courbure de la surface image en fonction de la distance entre la première lentille et l'objet imagé.	171
4.31	FTM30 en fonction de la distance sur les 9 zones pour le capteur courbe PW3.	172
4.32	Schémas explicatifs montrant l'influence d'un décentrement sur le défocus en bord d'image.	173
4.33	Exemple d'histogramme produit par le capteur M1.	173
4.34	Description de la surface objet du système optique réalisé utilisant un capteur plan.	174
4.35	Ligne de relevé des points de netteté pour déterminer la courbure idéale du système optique.	175
4.36	Exemple de zone de travail pour l'analyse FTM sur une image acquise à 474 mm.	177
4.37	Courbes FTM30 suivant la droite centrale proche de la verticale.	177
4.38	Tilt pouvant expliquer la dissymétrie. Notons que ce n'est pas le capteur qui se déplace mais la surface image.	178

TABLE DES FIGURES

4.39 Exemple de zones de travail pour l'analyse FTM sur une image acquise à 474 mm.	178
4.40 Courbes FTM30 suivant la droite centrale proche de l'horizontale.	179

Liste des tableaux

2.1	Valeurs trouvées pour la surface objet d'une lentille monocentrique ayant un capteur plan. La lentille monocentrique a une focale de 11,83 mm. Le centre de la surface objet se situe à 197 mm.	62
2.2	Valeurs trouvées pour la surface objet d'une lentille semi-monocentrique ayant un capteur plan. La lentille a une focale de 20 mm. Le centre de la surface objet se situe à 357 mm.	63
3.1	Tolérances autorisées pour chacune des lentilles (L) et surfaces (S).	123
3.2	Tolérances autorisées pour chacun des éléments.	124
3.3	Valeurs des rayons de courbure des surfaces des différentes lentilles (L=lentille, S=Surface), théorique, mesuré par l'entreprise, mesuré au LAM (± 5 microns).	132
3.4	Mesures des diamètre pour chacun des éléments.	132
4.1	Liste des capteurs caractérisés.	143
4.2	Mesure des paramètres de courbure pour 3 capteurs.	147
4.3	Mesure du paramètre d'écart à la sphère pour 3 capteurs.	148
4.4	Capteurs et caractérisations.	159
4.5	Tableau donnant les distances de prises d'images par rapport au système optique.	169
4.6	Tableau décrivant les limites supérieures des zones nettes sur le capteur dans l'image en fonction de la distance au plan principal.	175

Résumé : Depuis plusieurs années, les détecteurs courbes ont été proposés comme étant une nouvelle approche pour améliorer les performances des caméras. En courbant les détecteurs, une des aberrations optiques, la courbure de champ, peut en effet être annulée, ce qui permet d'avoir une meilleure résolution ou d'utiliser moins de lentilles pour une même qualité d'image. De plus, une des pistes pour améliorer cette technologie est de permettre une variabilité à cette courbure.

Ce travail de thèse propose d'étudier ces deux approches, en essayant de prendre en compte les aspects mécaniques, optiques et technologiques du système final. Tout d'abord, le lien entre la scène et la courbure des capteurs est théorisé. Ainsi, la position et la forme de l'objet par rapport au système optique influent sur la valeur de courbure du capteur optimale, qui est déterminée théoriquement. De plus, une forte compacité est permise pour les systèmes optiques possédant cette courbure. Ces études théoriques permettent de créer une nouvelle méthodologie de conception optique. Celle-ci débute par la détermination des limites mécaniques du capteur, pouvant casser lorsque la courbure est élevée. Intégrant ces limites et les changements théoriques observés, une architecture optique est choisie, donnant la possibilité d'atteindre une forte compacité, une haute résolution et un champ de vue important. Les tolérances d'un système sont établies, demandant l'utilisation de nouvelles tolérances pour la courbure. Ce système est ensuite fabriqué pour être caractérisé. La forme des capteurs est analysée, montrant un léger écart par rapport à la forme idéale attendue. La courbure n'a pas d'impact significatif sur les performances électro-optiques. La qualité de l'image caractérisée est perturbée par des tilts ou décentrement probables. Enfin une caractérisation utilisant un capteur plan et l'optique imageant sur une surface courbe permet d'obtenir des informations sur la courbure idéale.

Abstract : In the past few years, curved sensors have been proposed to enhance optical systems. The curvature of these sensors improves off-axis aberrations, such as field curvature, which provides a better resolution and less complex optical systems.

This work studies deformable and curved sensors development in a multidisciplinary approach. Firstly, scene and curved sensors are theoretically linked. The form and the position of the object change the curvature of the best image plane, leading to new relations adapted to optical systems with deformable sensors. Gains in compactness are also demonstrated. These investigations merge into a new methodology adapted to optical systems based on curved sensors that has been developed. The first step is to determine mechanical limits of the sensor such as maximum bending without breakage. Based on these limits, a new compact architecture is developed, providing high resolution and good field of view. New tolerances are determined to manufacture a system with its opto-mechanical mount. Finally, the entire imaging system is characterized. The form of the curved sensor is analyzed, showing few deviations from the ideal sphere. Electro-optical characterizations are realized and the image quality is determined according to the object distance, showing the effects of the deformable curvature. The ideal curved focal plane is also determined by combining a flat sensor to the manufactured optical system.