NNT/NL : 0000AIXM0000/000ED000

THÈSE DE DOCTORAT

Doctorat en Instrumentation
Aix Marseille Université
ED 352 Physique et Sciences de la Matière

Thibault BEHAGHEL

Performances et Perspectives des Instruments Optiques à Capteur Courbe

Soutenue le 04/05/2023 devant la commission d'examen composée de :

Président du jury	Conrad **BECKER** Directeur de Recherche - Ecole Doctorale 352
Représentante de l'ED	Sophie **BRASSELET** Directrice de recherche - Institut Fresnel
Rapporteur	Jérôme **VAILLANT** Directeur de Recherche - Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives
Rapporteur	Didier **TIPHENE** Astronome - Observatoire de Paris
Examinateur	Benoit **NEICHEL** Chargé de Recherche - Laboratoire d'Astrophysique de Marseille
Directeur de thèse	David **MOUILLET** Astronome - Institut de Planétologie et Astrophysique de Grenoble

à Jovan DIVJAK*,

à l'**humour**,
cette arme redoutable nécessaire au résistant
à l'**humilité**,
celle de dire "je ne sais pas/je ne juge pas" quand on
voudrait vous faire choisir un camp.
Au **courage**,
le prix d'être Homme et Libre à la fois.

A la liberté et à la Science

* Jovan DIVJAK, *Sarajevo Mon amour* , BUCHET & CHASTEL

“ On ne peut voir la lumière sans l’ombre,
on ne peut percevoir le silence sans le bruit,
on ne peut atteindre la sagesse sans folie ”

Carl Gustav JUNG

Remerciements

J'ai le privilège et la chance aujourd'hui de faire partie à mon échelle de cette grande aventure de la connaissance scientifique. Tout cet océan de savoirs ne saurait vibrer sans tous-tes celles et ceux qui participent à ce grand projet, celles et ceux qui sont passés, les pionniers, les "aventuriers" de la science, avec des noms illustres, et d'autres plus discrets qui ont œuvré en silence dans l'ombre de la gloire. Cet "état de la connaissance" qu'ils nous ont légué nous permet aujourd'hui de "surfer" sur une vague d'outils et de savoirs sans lesquels rien de tout ce que j'ai pu faire durant ces 5 années passées au Laboratoire d'Astrophysique de Marseille n'aurait été possible.

Il y a eu en particulier ceux qui ont eu une incidence directe sur mes recherches scientifiques et ma carrière professionnelle, ceux que j'ai croisé, ou avec qui j'ai travaillé, et je commencerai par citer *Mireille* Commandré, qui à sa manière à été une résistante ou une "outsider", et m'a encouragé à faire ce qui "ne se faisait pas" à cette époque. Croire en quelqu'un et lui faire confiance sont les armes les plus redoutables de tout bon manager. Merci d'avoir été une pionnière dans ce domaine et d'avoir croisé ma route.

Sur cette route du management positif et de la recherche de l'équilibre du groupe de travail, j'aimerai remercier chaleureusement *Emmanuel* Sauvage - Directeur chez Handicap International Bosnie Herzegovine - qui m'a accueilli dans son équipe à Sarajevo en 2002 et auprès de qui j'ai beaucoup appris. Toutes les discussions qu'on a pu avoir m'ont permis d'entrer dans ma vie professionnelle de manière positive et de graver un état d'esprit que je garde précieusement aujourd'hui encore.

L'environnement de travail au LAM a été une source d'inspiration très importante et motivante, et je tiens à remercier toutes les équipes de m'avoir accueilli. Ça a été un grand honneur d'avoir servi la recherche au sein de cette institution et je tiens à remercier en premier lieu *Emmanuel Hugot*, pour l'ensemble du travail qui a été fait, pour l'encadrement extraordinaire et extrêmement professionnel au sein du GRD, et pour le positivisme et la prise de risques qui m'a permis de réussir un pan important de ma vie professionnelle. Cette étape a été d'une grande richesse en terme d'apprentissage, aussi bien dans les succès que dans les phases plus compliquées. La route est encore longue sur le chemin de l'apprentissage humain, et ce travail commun de réflexion entamé il y a 20 ans n'a pas dit son dernier mot.

Je voudrai remercier les personnes avec qui j'ai pu progresser dans mon domaine, je tiens à remercier *Wilfried Jahn*, pour l'accompagnement scientifique, *Christophe Gaschet*, pour les nombreuses discussions théoriques et pour les valeurs humaines communes que nous partageons, *Eduard Muslimov* pour son professionnalisme à toutes épreuves, *Simona Lombardo*, pour les rires, la bonne humeur, et les cafés italiens, *Kelly Joaquina* et *Vincent Chambouleyron* pour les beaux moments passés. Je tiens à remercier *Marc Ferrari*, pour son management et son humanité, et *David Mouillet* pour l'encadrement et la supervision de la thèse.

On cite souvent dans les projets les grands responsables, ceux qui mettent leur nom dans les publications, mais chacun sait que sans les "petites mains" qui sont le coeur du travail, rien n'est possible. Dans ce sens, j'aimerai remercier chaleureusement *Michel Marcos*, la cheville ouvrière de nombreux projets. C'est tout un savoir faire qui m'a été transmis et à chaque fois, des solutions concrètes trouvées rapidement. Et puisqu'il s'agit de choses concrètes, je voudrai remercier l'équipe d'observation de Saint Véran, les nuits passées la tête dans les étoiles: *Sabri Lemared, Olivier Fauvarque, Zalpha Challita, Valentin Rivière, Anaïs Bernard, Marilou Hircq et Nathalie Venturini.* Je tiens à remercier de manière toute particulière *Amandine Caillat*, pour l'accueil au LAM et l'accompagnement lors de nombreux projets.

Dans ce sens également je tiens à remercier le service Mécanique du Laboratoire, qui a oeuvré en soutien à de nombreux projets, en particulier *José Garcia, Yannick Charles, Marc Jacquet*. Je tiens à remercier en particulier *Jean Antoine Beneditti* pour ses nombreux conseils. Je tiens à remercier *Gérard Lemaître* et l'ensemble du service Optique et du GRD, tous les membres avec qui nous avons vivement échangé: *Fabrice*

Madec, Anne Costille, Kacem El Hadi, Johan Floriot, Edgard Renault, Jean François Sauvage, Benoit Neichel, Thierry Fusco, Romain Fetick. Tous ces échanges ont été une matière précieuse pour l'avancement des projets. Je tiens en particulier à remercier *David Le Mignant* pour son management et son professionnalisme, et bien sûr *Kjetil Dohlen* pour son accueil et ses nombreux conseils et enfin, *Jean Luc Beuzit* pour avoir essayé de comprendre avec moi des situations humaines complexes. Ça a été un plaisir de travailler avec vous et de se sentir accompagné.

Je tiens à remercier particulièrement *Jean Luc Gach*, qui a été un mentor en matière de connaissance et de qualification des capteurs. Je tiens à remercier *Philippe Ballard* pour tous les développements autour de l'impression 3D. Merci à toi *Nicolas Pages* pour la découverte de ton terrain d'expertise scientifique et de ton humanité dans le contexte professionnel. Et puis je voudrais finalement remercier tous ceux avec qui j'ai pu échanger et qui ont été là pendant ces 5 années: *Guillaume Chataigner, Grégoire Hein, Mélanie Roulet, Lucie Leboulleux, Thaïssir Héritier, Noah Schwartz, Benoit Neichel, Pierre Janin-Potiron, Elodie Choquet, Marc Pons, Issa Ouattara, Maxime Lopez, Gilles Otten, Arthur Vigan, Mona El Morsy, Manon Bourbousson, Isabelle Racicot, Romain Alata, Christine Da Silva, Frédérique Lépine, Nathalie Garcia Manzone, Frédéric Zamkostian Fabrice Jaubert, Christophe Sehim, Lilia Todorov, Céline Pariès.*

Je voudrais enfin remercier chaleureusement mes amis de l'Ecole Centrale, *Myriam Zerrad* de l'institut FRESNEL pour l'enthousiasme et les découvertes scientifiques, *Vincent Hardy* pour les conseils précieux, *Mamadou N'diaye* - sur la même route depuis si longtemps - *Benjamin Leroy, Morgan Lesselin, Nawal Kerdougli, Benjamin Huriet, Baptiste Rabourdin,* et la team bourguignonne *Muriel Carpentier, Emilien Dodeman, Charline Pouret, Adélaïde Pornet, Nicolas Chevignard, Guillaume Jacquemont, Charles Blondeau, Xavier Manière et David Ahounou pour la belle route partagée.*

Je tiens à remercier tout particulièrement *Rémy Lalanne* pour m'avoir accompagné pendant tout le temps de l'écriture de ce manuscrit.

Je voudrais enfin remercier ceux sans qui tout ça n'aurait jamais été possible: ma famille - *Nino, Johan, Estelle, Yannick, Nathanaël, Amandine, Christine & Christian*.

En dernier, et avant tout, merci à toi *Fanny* pour m'avoir accompagné, encouragé et aiguillé, et pour le regard professionnel sur cette belle aventure humaine & scientifique.

Merci.

Résumé

Les capteurs courbes constituent une révolution technologique dans le monde du design optique. Cette technologie attendue depuis plusieurs décennies par les designers opticiens représente un levier spécifique qui permet d'améliorer significativement la majorité de nos systèmes optiques actuels.

A l'aube de l'ère "courbe", les détecteurs plans sont ce qu'on pourrait appeler une "erreur historique industrielle". En effet un grand nombre des systèmes optiques actuels possèdent des correctifs appelés "applanisseurs de champ" qui permettent de focaliser l'image sur un capteur plan. Sans utiliser ces correctifs optiques, la plupart des systèmes optiques focalisent sur une surface qui n'est pas un plan. En courbant les détecteurs, on peut supprimer une des principales aberrations optiques : la courbure de champ. Ce procédé de courbure du capteur va permettre également un gain significatif sur les performances générales du système: il représente un véritable degré de liberté supplémentaire pour les concepteurs au moment du choix du design du système ouvrant la porte à de nouvelles perspectives techniques et permettant de débrider l'inventivité des ingénieurs. Les capteurs courbes constituent une technologie dite de "rupture", et le futur du design optique sera sans aucun doute un futur "courbe".

Les six années de travail sur lesquelles portent cette thèse m'ont permis d'aborder les deux thématiques suivantes essentielles: l'apport théorique des designs optiques dits "à capteurs courbes" et l'étude de différents procédés de fabrication de ces capteurs. Nous verrons comment cette technologie ouvre des portes en matière de réduction de masse, d'espace et en gain de performances, devenant une technologie indispensable pour certaines situations complexes (spatial notamment). Puis nous aborderons les différentes méthodes de fabrication, leurs avantages, leurs limitations et leur potentialité à être décliné industriellement à grande échelle pour le *mass-product market*.

Table des matières

Avant propos 3

Remerciements 7

Résumé 11

Table des Matières 13

Acronymes & Notations 21

Introduction 23

Chapitre 1
La lumière et la formation des images 27

1.1 Anatomie de la lumière 28
1.1.1 Les codes de l'onde électromagnétique 28
1.1.2 Restrictions du domaine d'étude 32
1.1.3 Considération historique du "plan" focal 33

1.2 La fabrique des images 35
1.2.1 Le système optique 35
1.2.2 Les stratégies 35
1.2.2.1 La stratégie plan sur plan 36
1.2.2.2 L'exemple du portrait 37
1.2.2.3 Le triangle d'exposition en photographie 38
1.2.2.4 Domaine de fonctionnement d'un système optique 39
1.2.2.5 Stratégies tri-dimensionnelles et stéréoscopiques 40
1.2.3 Qualité d'image en fonction de la stratégie 41
1.2.3.1 L'optique géométrique 41
1.2.3.2 Conditions de Gauss 42

1.3 Les instruments à optique courbe, état des lieux 46
1.3.1 Les débuts de l'optique courbe 46
1.3.2 Les capteurs courbes numériques 47
1.3.2 Les premiers capteurs courbes segmentés 48
1.3.4 Les capteurs courbes monolithiques 49
1.3.5 Les capteurs issus de notre savoir faire 50

1.4 Notre système optique courbe : l'œil 52
1.4.1 L'œil réduit 53
1.4.1.1 Modèle géométrique simple 53
1.4.2.2 Caractérisation optique de l'œil de Listing 53
1.4.2 L'œil, un si mauvais instrument ? 54

1.5 Conclusion 54

Chapitres 2
Optimisation des systèmes optiques courbes 59

2.1 Introduction à la notion d'aberration 60
2.1.1 Qualités des surfaces 60
2.1.2 Aberrations: imperfections intrinsèques 62

2.2 Les aberrations optiques 64
2.2.1 Fonction d'étalement du point FTO/OTF 64
2.2.2 Fonction de transfert de Modulation FTM/MFT 66
2.2.3 Aberrations monochromatiques 68
2.2.3.1 Cas général front d'onde parfait 68
2.2.3.2 Erreur longitudinale 69
2.2.3.3 Erreur latérale 72
2.2.3.4 Aberrations transverses 73
2.2.4 Aberrations chromatiques 74
2.2.5 Le formalisme de Seidel 74
2.2.5.1 L'aberration sphérique 77
2.2.5.2 La coma 79
2.2.5.3 L'astigmatisme 79
2.2.5.4 La courbure de champ 80
2.2.5.5 La distorsion 82
2.2.6 Le formalisme de Zernike 85

2.3 Optimisation de designs optiques courbes 87
2.3.1 Lentille monocentrique 87
2.3.2 Lentille monocentrique achromatique optimisée 88
2.3.3 Comparaison des performances : Flat vs Courbe 89

2.4 Conclusion 90

Chapitre 3
Innovations & Développements 95

3.1 Preuves de concepts & Innovations 96
3.1.1 Road Map pour les capteurs courbes 96
3.1.2 Objectif: faire les premières images courbes 99
3.1.2.1 L'objectif fisheye D9L 99
3.1.2.2 Recette d'entrée des optiques 101
3.1.2.3 Monture Mécanique 102
3.1.2.4 Collage des lentilles 105
3.1.2.5 Straylight 107
3.1.3 Etude comparative Courbe vs Plan 109
3.1.3.1 Objectif FishEye D11L 109
3.1.3.2 Design et conception 110
3.1.3.3 Premier prototype pre-industriel 112
3.1.3.4 Qualité des images 112
3.2 Le capteur courbe 116
3.2.1 Procédure de validation électro-optique 116
3.2.1.1 Le set-up 118
3.2.1.2 La sonde de température 118
3.2.2 Validation des premiers échantillons 118
3.2.3 Mode Opératoire 120
3.2.4 Résultats 122
3.2.5 Conclusion & Validation électro-optique 123
3.3 Les projets connexes innovants 124
3.3.1 L'objectif 12.5mm 124
3.3.1.1 Présentation 124
3.3.1.2 Performances 125
3.3.1.3 Perspectives: Start up PIXCURVE 125
3.3.2 Triplets de Cooke optimisés 126
3.3.2.1 Performances et comparaisons 126
3.3.2.2 Premières images animées 129
3.3.3 Le télescope Shafer toroïdal 130
3.3.3.1 Présentation 130
3.3.3.2 Capteur Toroïdal 130
3.3.3.3 Performances 132
3.3.3.4 Perspectives: Télescope CASTLE 134
3.4 Conclusion 136

Chapitre 4
Fabrication et mise en forme des capteurs courbes 141

4.1 Etat de l'art : brevets 142

4.2 Besoins et limitations, paradoxe du domaine de faisabilité 145
4.2.1 Présentation générale du capteur 145
4.2.2 Importance de l'état de surface 146
4.2.3 Étude de résistance en éléments finis 147
4.2.4 Process de base: limitations 151

4.3 La précision mécanique 152
4.3.1 La précision en impression 3D 152
4.3.2 Les projets connexes 155
4.3.3 L'ultra précision pour l'optique 157

4.4 Process #1 Collage avant déformation 158
4.4.1 Principe de déformation 158
4.4.2 Collage avant déformation 158
4.4.3 Étude paramétrique: Échecs & Succès 160

4.5 Process #2 Collage pendant déformation 161
4.5.1 Le vide 161
4.5.2 Les premiers essais 162
4.5.3 Étude paramétrique : Validation des courbures maximales 162

4.6 Wafer level process 166

4.7 Conclusion 166

Chapitre 5
Développements actuels 171

5.1 Courbure variable pour l'exploration du cerveau 172
5.1.1 Le cerveau : étude d'un objet courbe 172
5.1.2 Optimisation du système: le capteur courbe 175
5.1.3 Perspective: le capteur à courbure variable 177

5.2 Capteurs Freeforms pour le spatial 178
5.2.1 Comparaison Plan/Courbe/Freeform 178
5.2.2 Les missions spatiales 178
5.2.2.1 Les enjeux de la compacification 179
5.2.2.2 Les défis techniques 180

5.3 Curve-to-Curve 182
5.3.1 Le cinéma en Réalité Virtuelle 182
5.3.1.1 Le besoin dans le monde du cinéma 183
5.3.1.2 Displays courbes pour les casques VR 184
5.3.2 Nouveaux paradigmes 185
5.3.2.1 La configuration Curve-to-Curve 186
5.3.2.2 Nouveaux standards de l'imagerie VR 189

5.5 Conclusion 190

Conclusion 195

Publications 199
Conférences & Présentations 203

Annexes 205

Annexe 1 207
A methodology to design optical systems with curved sensors

Annexe 2 219
Curved Detector for wide field imaging systems : impact on tolerance analysis

Annexe 3 233
Variable Curvvature Displays : Optical Designs and Applications for VR/AR/MR Headsets

Annexe 4 245
Curved detectors for astronomical applications: characterization results on differents samples

Annexe 5 257
Optical design for a Cubesat: Unobscured Telescope Using Freeform mirrors and a Curved Detector

Annexe 6 267
Design of optical systems with toroidal curved detectors

Annexe 7 273
Monocentric Cameras design for 3D scenes capturing and projection

Annexe 8 283
Communiqué de presse CNRS:

Annexe 9 291
Page de couverture pour les 100 ans du journal Applied optics

Bibliographie 295

Acronymes & Notations

Longueur d'onde	λ
Focale	F
Ouverture	$f_{\#}$
Diamètre de la pupille	D
Rayon de la Pupille	R_p
Demi diamètre	a
Front d'onde	W
Polynôme de Zernike	Z_i
Coefficient de Zernike	a_i
Phase	Θ
Rayon de courbure	R
Courbure	C
Constante de conique	k
Back Focal Length	BFL
Complementary Metal Oxyde Semiconducteur	CMOS
Coupled Charge Device	CCD
Analog to Digital Converter	ADC
Modulation Transfer Function	MTF
Point Spread Function	PSF
Time of Flight	ToF
Finite Element Analysis	FEA

Introduction

Le développement des systèmes de vision a atteint un tel niveau durant les dernières décennies que ces systèmes sont aujourd'hui omniprésents dans notre quotidien: les caméras sont intégrées dans nos téléphones pour pouvoir filmer ou photographier des scènes du quotidien, nous téléphonons "en vidéo" pour parler à nos familles ou à nos amis instantanément à l'autre bout du monde, le visiophone à l'entrée de notre immeuble nous permet de savoir qui se présente à la porte, on utilise une caméra de recul pour garer la voiture, les satellites observent la terre depuis l'atmosphère, et les astronomes utilisent des télescopes de plus en plus puissants pour scruter notre univers avec toujours plus de précision. Cette liste n'est qu'une ébauche non exhaustive de la quantité d'applications dans lesquelles sont impliqués les systèmes de vision. Beaucoup d'autres sont présents dans notre quotidien, plus discrets peut-être, ou moins identifiables aussi quelquefois car ils utilisent un signal lumineux qui se situe au delà de la lumière visible par nos yeux.

Cette omniprésence des systèmes d'imagerie est aujourd'hui un fait avec des statistiques vertigineuses. En 2021, le rapport de *State of Mobile* [1] précise que nous avons passé en moyenne 4.8h par jour sur l'écran de notre mobile, nous passons également selon le *Baromètre du Numérique* [2] environ 2h devant la télévision et entre 5 et 7h par jour devant un ordinateur. 1550 milliards d'images ont été prises en 2022 uniquement avec des smartphones. Cette saturation d'images se heurte à des situations absurdes: si vous êtes né après 2020, vous n'aurez probablement pas assez de votre vie entière pour voir toutes les photos qui auront été faites de vous si vous passez seulement 30 secondes à regarder chacune d'entre elles!

Ce développement vertigineux des systèmes d'imagerie a notamment été rendu possible par l'avènement des détecteurs numériques. Ces détecteurs se sont démocratisés à la fin des années 90 et ont permis au grand public d'avoir accès de plus en plus facilement à des systèmes d'imagerie complexes - on pense en particulier aux premiers appareils photos numériques et à la révolution que cela représentait de pouvoir regarder les images directement sur un écran d'ordinateur.

La science a elle aussi largement profité de ces développements. Ces détecteurs sont devenus de plus en plus performants, avec des technologies qui simplifient drastiquement leur fabrication et les rend ainsi abordables. C'est le cas en particulier des capteurs CMOS (*Complementary Metal Oxyd Semi-conductor*) dont les performances dépassent aujourd'hui celles des traditionnels CCD (*Coupled Charge Device*) et qui sont beaucoup plus facile à fabriquer. Le géant industriel *Sony*, qui représente plus de 40% du marché mondial des capteurs [3], a par exemple complètement arrêté sa production de CCD en 2020 [4] au profit du CMOS. En parallèle, les nouvelles techniques permettent de voir émerger sur le marché des s-CMOS (*Scientific CMOS*) avec des valeurs de bruit minimales qui permettent par exemple d'utiliser des CMOS dans des domaines très exigeants en termes de luminosité tel que l'astronomie ou la microscopie.

Les capteurs se miniaturisent et se perfectionnent, et du côté de l'optique, les designers optiques arrivent à optimiser de mieux en mieux leurs systèmes, au prix souvent d'une grande complexification pour "aplanir" l'image et la projeter sur un "plan" focal. Cette contrainte "plane" définit un “plateau” technologique qui borne la qualité des systèmes optiques à capteur plans. On peut dépasser cette limite, en simplifiant les systèmes et en les optimisant pour focaliser sur une surface courbe..

C'est dans ce contexte que les capteurs courbes interviennent, s'imposant comme une technologie dite de “rupture” qui vient bouleverser le binôme classique {optique plane + capteur plan} en imposant de repenser le système d'imagerie dans sa globalité: une courbure spécifique du capteur est associée à un design optique spécifique. Notre œil est le premier exemple de capteur courbe et la performance de ce système optique est atteinte grâce à la courbure de la rétine. La simplicité et la performance de ce système montrent que l'optique courbe est une solution extrêmement pertinente pour améliorer nos systèmes optiques.

Néanmoins, la mise en œuvre de cette technologie émergente de manière systématique comporte de nombreuses problématiques. Par exemple, si nous devons repenser nos appareils photos avec des capteurs courbes, nous devons également re-designer des objectifs spécifiques pour chaque capteur et chaque courbure. Pour cette raison, lorsque nous parlons de “capteurs courbes”, nous devrions utiliser le terme “optique courbe” qui est plus précis et qui englobe la totalité du couple {optique courbe + capteur courbe}. L'amélioration d'un système par un capteur courbe va de paire avec un re-design global

de la formule optique. Dans ces conditions, cette technologie permet d'améliorer grandement les systèmes, et va nous apporter un degré de liberté supplémentaire pour la conception des futurs systèmes optiques, par exemple en imagerie médicale ou dans le domaine de l'optique miniature intégrée, ou encore dans les domaines de l'*entertainment* tel que la VR (Réalité Virtuelle).

Cette solution qui consiste à courber les capteurs fait l'objet de nombreuses recherches depuis près de 10 ans. Si les laboratoires comme le CEA, le LAM (CNRS) ont largement participé à l'émergence de cette technologie, les grands industriels (Sony, Canon, Apple, Microsoft) de leur coté s'y intéressent de très près et ont déjà quelques solutions brevetées.

Ce manuscrit est rédigé en cinq parties :

Chapitre 1 Dans la première partie, j'aborderai le contexte historique des capteurs pour mettre en évidence la pertinence que représentent les capteurs courbes vis-à-vis des capteurs plans traditionnels d'un point de vue optique. Je présenterai les systèmes imageurs historiques et la théorie générale de formation d'une image.

Chapitre 2 Je m'intéresserai ensuite au "design optique" de nos systèmes d'imagerie en présentant nos méthodes traditionnelles d'optimisation optique et en cherchant à adapter nos outils et à les rendre pertinents au vue du nouveau paradigme de l'optique courbe.

Chapitre 3 La troisième section mettra l'accent sur le travail effectué au cours de ces 6 années, en particulier les projets à optique courbe qui ont déjà vu le jour et comment ils ont contribué à améliorer les performances des systèmes optiques.

Chapitre 4 La quatrième partie sera dédiée au processus de fabrication des capteurs courbes qui a été l'essentiel de mon travail pendant cette période: des premiers tests jusqu'aux derniers en date avec des spécifications techniques et un cahier des charges complexe. Nous verrons quels paramètres ont orienté nos choix pour arriver à un compromis industriellement viable.

Chapitre 5 La cinquième partie présentera les perspectives de l'optique courbe et les progrès potentiels réalisables à travers quelques projets, en particulier grâce à la configuration "Curve-to-Curve" (courbe sur courbe) présentée au chapitre deux.

Chapitre 1.
La lumière et la formation des images

1.1 Anatomie de la lumière
- 1.1.1 Les codes de l'onde électromagnétique
- 1.1.2 Restrictions du domaine d'étude
- 1.1.3 Considération historique et industrielle du "plan" focal

1.2 La fabrique des images
- 1.2.1 Le système optique
- 1.2.2 Les stratégies
- 1.2.3 Qualité d'image en fonction de la stratégie

1.3 Les instruments à optique courbe, état des lieux
- 1.3.1 Les débuts de l'optique courbe
- 1.3.2 Les capteurs courbes numériques
- 1.3.3 Les premiers capteurs courbes segmentés
- 1.3.4 Les capteurs courbes monolithiques
- 1.3.5 Les capteurs issus de notre savoir faire

1.4 Notre système optique courbe: l'œil
- 1.4.1 L'œil réduit
- 1.4.2 L'œil, un si mauvais instrument ?

1.5 Conclusion

Si nous pouvons voir les objets autour de nous, c'est grâce à deux éléments indispensables: la lumière & le récepteur de l'information lumineuse, notre œil. La lumière, de par sa nature d'onde électromagnétique transporte une grande quantité d'information. Le rôle du récepteur est de transformer le message de la lumière dans un signal que nous savons interpréter afin d'obtenir une information pertinente sur la source lumineuse à l'origine de cette lumière, que ce soit directement sous forme d'image (espace réel) ou sous forme de spectre (espace des fréquences). Tout système imageur fonctionne de la sorte mais néanmoins, l'œil est un système relativement restreint et il existe des informations codées dans la lumière qui lui échappent. Par exemple, l'œil ne peut pas percevoir les ondes lumineuses en dehors de sa bande passante qui est restreinte à la lumière visible [380nm - 780 nm]. Les systèmes imageurs que nous utilisons en science dépassent quant à eux ce cadre restreint de la lumière visible, et nous verrons comment chaque bande spectrale possède des détecteurs qui lui sont propres et des stratégies différentes pour capter et former les images dans cette bande de fréquence [5].

1.1 Anatomie de la lumière

1.1.1 Les codes de l'onde électromagnétique

Une partie des caractéristiques de l'information contenue dans un rayon lumineux peut être mise en évidence par son spectre, c'est à dire la répartition de la lumière en fonction de la longueur d'onde. La lumière est une onde électromagnétique composée d'une multitude de fréquences lumineuses. Ces différentes fréquences sont ce qu'on appelle communément les couleurs lorsqu'elle sont interprétables par l'œil humain. Cette caractéristique de la lumière est importante puisqu'elle va jouer un rôle crucial dans la formation des images et notamment dans les stratégies de gestion des aberrations chromatiques, qui dépend de la différence de "couleurs" contenues dans un rayon lumineux.



Figure 1.1 Le spectre des couleurs visibles par l'œil humain observé (a) dans un arc en ciel (b) par réfraction de la lumière blanche à travers un prisme

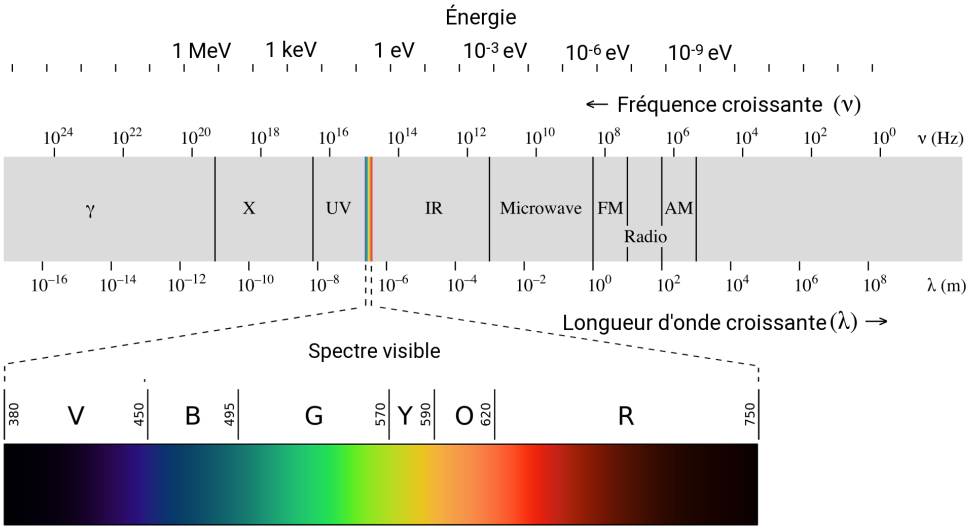


Figure 1.2 La fenêtre optique visible par rapport à l'ensemble du spectre électromagnétique

Le concept de lumière visible est donc une restriction au domaine de sensibilité humaine, mais nous devons, en physique, considérer aussi l'ensemble du reste du spectre électromagnétique qui est appelée lumière invisible. L'astronome moderne observe le ciel dans une multitude de rayonnements (Figure 1.2 & 1.3), il capture les rayonnements gamma et les rayons X, ou les ondes radio [6] par exemple. Chacune de ces fréquences nécessite un récepteur ou détecteur spécifique.

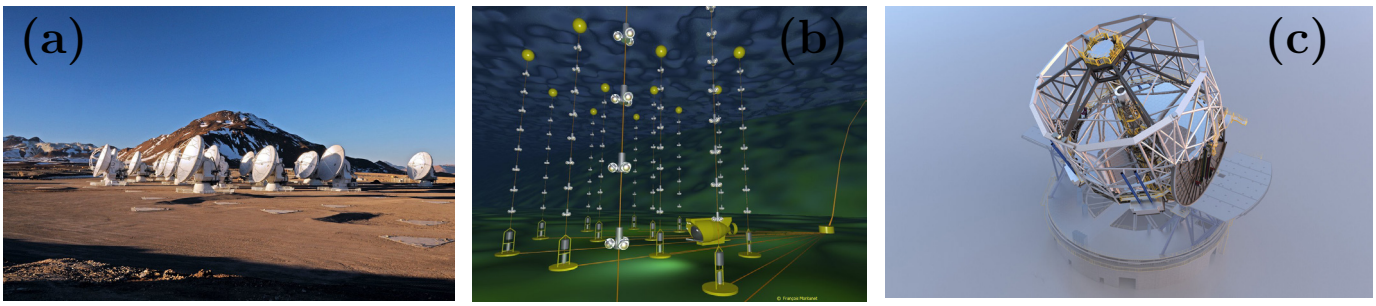
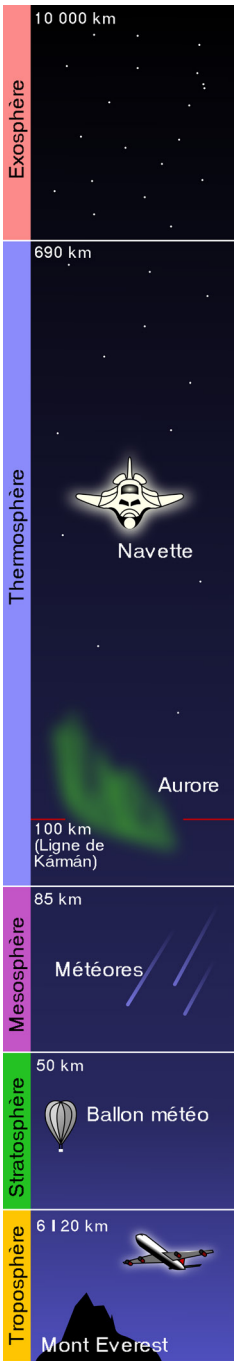


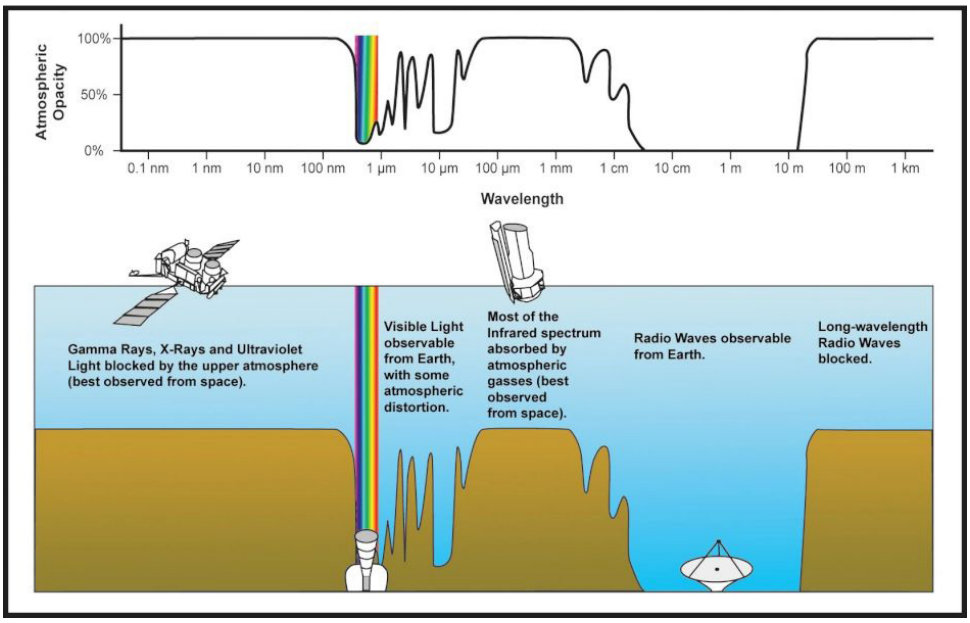
Figure 1.3 ALMA Radio Télescope Chili [0.3-9.16 mm] (a) ANTARES submarine Neutrinos Telescope, France, Rayons Gamma [0.5-1 pm] (b) EELT Giant Telescope Chili, Visible & Infrarouge [0.35-20 µm] (c)

Pour capter les rayonnements électromagnétiques qui proviennent de l'espace, les astronomes sont confrontés à une contrainte supplémentaire qui est "la fenêtre d'observation de l'atmosphère". En effet, l'atmosphère ne se comporte pas de la même manière selon les longueurs d'ondes qui la traversent. En analysant le spectre d'absorption de l'atmosphère, on observe ainsi de très "petites" fenêtres d'observation (Figure 1.4(b)) et on se rend compte qu'une grande partie de signaux émis au delà de l'atmosphère ne sont pas accessibles depuis la surface de la terre. C'est cette constatation qui a motivé

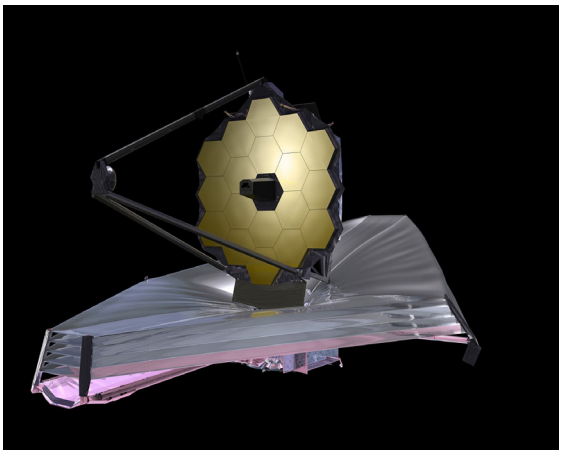
les astronomes à sortir de l'atmosphère terrestre pour observer directement depuis l'espace. Les exemples de télescopes spatiaux sont nombreux. Parmi ceux là, nous noterons le télescope spatial HUBBLE en service pendant plus de 20 ans, et tout récemment, le dernier en date, James Webb télescope (observation dans l'infrarouge [0.6-28.3 µm]) qui a pu acquérir les dernières images de l'univers (Figure 1.5), les plus précises et les plus définies de toute l'histoire de l'astronomie en terme de résolution angulaire.



(a)



(b)



(c)

Figure 1.4 La composition de l'atmosphère et ses différentes couches (a) desquelles sont induites le spectre d'absorption électromagnétique (b) qui définit les différentes fenêtres de visibilité depuis la surface de la terre. (c) Dernier en date, le télescope spatial James Webb (vue d'artiste)



Figure 1.5 Les dernières nouvelles de l'univers avec ces clichés qui représentent les images les plus précises que nous ayons à l'heure d'aujourd'hui. Crédits @James Webb Télescope

Les images que nous voyons en général en astronomie ne sont pas captées dans le domaine du visible et sont données en fausses couleurs. Ces couleurs artificielles sont faites pour être interprétées par nos yeux. Elles nous donnent un certain nombre d'information sur la composition des objets observés, comme la présence de certains gaz ou de certains éléments qui composent l'étoile par exemple.

1.1.2 Restriction du domaine d'étude pour les capteurs courbes

Chaque domaine de fréquences possède ses propres détecteurs et ses propres stratégies pour décoder les signaux lumineux. En astronomie, le domaine de la radio astronomie est capté par de grandes antennes ayant une grande "fenêtre spectrale" par exemple, les rayonnements infrarouges sont détectés par des thermodéctecteurs (bolomètres, thermocouple ou thermopile) ou des photodétecteurs (MCT (Mercure Cadmium Tellure) InGaAs (Arséniure de Gallium et Indium)), et le rayonnement UV par des semi-conducteurs spécifiques légèrement différents de ceux utilisés dans le domaine visible.

Si nous devons restreindre ici le domaine d'étude (Figure 1.6), c'est tout simplement parce que certains domaines d'observation n'utilisent pas la technologie des semi-conducteurs pour l'observation de leur type de "lumière". Or l'étude que nous faisons ici concerne un type de process applicable exclusivement aux semi-conducteurs. Nous verrons comment celui ci peut être adapté à des technologies légèrement différentes, comme celles des bolomètres par exemple pour l'observation du rayonnement infrarouge mais nous devons donc encadrer le domaine de l'utilisation de ces capteurs courbes parmi différentes dimensions d'analyse pertinentes pour notre utilisation.

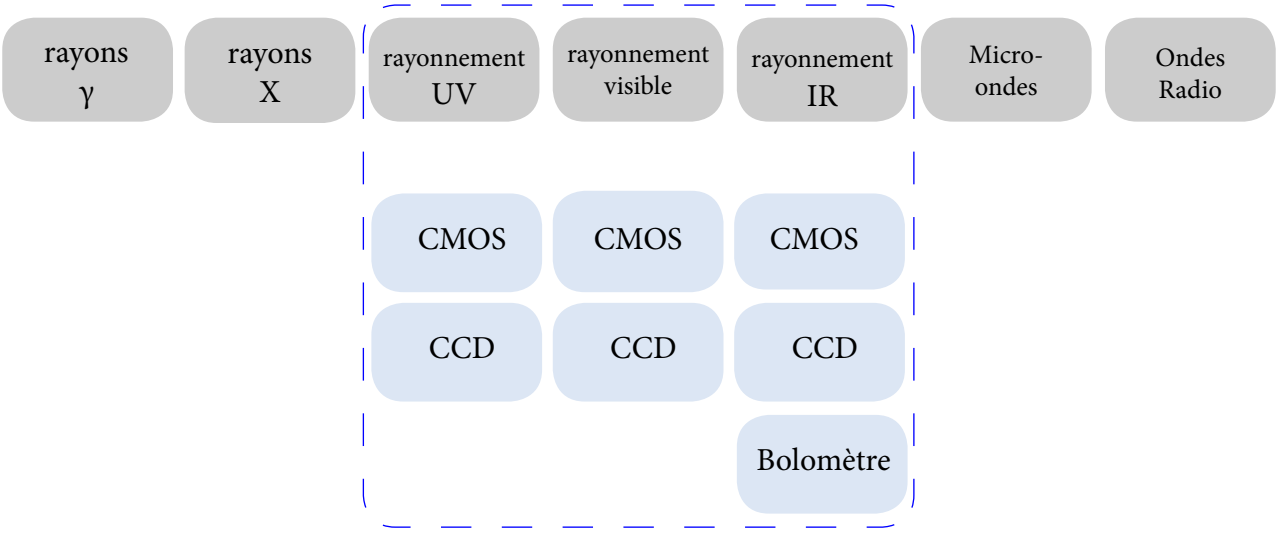


Figure 1.6 Domaine de pertinence et d'application pour la courbure des capteurs

D'autres rayonnements peuvent être captés par des technologies à semi conducteurs, par exemple les rayons gamma grâce à des détecteurs au germanium haute pureté (détecteurs HPGe) [7]. Il existe également des développements dans le domaine de l'imagerie en rayons X [8]. Dans les autres domaines, les systèmes de "captations" de ces ondes n'ont souvent plus rien à voir avec l'optique traditionnelle. Nous allons restreindre cette étude au domaine d'étude classique optique: Ultra Violet, Visible et Infrarouge.

Pour ces 3 technologies (CCD, CMOS, Bolomètre), les tests ont été concluants pour le process de courbure [9] [10]. Il existe une dimension supplémentaire pour laquelle une restriction du domaine d'application est constatée, c'est celle de la sensibilité. En effet, la technologie à semi-conducteur ne permet pas dans certains cas d'identifier des sources lumineuses trop faibles à cause de limitations intrinsèques (bruit notamment). Les dernières avancées dans ce domaine sont néanmoins très encourageantes et étendent sensiblement le domaine d'application (sCmos, sCCD) avec des *single photon détection* (détection de photon unique) mais ces technologies n'ont pas encore passé et validé le process de courbure à l'heure de l'écriture de ce manuscrit.

1.1.3 Considération historique du "plan" focal

Un système d'imagerie est un système technique qui remplit une fonction principale : **former une image grâce à la lumière venant d'une scène**. Il y a de nombreuses variations de ces imageurs en fonction des différents types de scènes, de lumières, et d'images finales souhaitées.

Les premières applications en optique étant principalement des systèmes de grossissement (lunette, loupe) et les outils théoriques pour décrire ces systèmes et les mettre en équations étaient relativement limités. Pour ces raisons, pendant longtemps les systèmes descriptifs de l'optique sont restés à un stade simplifié.

Cette simplification, nous la retrouvons lorsqu'on commence à étudier l'optique en Terminale. Les systèmes que nous étudions sont donnés "sous conditions".
Ces conditions sont celles dites de Gauss, ainsi que la condition des lentilles dites "minces", en réalité "sans épaisseur" dans les calculs. Alors pourquoi avoir choisi ces conditions?



Figure 1.7 La lunette de Galilée, exemple des premières applications de l'optique

Rappelons ici ce que sont les conditions de Gauss ou “approximation de Gauss”:

1. Rayons paraxiaux : les rayons sont peu inclinés sur l’axe principal optique
2. Les rayons ne sont pas trop éloignés de l’axe optique

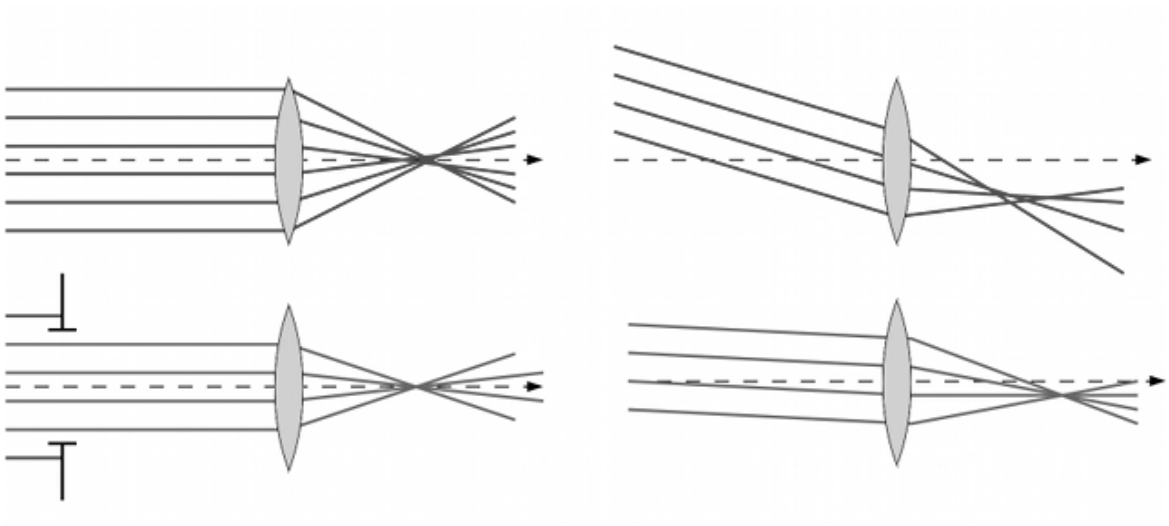


Figure 1.8 Dans les conditions de Gauss, les rayons sont proches de l’axe optique (en bas à gauche) et peu inclinés (en bas à droite). [11]

Lorsqu’un système est utilisé dans ces deux conditions, on dit alors qu’on travaille dans les conditions de Gauss. Ces conditions permettent de confondre l’angle d’incidence et le sinus dans les relations de Snell-Descartes et ainsi de simplifier les calculs. Elles assurent ainsi un stigmatisme* pour les points objets et images.

Sous ces conditions, lorsqu’on observe un objet situé à l’infini à travers un système simple (lentilles minces uniquement), l’image formée conjuguée de l’objet se trouve sur un plan. C’est pour ces raisons de simplification que nous appelons plan focal l’endroit de la formation de l’image dans un système optique. Cependant, dans la plupart des cas réels, cet “endroit” où se forme l’image n’est pas un plan, et nous devrions ainsi pour être plus précis parler de **surface focale**.

1.2 La fabrique des images

* Le stigmatisme est la propriété d’un système optique qui associe un seul point image à un seul point source. Le stigmatisme est dit rigoureux lorsque le chemin optique entre le point objet et le point image est indépendant du rayon. Le stigmatisme est dit approché lorsque les conditions de Gauss sont nécessaires pour qu’il soit réalisé.

1.2.1 Le système optique

Un système optique est un ensemble d'éléments techniques ayant pour fonction générale de traduire une scène (objet) sur un support adapté à l'observateur. De manière générale, on a un schéma technique du cheminement de l'information décomposable en 6 blocs principaux :

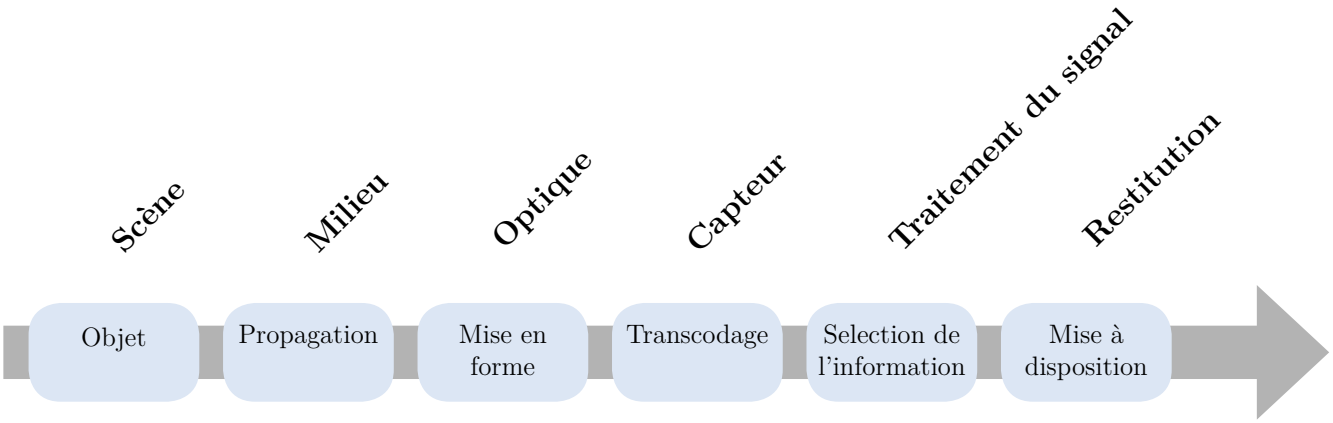


Figure 1.9 Schéma général d'un système optique. On distingue 6 étapes distinctes du traitement de l'information lumineuse

Chacune de ces étapes va apporter un certain nombre de perturbations et de modifications du signal original. L'optimisation de chacun de ces blocs permet d'obtenir une information pertinente (image finale) en bout de chaîne mais c'est également l'optimisation globale inter-blocs qui va permettre d'être encore plus pertinent dans le traitement et le cheminement de l'information. L'adjonction de la technologie "à capteur courbe" correspond à cette "méta" optimisation (optimisation corrélée) et intervient sur 4 blocs de la chaine d'information: **Scène, optique, Capteur et Traitement du signal** .

1.2.2 Les stratégies

En ce qui concerne la scène-objet, on distingue de nombreux cas de figures: l'objet peut être réel, 3d, 2d, virtuel, plan, courbe etc. La forme et l'évolution dans le temps de cette scène-objet vont induire la stratégie à adopter pour capter et restituer au mieux l'information de la scène.

1.2.2.1 La stratégie plan sur plan

Cette stratégie, dans le cas d'une optique plane dans les conditions de Gauss, est de simplifier une scène en 3 dimensions en choisissant un plan de référence qui va "couper" la scène et extraire l'information le long de ce plan pour la projeter sur un plan unique dit **Plan-Image**. Cette stratégie, c'est celle que nous avons l'habitude d'utiliser quotidiennement, lorsque nous regardons une photographie ou un contenu sur l'écran plat de notre ordinateur comme vous êtes probablement en train de le faire actuellement. Nous observons une simplification en deux dimensions d'une réalité en 3, voire 4 dimensions si nous incluons le temps.

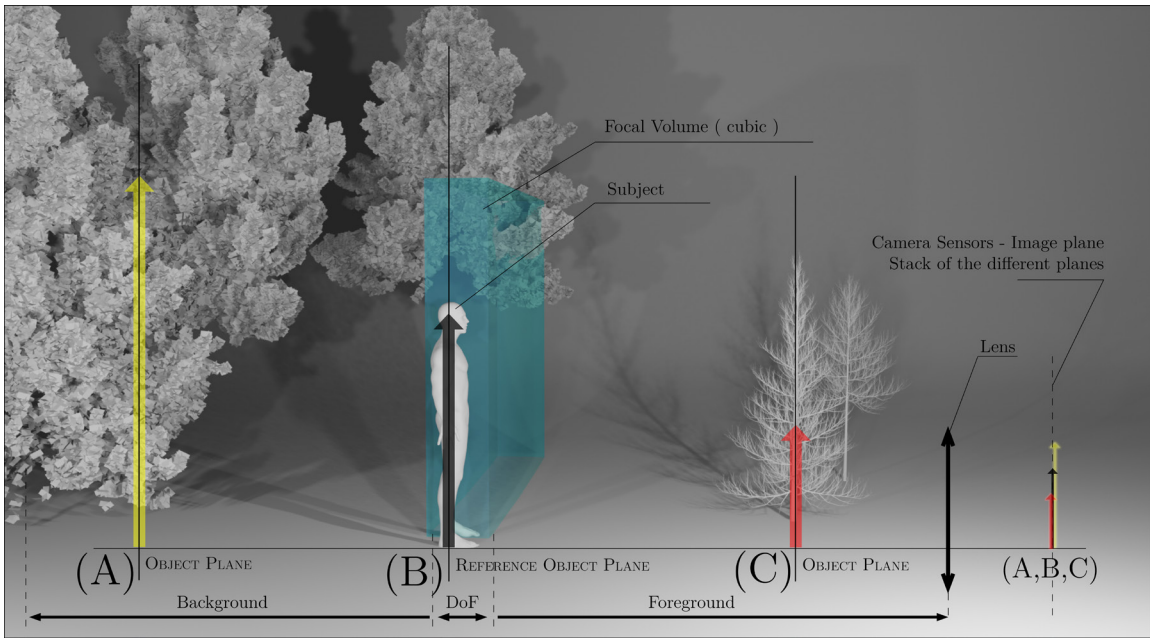


Figure 1.10 Scène générale, lentille simple dans les conditions de Gauss. On distingue les différents plans: premier plan, arrière plan. L'information "captée" par le système optique est compressée en 2 dimensions sur le plan du capteur. Les différents plans sont empilés avec une perte d'information relative en fonction de leur distance au plan-objet de référence.

Dans les conditions de Gauss (faible ouverture, rayons proches de l'axe optique), cette stratégie implique que l'information traduite va être optimisée au niveau de ce plan de référence, alors que les autres éléments de la scène qui sont en amont et en aval de ce plan-référence-objet seront eux aussi visibles sur l'image finale mais avec une définition moins bonne, éventuellement avec une perte conséquente d'information (flou) s'ils sont trop loin de ce plan de référence. L'image résultante est une projection de l'information de la scène-objet en 3 dimensions sur une image en 2 dimensions (plan-image), sur laquelle, toutes les informations s'éloignant du plan-objet de référence sont présentes mais avec une perte conséquente d'information.

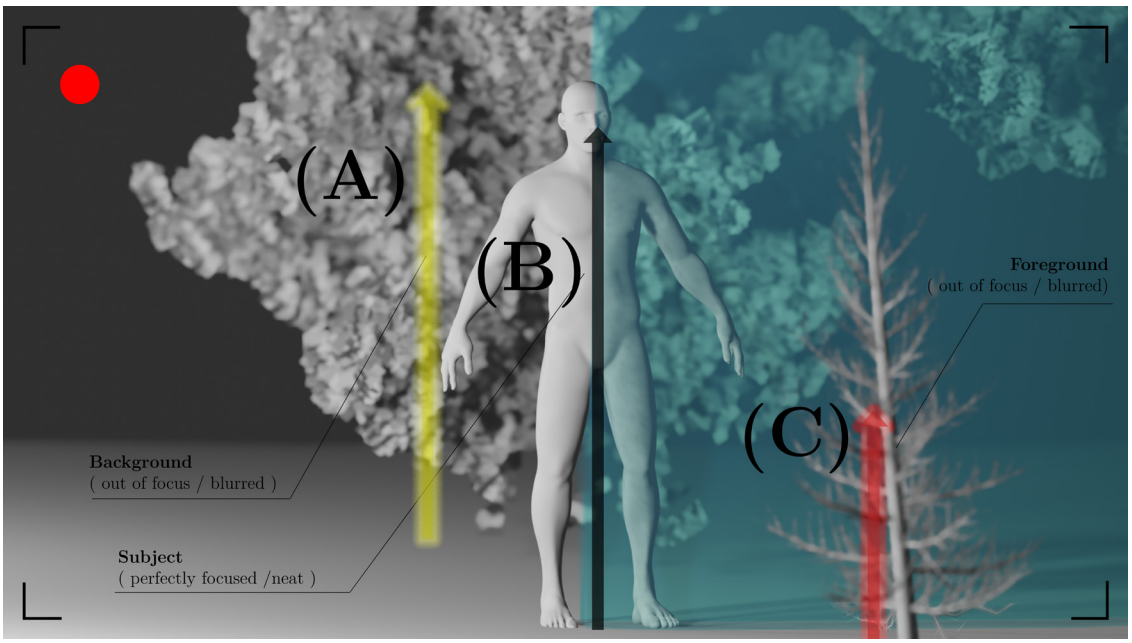


Figure 1.11 Captation de la Scène générale (fig 1.10) dans les conditions de GAUSS. On retrouve les différents plans empilés avec les plans (A) et (C) qui sont plus éloignés du plan de référence (B) et se présentent légèrement flous. Cette perte d'information est liée à aux paramètres intrinsèques d'ouverture du système.

1.2.2.2 L'exemple du portrait

Lorsque que l'ouverture est très importante, tous les éléments lointains sont complètement flous. En photographie, on utilise cette propriété lorsqu'on veut faire un portrait. On choisit la partie de la scène-objet désirée (le visage) pour qu'elle reste nette. Tous les éléments qui sont sur les autres plans (premier plan, arrière plan) sont volontairement rendus flous. La qualité subjective de ce flou est évaluée: on l'appelle le "*bokeh*". Pour obtenir cet effet, nous utilisons des objectifs à grande ouverture qui permettent



Figure 1.12 Divers portraits. On note l'information du visage qui est conservée (image très nette sur la zone du visage) et à contrario, l'information sur les autres plans n'est plus interprétable (complètement flou). L'information sur les objets hors du plan de référence est perdue. www.nikonschool.in

de diminuer la profondeur de champ. L'effet obtenu permet de détacher le sujet de son environnement pour se concentrer sur le visage. Cela permet ainsi à l'observateur d'aller directement à l'information essentielle que transporte un portrait: l'information sur le visage de la personne. Cette information devient accessible sans que les autres informations environnantes - moins pertinentes - ne viennent parasiter le transit de l'information principale.

On a donc une stratégie simple, qui permet de restituer une grande partie des informations contenues dans la scène. Cette stratégie est pertinente à partir du moment où elle véhicule efficacement l'information souhaitée, ici pour l'exercice du portrait, l'information pertinente est le visage. La stratégie est donc efficace.

1.2.2.3 Le triangle d'exposition en photographie

Pour ceux qui sont familiers avec la photographie, chaque cliché correspond à une stratégie, c'est à dire à une optimisation des paramètres afin de transmettre de manière la plus "adéquate" l'information de la scène. Le jugement de l'adjectif adéquate passe évidement par le jugement subjectif dans une certaine mesure, mais pas uniquement. Ceux sont les **trois paramètres techniques principaux** (**Ouverture, Temps de pose et gain**(ISO)) qui vont définir la stratégie la plus pertinente pour obtenir le résultat final. Le photographe a le choix de privilégier plutôt tel ou tel paramètre en fonction de son besoin et des paramètres physiques de la scène (taille, luminosité, mouvement des sujets) mais ces paramètres étant interdépendants, l'exercice du photographe est d'op-

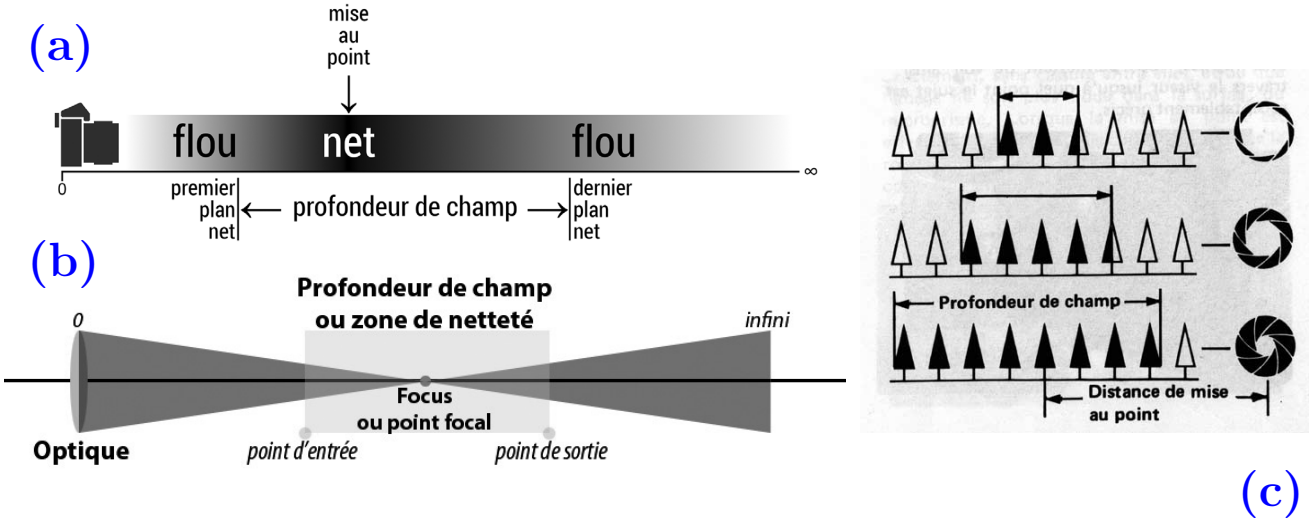


Figure 1.13 (a) L'ouverture d'un système imageur définit la pronfondeur de champ. (c) Plus l'ouverture est faible, plus la profondeur de champs augmente et plus les détails des plans marginaux sont nets (c) La contre partie d'une ouverture réduite est la faible luminosité qui devra être compensée

timiser la valeur de ces trois paramètres afin d'obtenir la “meilleure” restitution de la scène. Ces trois paramètres sont réajustés pour chaque cliché. On les appelle **le triangle d’exposition**.

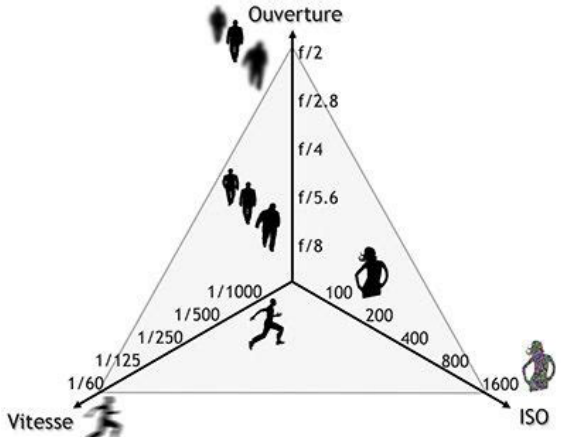


Figure 1.14 Le triangle d’exposition permet de comprendre quelle est l’incidence de chaque paramètre sur le cliché final. Grande ouverture, plus de lumière, profondeur de champ réduite. ISO important, plus de luminosité mais augmentation du bruit. Temps d’exposition important, augmentation du flou de mouvement.

1.2.2.4 Domaine de fonctionnement d'un système optique

Sur la figure 1.14, on note que le fait de diminuer l’ouverture permet d’augmenter la profondeur de champ et donc de récupérer des détails dans les arrières plans de l’image. Cette amélioration est un **compromis**. En effet, si diminuer l’ouverture permet d'augmenter la profondeur de champ, elle a également pour effet de diminuer la luminosité générale du cliché qu’il faudra alors compenser par d’autres paramètres (augmentation du temps d’exposition ou augmentation du gain). Chaque appareil à des limitations intrinsèques pour ces trois paramètres qui définissent son **domaine de fonctionnement**. Plus le domaine de fonctionnement est grand, plus l’appareil peut s’adapter à un maximum de situations. Ce pouvoir d’adaptation peut être exprimé pour chaque appareil sur le triangle d’exposition (Fig 1.15).

Lorsque la sensibilité des capteurs a évolué à partir des années 2008-2009, on a pu avoir accès à des gains (ISO) très importants tout en conservant une excellente qualité d’image grâce à une nouvelle technologie de gestion du bruit. Cette évolution a été un levier technologique très important dans le monde de la photographie qui a permis d’élargir le champs d’action des imageurs grand public.

L’avènement de la technologie des capteurs courbes constitue aujourd’hui un second levier technologique important. Ce levier va permettre d’élargir encore une fois le domaine de fonctionnement de nombreux imageurs et ainsi, d’avoir moins de compromis à faire dans la stratégie à adopter pour capter et transmettre l’information. Le choix des

capteurs courbes est encore une fois un compromis: les améliorations notables apportées aux systèmes d'imagerie ont une contre partie et requièrent un effort supplémentaire d'ingénierie pour mettre en forme les capteurs et adapter les designs optiques. Tout est compromis !

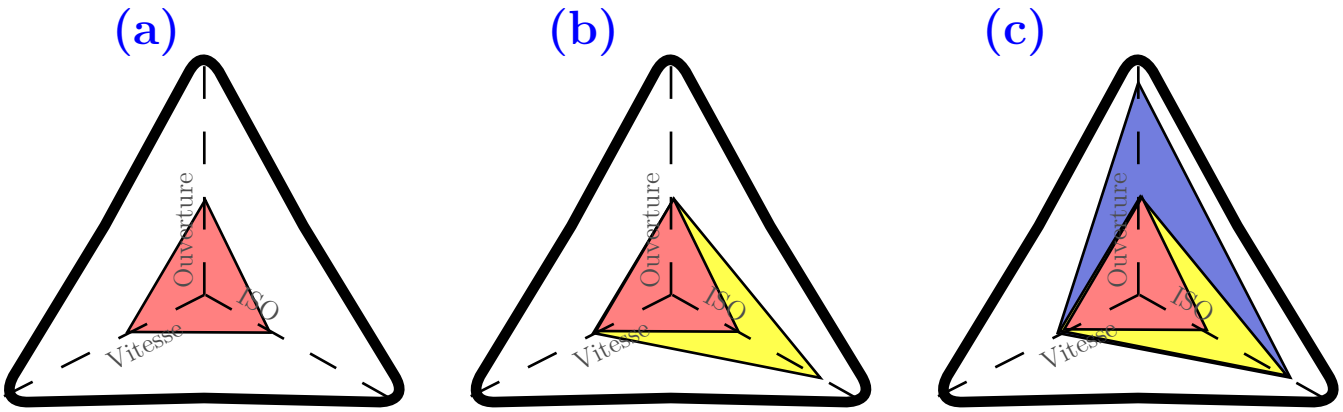


Figure 1.15 (a) Domaine de fonctionnement d'un imageur défini par ses limitations en terme de bruit, de vitesse d'obturation et d'ouverture. (b) Premier levier technique : arrivée des capteurs bas bruit repoussant les limites du domaine de fonctionnement (c) Second levier technique: élargissement du domaine de fonctionnement grâce aux capteurs courbes

1.2.2.5 Stratégies tri-dimensionnelles et stéréoscopiques

Nous avons vu que la captation optique d'une scène nécessite un choix spécifique de stratégie. Pour l'exercice du portrait, la stratégie était de définir un plan de référence qui va optimiser la captation de l'information pertinente au niveau du visage. Toute stratégie est elle même un compromis et présente des limites: la photographie ne permet pas de garder par exemple l'information de la position absolue des objets dans l'espace. D'autres stratégies permettent de transférer cette information essentielle (LIDAR, *Time-of-Flight (ToF) sensors*).

Pour récupérer cette donnée de profondeur et de distance des objet, la stratégie humaine est la **stéréoscopie**. L'image de chacun des yeux est comparée par notre cerveau qui analyse les différences et interprète un modèle en 3 dimensions de la scène. La stéréoscopie est ainsi une stratégie pour capter l'information spatiale d'une scène.

L'optique "courbe" correspond elle aussi à une stratégie. Celle-ci est proche de la stratégie simple, à capteur plan, et présente parmi de nombreux autres avantages, un avantage significatif : le **biomimétisme**. C'est cette propriété qui permettra aux systèmes à capteurs courbes d'obtenir une image très proche de la vision naturelle humaine. Nous aborderons ce point dans le chapitre V consacré aux applications potentielles des capteurs courbes pour la réalité virtuelle (VR).

1.2.3 Qualité d'image en fonction de la stratégie

Quelque soit la stratégie adoptée, l'élément de base de la captation optique est la lumière qui transporte l'information. Cette information est complexe. Celle-ci peut être soit réfléchie - avec une source lumineuse diffuse (soleil) - soit émise directement par l'objet lui même (source lumineuse propre). La nature de cette lumière et du type de milieu dans lequel les photons se propagent va avoir des conséquences sur l'information qu'ils portent. Toutes ces informations sont capitales pour décrire les paramètres du système et optimiser les blocs de traduction de l'information. Cette variabilité de la scène va également nous amener à adopter une technologie spécifique en fonction des paramètres d'entrée. Le but d'un système optique (SO), est de transcoder cette information lumineuse en perdant le moins d'information possible, et tout le jeu de l'optimisation est de prioriser cette qualité de transfert au niveau de l'information pertinente identifiée dans la scène. C'est là tout l'enjeu du design optique: faire des compromis pour extraire au mieux l'information lumineuse choisie.

1.2.3.1 L'optique géométrique

Dans le cadre d'une première approche pour une stratégie à capteur plan, nous avons défini dans la partie précédente une première condition de simplification que nous avons résumé sous le nom de conditions de Gauss. Dans le cadre de l'optique géométrique, pour simplifier dans un premier temps, nous pouvons ajouter deux conditions supplémentaires: la condition **monochromatique** (non variabilité de la couleur) et la condition dite de **"lentilles minces"**.

Si nous nous plaçons dans le cadre de ces simplifications, le mode de propagation de la lumière peut être représenté par des rayons dans une première approximation, à condition que la variabilité de la longueur d'onde soit proche de zéro, c'est à dire pour une longueur d'onde unique. L'optique géométrique correspond à ce cas particulier où les rayons sont considérés comme incohérents entre eux. Cette approximation permet de justifier la focalisation des rayons lumineux en un point (stigmatisme) ainsi que l'absence de phénomènes de diffraction (optique physique). Ces rayons n'ont pas d'existence physique mais cette condition est nécessaire pour esquisser le trajet de la lumière et rendre compte dans un premier temps des performances approximatives du système.

Ces trois conditions (conditions de Gauss, monochromatisme et lentilles minces) permettent de décrire dans une première approche des systèmes optiques simplement dans le cadre de l'optique géométrique.

De cette manière on simplifie un grand nombre de calculs, et les systèmes optiques deviennent ainsi stigmatiques (au sens du stigmatisme approché) et aplanétiques (qui transforme une objet plan en une image plane). On appelle ce cadre d'étude l'**optique**

paraxiale. Cette condition de conjugaison paraxiale permet d'appréhender dans un premier temps des systèmes simples et permet de comprendre pourquoi historiquement, entre autres raisons, les systèmes ont d'abord été optimisés pour des capteurs plans. Ces conditions ne permettent pas néanmoins d'appréhender un certains nombres de phénomènes optiques telles que les aberrations, et nous verrons par la suite qu'il faudra sortir de ce cadre pour appréhender la plupart des designs optiques "courbes".

1.2.3.2 Conditions de Gauss

La figure 1.16 montre un système optique simple composé d'un objet, d'une lentille, un diaphragme et une image. Le rayon principal est le rayon qui part d'un point hors axe du plan objet et qui passe par le centre de la pupille d'entrée. Le rayon marginal passe par le centre de l'objet sur l'axe optique et passe par l'extrémité du diaphragme. Les pupilles d'entrée et de sortie sont respectivement les images du diaphragme d'ouverture traduite dans l'espace objet et l'espace image.

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. L'axe principal (axe optique) passe par le centre de chaque élément et son origine se situe à l'intersection entre les plans principaux et l'axe optique. Le cadre de l'optique paraxiale permet de simplifier les calculs et de retrouver les relations dites "de conjugaison" classiques de l'optique géométrique.

Sur le schéma (Figure 1.17), O et O' sont conjugués. n et n' sont respectivement les indices des milieux, h est la hauteur du rayon (P, Q et S sont considérés à la même hauteur à cause de l'approximation paraxial), c est la courbure de la surface (1/R).

$$[\mathrm{OABO'}] = [\mathrm{OPQSO'}] \tag{1.1}$$

Les fronts d'ondes* émergents et convergents sont parfaitement sphériques.

$$[\mathrm{OP}] = [\mathrm{OA}]\ ,\ [\mathrm{O'B}] = [\mathrm{O'S}] \tag{1.2}$$
$$[\mathrm{AB}] = [\mathrm{PQS}] = [\mathrm{PQ}] + [\mathrm{QS}] \tag{1.3}$$

On se place dans les conditions de l'optique paraxiale. On ne retient que le premier terme du développement de la surface optique [11].

$$QS = \frac{1}{2} ch^2 \quad \text{et} \quad PQ = \frac{1}{2} \frac{h^2}{l} \tag{1.4}$$

* Le front d'onde est une surface d'égale phase d'une onde, c'est à dire que tous les points de cette surface ont mis le même temps de parcours depuis la source

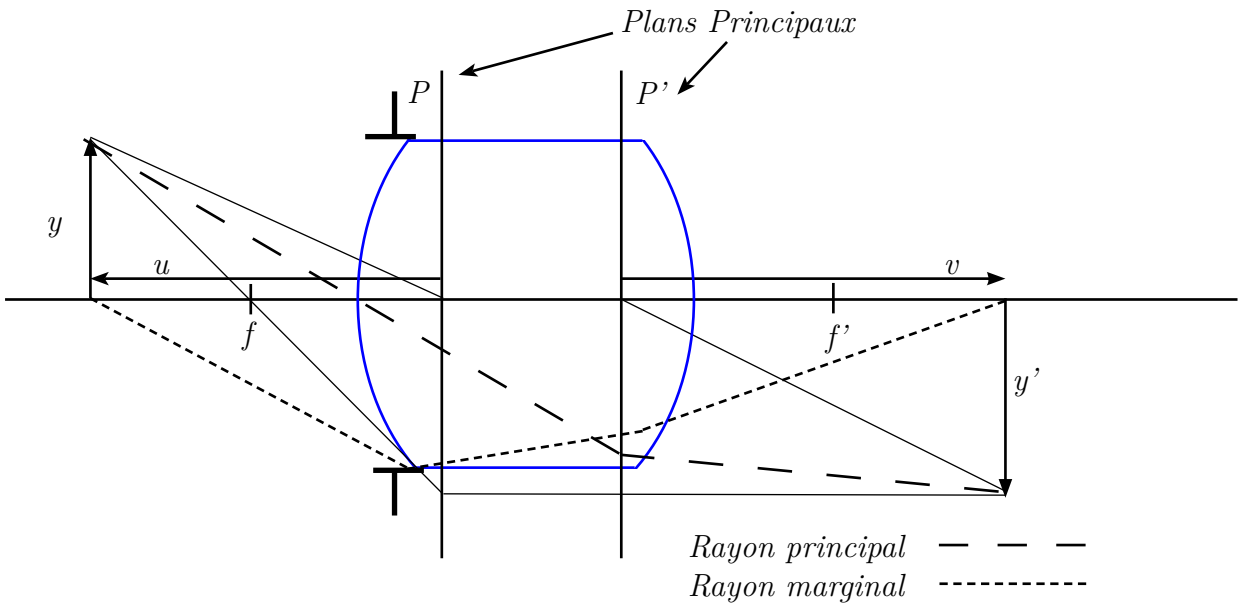


Figure 1.16 Description d'un système optique simple dans le cadre des conditions de Gauss.

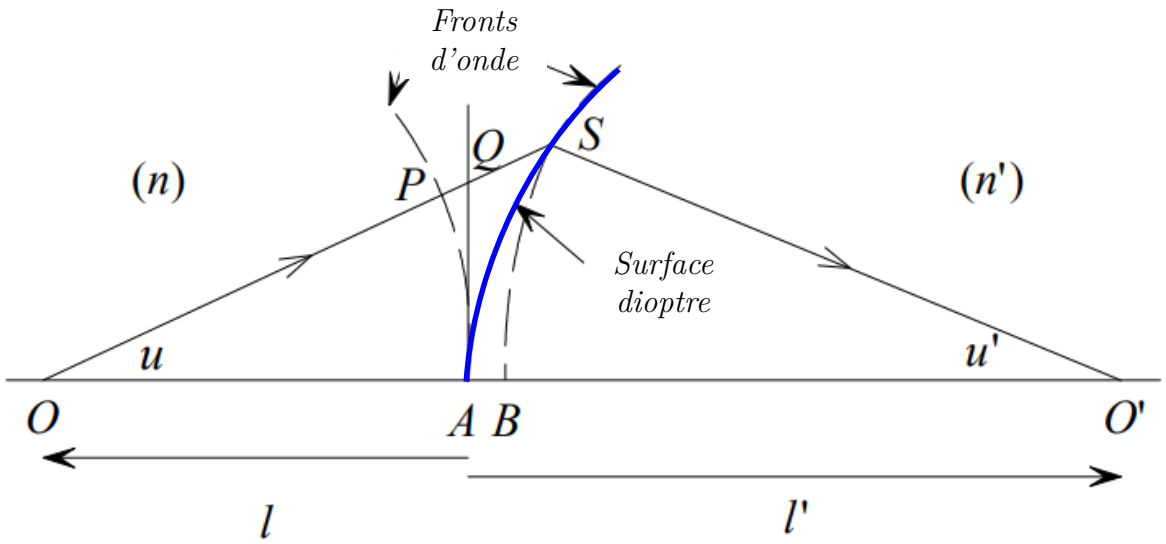


Figure 1.17 Schéma d'un tracé simple de rayon à travers d'une surface S dans le cadre de l'optique géométrique paraxiale [12]

Le chemin optique de P à S s'exprime donc

$$[PQS]=\frac{1}{2}nh^2(c-\frac{1}{l}) \tag{1.5}$$

Le même raisonnement pour le chemin optique [AB]

$$[AB]=\frac{1}{2}n'h^2(c-\frac{1}{l'}) \tag{1.6}$$

Les fronts d'onde correspondent aux endroits des points qui ont parcouru le même chemin optique, on doit donc avoir [PQS] = [AB], ce qui nous donne

$$nh^2(c-\frac{1}{l})=n'h^2(c-\frac{1}{l'}) \tag{1.7}$$

et donc

$$\frac{n'}{l}=\frac{n}{l'}+(n'-n)c \tag{1.8}$$

Cette équation correspond à l'équation de conjugaison au sommet qu'on à l'habitude de retrouver sous la forme générale

$$\frac{1}{f}=\frac{1}{u}+\frac{1}{v} \tag{1.9}$$

Il est important de noter que cette formule classique est valable sous conditions. Nous nous sommes placés dans le cadre de l'approximation de Gauss, en optique paraxiale avec des lentilles minces et implicitement dans des milieux dits MHTI (milieu homogène, transparent et isotrope) pour que le tracé des rayons puisse être approximé par une droite. Dans la réalité, même le plus fin des rayons laser finit par diverger, mais le rayon reste une approximation utile.

Nous voyons donc qu'il existe différentes approches à disposition des designers optiques pour modéliser des systèmes optiques. Le cadre de l'optique géométrique paraxiale non chromatique est un des plus simple. Il est important de garder à l'esprit à chaque fois le cadre et les conditions dans lesquels elles sont valables. La plupart de nos designs pour l'optique courbe sort du domaine de l'optique paraxiale et donc des conditions de Gauss, il nous faudra donc adopter de nouveaux outils avec des tracés réels de rayons pour rendre compte de manière pertinente de la qualité de nos systèmes.

Le domaine non paraxial est appelé domaine marginal: c'est dans ce domaine non paraxial qu'intervient l'effet des aberrations optiques. Le schéma ci-dessous permet d'avoir un aperçu des différents formalismes qui permettent d'appréhender un système optique (SO) sous les différentes conditions qui leur sont associées.

En *optique géométrique*, on représente le chemin de la lumière par des lignes droites qui constituent les rayons. Cette approximation permet de décrire une grande partie des systèmes optiques de manière pertinente et ceci jusqu'à une très bonne précision. La limite de cette représentation est donnée par la nature ondulatoire du photon. La représentation de la lumière devient alors une surface d'onde avec des fronts d'ondes transverses qui, lorsqu'ils sont cohérents, interfèrent entre eux. Ces phénomènes d'interférences interviennent à partir du moment où les tailles caractéristiques du système sont de l'ordre de la longueur d'onde du rayon lumineux. Même lorsqu'on arrive à ce niveau de précision, un certain nombre d'approximations sont encore faites, sur la nature des champs électromagnétiques, sur la diffusion de la lumière, et dernièrement, sur la nature quantique de la lumière.

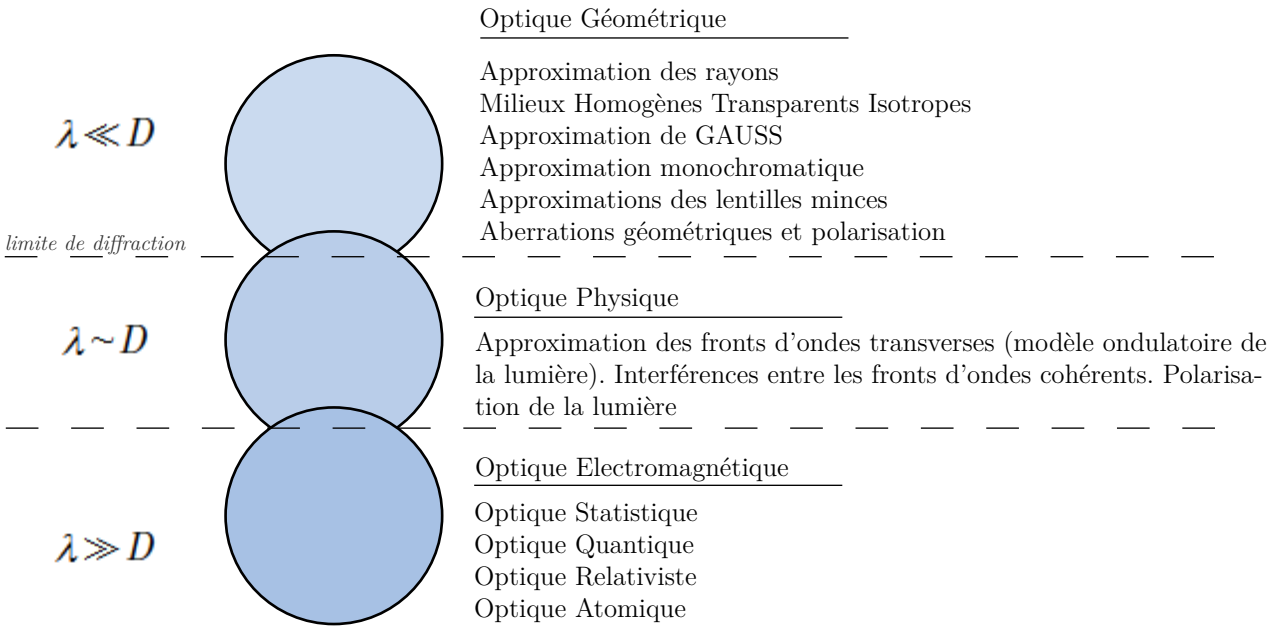


Figure 1.18 Représentation des différents formalismes en optique et leurs domaines (conditions) de validité.

Dans le cadre de notre étude, nous ne considérerons pas ces derniers modèles (diffusion, ondes électromagnétiques complexes, optique quantique). Nous nous plaçons à la limite de l'optique physique, en utilisant néanmoins un paramètre important qui est appelé la *limite de diffraction* (ou tache d'Airy).

Le diamètre de cette tache d'Airy pour un ouverture circulaire à l'infini est lié à la longueur d'onde de la lumière d'éclairage et à la taille de l'ouverture circulaire (D). La tache d'Airy correspond au plus petit point vers lequel un faisceau de lumière peut être focalisé. Il est dépendant des paramètres physiques du système optique considéré.

$$\rho = 1{,}22\frac{\lambda}{n\sin(\alpha)} = 1{,}22\frac{\lambda}{ON} \qquad \rho \approx 1{,}22\frac{\lambda}{D} \tag{1.10}$$

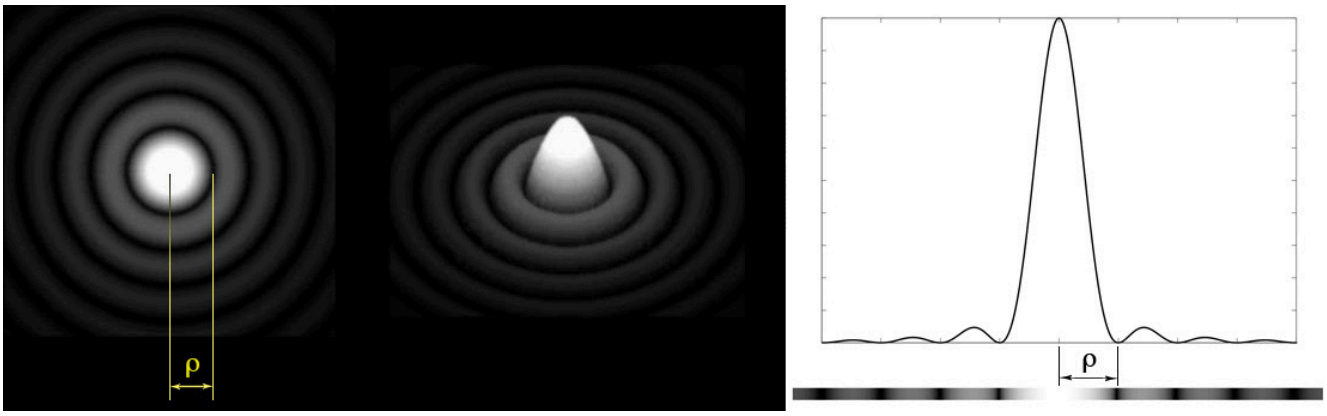


Figure 1.19 Représentation de la tache d'Airy. ρ est le rayon angulaire, il correspond à la taille du plus petit élément qui peut être défini sur la surface objet d'un SO. C'est cette valeur qui borne la qualité optique d'un instrument.

ON est l'ouverture numérique. On observe le module carré de la transformée de Fourier de l'ouverture qui correspond ici à la fonction de Bessel.

Dans le cadre de cette thèse, nous nous placerons (sauf exception mentionnée) dans les conditions suivantes :

- *Existence des rayons*
- *Absence de lumière diffuse (réflexion parasite)*
- *Tracé de rayons réels*
- *Domaine polychromatique*
- *Lentilles réelles (non minces)*

1.3 Les instruments à optique courbe, état des lieux

On trouve les prémices d'une optique courbe quasiment dès le début de l'optique traditionnelle, c'est à dire à partir de la première moitié du 18ème siècle. Nous allons dresser dans ce chapitre un panorama succinct de l'évolution des instruments qui ont déjà bénéficié de la technologie des capteurs courbes.

1.3.1 Les débuts de l'optique courbe

Les débuts de l'imagerie remontent à Aristote (384-322 av. J.-C.) qui connaissait déjà le principe de la chambre noire: une boite complètement fermée (étanche à la lumière) dans laquelle on perce un petit trou sur une des faces. Lorsqu'on pointe le trou vers une scène, l'image inversée de la scène vient se projeter sur la paroi opposée: c'est le principe du sténopé. Les savants de l'époque ne le savaient pas encore, mais cette technologie aurait pu bénéficier de la technologie des capteurs courbes! Certains nostalgiques

proposent aujourd'hui des appareils à sténopé [14] qui possèdent un film courbé derrière le trou-objectif afin de réaliser des clichés panoramiques de relativement bonne qualité.

Dans le sens d'un véritable appareil photo avec objectif, l'invention du premier appareil est attribué à Nicéphore Niepce (1765-1833) avec son Héliographe (autour de 1816), bien que les principes de l'optique et les substances qui "fixaient" la lumière étaient identifiés bien avant lui. L'héliographe permettait de graver par la technique de l'eau forte une impression sur du bitume de Judée (photosensible) sur une plaque d'étain. Ces premiers clichés auraient pu être appelés photogravure pour être plus exact.

En 1859, Thomas Sutton propose une caméra panoramique avec un mono-objectif sphérique rempli d'eau qui projette une image sur une plaque photographique courbe! La premier appareil à capteur courbe était né !



Figure 1.20 (a) 1827 Première "photogravure" de Nicéphore Niépce, le point de vue du Gras, la cour du domaine du Gras, Bourgogne (b) 1859 L'appareil Mono objectif panoramique de Thomas Sutton, le premier appareil à capteur courbe

1.3.2 Les capteurs courbes numériques

A partir des années 70, les capteurs numériques CCD ont fait leur apparition. Ceux ci sont fabriqués sur des wafers de silicium plans en grande série. Tous les designs optiques ont donc été optimisés afin de projeter l'image finale sur une surface plane, au prix d'une série de lentilles correctrices que l'on nomme "*applanisseur de champs*". Mais les opticiens ont gardé en tête que le plan n'est pas l'idéal en optique. En astronomie, le télescope de Schmidt utilise une surface focale courbe qui lui permet d'observer un champ de vue large tout en conservant une image nette sur l'ensemble du champ. Les travaux de Rim and al. [15] et Fendler et Dumas [16] ont démontré que la courbure de champ au niveau du plan focal permet d'obtenir des simplifications importantes du design optique. Une première approche de cette technologie à courbure de champ a été réalisée pour le télescope spatial Kepler lancé en 2009. Son plan focal est un assemblage de 42 détecteurs CCD plans agencés selon une surface sphérique (fig. 1.21).

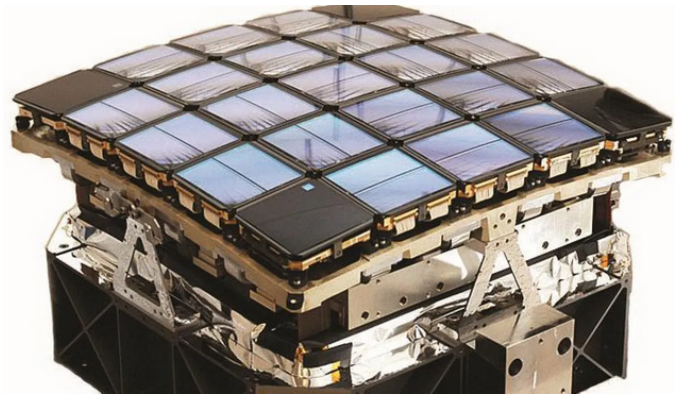


Figure 1.21 Le "plan focal" courbe du satellite Kepler. Celui-ci est monté au foyer d'un télescope type Schmidt. Dimension 30x30cm, 42 CCD de 1024 x 1100 pixels.

1.3.3 Les capteurs courbes segmentés

Beaucoup de prototypes ont vu le jour depuis une quinzaine d'années et les techniques ont largement évolué depuis. Les premiers capteurs courbes numériques étaient des combinaisons de segments de capteurs reliés entre eux par des connecteurs électriques. Dinyari et al [17], de l'université de Stanford, Californie, ont publié des travaux sur un tel capteur en 2010 (Fig 1.22-a). Chaque segment de capteur est une photodiode connectée à sa voisine par une interconnexion électrique qui supporte les contraintes mécaniques liées à la courbure. L'ensemble de ces photodiodes sont maintenues entre elles

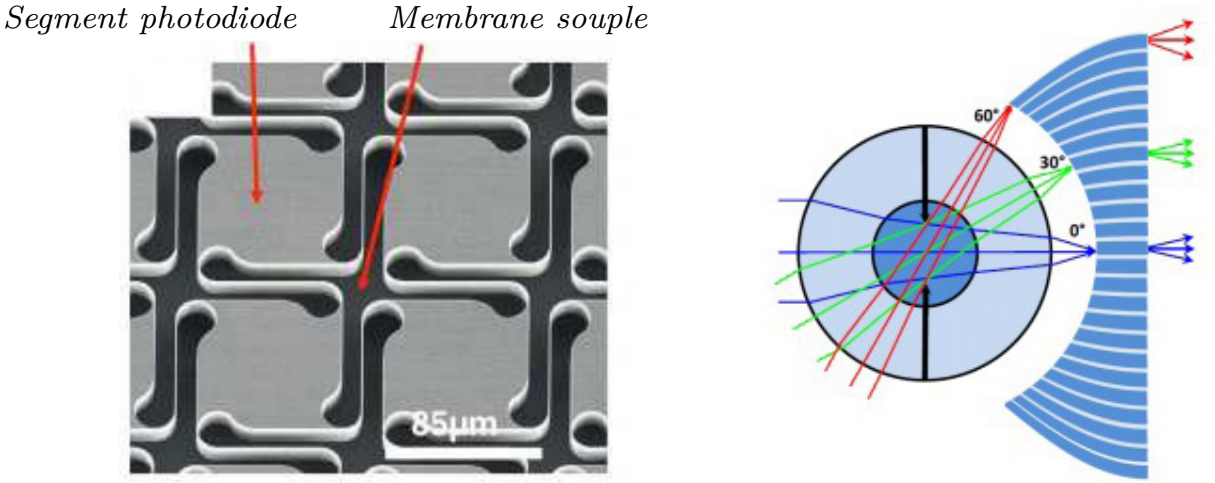


Figure 1.22 (a) Capteur souple à multi "ilots" interconnectés de Stanford 2010 (b) Technique du bundle de fibres proposé par Apple (Stamenov et al [18]).

par une membrane plastique souple. Ces premiers modèles permettaient une courbure très élevée mais possédaient l'inconvénient d'avoir un très faible facteur de remplissage (surface de captation des photons par rapport à la surface complète de formation de l'image) et donc une qualité très réduite.

D'autres solutions ont été imaginées comme celle de Stamenov et al [18]. Elle propose un "*bundle*" de fibres optiques (Fig. 1.22-b) qui va venir capter les photons au niveau de la surface focale et les amener sur le pixel d'un capteur plan (fig 1.22). Cette technique à l'avantage de réaliser des courbures extrêmes, mais présente un facteur de remplissage également réduit. En effet, les gaines des fibres obstruent une partie importante de l'image.

1.3.4 Les capteurs courbes monolithiques

Plusieurs développements ont permis d'aboutir à des prototypes fonctionnels sur des capteurs entiers. Aux Etats Unis, la DARPA* a mis en service le télescope d'observation LSST (Large Aperture Synoptic Survey) avec un CCD courbe commercialisé par la société Andata. Le capteur est composé de 12 imageurs collés sur une surface convexe de rayon de courbure 5.44m. Ces travaux de mise en courbure ont été réalisés au sein de l'université d'Arizona par Ivert et al [19] et Swain et al [20].

En France, les premiers essais de capteurs remontent à 2009 au CEA. Ce sont en particulier les travaux de Delphine Dumas et al [21][22] qui ont permis la réalisation de micro-bolomètres courbes, avec des rayons de courbures atteignant 40mm sur une diagonale capteur de 16mm. Ces travaux ont été poursuivi par Tekaya et al [23] qui ont pu réaliser une caméra fonctionnelle refroidie à 80K, équipée d'un capteur courbe.

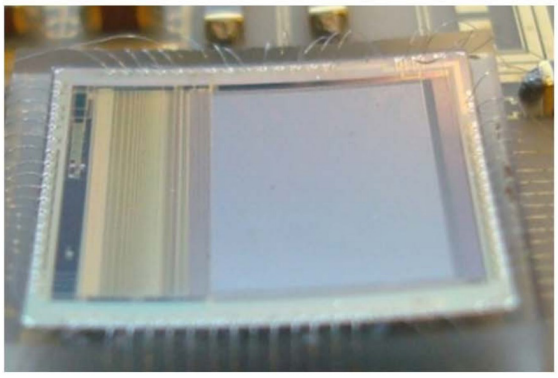


Figure 1.23 Bolomètre courbe réalisé par l'équipe de Delphine Dumas au CEA 2012 (Dumas et al [9])

* DARPA : Defense Advanced Research Projects Agency / Agence pour les projets de recherche avancée de défense

Canon, Microsoft et Sony se sont prêtés à l'exercice en brevetant chacun des processus de fabrication. Ce sont notamment les travaux de Guenter et al [24] et Itanaga et al [25] qui ont permis de réaliser deux prototypes fonctionnels.

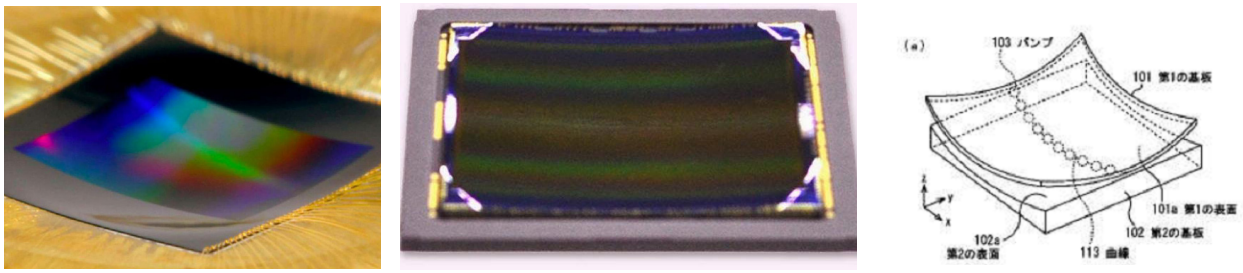


Figure 1.24 Différents capteurs courbes réalisés (a) par Microsoft en 2017, Sony en 2014 en Canon en 2017

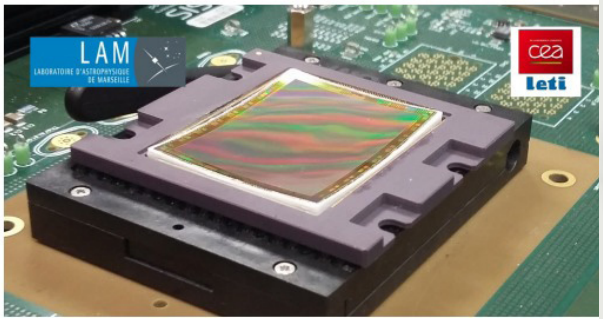
1.3.5 Les capteurs issus de notre savoir faire

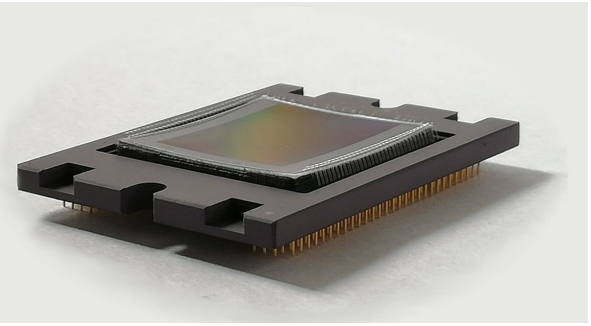
En ce qui concerne nos travaux en France, nous avons pu développer depuis 2016 dans des travaux conjoints entre le LAM (Laboratoire d'Astrophysique de Marseille) et le CEA (Commissariat à l'Energie Atomique) un certain nombre de prototypes. Nous nous sommes d'abord focalisés sur les capteurs imageurs dans le visible, puis quelques récents travaux pour des capteurs UV pour le spatial.

Le premier capteur courbé visible était un Cmosis CMV20000 full Frame qui a été courbé par le CEA avec différents rayons de courbure s'étalant de 150mm en concave à 270 mm en convexe. Ceux ci ont fait l'objet des premiers tests opto-electronique [ANNEXE 4] et ont permis de valider un premier processus de courbure. Les autres capteurs courbés au LAM étaient des Cmosis CMV12000 au format Aps-C super35.

L'ensemble de ces travaux ont permis d'arriver à un process abouti en 2019 avec une précision qui permet d'obtenir des capteurs sphérique avec une régularité de surface de 5µm (Fig. 1.26).

(a)





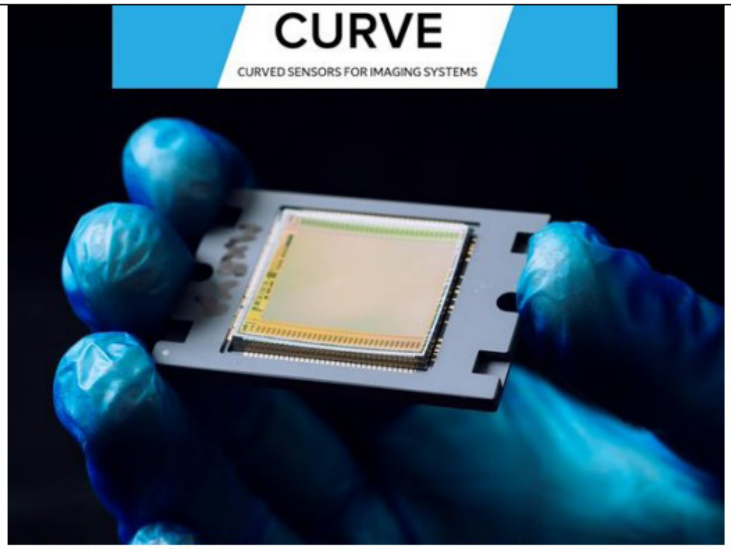
(b)

Figure 1.25 Prototypes de capteurs courbes réalisés au CEA et au LAM. (a) CMOSIS CMV20000 Rc=170mm et (b) CMOSIS CMC12000 Rc=200mm

CURVE
CURVED SENSORS FOR IMAGING SYSTEMS

cnrs

Aix*Marseille université
Initiative d'excellence



CURVE a délivré le premier capteur courbe commercial pour une application scientifique. Ce modèle à 12MPixels et un rayon de courbure de 150mm, présente une régularité de surface de 5 microns.
Picture credit: © Cyril Frésillon / Curve One / CNRS Photothèque

CURVE s.a.s. est une spin-off du CNRS, dont l'activité se base sur les résultats originaux des travaux de recherche menés dans le cadre du programme ERC-ICARUS et ERC-CURVE-X de la commission européenne, ainsi que dans le cadre du LabEx FOCUS financé par l'ANR. CURVE a bénéficié de l'accompagnement du programme RISE de CNRS-Innovation lors de ses premiers 18 mois d'existence.

Le projet MESO-CORTEX est quant à lui soutenu par le programme H2020-ATTRACT et le programme INOPTIC-80 prime du CNRS. Il est porté par l'Institut de Neurosciences de la Timone (AMU/CNRS), le Laboratoire d'Astrophysique de Marseille (AMU/CNRS) et la société CURVE.

Figure 1.26 Communiqué de Presse* du premier Capteur courbe commercial réalisé par la société CURVE-ONE pour le compte de l'Institut de neuroscience de la Timone

* [ANNEXE 8] https://www.provence-corse.cnrs.fr/fr/cnrsinfo/premier-capteur-courbe-commercial-application-scientifique-une-revolution-dans-le-domaine

1.4 Notre système optique courbe : l'œil

Notre œil est le premier des systèmes optiques possédant un capteur courbe: **la rétine**. C'est un système optique relativement simple comparé à la complexité de certains systèmes optiques si on fait une comparaison en terme de nombre de lentilles par exemple. Cette apparente simplicité présente néanmoins un certain nombre d'éléments optiques.

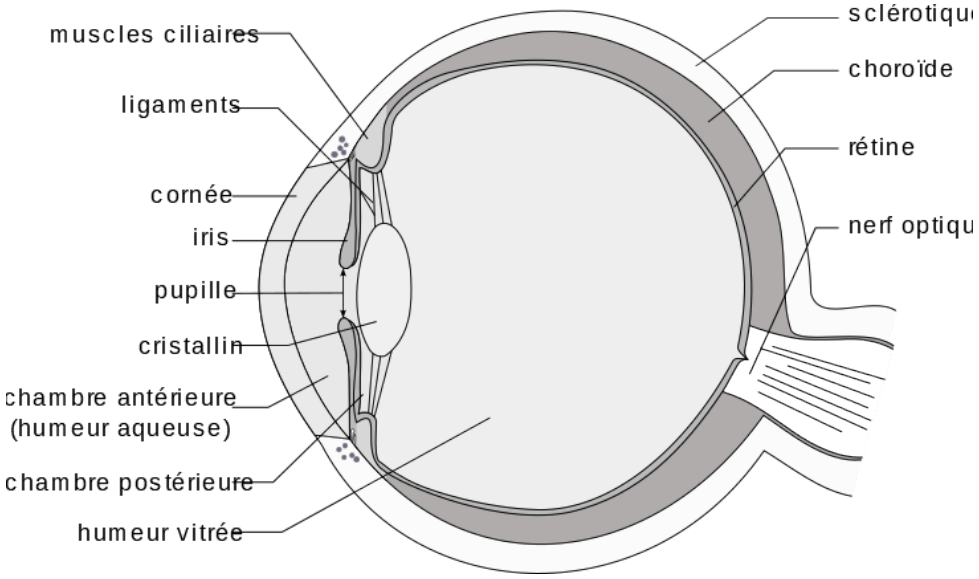


Figure 1.27 Structure générale de l'œil et ses différents composants optiques

La *cornée* constitue l'interface entre le milieu extérieur et l'intérieur de l'œil. C'est le premier élément réfracteur du système par lequel les rayons lumineux pénètrent réellement dans l'œil. Le second élément réfracteur, c'est l'*humeur aqueuse* de la chambre antérieure. Cette humeur aqueuse constitue le milieu dans lequel les rayons se propagent. Elle est présente dans tout l'intérieur de l'œil. L'*iris* est un disque percé en son centre d'un disque noir, la *pupille*. C'est elle qui sert de diaphragme afin de réguler la quantité de lumière qui passera par la pupille. Le *cristallin* est une structure transparente qui joue le rôle de lentille variable. Celui-ci est déformé sous l'action des muscles ciliaires afin d'accommoder (mettre au point/rendre nette) l'image sur la surface focale, la rétine. Ce cristallin est composé de multiples couches qui ont chacune un indice de réfraction différent et qui devraient donc être modélisé en optique par un lentille à gradient d'indice. Dans une première approximation, nous la modéliserons par une lentille simple.

La *rétine* est le "capteur" de notre œil. Elle est courbe, située sur une structure sphérique d'environ 2.5 cm de diamètre. Celle ci est tapissée de cellules photosensibles de deux types : les *cônes*, qui permettent de distinguer les couleurs, et les *bâtonnets*, qui sont eux sensibles à la luminosité.

1.4.1 L'œil réduit

1.4.1.1 Modèle géométrique simple

L'œil réduit est une modèle simplifié destiné à une première approche optique du système. Cet œil parfait (dit œil *emmétrope*) peut être simplifié selon le modèle de l'œil réduit Listing [26].

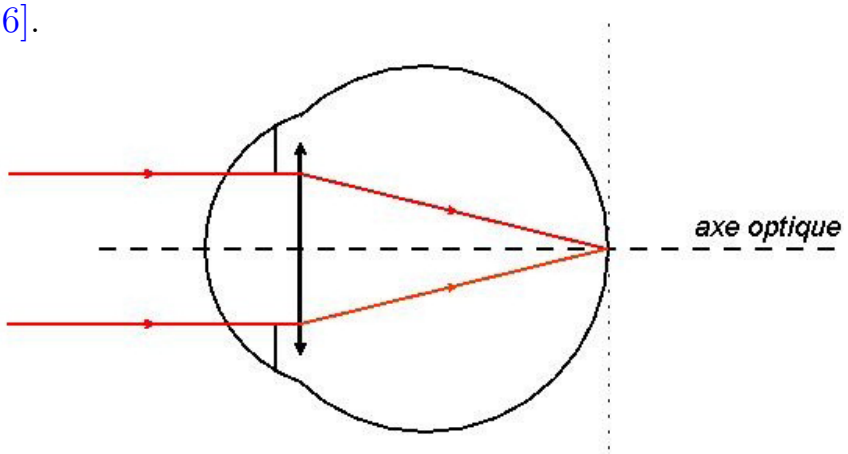


Figure 1.28 L'œil réduit : modèle de Listing

Le système optique se réduit à 3 éléments: L'*iris*, qui sera assimilé à un diaphragme, le *cristallin* qui sera modélisé par une lentille simple qui converge sur la *rétine*, qui sera modélisée par une surface focale plane. La distance entre la lentille et l'écran (rétine) est d'environ 15mm et la lentille est considérée comme lentille mince parfaite.

1.4.2.2 Caractérisation optique de l'œil de Listing

Si nous considérons ce modèle simple et que nous restons dans des conditions paraxiales, la qualité est celle d'une lentille simple, correcte, mais très rapidement limitée. En effet, dès que nous sortons de l'axe (hors du domaine paraxial), et que nous commençons à considérer l'épaisseur réelle de la lentille (cristallin) les performances d'une lentille simple se dégradent très rapidement. On obtient des aberrations importantes au niveau du plan focal (sphérique, coma, astigmatisme). Si on interprète ces aberrations trop rapidement, en restant dans le formalisme de l'optique plane, le verdict tombe et on doit conclure que l'œil est un piètre instrument !

1.4.2 L'œil, un si mauvais instrument ?

La notion d'aberration (qui va être développée au chapitre 2) est relative au contexte dans lequel elle intervient. Les aberrations, telles que nous les utilisons aujourd'hui de manière classique dans notre logiciel de calcul optique par exemple, et si nous ne réglons aucun paramètre, sont "définies par rapport à l'optique paraxiale", c'est à dire par rapport à un plan image. Elles permettent de nous renseigner sur la non convergence des rayons réels par rapport à ce que prédit l'optique géométrique.

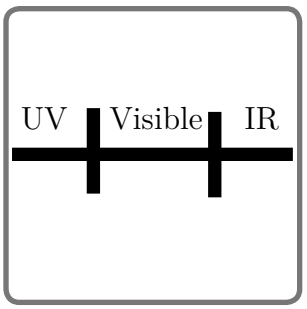
Lorsque nous arrivons dans le domaine de l'optique courbe, ce que prédit l'optique géométrique peut être très éloigné de l'endroit de convergence des rayons réels, et n'a plus de sens, au sens de l'efficacité des systèmes optiques.

L'exemple de l'œil est un très bon exemple, pris hors contexte, ces aberrations nous renseignent sur la mauvaise qualité de cet instrument. Heureusement on vous rassure, lorsqu'on prend en considération la courbure de la rétine, l'œil est un système optique très performant !

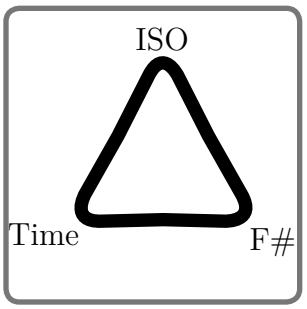
1.5 Conclusion

Dans ce premier chapitre, nous avons pu présenter un certain nombre de caractéristiques de la lumière qui vont avoir des conséquences physiques importantes tout au long de notre étude. Nous avons pu définir le domaine d'étude pour les capteurs courbes, ainsi que les différents formalismes que nous allons utiliser et les conditions qui leur sont associées. Nous avons vu que la variabilité des scènes et les conditions d'utilisations des systèmes optiques, amène l'utilisateur à un choix de stratégie pour être le plus efficace en terme d'optimisation de transfert de l'information lumineuse. En d'autres termes, un système optique parfait n'existe pas, tout va être question de compromis. Ces compromis sont définis à l'intérieur du domaine de fonctionnement. Les capteurs courbes sont un levier technique qui permet d'étendre ce domaine de fonctionnement. C'est aujourd'hui une technologie dite de "rupture" qui va permettre à de nombreux designers d'avoir un degré supplémentaire de liberté dans le choix de leur designs optiques. Les capteurs courbes sont aujourd'hui une réalité. J'ai moi même fabriqué le premier capteur courbe commercial qui a été vendu à l'Institut de Neurosciences de la Timone (Marseille) par la start-up CURVE-ONE dont j'étais CTO (Chief Technical Officer).

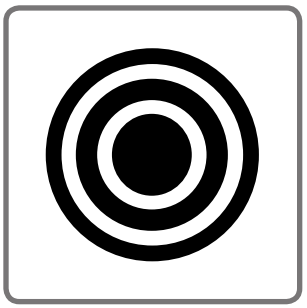
Chapitre 1 Synthèse



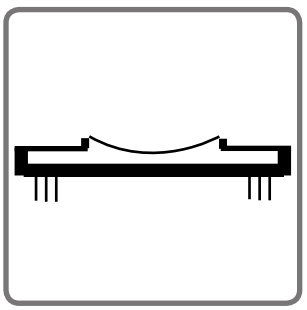
Restriction du domaine d'étude:
UV/ViS/IR



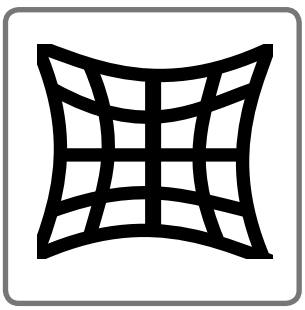
Pas de système optique parfait:
Stratégie = Compromis



Cadre de cette étude:
Limité par la diffraction



Les capteurs courbes sont une réalité commerciale:
Préparez vos designs



Étude des performances des systèmes courbes:
Nouveau paradigme

[1] *State of Mobile Report 2021*, https://www.data.ai/en/insights/market-data/state-of-mobile-2021/

[2] ARCEP - Autorité de Régulation des Communications Electroniques, des postes et de la Distribution de la presse - *Le baromètre du Numérique*, édition 2021. https://www.arcep.fr/cartes-et-donnees/nos-publications-chiffrees/barometre-du-numerique/le-barometre-du-numerique.html

[3] Yole Group, *Status of CMOS Image Sensor Industry 2021*, https://www.i-micronews.com/products/status-of-cmos-image-sensor-industry-2021/

[4] L'Usine Digitale, https://www.usine-digitale.fr/article/les-capteurs-d-image-ccd-sont-morts-vive-les-imageurs-cmos.N325817

[5] M. Seguin & B. Villeneuve, *Astronomie & Astrophysique*, éditions MASSON, 1995

[6] J. Andouze, Grands textes, *Clés et enjeux de l'astronomie*

[7] Radiation Domymetry : Qu'est-ce que la détection des rayonnements ionisants ? https://www.radiation-dosimetry.org/fr/quest-ce-que-la-detection-des-radiations-definition/

[8] Van Breemen, A.J., Simon, M., Tousignant, O. et al. *"Curved Digital X-ray detectors"*. Flexible Electronics 4(22), 2397-4621 (9 sept 2020)

[9] Fendler, Manuel et al. "Hemispherical infrared focal plane arrays: a new design parameter for the instruments." Proceedings SPIE 8453 (2012).

[10] D. Dumas, M. Fendler, F. Berger et al. "*Infrared Camera Based on a curved retina*". Optics Letters 37(4), 653-5 (15 février 2012)

[11] J. Sasian, *"Introduction to aberrations in optical imaging systems", ISBN 9781107006331* , Cambridge University Press (janvier 2011)

[12] Michael J. Kidger, "*Fundamental optical Design*", ISBN: 9780819495990, SPIE Press, Bellingham, Whashington USA (12 décembre 2001)

[13] Guenter, Brian & Joshi, Neel & Stoakley, Richard & Keefe, Andrew & Geary, Kevin & Freeman, Ryan & Hundley, Jake & Patterson, (2017). Highly curved image sensors: A practical approach for improved optical performance. Optics Express. 25. 13010. 10.1364/OE.25.013010.

[14] Appareils à Sténopé - Site Vermeer handcraft cameras http://vermeercamera.com/

[15] S. Rim, Peter B. Catrysse, Rostam Dinyari, et al. *"The optical advantages of curved focal plane arrays"*. Optics Express 16.7, pp. 4965–4971. DOI: 10.136 4/OE.16.004965 (Mar. 2008)

[16] Delphine Dumas, Manuel Fendler, Nicolas Baier, et al. *"Curved focal plane detector array for wide field cameras"*. Applied Optics 51.22, pp. 5419–5424. DOI: 10.1364 /AO.51.005419. (Aug. 2012)

[17] R. Dinyari, S. B. Rim, K. Huang, P. B. Catrysse, and P. Peumans, *"Curving monolithic silicon for nonplanar focal plane array applications"* Applied Physics Letters 92(9), 091114 (2008)

[18] I. Stamenov, *"Panoramic monocentric imaging using fiber-coupled focal planes"*, Optics Express 22(26), 31708–31721 (2014).

[19] O. Iwert and B. Delabre, *"The challenge of highly curved monolithic imaging detectors"* Proceedings SPIE 7742,774227 (2010)

[20] P. Swain et al. *"Curved CCD's and their application with astronomical telescopes and stereo-panoramic cameras, optical and infrared detectors for astronomy"*, Proceedings SPIE 5301, 109–129 (2004).

[21] 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).

[22] Dumas, D et al. *"Infrared Camera Based on a Curved Retina"*, Optics Letters 37(4), 653–655 (2012).

[23] K. Tekaya, M. Fendler, K. Inal, E. Massoni, and H. Ribot, *"Mechanical behavior of flexible silicon devices curved in spherical configurations"* 14th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi- Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems, paper 6529978 (EuroSimE, 2013)

[24] B. Guenter,et al, *"Highly Curved Image Sensors : A Practical Approach for Improved Optical Performance"*, Optics Express 25(12), 13010 (2017).

[25] K. Itonaga, et al *"A novel curved CMOS image sensor integrated with imaging system"*, Digest of Technical Papers - Symposium on VLSI Technology, 6894341 (2014).

[26] https://fr.wikiversity.org/wiki/Signaux_physiques_(PCSI)/Optique_g%C3%A9om%C3%A9trique_:_l%27%C5%93il

Chapitre 2.
Optimisation des systèmes optiques courbes

2.1 Introduction à la notion d'aberration
- 2.1.1 Qualités des surfaces
- 2.1.2 Aberrations: imperfections intrinsèques

2.2 Les aberrations optiques
- 2.2.1 Fonction d'étalement du point FTO/OTF
- 2.2.2 Fonction de transfert de Modulation FTM/MFT
- 2.2.3 Aberrations monochromatiques
- 2.2.4 Aberrations chromatiques
- 2.2.5 Le formalisme de Seidel
- 2.2.6 Le formalisme de Zernike

2.3 Designs optiques courbes
- 2.3.1 Lentille monocentrique
- 2.3.2 Lentille monocentrique achromatique optimisée
- 2.3.3 Comparaison des performances : Flat vs Courbe

2.4 Conclusion

Afin de présenter les différents projets auxquels j'ai pu apporter mon savoir faire, je vais présenter dans le chapitre 2 le formalisme théorique qui concerne les performances optiques des systèmes. Sans être moi-même à proprement dit *"designer opticien"*, ces bases vont nous permettre d'expliquer les différentes problématiques rencontrées sur les différents projets, et de comprendre pourquoi nous avons choisi tel ou tel axe de recherche cohérent pour proposer des solutions pertinentes et novatrices.

Dans les multiples travaux de prototypage que j'ai réalisés tout au long de ces 6 années, il y a 3 domaines principaux sur la chaine de fabrication qui pavent le succès et la qualité de l'instrument in fine: L'Optique, la Mécanique et l'Électronique. Les éléments théoriques concernant la Mécanique et l'Électronique seront détaillés au fur et à mesure de l'exposition des projets. L'optique étant quant à elle le "cœur" de nos instruments, je lui consacre un chapitre dédié pour pouvoir avoir une base de compréhension des challenges qui sont illustrés dans ce rapport.

2.1. Introduction à la notion d'aberrations

2.1.1 Qualité des surfaces

Depuis des siècles, les opticiens polissent des miroirs et des lentilles avec un savoir faire qui, bien que les techniques de polissage manuelles restent sensiblement les mêmes

qu'à l'époque de Newton, évoluent encore. Ce savoir faire a tellement été perfectionné (Shaefer et al [27]) qu'il permet aujourd'hui de fabriquer des éléments optiques jusqu'à des précisions de l'ordre de l'angström (c'est à dire un empilement d'une dizaine d'édifices atomiques). Pour les miroirs du VLT à Paranal (Chili) cela correspond à peu près à un défaut de la taille d'une fourmi sur une surface grande comme tout Paris intra-muros!

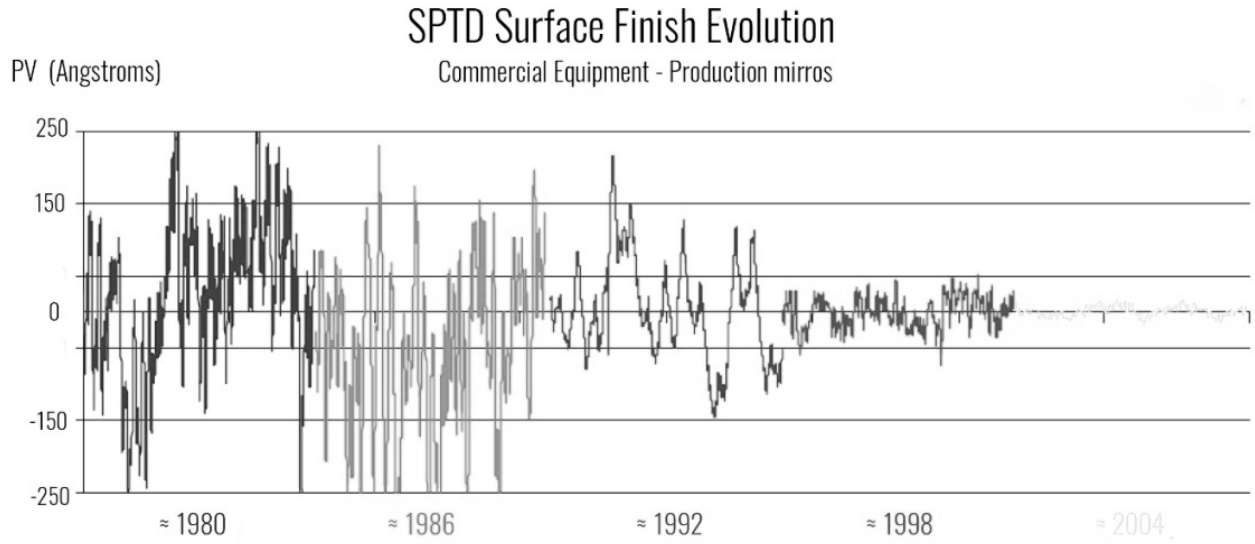


Figure 2.1 Évolution des surfaces optiques polies par tête diamantée tournante (source John P Schaefer. Single-point diamond turning: Progress in precision)

Des nouvelles techniques de fabrication ont vu le jour, notamment le *Ion Beam Etching*, ou d'autres processus chimiques, ou encore le *Single Point Diamond Turning* qui ont permis de réaliser des surfaces asphériques complexes avec un excellent état de surface. On retrouve en parallèle de ces techniques de polissage ou de mise en forme, des techniques de dépôt de couches minces qui permettent d'ajouter des propriétés optiques spécifiques tout en gardant la qualité de surface du substrat. Même en ajoutant un empilement de couches complexes qui absorbent ou reflètent en fonction des spécifications techniques, les techniques actuelles permettent de conserver la qualité d'état de surface des miroirs ou autres éléments optiques. L'adjonction de ces techniques ont permis de réaliser les premiers "miroirs quasi parfaits" (The virgo collaboration - 2004 [28]) pour les interféromètres qui détectent les ondes gravitationnelles, VIRGO en Italie et LIGO aux États-Unis. Ces miroirs possèdent un coefficient de réflexion qui atteint 99,9999% (pour une longueur d'onde donnée 1064nm IR). La surface est précise à 2.5 nm RMS, soit une vingtaine d'édifices atomiques. L'empilement de couches minces adossées à cette surface ne vient pas modifier la qualité de surface, on retrouve la même qualité de surfaces après le dépôt des nombreuses couches minces.

Toutes ces avancées techniques ont l'air de faire émerger l'idée que nos instruments peuvent être "parfaits", mais quand bien même les surfaces de nos lentilles et de nos miroirs seraient parfaites, nos systèmes optiques présentent des défauts intrinsèques qui ne permettent pas d'obtenir d'images parfaites: les **aberrations**.

2.1.2 Aberrations : Imperfections intrinsèques

Même avec un état de surface parfait, aucune lentille ne peut focaliser parfaitement la lumière à partir d'un objet étendu. Si on analyse ces imperfections en termes de rayons, on obtient une multitude de rayons qui ne convergent pas au même endroit, formant une caustique qui aura pour effet de conjuguer un point objet avec une tache image plus ou moins bien définie sur le plan image.

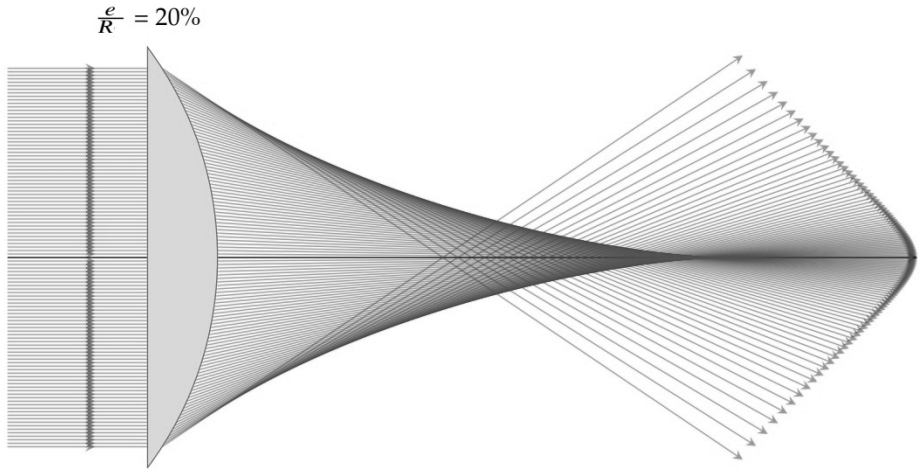


Figure 2.2 Aberrations géométriques: visualisation de la caustique d'une lentille plano-convexe. Tracé des rayons réels et lentille non-mince [29]

Ces défauts s'observent notamment quand les rayons sont très inclinés par rapport à l'axe optique et quand la taille ou l'épaisseur des éléments optiques reste grande par rapport aux autres ordres de grandeurs du système (rayon de courbure, etc). En se limitant au cadre de l'approximation de Gauss, ou approximation paraxiale (rayons peu inclinés et peu éloignés de l'axe optique) on peut retrouver les deux conditions qui vont nous permettre de caractériser globalement un système:

1- *Stigmatisme approché* : l'image d'un point est un point, c'est ce qui permet d'assurer la formation des images

2- *Aplanétisme approché*: l'image d'un objet perpendiculaire à l'axe optique est lui-même perpendiculaire à l'axe optique

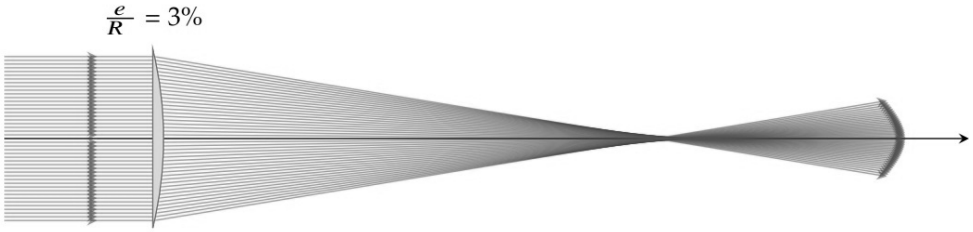


Figure 2.3 Aberrations géométriques dans les conditions de GAUSS. Visualisation du stigmatisme approché

Les conditions paraxiales permettent de valider ces deux hypothèses (Stigmatisme et Aplanétisme approché). Dans le cadre de l'optique paraxiale, la focalisation est considérée comme parfaite. Il s'agit d'une approximation.

Lorsqu'on sort de ce cadre, la lumière venant d'un point de la surface objet ou de l'infini ne se focalise pas parfaitement sur la surface image. Ceci est dû aux défauts du système optique qui a un incidence sur la qualité de l'image (flou, déformation, irisation). Les aberrations permettent de quantifier ces défauts et ces imperfections de focalisation. Elles sont définies par rapport à l'"image parfaite" prédite par l'optique paraxiale.

On peut représenter la propagation de la lumière de deux manières différentes, soit par le biais de rayons lumineux soit avec des fronts d'ondes (ou surface d'onde). Le principe de Fermat permet d'expliquer la propagation de la lumière: *la lumière se propage d'un point à un autre sur des trajectoires telles que la durée du parcours soit localement extrémale*. Exprimé autrement, la lumière se déplace selon une trajectoire pour la laquelle la durée du parcours est minimale. Dans les MHTI, cela revient à dire que la lumière se propage en ligne droite, ce qui nous permet d'utiliser l'approximation des rayons. La durée de parcours est donc proportionnelle au chemin optique qui s'exprime comme la somme des chemins optiques dans chaque milieu d'indice de réfraction différents:

$$l = \sum n_i d_i \qquad (2.1)$$

avec n_i l'indice de réfraction du milieu i et d_i la distance entre les points d'entrée et de sortie du rayon dans un même milieu homogène. Le front d'onde est donc la surface que composent les points lumineux qui ont mis le même temps de parcours à partir d'un point objet.

Ces deux visions de la propagation de la lumière permettent de définir deux stratégies d'études des défauts optiques: la première en termes d'erreurs au niveau du plan image, et la deuxième en termes de déformation du front d'onde. Les deux sont des visions complémentaires. Les relations de Nijboer [30] permettent de relier la dimension de la tache image à l'écart Δ du front d'onde réel au front d'onde idéal.

Dans la suite de ce manuscrit, nous utiliserons les deux méthodes, soit pour effectuer des corrections du système au niveau du front d'onde soit pour montrer les effets que ces aberrations ont dans l'environnement immédiat du point image.

2.2 Les aberrations optiques

La forme idéale d'un front d'onde qui est passé à travers un système optique est une sphère centrée sur le point image. Aucun système n'étant parfait, la surface réelle du front émergent du système optique n'est pas une sphère mais une surface déformée à cause des aberrations. Dans cette section nous allons développer le formalisme pour mettre en équation cette surface et caractériser les aberrations de notre système, c'est à dire la déformation entre la sphère parfaite et cette surface d'onde réelle.

2.2.1 Fonction d'étalement du point et FTO/OTF

Afin de caractériser les effets des aberrations sur la qualité de l'image finale, nous devons mettre en place le formalisme qui définit la qualité de l'image sans aberration. Cette qualité d'image, nous l'avons vue au chapitre précédent, c'est celle définie par la limite de diffraction dans le cadre des approximations de l'optique géométrique. Pour quantifier la qualité de résolution de l'image finale, on définit la Fonction de Transfert de Modulation (FTM ou MTF en anglais). Cette fonction caractérise la capacité du système à transmettre les fréquences spatiales de l'objet: c'est la réponse impulsionnelle du système en chaque point du champ.

De manière générale, prenons un système formant une image en lumière incohérente (Fig 2.4). Le point I est le point conjugué du point O par le SO. On note $o(x_o,y_o)$ la distribution de la luminance de l'objet et $i(x_i,y_i)$ la distribution de l'irradiance dans le plan image [31].

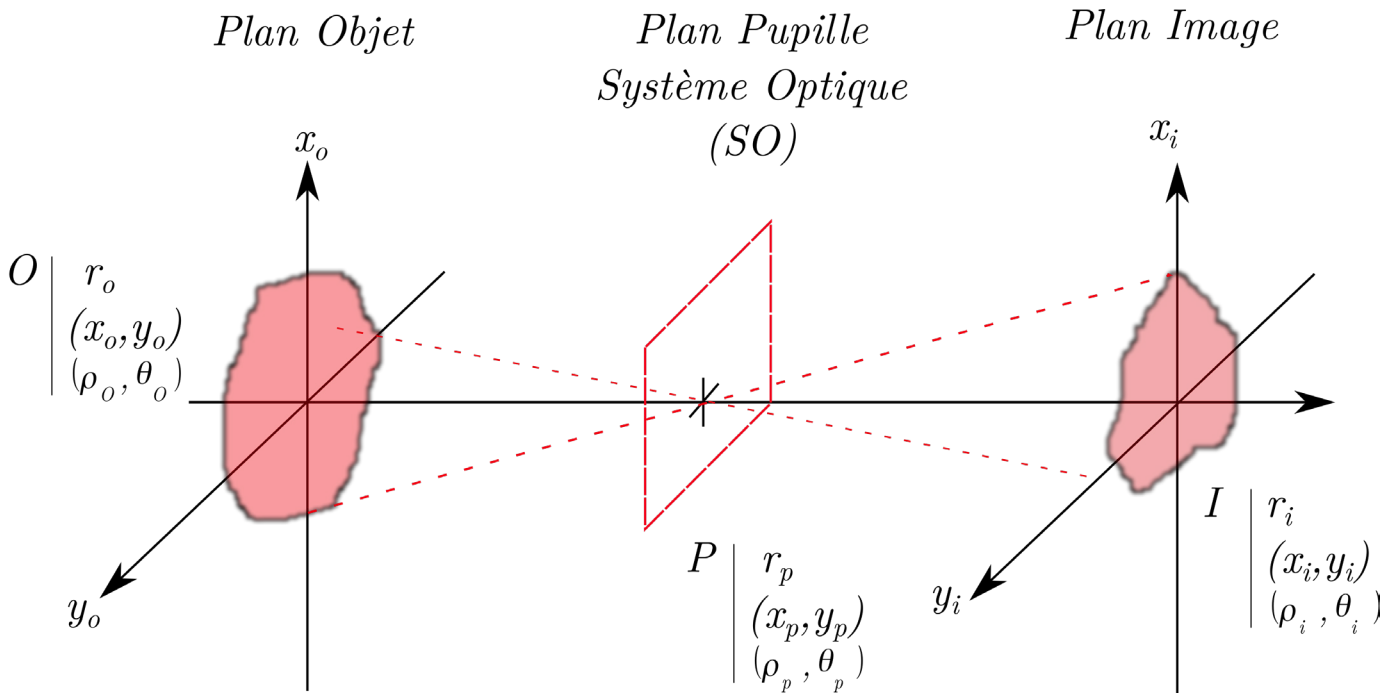


Figure 2.4 Description générale d'un système optique. Conventions et notations dans les plans objet, pulpille et image.

$$i(x_i,y_i) = o(x_o,y_o) * PSF\ (x_i,y_i) \qquad (2.2)$$

Cette équation (2.2) est formulée sous conditions d'isoplanétisme et de linéarité pour le système optique. Cette condition est nécessaire pour utiliser le produit de convolution. La PSF représente la *Point Spread Function*, c'est à dire la réponse impulsionnelle du système optique pour une source ponctuelle située en (x_i,y_i). Elle représente le plus petit détail que le système optique peut résoudre au sens du critère de Rayleigh.

Si on utilise un point source comme objet l'équation (2.2) devient

$$i(x_i,y_i) = PSF(x_i,y_i) \quad ou \quad i(r_i)=PSF(r_i) \qquad (2.3)$$

Dans notre cas, PSF (x_i,y_i) représente la distribution d'éclairement d'un point source sans aberration dans le plan image. Cette PSF est dans notre cas définie à partir de la fonction pupille: $P(x_p,y_p) = 1$ à l'intérieur du cercle et $P(x_p,y_p)=0$ en dehors.

Dans notre cas (pas d'aberrations/objet à l'infini), le champ électrique est égal à la fonction pupille $E(r_p) = P(r_p)$. La PSF étant le module au carré de la transformée de Fourier de ce champ, on obtient

$$PSF(r_i) = |FT(E(r_p))|^2 = |FT(P(r_i))|^2 \tag{2.4}$$

Pour un système simple à pupille circulaire sans aberration, la fonction d'étalement de point (PSF) devient la fonction d'Airy

$$Airy(r_p) = \left(\frac{\pi D^2/4}{\lambda^2}\right)\left[\frac{2J_1(\pi D r_i/\lambda)}{\pi D r_i/\lambda}\right]^2 \tag{2.5}$$

J_1 est le premier ordre de la fonction de Bessel, λ la longueur d'onde et D le diamètre de la pupille. L'image résultante, c'est la tache d'Airy (Chapitre 1 Fig. 1.19). On définit le disque d'Airy qui correspond à la limite de résolution du système.

2.2.2 Fonction de transfert de modulation FTM/MTF

Lorsqu'on intègre les aberrations dans le système, le champ E dans la pupille s'exprime sous la forme générale

$$E(r_p) = P(r_p)exp(i\Theta(r_p)) \tag{2.6}$$

$\Theta(r_p)$ est la phase de la fonction d'aberration

En conservant les conditions d'isoplanetisme et de linéarité, on applique la transformée de Fourier

$$I(\nu_x,\nu_y) = O(\nu_x,\nu_y) \times FTO(\nu_x,\nu_y) \tag{2.7}$$

FTO est la fonction de transfert optique, c'est la transformée de Fourier de la PSF, ν_x,ν_y représentent les fréquences spatiales dans l'espace de Fourier et $I(\nu_x,\nu_y)$ et $O(\nu_x,\nu_y)$ sont les spectres spatiaux de l'objet et de l'image.

La Fonction de Transfert Optique est une fonction complexe, elle peut être développée:

$$FTO(\nu_x,\nu_y) = |FTO\ (\nu_x,\nu_y)|\ \exp(i\Phi\ (\nu_x,\nu_y)) \tag{2.9}$$

Le module de la Fonction de Transfert Optique représente la Fonction de Transfert de Modulation (FTM). Cette fonction de transfert, qui s'exprime en cycles/mm ou cycles/pixel, permet d'avoir une mesure de la résolution d'un système. Cette fonction exprime la capacité du système à résoudre une fréquence spatiale, c'est à dire à traduire un cycle (une alternance de blanc et de noir). Cette fonction de transfert de modulation possède une fréquence de coupure, c'est à dire une fréquence au delà de laquelle, le système ne peut pas traduire la fréquence spatiale (fréquence non résolue).

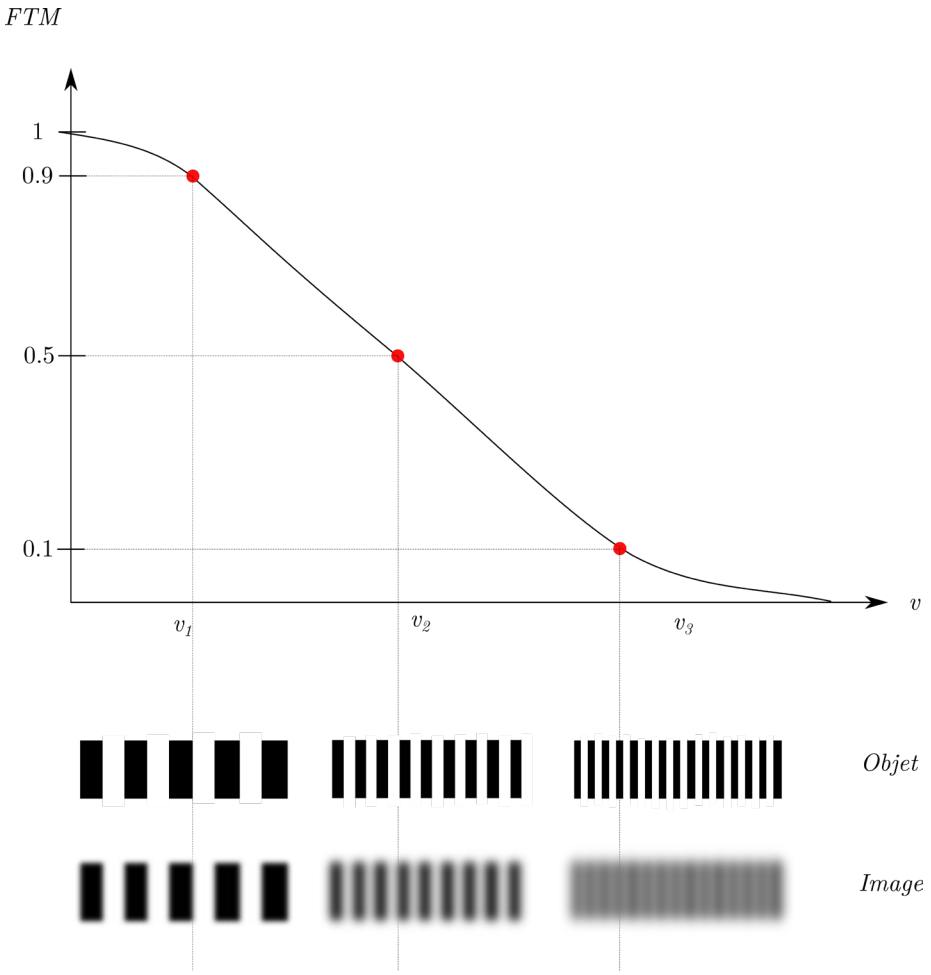


Figure 2.5 Exemple d'une fonction de modulation de transfert d'un système parfait à ouverture circulaire et sa réponse en fonction des fréquences spatiales des images à résoudre

2.2.3 Aberrations monochromatiques

2.2.3.1 Cas général, front d'onde parfait

Si nous avons un système optique parfait, le front d'onde émergeant du système au niveau de la pupille de sortie est une sphère centré sur le point image (x_i,y_i,z_i) prévu par l'optique paraxiale. On fixe l'origine de notre repère au niveau de la pupille de sortie.

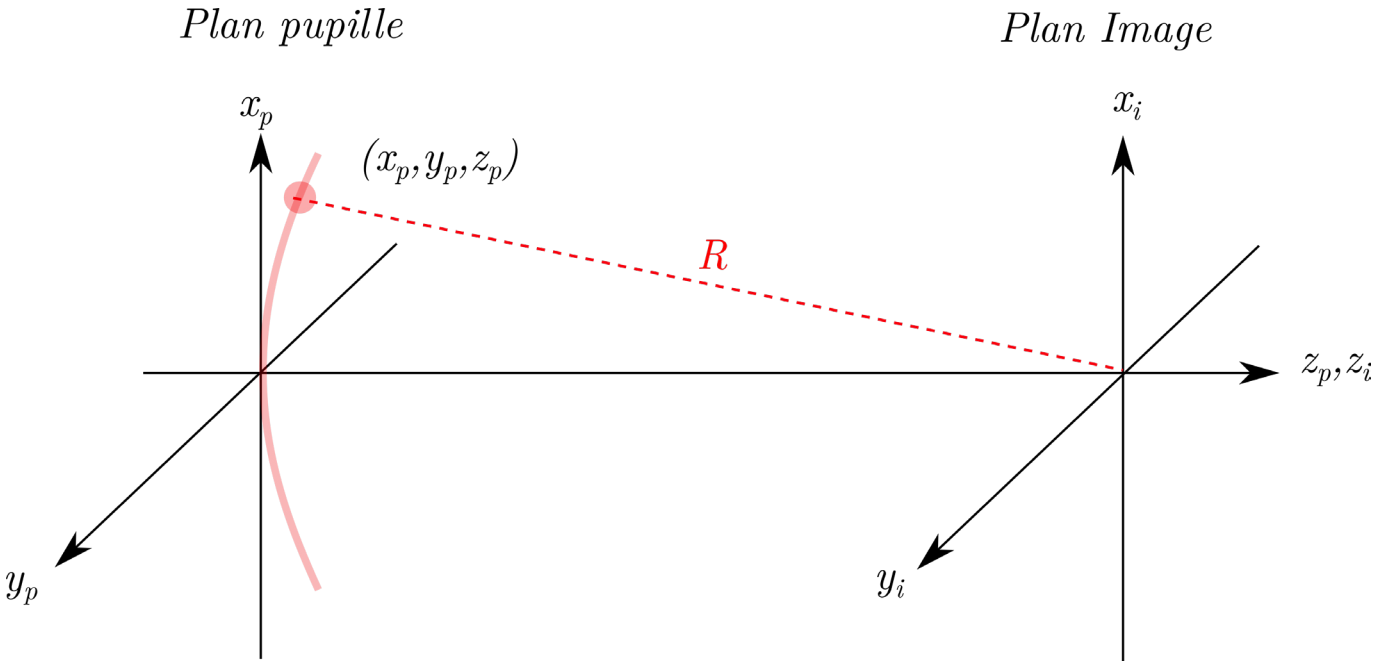


Figure 2.6 Front d'onde sphérique parfait. Le point image est le centre de la pupille de sortie

On note (X_p,Y_p,Z_p) les coordonnées géométriques dans le plan pupille. R est le rayon de courbure du front d'onde parfait

$$X_p^2 + Y_p^2 + (Z_p\text{-}R)^2 = R^2 \tag{2.10}$$

On note R_p le rayon de la pupille de sortie. On utilise les coordonnées normalisées telles que $x_p = X_p/R_p$, $y_p = Y_p/R_p$ (x_p et y_p sont compris entre 0 et 1, x_p et y_p sont très inférieurs à R_p/R). On considère Z_p suffisamment petit pour qu'on puise négliger z_p^2.

$$W_0(x_p, y_p) = z_p = \frac{R_p^2}{2R}(x_p^2 + y_p^2) \tag{2.11}$$

2.2.3.2 Erreur longitudinale

Examinons ce qu'il se passe quand le front d'onde émergeant de la pupille de sortie du SO n'est plus parfait mais présente des erreurs. Introduisons une erreur longitudinale, c'est à dire le long de l'axe optique.

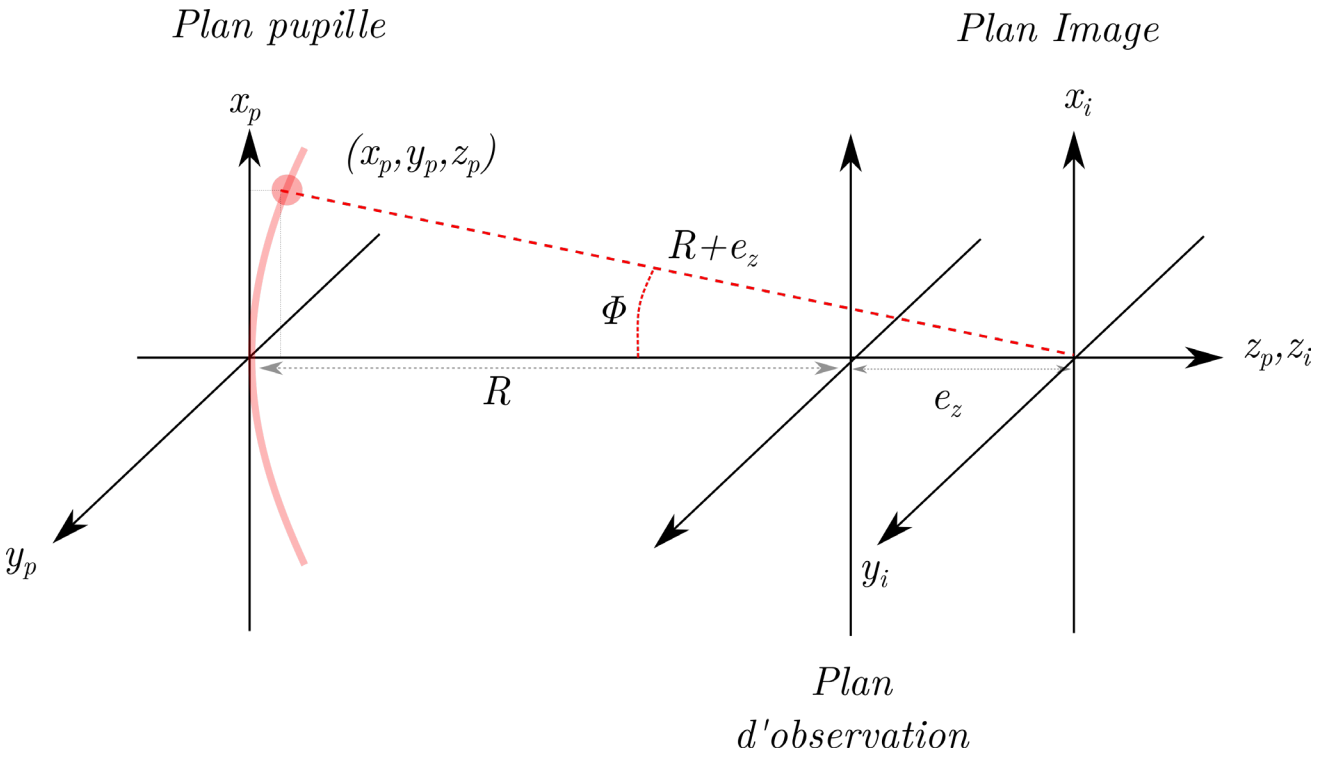


Figure 2.7 Erreur longitudinale sur l'axe optique

Si on intègre l'erreur longitudinale e_z dans l'équation (2.11), l'erreur de front d'onde s'écrit:

$$W(x_p, y_p) = R_p^2 \frac{(x_p^2 + y_p^2)}{2(R+e_z)} = R_p^2 \frac{(x_p^2 + y_p^2)}{2R} \left(\frac{1}{1+e_z/R}\right) \tag{2.12}$$

En considérant que $e_z << R$

$$W(x_p, y_p) = R_p^2 \frac{(x_p^2 + y_p^2)}{2(R+e_z)} - e_z R_p^2 \frac{(x_p^2 + y_p^2)}{2R^2} \tag{2.13}$$

Donc si le plan d'observation est translaté le long de l'axe optique d'une quantité e_z, l'erreur de front d'onde sera définie par

$$\Delta W(x_p, y_p) = -e_z R_p^2 \frac{(x_p^2 + y_p^2)}{2R^2} \tag{2.13}$$

Si nous définissons Φ_{max} l'angle maximum d'un rayon émergeant de la pupille, cet angle définit l'Ouverture Numérique du SO (NA). On suppose que n=1 (milieu=air).

$$NA = sin\ \Phi_{max} = 1/2f\#$$

f# est l'ouverture du système. L'erreur longitudinale (defocus) change le chemin optique sur les bords de la pupille

$$\Delta W_{defocus} = \frac{-e_z \sin^2(\Phi)}{2} = \frac{-e_z NA^2}{2} = \frac{-e_z}{8(f_\#)^2} \tag{2.14}$$

Cette relation nous permet de faire le lien avec le critère de Rayleigh pour comprendre comment une aberration de focus modifie l'image finale. Ce critère de Rayleigh permet de définir la distance minimum entre deux points dans le plan objet pour que l'on puisse distinguer leurs conjugués dans le plan image. Si ce critère de Rayleigh n'est pas respecté, l'image apparait floue.

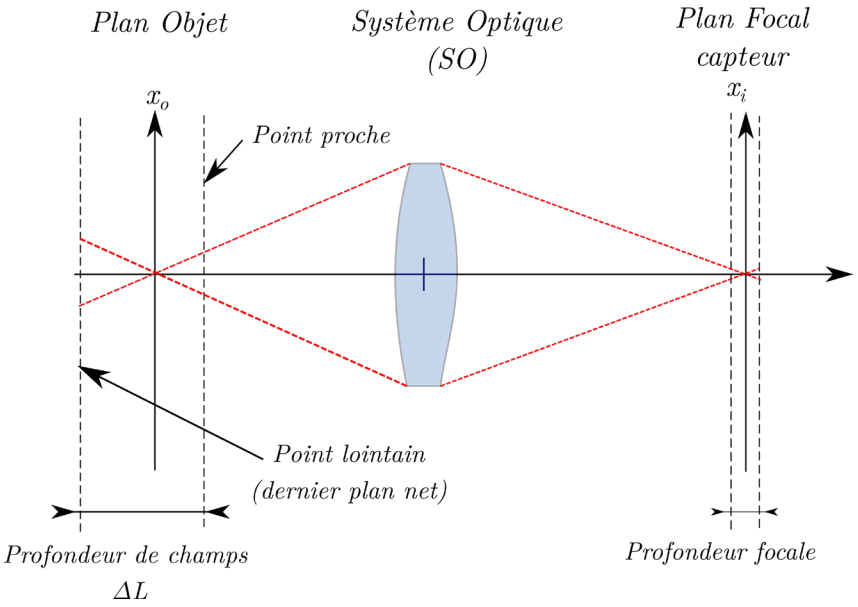


Figure 2.8 Relation entre la profondeur de champ et la profondeur focale

Lorsque l'on conjugue un plan objet avec un plan image à travers un SO, il y a un lien direct entre la profondeur de champ et le $\mathbf{\Delta W}_{\text{defocus}}$ maximum. C'est cette valeur qui va définir le volume dans lequel doivent se trouver les pixels de nos capteurs courbés.

Chaque système optique possède une limite supérieure de performance. On dit qu'un système optique est limité par la diffraction quand le maximum de la PSF du premier point objet coïncide avec le premier minimum de la PSF du second point objet.

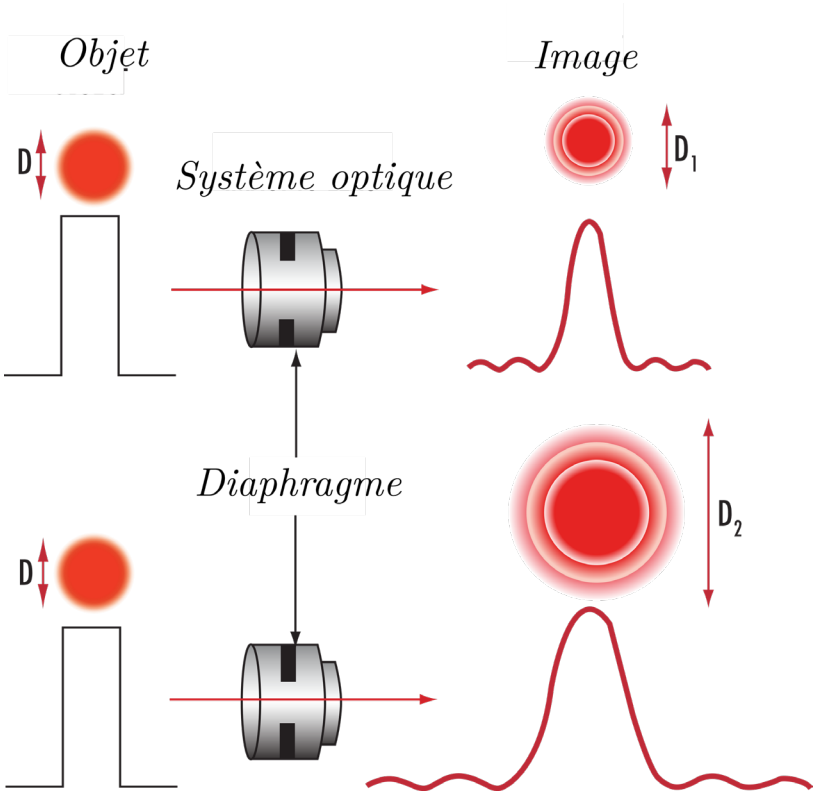


Figure 2.9 La relation entre diaphragme et diffraction. Référence Edmund optics

On peut donc mettre en relation la profondeur de champ et l'erreur de front d'onde On exprime en général une erreur acceptable (critère de Marchal) sur le front d'onde en λ/4. Si on reporte cette valeur dans (2.14), on peut obtenir la profondeur focale maximum pour une longueur d'onde donnée.

$$\Delta W_{defocus} = \frac{\lambda}{4} = \frac{e_z}{8(f_\#)^2} \tag{2.15}$$

$$e_z = 2\lambda(f_\#)^2 \tag{2.16}$$

Cette équation permet de définir la profondeur focale et définit donc directement notre profondeur de champ. Pour un appareil photo, on utilise des objectifs ouverts afin d'avoir une limite de diffraction plus faible ce qui nous permet d'avoir une image très nette mais une profondeur de champ très réduite. C'est ce compromis que l'on fait quand on veut faire du portrait (voir chapitre 1).

2.2.3.3 Erreur latérale

Introduisons à présent un décalage au niveau du plan focal selon l'axe x ou de l'axe y. Le centre de la sphère est donc décalé. Si nous reprenons l'équation (2.10)

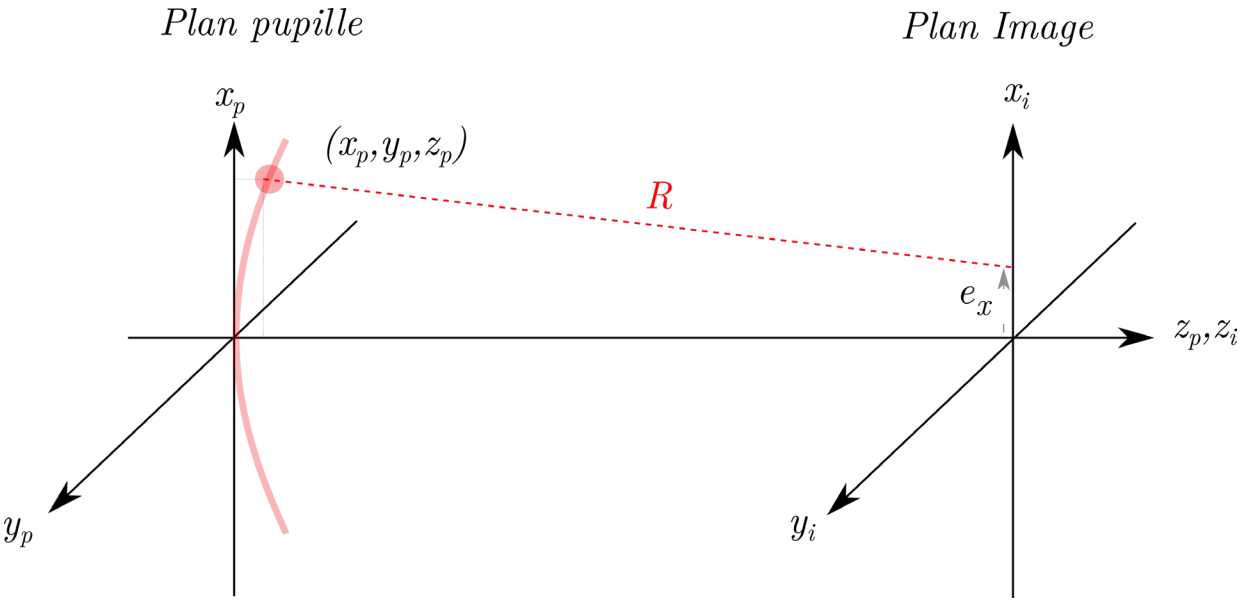


Figure 2.10 Décalage latéral sur la position de l'image

$$(X_p\text{-}e_x)^2 + (Y_p\text{-}e_y)^2 + (Z_p\text{-}R)^2 = R^2 \tag{2.17}$$

En nous plaçant dans le cas où le décalage dans le plan est faible, nous négligerons $e_z{}^2$ et $e_y{}^2$.

$$W(x_p, y_p) = R_p^2 \frac{(x_p^2 + y_p^2)}{2R} - e_x \frac{R_p x_p}{2R} - e_y \frac{R_p y_p}{2R} - e_z R_p^2 \frac{(x_p^2 + y_p^2)}{2R^2} \tag{2.18}$$

2.2.3.4 Aberrations transverses

La déformation du front d'onde peut avoir différentes contributions. Dans cette section, nous allons dériver ces contributions pour exprimer l'erreur du front d'onde globale selon les composantes transverse et longitudinales.

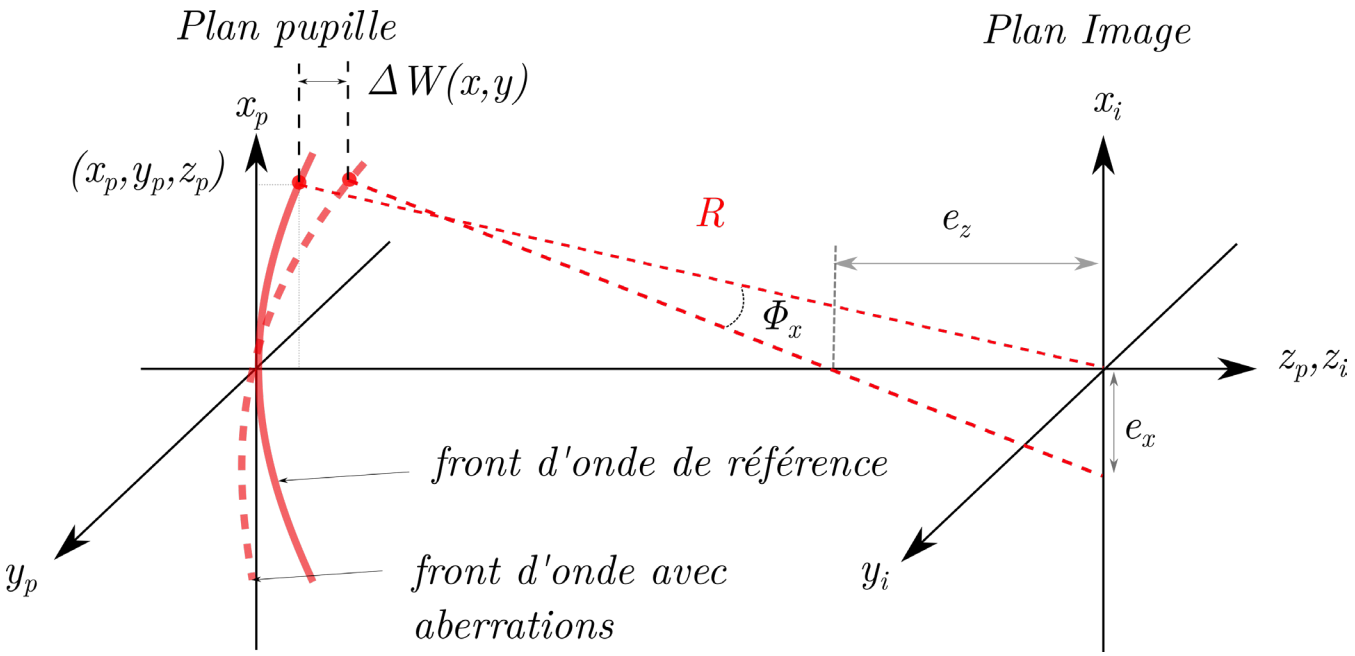


Figure 2.11 Composantes transverses et longitudinales des aberrations

Nos considérerons que les angles sont petits afin de les approximer selon l'angle lui même pour le sinus, ou par 1 pour le cosinus. Wo est le front d'onde de référence, et ΔW a distance entre Wo et W.

$$\phi_x = \frac{-1}{nR_p}\frac{\partial \Delta W(x_p,y_p)}{\partial x_p} \quad \text{et} \quad \phi_y = \frac{-1}{nR_p}\frac{\partial \Delta W(x_p,y_p)}{\partial y_p} \tag{2.19}$$

En prenant un indice n égal à 1 pour la propagation des rayons dans l'air, nous avons mis en relation les erreurs latérales et transverses avec les erreurs de front d'onde.

$$e_x = R\phi_x = \frac{-R}{R_p}\frac{\partial \Delta W(x_p,y_p)}{\partial x_p} \tag{2.20}$$

$$e_y = R\phi_y = \frac{-R}{R_p}\frac{\partial \Delta W(x_p,y_p)}{\partial y_p} \tag{2.21}$$

$$e_z = \frac{-R^2}{x_p R_p} \frac{\partial \Delta W(x_p, y_p)}{\partial x_p} \tag{2.22}$$

Les logiciels de tracé de rayons tels que Zemax ou Code V vont ainsi déterminer l'intersection des rayons avec le plan image et vont tracer un "*spot diagram*" (diagramme de points) qui est un outil très pertinent pour valider la qualité géométrique de l'image.

Nous avons jusque là introduit les aberrations géométriques, nous allons dans la section suivante comprendre les contributions des différentes longueurs d'ondes

2.3.4 Aberrations chromatiques

La lumière ne se déplace pas de la même manière dans tous les milieux. Dans une première approche, nous avons appelé n l'indice de réfraction d'un milieu qui caractérise la vitesse de déplacement de l'onde électromagnétique dans le milieu. Or cet indice n n'est pas constant en fonction de la longueur d'onde, ce qui va faire apparaître un nouveau type d'aberrations: les aberrations chromatiques.

Quand on regarde une photo d'étoiles, ou une photo prise avec un mauvais objectif, si on se rapproche, on peut voir des irisations sur les bords des objets (Fig 2.13). Ceci est dû au fait que chaque longueur d'onde focalise en un point différent. Quand ces foyers sont trop séparés, on a un phénomène d'irisation qui apparait.

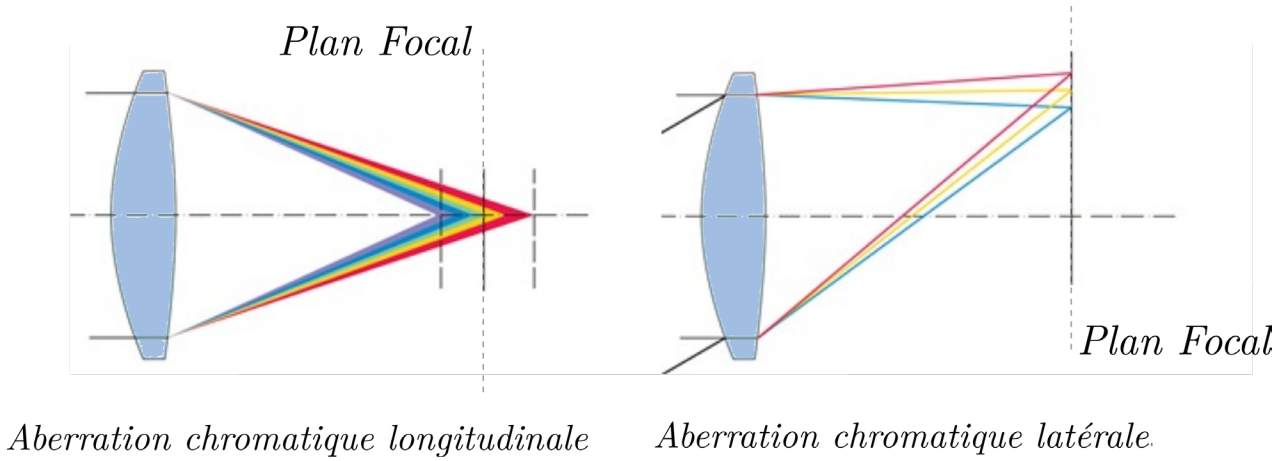


Figure 2.12 Composantes transverses et longitudinales des aberrations chromatiques

Pour définir cette variabilité de l'indice de réfraction en fonction de la longueur d'onde, on introduit le nombre d'Abbe.

$$v_z = \frac{n_d - 1}{n_F - n_C} \tag{2.24}$$

n_d, n_F *et* n_C correspondent aux indices du milieu pour la raie jaune de l'hélium d=587.56nm, pour la raie bleue de l'hydrogène F=486.13nm et pour la raie rouge de l'hydrogène C=656.27 nm.

Comme pour les aberrations monochromatiques, nous pouvons distinguer les aberrations chromatiques longitudinales ou latérales. Les deux types d'aberrations ont des effets différents que l'on a modélisé sur la figure 2.12.



Figure 2.13 Effet des aberrations chromatiques sur une photographie

Ces aberrations chromatiques sont autant de défauts lorsqu'ils interviennent sur une photo par exemple (Fig 2.13) à cause d'un mauvais objectif, mais nous verrons que ces aberrations, l'aberration chromatique longitudinale en particulier, sont le cœur du fonctionnement d'un appareil que nous allons utiliser par la suite, le **profilomètre confocal**. Celui-ci envoie une lumière polychromatique sur un objet qui la réfléchit, et grâce aux aberrations chromatiques, chaque longueur d'onde va focaliser sur différents foyers. En fonction de la longueur d'onde qui focalise sur le capteur, celui ci en déduit la distance de l'objet. Ces profilomètres vont intervenir notamment pour le contrôle de la qualité des surfaces de nos capteurs courbes.

2.2.5 Le formalisme de Seidel

On a vu au chapitre précédent que l'on peut exprimer les aberrations (longitudinales et latérales) avec un formalisme relativement simple. Dans ce chapitre nous allons généraliser cette approche à l'ensemble des aberrations pour pouvoir caractériser n'importe quel front d'onde. Dans un formalisme général développé par Welford [32], le front d'onde peut s'exprimer de manière générale comme une somme avec des coefficients d'aberrations qui désignent une contribution spécifique pour chaque termes.

$$W(y_i,\rho_p,\theta_p)=\sum_{j,m,n} W_{klm}\, y_i^k \rho_p^l \cos^m\theta \tag{2.24}$$

avec $k = 2j+m$ et $l = 2n+m$

Les coordonnées sont normalisées à 1 (c'est à dire au maximum de la pupille pour ρ_p et au maximum du champ pour y_i). Si on développe les premiers termes de cette somme, on obtient la relation suivante

$$\begin{aligned} W(y_i,\rho_p,\theta_p) = {} & W_{200} y_i^2 + W_{111} y_i \rho_p \cos\theta + W_{020}\rho_p^2 \\ & + W_{040}\rho_p^4 + W_{131} y_i \rho_p^3 \cos\theta + W_{222} y_i^2 \rho_p^2 \cos^2\theta \\ & + W_{220} y_i^2 \rho_p^2 + W_{311} y_i^3 \rho_p \cos\theta \end{aligned} \tag{2.25}$$

Cette somme peut être déclinée selon les aberrations de Seidel. Les 5 derniers termes correspondent aux aberrations monochromatiques. Une des expressions de ces aberrations est exprimée par Mahajan [26] :

$$\begin{aligned} W(y_i,\rho_p,\theta_p) = {} & \frac{1}{8} S_I \rho_p^4 + \frac{1}{2} S_{II} y_i \rho_p^3 \cos\theta_p + \frac{1}{2} S_{III} y_i^2 \rho_p^2 \cos^2\theta_p \\ & + \frac{1}{4}(S_{III}+S_{IV}) y_i^2 \rho_p^2 + \frac{1}{2} S_V y_i^3 \rho_p \cos\theta_p \end{aligned} \tag{2.26}$$

$S_I, S_{II}, S_{III}, S_{IV}$ et S_V sont les sommes de Seidel du système optique. Elles correspondent à l'expression des aberrations du troisième ordre qui dépendent de l'ouverture et du champ jusqu'à la puissance 4. Chacun de ces termes correspond à une aberration: aberration sphérique, coma, astigmatisme, courbure de champ et distorsion. Attention,

dans le formalisme de Seidel, le tilt et le piston sont des propriétés du premier ordre du front d'onde et ne sont pas considérées comme des aberrations.

Coefficient	Noms	Effets sur l'image
W200	Piston	
W111	Tilt	
W020	Focus	
W040	Sphérique	Flou sur l'axe et hors axe
W131	Coma	Hors axe, Flou et tache en forme d'aigrette
W222	Astigmatisme	Hors axe, Deux plans de focalisation distincts
W220	Courbure champ	Hors axe, Plan focal courbe
W311	Distorsion	Hors axe, Déformation de la tache

Figure 2.14 Tableau récapitulatif des aberrations du troisième ordre

2.2.5.1 L'aberration Sphérique

Ce terme est indépendant de la position du point dans le plan image. Cette aberration est constante dans le champ entier mais dépend néanmoins de la taille de la pupille.

$$W(y_i, \rho_p, \theta_p) = W_{040}\rho_p^4 = \frac{1}{8} S_I \rho_p^4 \tag{2.27}$$

On peut exprimer l'aberration sphérique en exprimant que les rayons en bord de pupille ne vont pas focaliser au même endroit que ceux en centre de pupille. On a donc une caustique de rayons et une zone de focalisation délimitée par le foyer marginal (zone de focalisation des rayons marginaux) et le foyer paraxial (zone de focalisation des rayons paraxiaux). Entre les deux, la tache image évolue. Son cercle de confusion passe par un minimum en terme de "*spot radius*" (taille de la tache d'image) qui correspond au cercle de moindre confusion. C'est à cet endroit que la focalisation est la meilleure, on l'appelle le meilleur foyer. Cet endroit se situe au trois quart de la distance entre le plan paraxial et le plan marginal.

Le "meilleur foyer" (*Best Focus*), qui correspond au cercle de moindre confusion n'est pas au même endroit que le foyer marginal pour l'instrument parfait. L'aberration sphérique d'un système correspond à la somme des contributions en terme d'aberration sphérique de chaque surface du système.

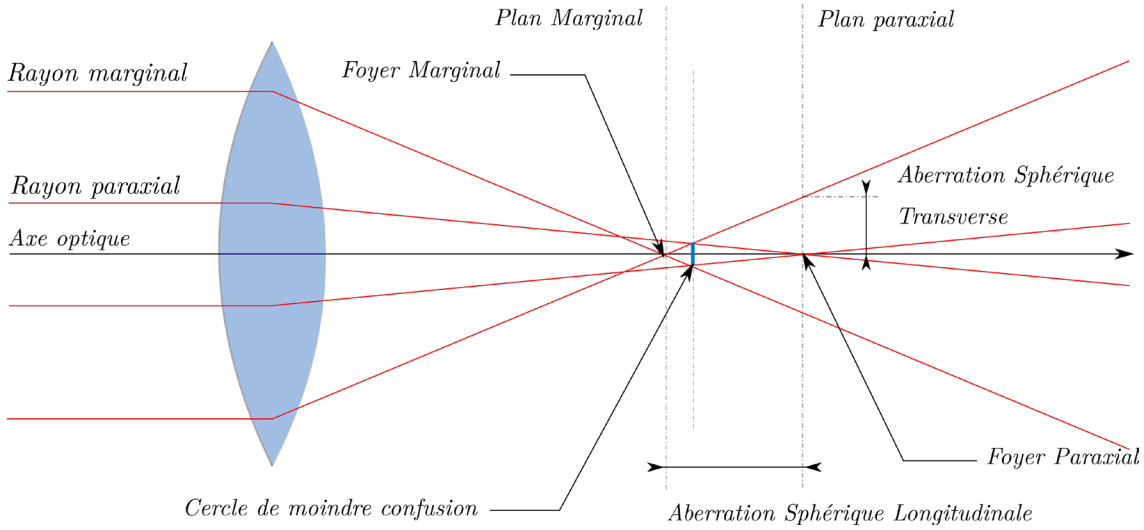


Figure 2.15 Schéma général aberration sphérique

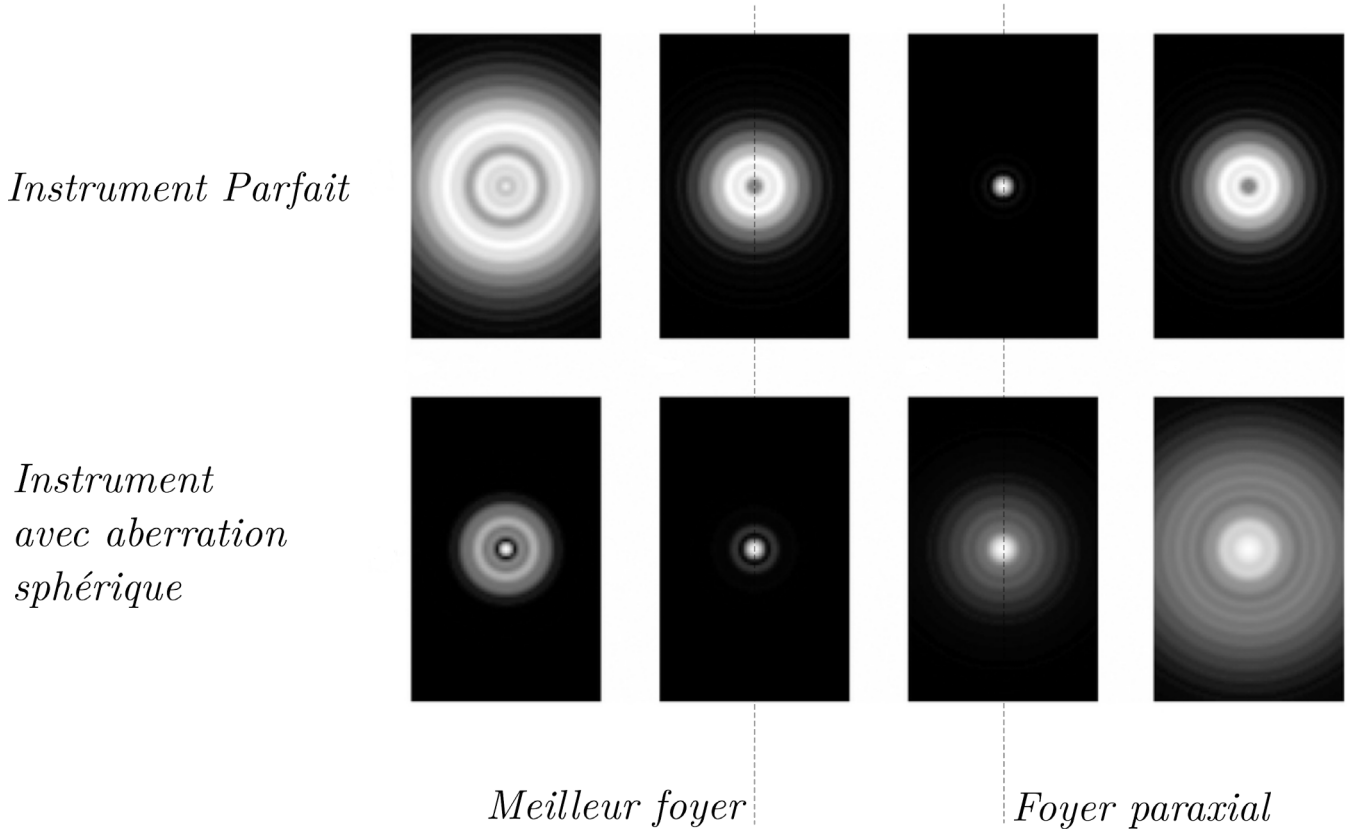


Figure 2.16 Influence d'une aberration sphérique sur la tache de diffraction. On peut noter qu'il n'y a pas de point de focalisation parfait. L'endroit "de focalisation" est appelé le cercle de "moindre confusion".

2.2.5.2 La Coma

L'aberration de Coma dépend du champ. Elle a une dépendance linéaire en fonction de la distance à l'axe optique. Elle est inexistante sur l'axe optique. Lorsqu'un faisceau de rayons parallèles (hors axe optique) traverse un SO, les rayons qui traversent les bords de la pupille ne convergent pas au même endroit que les rayons qui la traversent en son centre.

$$W(y_i,\rho_p,\theta_p)=W_{131}y_i\rho_p^3\cos\theta=\frac{1}{2}S_{II}y_i\rho_p^3\cos\theta_p \tag{2.28}$$

Si on fixe $\boldsymbol{y_i}$, l'intersection des rayons et du plan image forme un cercle décalé par rapport au plan paraxial. La relation (2.28) montre que la taille de ce cercle dépend de l'éloignement du point image par rapport à l'axe optique. Plus on s'éloigne de l'axe optique, plus le cercle sera grand. C'est ce qui donne sa forme typique à l'aberration de Coma en forme de comète.

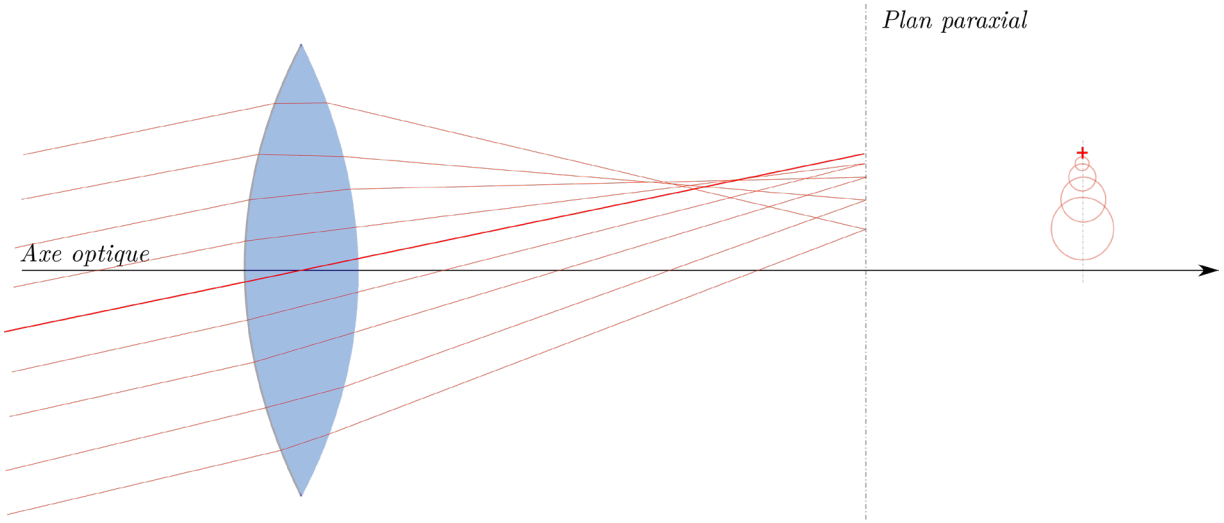


Figure 2.17 Schéma général aberration de coma

2.2.5.3 L'astigmatisme

L'astigmatisme correspond au troisième terme du développement de Seidel. L'aberration de front d'onde associée à l'astigmatisme est proportionnelle au carré du champ.

$$W(y_i,\rho_p,\theta_p)=W_{222}y_i^2\rho_p^2\cos^2\theta=\frac{1}{2}S_{III}y_i^2\rho_p^2\cos^2\theta_p \tag{2.29}$$

Lorsqu'un point image se situe hors axe optique, le plan qui passe par l'axe optique et par le point image est un plan tangentiel. Celui-ci est particulier puisqu'il contient notamment le rayon principal. Le plan perpendiculaire au plan tangentiel et qui contient le rayon principal est le plan sagittal. Les rayons qui passent par le plan tangentiel ne vont pas parcourir la même distance que ceux qui passent par le plan sagittal. Ainsi, le faisceau ne converge pas en un unique point, mais successivement selon deux droites perpendiculaires entre elles: la focale tangentielle et la focale sagittale.

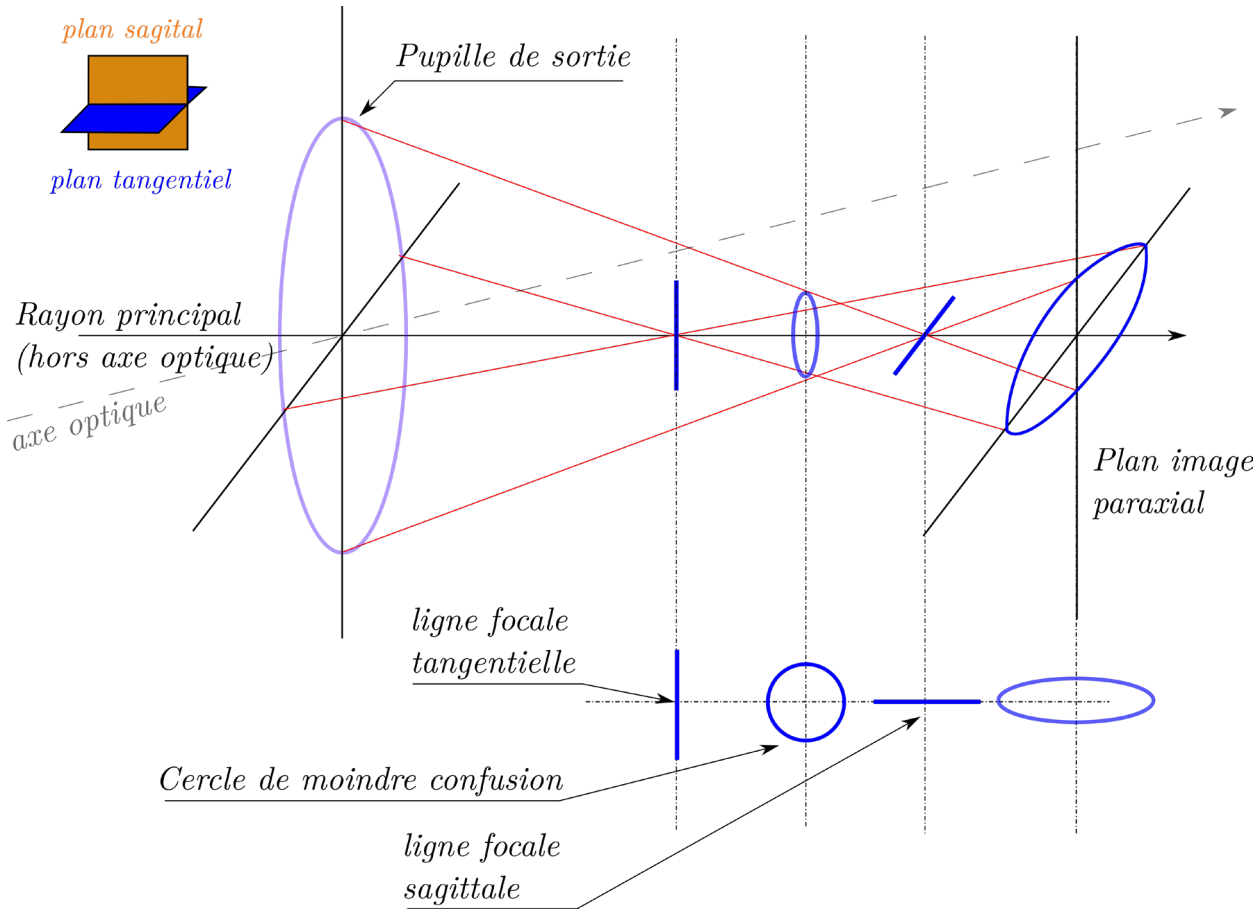


Figure 2.18 Schéma général aberration Astigmatisme

2.2.5.4 La courbure de champ

Le quatrième terme des aberrations selon Seidel n'est pas indépendant. Il est composé d'astigmatisme et de la courbure de champ.

$$W(y_i, \rho_p, \theta_p) = W_{220} y_i^2 \rho_p^2 = \frac{1}{4}(S_{III} + S_{IV}) y_i^2 \rho_p^2 \tag{2.30}$$

On voit apparaître dans ce quatrième terme, S_{III} le coefficient correspondant à l'astigmatisme vu à la section précédente. Un système parfait sans aberrations possède un plan image focale qui va suivre une courbure, c'est la courbure de Petzval. Selon le Théorème de Petzval, s'il n'y a pas d'autres aberrations dans le système optique, la surface de parfaite netteté coïncide avec la courbure de Petzval. Cette courbure s'exprime de la manière suivante:

$$C_{Petzval} = \frac{-1}{R_{Petzval}} = -\sum_i c_i \frac{n_{i+1} - n_i}{n_{i+1} n_i} \tag{2.31}$$

$R_{petzval}$ est le rayon de courbure de Petzval, n_i et n_{i+1} sont les indices de réfraction de part et d'autre de la surface i.

Lorsque le terme d'astigmatisme n'est pas nul, on a alors trois surfaces à considérer, la courbure de Petzval, la courbure sagittale et la courbure tangentielle.

$$C_{Petzval} = \frac{-S_{IV}}{H^2} \tag{2.32}$$

$$C_{Tangentiel} = \frac{-(3S_{III} + S_{IV})}{H^2} \tag{2.33}$$

$$C_{Sagittal} = \frac{-(S_{III} + S_{IV})}{H^2} \tag{2.34}$$

On peut à partir de ces surfaces définir le lieu de meilleure netteté. Cette surface, c'est la surface de meilleure focalisation et elle se situe à mi distance entre les surfaces tangentielles et sagittales.

$$C_{Meiller\ foyer} = \frac{-(2S_{III} + S_{IV})}{H^2} \tag{2.35}$$

La surface tangentielle se trouve à une distance de la surface de Petzval égale à trois fois celle de la surface sagittale. Ces considérations vont être très importantes pour la suite pour choisir nos surfaces focales pour y insérer nos capteurs courbes.

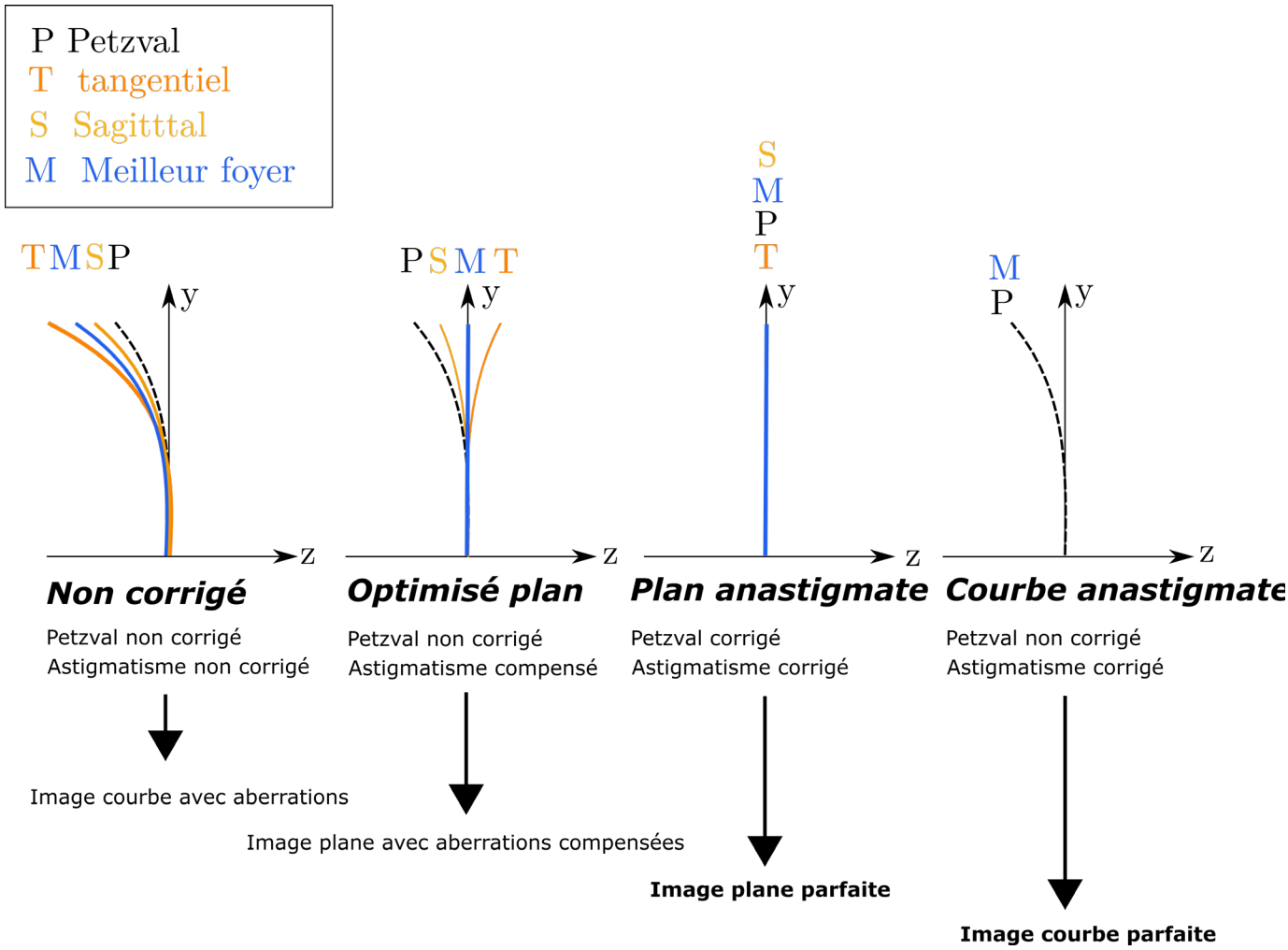


Figure 2.19 Schéma général aberration de champ / courbure de Petzval

Sur la figure 2.19, on voit qu'il est possible d'annuler la courbure de champ à l'aide d'un capteur courbe dans le cas d'un système courbe anastigmate. Dans tous les cas, il est possible d'améliorer significativement la plupart des systèmes optiques, en faisant coïncider la courbure du capteur avec la courbe de meilleur foyer.

2.2.5.5 La distorsion

La distorsion correspond au cinquième terme du développement de Seidel. Cette aberration à une dépendance cubique au champ. Elle s'exprime sous la forme:

$$W(y_i, \rho_p, \theta_p) = W_{311} y_i^3 \rho_p \cos\theta = \frac{1}{2} S_V y_i^3 \rho_p \cos\theta_p \tag{2.36}$$

La distorsion va transformer des lignes droites en lignes courbes. C'est l'effet qu'on observe lorsqu'on prend un cliché avec un objectif grand champ type "Fisheye". Cet effet est poussé à l'extrême avec les nouvelles possibilités de panoramiques sphériques disponibles sur nos téléphones qui permette de "mettre à plat" l'ensemble du paysage à 360° autour de nous.



Figure 2.20 Objectif Fisheye à grande distorsion Nikkon 6mm F/2.8. ESO VLT pris avec un objectif Fisheye circulaire

On identifie deux formes de cette aberration: la forme en coussinet et la forme en barillet. Pour des faibles valeurs de cette aberration, certains logiciels peuvent directement venir corriger numériquement cette distorsion. Certains objectifs ont des Exifs (codes) directement intégrés qui permettent à l'appareil photo de traiter cette aberration instantanément au moment de la prise de vue.

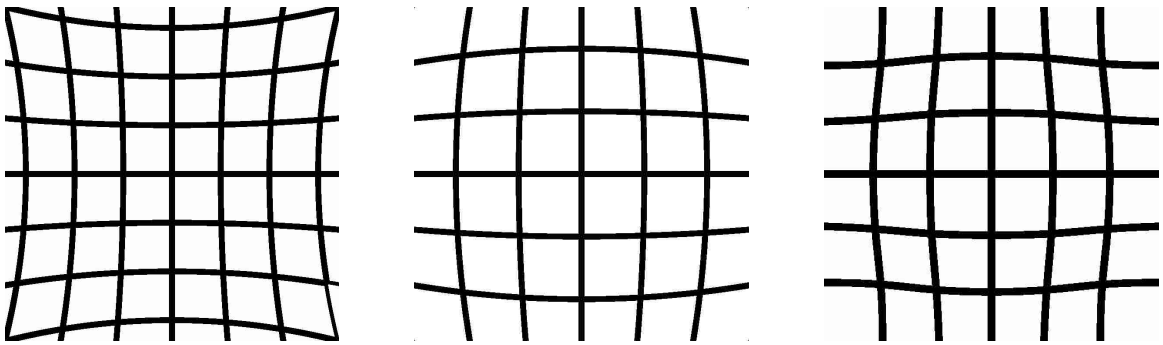


Figure 2.21 Types de distorsion (a) Distorsion en coussinet (b) en barillet (c) en moustache

Lorsque le coefficient de Seidel S_V et négatif, on obtient une distorsion en coussinet, lorsque S_V est positif, on obtient une distorsion en barillet. La distorsion en moustache est une aberration d'ordre trois compensée par une aberration d'ordre 5. Lorsqu'un système optique ne présente aucune distorsion, il est dit **orthoscopique** ou **rectilinéaire**.

On calcul la distorsion en faisant le rapport de la position d'un point image paraxial par rapport à sa position réelle. La distorsion est exprimée en pourcentage. On a:

$$D=\frac{y_{réel}-y_{paraxial}}{y_{paraxial}} \tag{2.37}$$

Dans le cas de l'optique courbe, nous sommes sur des surface focales courbes, donc cette formule n'est pas valable. Xu et al [33] propose une redéfinition de la distorsion. On nomme $L_{réel}$ la longueur de l'arc qui va du centre de la surface image (intersection surface image axe optique) jusqu'au point réel, et $L_{paraxial}$ la longueur de l'arc qui va jusqu'au point d'intersection du rayon paraxial avec la surface image. L'expression (2.35) devient

$$D=\frac{L_{réel}-L_{paraxial}}{L_{paraxial}} \tag{2.38}$$

On va généraliser cette expression pour des surfaces non monotones pour des capteurs types Asphériques ou Freeform. Plus généralement, si on appelle 0 le centre du capteur (intersection avec l'axe optique), $I_{réel}$ l'image réelle de P sur le capteur et $I_{paraxial}$, l'intersection du rayon principal avec la surface du capteur. Nous appelons [OI] le chemin entre O et I sur la surface du capteur, la distorsion s'exprime

$$D=\frac{[OI_{réel}]-[OI_{paraxial}]}{[OI_{paraxial}]} \tag{2.39}$$

La notion de distorsion devra être précisée dans les chapitres suivants. En effet, nous allons utiliser des capteurs courbes, qui captent une image courbe. Il faudra alors avoir en tête quelle sera l'utilisation finale de l'image (sur quel support observera t-on l'image). En effet, si nous captons une image courbe et que nous devons la visualiser sur un écran plat, nous aurons alors une fonction de distorsion inverse qui viendra dégrader notre image. En particulier, dans la distorsion, il faut dissocier la distorsion d'aberration (due aux optiques) qui peut être corrigée dans une certaine mesure, et la distorsion naturelle qui est question de comment mettre une boule sur un plan. C'est la question de la mise à plat des cartes du monde. Elle va nous amener à faire des compromis sur cette notion de distorsion. Nous aborderons cela en détails dans le chapitre 5 pour les applications qui concerne la réalité virtuelle.

2.2.6 Le formalisme de Zernike

Les aberrations du troisième ordre exprimées à la section précédente (2.2.3) dans le formalisme de Seidel sont les aberrations principales dans tout système optique, même si les termes d'ordre supérieurs peuvent avoir quelquefois des contributions importantes. Pour tester des surfaces, ou pour utiliser les logiciels de raytracing (tracé de rayons), nous avons besoin d'utiliser un formalisme commun qui va nous permettre d'analyser facilement les données. Les polynômes de Zernike sont une autre expression du front d'onde, ayant une forme similaire à l'expression de Seidel. Les polynômes de Zernike forment une base orthogonale et sont définis sur une pupille circulaire unitaire. D'après Fuerschbach [34] et Lakshminarayanan [35]:

$$Z_n^m(\rho_p,\theta_p)=N_{n,m}R_m^m(\rho_p,\theta_p) \tag{2.40}$$

$$R_m^m(\rho_p)=\sum_{k=0}^{\frac{n-m}{2}}\left(\frac{(-1)^k(n-k)!}{k!\left(\frac{n+m}{2}-k\right)!\left(\frac{n-m}{2}-k\right)!}\right)\rho_p^{(n-2k)} \quad \text{si n-m est impair}$$

$$R_m^m(\rho_p)=0 \quad \text{si n-m est pair} \tag{2.41}$$

avec $N_{n,m}=\sqrt{\frac{2(n+1)}{1+\delta_{m0}}}$ le facteur de normalisation.

Ces polynômes permettent de caractériser des surfaces optiques et sont un outil commun pour les opticiens. Chaque terme des polynômes de Zernike est normalisé et indépendant, c'est à dire qu'ils forment une base orthonormale.

La courbure de champ et la distorsion ne sont quant à elles pas décrites facilement dans le formalisme de Zernike. Ces deux aberrations sont décrites comme une somme de plusieurs polynômes de Zernike. Néanmoins, on peut trouver des équivalences pour les aberrations du troisième ordre avec des polynômes de Zernike.

L'expression des erreurs relatives de front d'onde sous la forme de polynômes de Zernike permet d'avoir une base commune entre designers opticiens, et en particulier pour l'interprétation des erreurs résiduelles en sortie d'interféromètre pour l'interprétation des états de surface. Dans les logiciels de Ray Tracing (Zemax, Code V), on retrouve nativement plusieurs séries de polynômes qui peuvent être plus ou moins adaptées en

fonction du système optique étudié. Les polynômes représentés ci-dessus sont des polynômes normalisés et sont adaptés à une pupille circulaire. Ces figure représente la base polynomiale communément utilisée.

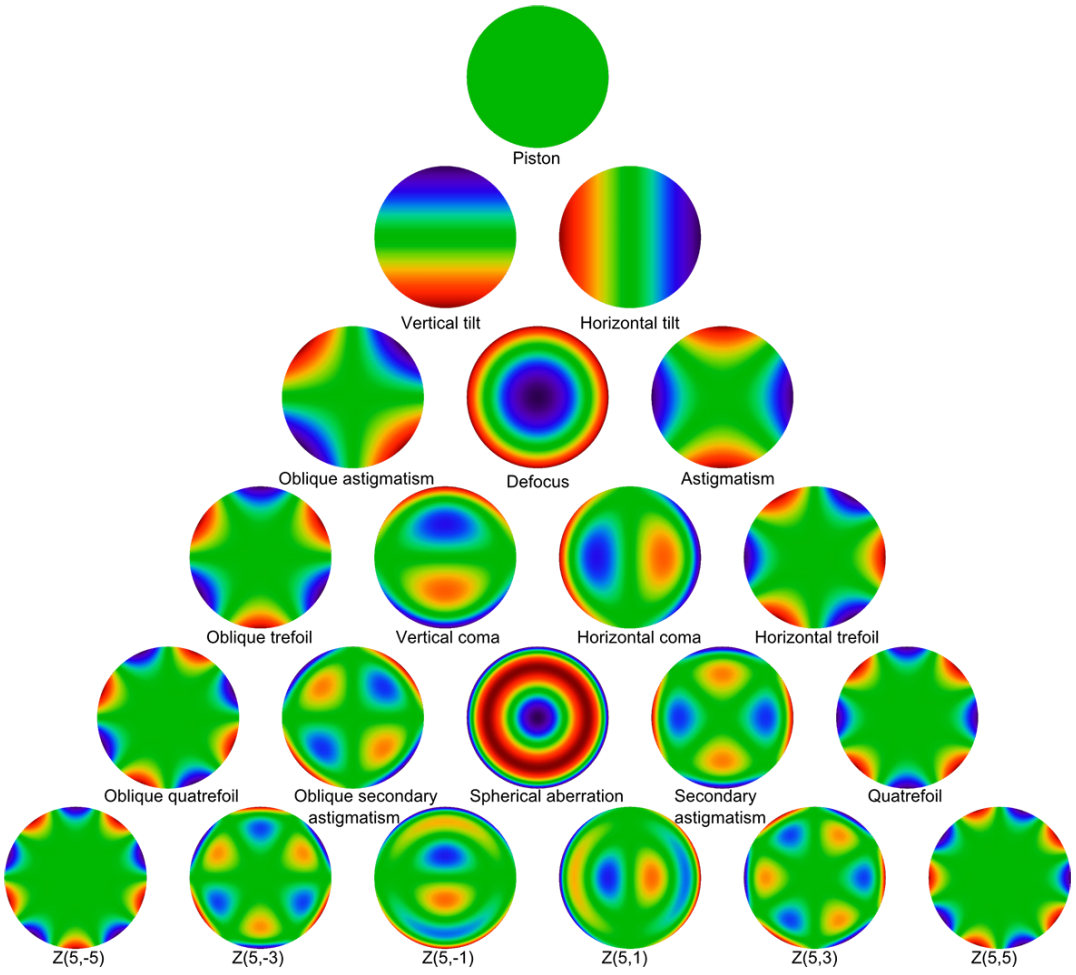


Figure 2.22 Représentation graphique des 21 premiers polynômes de Zernike. Il sont représentés sur le disque unité, classés verticalement par degré radial et horizontalement par degré azimutal.

Ces polynômes sont un langage commun, qui permet autant aux opticiens qu'aux mécaniciens de dialoguer et de comprendre quelles sont les sources d'erreurs d'un système optique au regard des aberrations qu'elles induisent. Ces erreurs de front d'onde sont une "signature" des aberrations internes qu'impose tout système optique à un front d'onde parfait. La détection et l'identification de ces aberrations (coma, astigmatisme, etc.) permet de caractériser les systèmes, de cibler les défauts et enfin de les optimiser.

2.3 Designs optiques courbes

Nous allons développer ici l'étude d'un exemple qui sert de base pour l'étude des capteurs courbes. Les lentilles monocentriques (symétriques par rapport au point central) sont des systèmes optiques médiocres si elles doivent focaliser sur une surface image plane, mais deviennent très intéressantes si on les optimise pour une surface focale courbe. Les valeurs de rayons de courbures que nous allons utiliser ici ne sont pas atteignables dans la réalité, mais cette étude préliminaire permettra de comprendre ce que promettent les capteurs courbes en termes de performances pour l'avenir du design optique.

2.3.1 Lentille monocentrique

Une boule est une lentille simple monocentrique et concentrique, qui, du fait de sa symétrie, n'a pas d'aberrations monochromatique, sauf l'aberration sphérique et une courbure de Petzval [36].

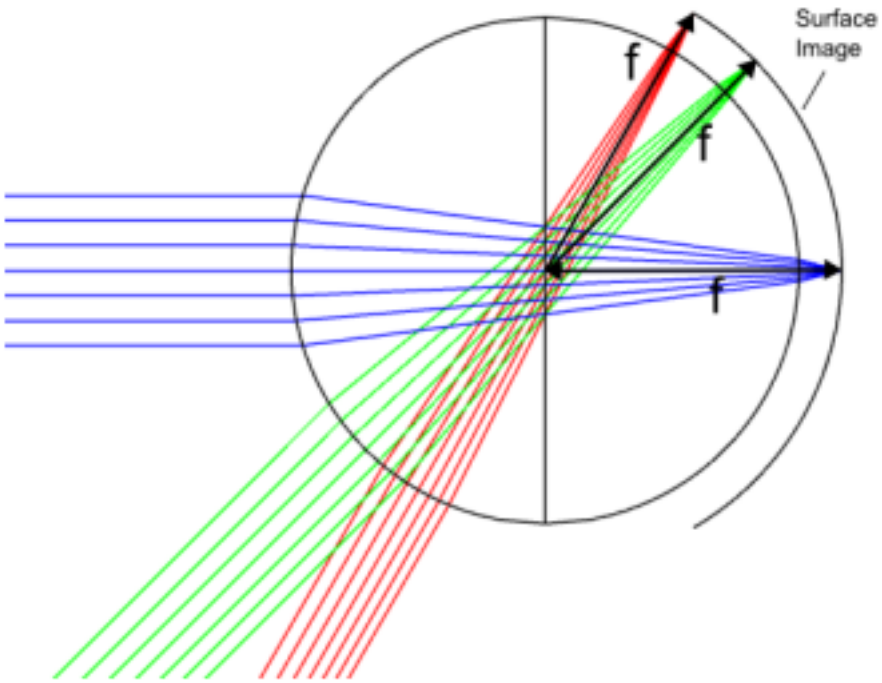


Figure 2.23 Représentation d'une lentille boule monocentrique, dans le cadre monochromatique. Quelque soit l'angle, les rayons en provenances de l'infini convergent sur la surface de Petzval qui correspond à une sphère à une distance f du centre de symètrie (centre de la lentille). référence [37]

2.3.2 Lentille monocentrique achromatique optimisée

Une lentille simple monocentrique est déjà, dans le cadre de l'optique courbe, une excellente lentille mais qui possède un inconvénient majeur, l'aberration chromatique. Pour corriger cette aberration, on vient créer un doublet achromatique, en associant un verre type Flint avec un verre type Crown qui permet de compenser les aberrations de chaque lentille. En complexifiant ces lentilles monocentriques, on construit des systèmes optiques relativement simples mais très performants qui peuvent s'approcher de la limite de diffraction (Stamenov et al [38]). Si on ajoute un applanisseur de champ (Fei and al [39]), alors les systèmes deviennent limités par la diffraction. Ce sont donc d'excellents candidats pour nos capteurs courbes.

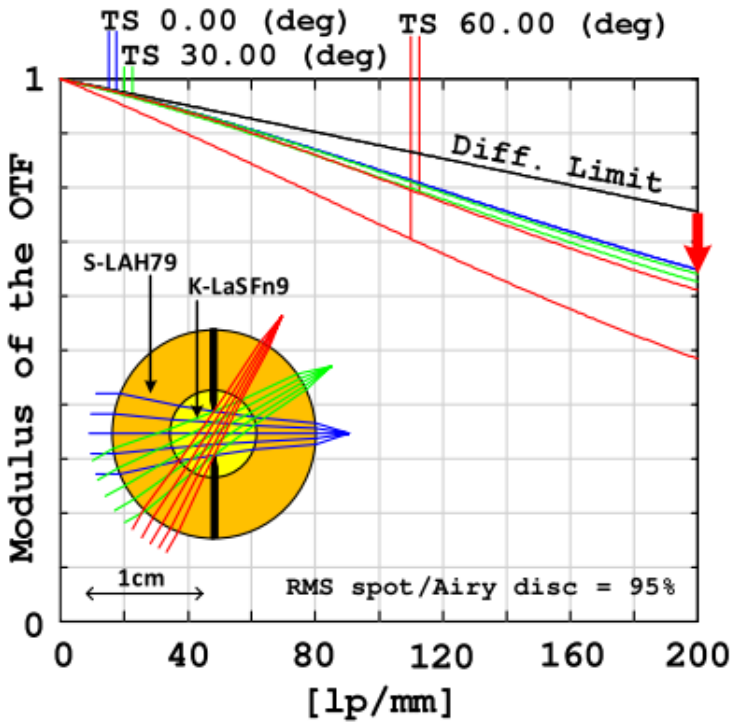


Figure 2.24 FTM de la lentille monocentrique achromatique SCENICC avec deux types de verre. F=12mm, F/1,7. Référence [38]

La lentille monocentrique SCENICC est une lentille simple avec deux types de verres S-LAH79 et k-LaSFn9. C'est un SO qui a été mis au point et optimisé dans le cadre des recherches de la DARPA (*Defence Advanced Research Projects Agency* - Agence pour les projets de recherche avancée de défense) aux Etats Unis. Ce système optique permet d'observer un champ de vue à 120° et respectant une ouverture importante F/1.7 donc un objectif qui est adapté pour l'observation de zones sombres.

Ce système simple qui ne mesure que 2 centimètres de long est comparable à d'autres systèmes complexes de plusieurs dizaines de centimètres en optique plane. La figure 2.25 montre une version optimisée de cet objectif sur un second projet de recherche AWARE de la DARPA également.

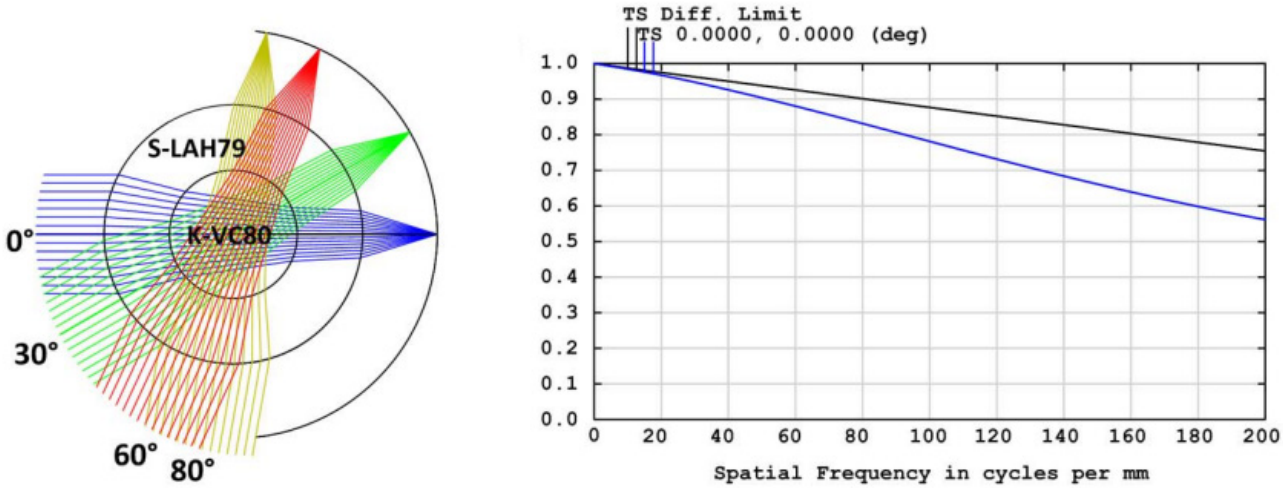


Figure 2.25 FTM de la lentille monocentrique achromatique new AWARE2. Le diaphragme de la lentille est virtuel et permet de garder une réponse uniforme jusqu'à 160° de champ de vue. Référence [38]

L'étude succincte de ces systèmes nous permet de constater les performances de systèmes ultra compacts et relativement simples. Les capteurs courbes se placent précisément dans ce créneau: simplifier les SO, compacifier, et améliorer les performances [ANNEXE 1&2]. On peut ainsi réduire le nombre de lentilles d'un tiers dans la plupart des cas, supprimer les surfaces complexes asphériques, compacifier le système et le rendre plus léger, et en plus constater un gain sur les performances [40] (gain en netteté ($\times 5$), gain en contraste ($\times 5$), en flux ($\times 3$) et en densité d'énergie transmise ($\times 2$)). C'est une nouvelle ère qui s'ouvre et qui devient réalité pour les systèmes optiques.

2.3.3 Comparaison des performances: Flat vs Courbe

Cette comparaison entre les systèmes optiques plans et courbes a été poussée à l'extrême dans l'étude de Stamenov et al [41]. Sur la figure 2.26, on peut distinguer 3 systèmes différents. L'étude SCENICC et AWARE de la Darpa portaient sur la reproduction d'un objectif grand angle équivalent à des objectifs grand angles classiques en focale plane. La capacité à capter une image en surface courbe est un levier sans précédent en ce qui concerne la qualité d'image. Dans cette étude, les objectifs grand angle sont très complexes, surfaces asphériques, 13 lentilles, longueur totale de 13cm ou plus. L'objectif

SCENICC quant à lui ne mesure que deux centimètres, avec des surfaces simples sphériques et deux matériaux seulement.

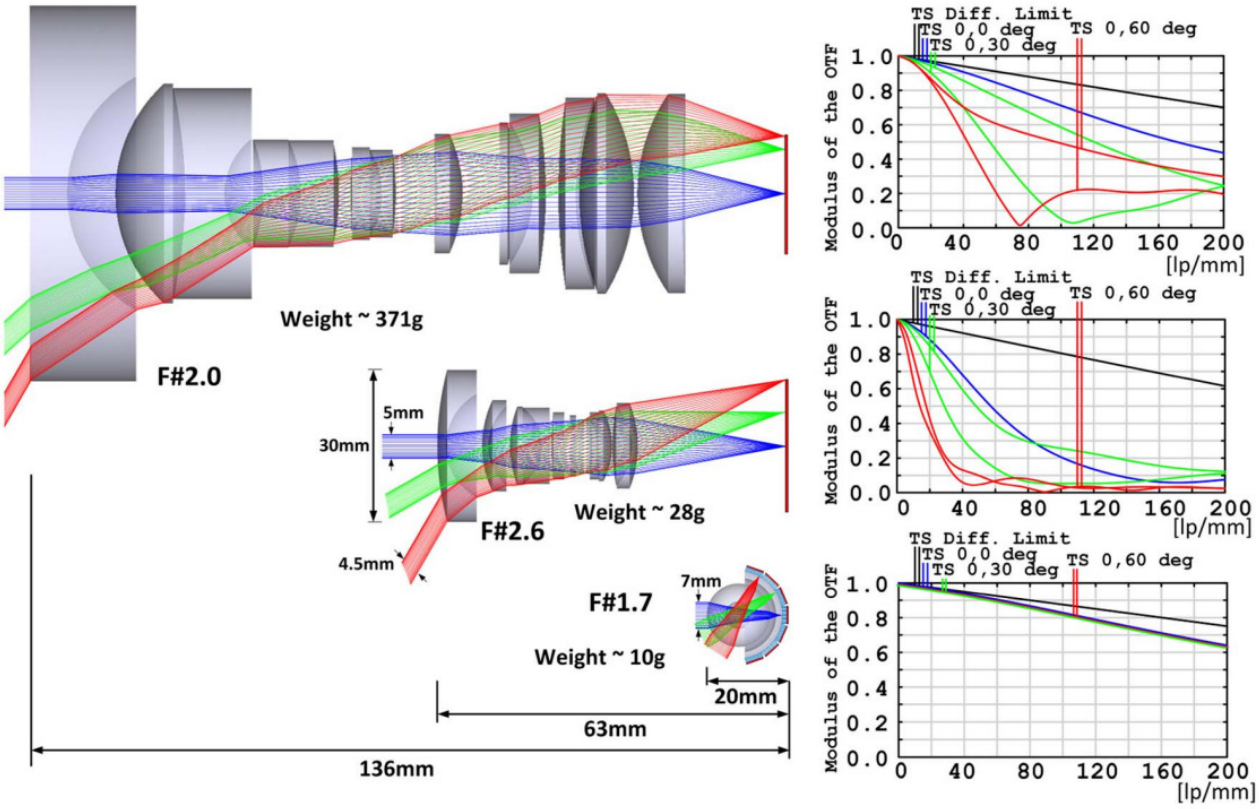


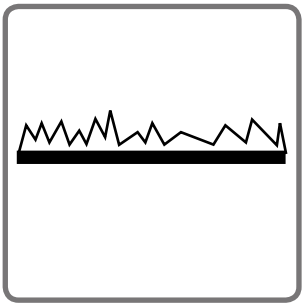
Figure 2.26 Comparaison des FTM pour 3 systèmes (1) Grand ouvert à F/2 en capteur plan (2) Grand angle ouvrant à F/2.8 en capteur plan (3) Système optique Monocentrique ouvert à F/1.7 en capteur courbe (Stamenov et al [41])

2.4 Conclusion

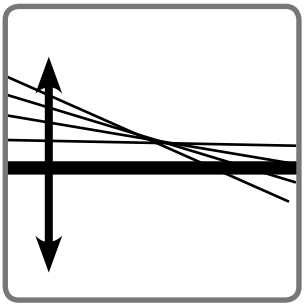
Cette section théorique nous a permis d'introduire le formalisme de l'étude des designs optiques dans un premier temps en précisant les types d'aberrations principales que l'on retrouve dans chaque système optique, puis dans un deuxième temps, nous avons présenté sommairement des études sur les lentilles monocentriques qui permettent de comprendre les bénéfices qui sont apportés par cette nouvelle technologie. Nous allons préciser dans le chapitre 3 l'ensemble des étapes que nous avons effectué pour réaliser des preuves de concept qui permettent de faire avancer la maturité de la technologie.

Ces outils vont nous permettre en particulier de borner la qualité de l'état de surface que nous devons atteindre au moment de la fabrication des capteurs pour rentrer dans le domaine de tolérance des différents systèmes optiques. Cette qualité de surface (quelques microns) sera abordée au chapitre 4.

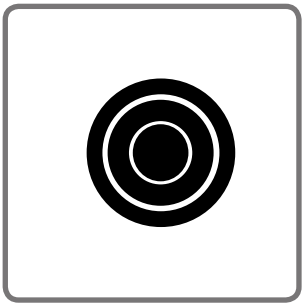
Chapitre 2 Synthèse



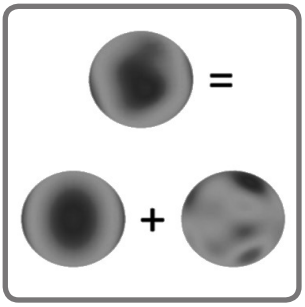
Qualité des surfaces optiques
Quelques atomes (nm)



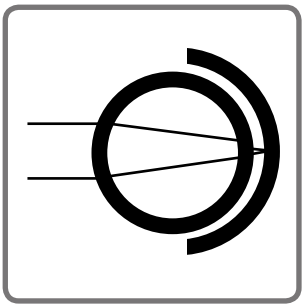
Pas de système optique parfait:
Aberrations intrinsèques



Un SO dégrade le signal
Limité par la diffraction



L'erreur de front d'onde est décrite par différents formalismes
Polynômes



Étude des performances des systèmes courbes:
Nouveau paradigme = Adaptation des outils d'analyse

[27] Schaefer, John. (2006). Single Point Diamond Turning: Progress in Precision. 10.1364/IODC.2006.ThB1.

[28] The Virgo Collaboration, Beauville, F. & Buskulic, D. & Flaminio, R. & Marion, F. & Masserot, A. & Massonnet, L. & Mours, B. & Moreau, F. & Ramonet, J. & Tournefier, E. & Verkindt, D. & Veziant, O.. (2004). The VIRGO large mirrors: a challenge for low loss coatings. Classical and Quantum Gravity - CLASS QUANTUM GRAVITY. 21.

[29] Jimmy ROUSSEL, Physique, Optique géométrique
https://femto-physique.fr/optique/

[30] Braat, Joseph & Dirksen, Peter & Janssen, Augustus. (2023). Detailed description of the ENZ approach.

[31] V. Mahajan, *Optical Imaging and Abberations : Part I. Ray Geometrical Optics* (SpIE Press, 1998)

[32] Welford, W.T.. (2017). Aberrations of Optical Systems. 10.1201/9781315136530. CRC Press, 1986

[33] Xu, Fenggang & Huang, Wei & Liu, Jun & Pang, Wubin. (2016). Design of lenses with curved Petzval image surfaces. Journal of Modern Optics. 63. 1-9. 10.1080/09500340.2016.1189007.

[34] Kyle Fuerschbach. Freeform, "polynomial optical surfaces: optical design, fabrication and assembly".
PhD thesis, University of Rochester, 2014

[35] Lakshminarayanan, Vasudevan & Fleck, Andre. (2011). Zernike polynomials: A guide. Journal of Modern Optics - J MOD OPTIC. 58. 1678-1678. 10.1080/09500340.2011.633763.

[36] Michael J. Kidger, *Fundamental optical Design*, SPIE Press, Bellingham, Washington USA

[37] C. Gaschet, *"Détecteurs courbes et déformables: applications multidisciplinaires"*, PhD thesis, Aix Marseille Université (10 décembre 2018)

[38] Stamenov, Igor & Agurok, Ilya & Ford, Joseph. (2013). Optimization of high-performance monocentric lenses. Applied optics. 52. 8287-304. 10.1364/AO.52.008287.

[39] Liu, Fei & Wei, Ya-Zhe & Han, Ping-Li & Liu, Jia-Wei & Shao, Xiao-Peng. (2019). Design of monocentric wide field-of-view and high-resolution computational imaging system. Acta Physica Sinica. 68. 084201. 10.7498/aps.68.20182229.

[40] K. Joaquina, *"Curved sensors for ultraviolet aurora monitoring from space"*, PhD thesis, Aix Marseille Université (14/12/2021)

[41] Stamenov, Igor & Agurok, Ilya & Ford, Joseph. (2013). Optimization of two-glass monocentric lenses for compact panoramic imagers: General aberration analysis and specific designs. Applied optics. 52. 5348-9. 10.1364/AO.52.005348.

Chapitre 3.
Innovations & Développements

3.1 Preuves de concepts & Innovations
3.1.1 Road Map pour les capteurs courbes
3.1.2 Objectif: faire les premières images courbes
3.1.3 Étude comparative Courbe vs Plan

3.2 Le capteur courbe
3.2.1 Procédure de validation électro-optique
3.2.2 Validation des premiers échantillons
3.2.2 Conclusion & Validation électro optique

3.3 Les projets connexes innovants
3.3.1 L'objectif 12.5mm
3.3.2 Triplets de Cooke optimisés
3.3.2 Le télescope Shafer toroïdal

3.4 Conclusion

Si la théorie des capteurs courbes était connue depuis longtemps parmi les designers optiques, il a fallu près de 10 ans de recherche pour passer de l'idée à la réalisation concrète d'un capteur courbe commercial. J'ai personnellement accompagné cette technologie pendant 6 années, depuis les premiers prototypes de capteurs fonctionnels qu'il a fallu caractériser et valider. En collaboration avec mon équipe de recherche, nous avons obtenu les premières images "courbes" en laboratoire après avoir créé nos propres objectifs. En filigrane de toutes ces étapes préparatoires, l'objectif principal de ma mission était la mise en place du process de courbure des capteurs pour aboutir à un processus fiable et répétitif qui permette d'être industrialisé et d'ouvrir la voie au *mass market product.* Notre responsabilité était avant tout de permettre à l'ensemble de la communauté, scientifique et publique, de bénéficier de l'apport de cette technologie. La dernière étape de cette période de recherche et l'aboutissement de ce travail a été la réalisation d'un capteur courbe commercial, à partir d'un processus fiable imaginé au sein de la start up CURVE ONE, spin off issue des travaux de recherches au sein CNRS. Ce premier capteur courbe commercial a été réalisé pour le compte de L'institut de Neurosciences de la Timone (INT) à Marseille pour contribuer à une étude sur le cerveau (Bourbousson et al [42]).

Dans ce chapitre, j'introduis un certains nombre d'étapes clefs (*milestones*) qui ont permis l'évolution industrielle des capteurs courbes

3.1 Preuves de concepts & Innovations

3.1.1 Road map pour les capteurs courbes

Pour passer du premier prototype au capteur industriel, il a fallu de nombreuses étapes. La première à laquelle nous nous sommes confrontés, et finalement peut être la plus importante, était l'acceptation du concept par la communauté scientifique. Pourquoi vouloir courber des capteurs ? La théorie derrière ce concept a été présentée au

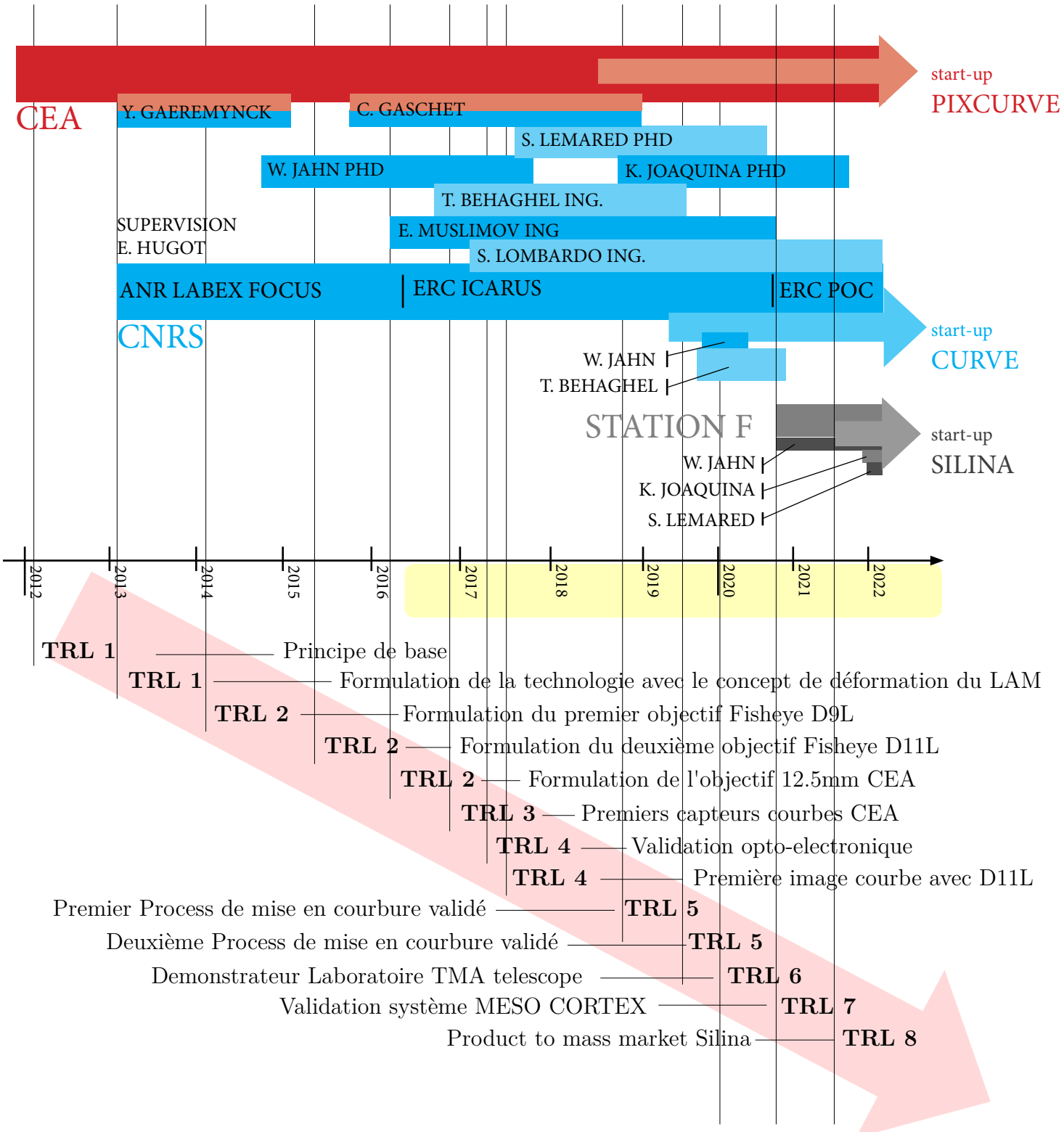


Figure 3.1 Road map : 10 ans de capteurs courbes dans la recherche française

chapitre 2, et, malgré qu'elle ait été largement simplifiée dans ce manuscrit, elle n'est pas facilement compréhensible par des non-opticiens. Aujourd'hui encore, alors que les capteurs courbes sont une réalité commerciale, il est encore très difficile de comprendre les enjeux de cette technologie pour de nombreux acteurs industriels. Quand bien même ils sont compris, il reste un paramètre important à prendre en compte: le coût du changement de technologie pour un industriel par rapport au gain apporté. C'est tout l'enjeu de la production de masse. C'est ce qui définit l'existence du marché.

Sur la figure 3.1, j'ai récapitulé les différentes étapes de maturation de la technologie sur les principaux organismes de recherche en France. Nous utiliserons la nomenclature développée par la NASA [43] avec les étapes de "Technological Readiness Level" (Niveau de Maturité Technologique) pour exprimer l'avancée de la recherche sur la technologie des capteurs courbes.

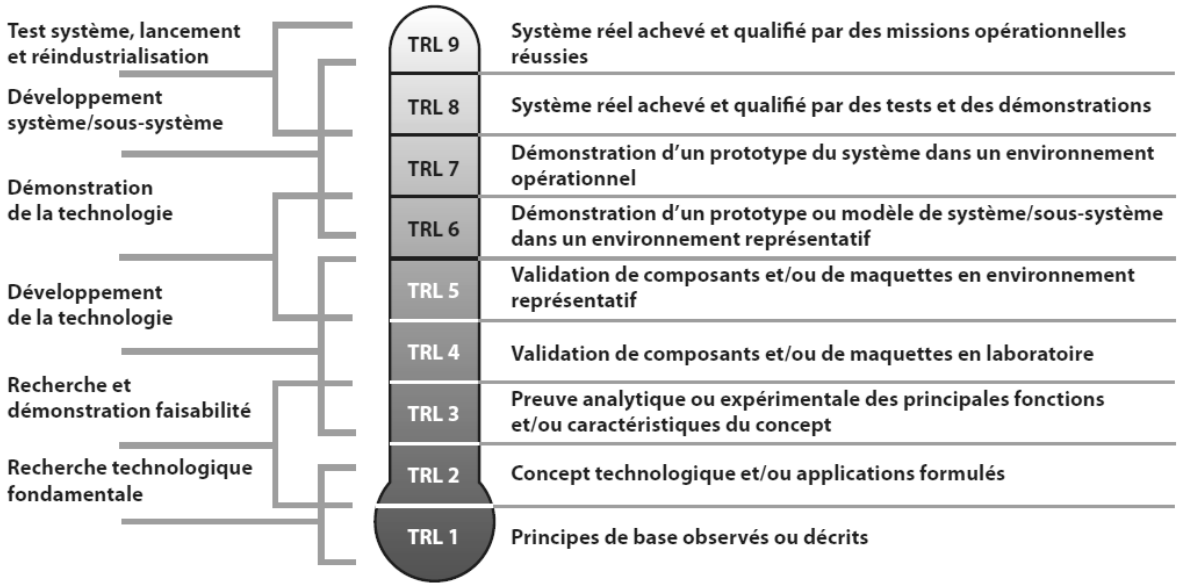


Figure 3.2 Définition des différents niveaux de TRL. Source INP [44]

Lors de mon arrivée au Laboratoire d'Astrophysique de Marseille, nous avions les concepts d'objectifs à valider (TRL 2), les concepts d'un process de mise en courbure (TRL 1). Les premiers prototypes de capteurs courbes ont étés réalisés par le CEA (TRL 3) en 2017. L'objectif de ces 6 années de travail dans la recherche a été de faire gravir les échelons de TRL à notre technologie pour qu'elle soit mature pour le développement industriel (à partir de TRL 7). C'est ce que j'ai pu faire au cours de ces 6 années, j'ai accompagné cette technologie de TRL 3 à TRL 7.

La première étape de ce travail a été de créer des prototypes fonctionnels, c'est à dire des preuves de concept.

3.1.2 Objectif: faire les premières images courbes

3.1.2.1 L'objectif fisheye D9L

Le but de ce prototype était de réaliser une étude comparative entre un objectif commercial (CANON 8-15mm F/4) destiné à un capteur classique plan et un objectif spécialement optimisé pour un capteur courbe. L'objectif D9L est un premier concept d'objectif Fisheye à 9 lentilles conçu par Yann Gaeremynck au CEA [45] qui reprend les caractéristiques de l'objectif commercial CANON afin de pouvoir faire une étude comparative sur les qualités des images. Cet objectif nous a permis de réaliser la première image courbe.

L'objectif D9L est un objectif conçu en 3 blocs de lentilles indépendants:

- Le bloc 1 (bloc frontal L1 + L2) est translatable pour assurer les fonctions de zoom et mise au point
- Le bloc 2 (L3, L4,L5) et le bloc 3 (L5, L6, L7, L9) sont fixes.

Ce design a un inconvénient important, c'est que la fonction de zoom fait évoluer la distance de focalisation (BFD - Back Focal Distance).

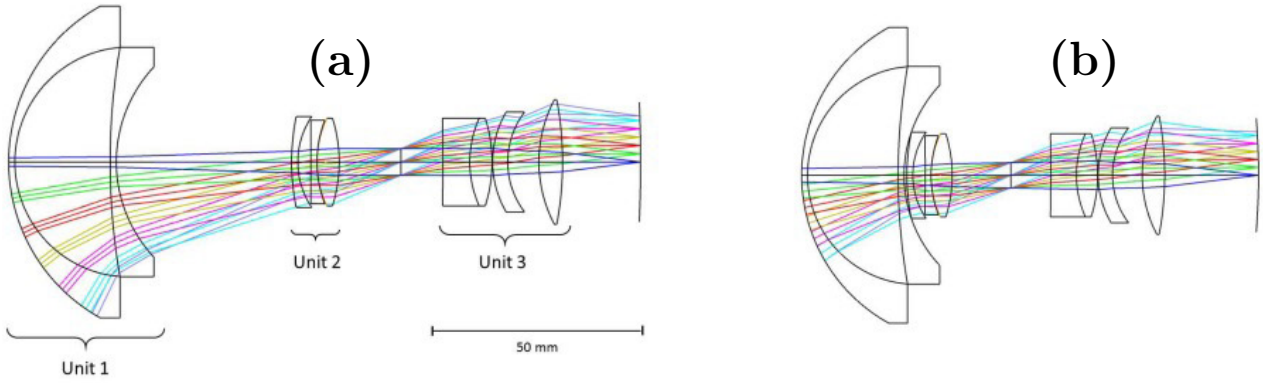
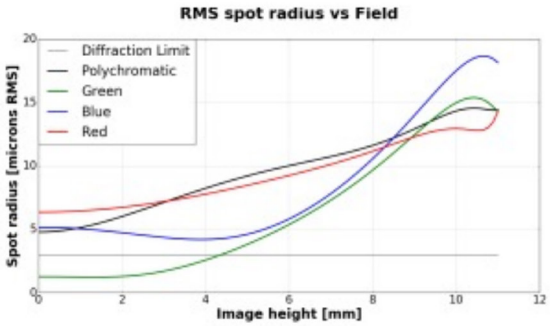


Figure 3.3. Design Optique de l'objectif fisheye D9L (a) Focale = 8mm et (b) focale = 15 mm

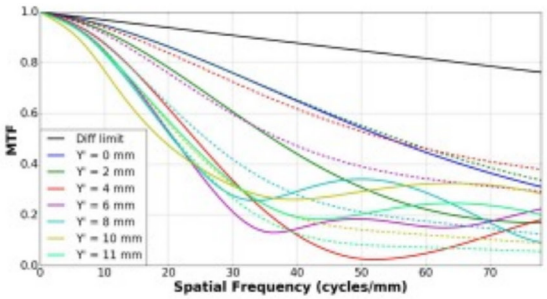
Ce premier objectif a été conçu pour un capteur Full Frame (plein format) 24*36mm. Il est optimisé pour un rayon de courbure concave de 150mm bien que cette courbure optimale évolue avec la valeur du zoom. Ces premières spécifications imposent un système de translation qui devra respecter les contraintes de tolérancement du système pour l'alignement des éléments optiques. Dans la figure 3.4, on présente les simultaions optiques de cet objectif et les performances attendues.

Dans un système optique, chaque élément à une sensibilité particulière et va contribuer à l'erreur totale sur le front d'onde de manière différente. Identifier les éléments optiques sensibles est le but recherché d'une étude de tolérancement. Ce toléran-

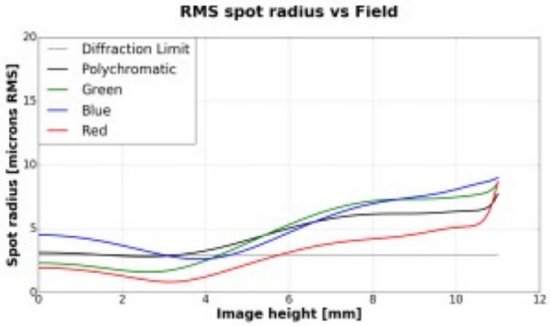
cement a été effectué par Y. Gaeremynck [45]. Néanmoins, lorsque j'ai pris le projet en main, certaines lentilles avaient été collées dans leur support réalisés en impression 3d sans technique particulière de centrage et par ailleurs les tolérances demandées au fournisseur étaient les mêmes pour l'ensemble des lentilles (±0.2mm sur le rayon de courbure, ±0.2mm sur le diamètre, ±0.1mm sur le centrage, ±0.1mm sur l'épaisseur). Ces spécifications sur la tolérance vont avoir une incidence sur la qualité générale du système.



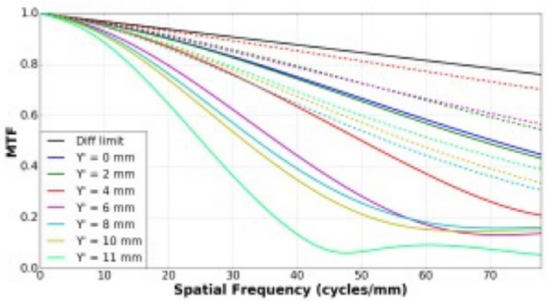
(1a) Focale = 8.5



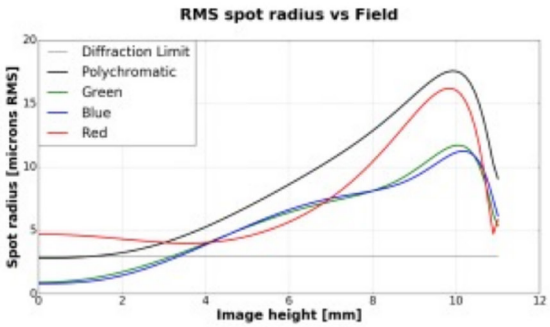
(1b) Focale = 8.5



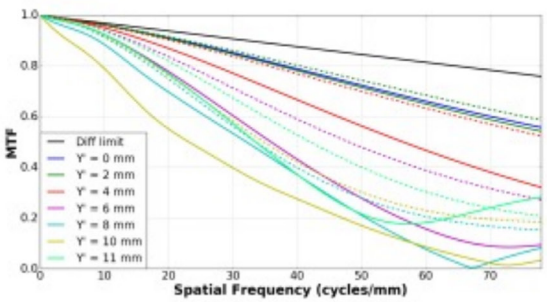
(2a) Focale = 12



(2b) Focale = 12



(3a) Focale = 14.7



(3b) Focale = 14.7

Figure 3.4 Définition des performances de l'objectif D9L (1a) la taille du point image dans le champ (1b) la fonction de transfert (FTM) de l'objectif pour une focale de 8.5mm. Référence [46]

J'ai donc commencé par faire la recette d'entrée de chaque lentille pour vérifier que les spécifications de tolérance étaient respectées. Avec mon collègue W. Jahn, nous avons ensuite refait le tolérancement du système, afin de valider le concept théorique en amont.

3.1.2.2 Recette d'entrée des optiques

Pour effectuer une recette d'entrée, nous utilisons un interféromètre de Fizeau sur un banc optique. Nous utiliserons la méthode de Selberg [47] ainsi que la procédure décrite dans Optical Shop Testing de D. Malacara [48]. Cette méthode consiste à passer chaque élément devant le faisceau de l'interféromètre et de comparer le faisceau retour à une sphère de référence (calibre). Chaque lentille est placée sur un rail de translation. La distance entre les deux positions (Cat's eye et Confocale) permet de calculer le rayon de courbure du dioptre testé.

Pour vérifier notre set-up et valider les performances, nous procédons à un état des lieux des tolérances de chaque instrument. Il apparait rapidement que la source principale d'erreur provient du rail de translation. Celui-ci permet une lecture de la distance avec une précision de 20µm. Nous en tiendrons compte dans notre résultat final.

Deux autres sources d'erreurs importantes sont identifiées dans la procédure: l'erreur d'alignement et l'erreur de "cavité nulle". Cette erreur est due à un mauvais positionnement de la lentille, lorsque tous les anneaux de newton ne sont pas annulés au niveau des deux positions (Cat's eye et Confocale).

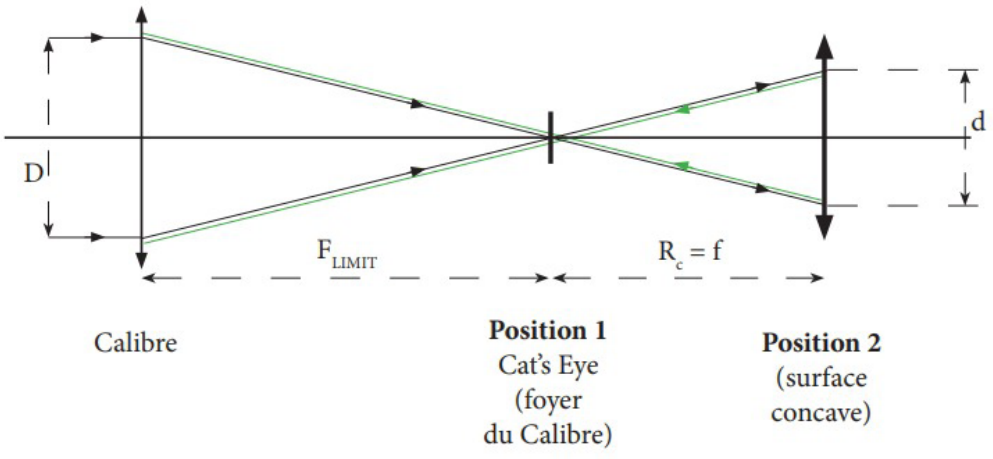


Figure 3.5 Définition des deux positions singulières Cat's eye et Confocale dans la procédure de caractérisations des surfaces optiques

La première erreur, l'erreur d'alignement, dépend de l'angle entre l'interféromètre et le rail de translation, sur lequel on vient placer la surface à mesurer. En collimatant un faisceau à travers un diaphragme de 1mm, nous avons pu estimer cette erreur à 0.7 mRad, ce qui est négligeable par rapport aux dimensions du système. Selon le document de la procédure, lorsqu'on a annulé les anneaux de newton dans chacune des positions, l'erreur sur le positionnement ne peut pas dépasser 5µm pour la position cat's eye et 0.9µm pour la position confocale pour toutes les lentilles sauf une qui a le plus grand rayon de courbure (554.3mm concave) avec un erreur de "cavité nulle" de 0.1mm (donc >20µm) dans la position confocale. Pour toutes les autres lentilles, nous sommes loin de l'erreur sur le rail de translation et c'est donc lui qui va limiter notre mesure.

Pour pouvoir faire une recette d'entrée la plus précise possible, nous allons effectuer une série de mesures pour chaque lentille afin d'obtenir des moyennes sur les rayons de courbure. On valide ainsi toutes les valeurs nominales du système optique. Ces valeurs vont être réintégrées dans le logiciel de tracé de rayon (Zemax) afin d'affiner notre modèle et de valider le tolérancement général du système.

	Surface number	Curvature (mm)	Minimum Diameter (mm)	Thickness (mm) $Surf_n$ ◊ $Surf_{n+1}$	Glass type $Surf_n$ ◊ $Surf_{n+1}$	Index $Surf_n$ ◊ $Surf_{n+1}$	Abbe Number $Surf_n$ ◊ $Surf_{n+1}$
Lens 1	s1	42.750 CX	75.00	1.493	S-YGH51	1.75	52.3
	s2	27.610 CC	55.00				
Lens 2	s1	160.000 CX	55.00	1.502	S-YGH51	1.75	52.3
	s2	33.340 CC	45.68				
Lens 3	s1	53.500 CX	21.77	1.501	N-LASF46	1.90	31.6
	s2	19.460 CC	20.03				
Lens 4	s1	2000 CC	20.03	1.508	S-YGH51	1.75	52.3
	s2	27.820 CC	20.04				
Lens 5	s1	24.490 CX	20.31	5.336	N-LASF46	1.90	31.6
	s2	35.070 CX	20.10				
Doublet 6-7	s1	554.300 CC	15.00	6.493	SF66	1.92	20.9
	s0	25.512 CC◊CX	18.86	5.374	S-YGH51	1.75	52.3
	s2	34.330 CX	20.11				
Lens 8	s1	23.770 CX	22.82	3.636	SF66	1.92	20.9
	s2	19.781 CC	21.87				
Lens 9	s1	31.990 CX	29.51	5.696	S-YGH51	1.75	52.3
	s2	79.750 CX	29.51				

Figure 3.6 Caractéristiques des surfaces optiques révisées par la recette d'entrée

3.1.2.3 Monture Mécanique

A partir de cette première étude, nous avons pu faire évoluer le banc de test mécanique prévu pour ce design. En effet, l'influence importante sur l'erreur du bloc 2, en particulier en tip/tilt et en décentrement, nous a fait revoir notre montage. Nous avons choisi un maximum de degrés de liberté pour la structure générale en utilisant des pla-

tines 5-axes pour que chaque bloc puisse être aligné avec les 5 degrés de liberté. La forme générale du support mécanique pour l'ensemble de l'objectif est décrite sur la figure 3.7.

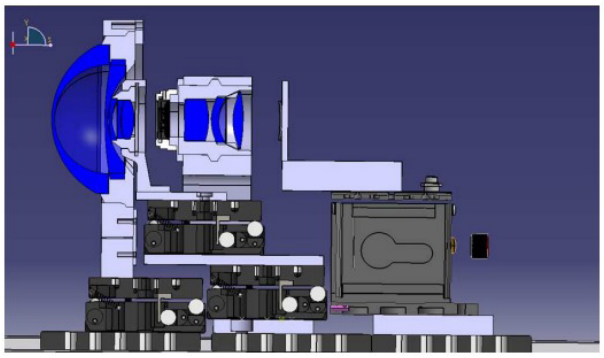


Figure 3.7 Schéma général mécanique. Monture de laboratoire du Fish Eye D9L. Crédit S. Lemared.

Pour pouvoir coller nos lentilles, nous avons d'abord testé nos capacités internes au LAM à créer des éléments mécaniques de précision. Des tests ont été effectués d'abord en impression 3D en résine photo-polymérisable UV. Nous verrons que l'impression 3d a joué un rôle important tout au long du développement de notre technologie en facilitant les aller-retours pour tester rapidement certaines configurations et avoir une boucle de retour rapide sur le processus d'optimisation. Ici les premières impressions en résine se sont avérées très en dehors des spécifications. En effet, la rétractation des pièces au moment du séchage est telle qu'on ne peut atteindre des précisions du domaine de l'opto-mécanique malgré des spécifications affichées par les constructeurs de l'ordre de 50µm. Pour les premières impressions, les précisions absolues étaient supérieures à 200µm.

A ce stade, nous avons dû tenir compte du niveau de précision en optique comparé à celui de la mécanique. En métrologie optique, nous pouvons atteindre des qualité de surfaces de l'ordre du nanomètre. Or cette précision, est une précision de surface, relative à la meilleure surface de référence. En mécanique de précision industrielle, l'ordre de grandeur est 30µm, et on atteint dans les cas extrêmement précis les 10µm. Au delà, nous entrons dans un domaine particulier car, nous le verrons dans le chapitre 4, nous devons faire appel à des machines très coûteuses et nous arrivons dans un domaine paradoxal: les éléments qui sont sensibles à la chaleur tel que l'aluminium (que nous avons utilisé pour notre monture finale) vont se rétracter ou se dilater de plusieurs microns quand la température ambiante change. Par exemple, une barre de 10cm en aluminium, va se dilater de 10µm dans sa plus grande longueur lorsqu'elle passe de 15° à 20°. On arrive dans un domaine de mesure ou les matériaux se mettent "à danser". En dessous de ces précisions, et si on ne travaille pas à température constante, on devra utiliser des matériaux à faible coefficient de dilatation (verre, zérodur).

Entre les spécifications optiques, et la réalité des précisions usuelles atteignables en mécanique, il y a un *gap*. C'est précisément le rôle de l'ingénieur opto-mécanicien, de faire dialoguer ces 2 mondes et de trouver des compromis pour optimiser au maximum le système.

Les précisions atteignables en réalisant nous même les structures à l'aide d'une fraiseuse et d'un tour sont de l'ordre de 40-50µm, ce qui reste en dehors des tolérances. Nous avons donc fait appel à une prestation extérieure, notamment pour le bloc 2 qui est le plus sensible.

Cette première étape d'optimisation du design mécanique, m'a permis de me former à la CMAO (Conception Mécanique Assistée par Ordinateur), en me formant notamment au Logiciel CATIA utilisé par une majorité des laboratoires de recherche. Par la suite, nous serons amenés à utiliser les logiciels libre FreeCAD & Blender notamment pour l'impression 3D. Cette formation en CMAO m'a permis d'aborder la question des normes ISO associées aux précisions mécaniques requises. CPour créer une pièce, il faut générer une cartouche technique, y associer les normes de précisions pour dialoguer efficacement avec les partenaires mécaniciens.

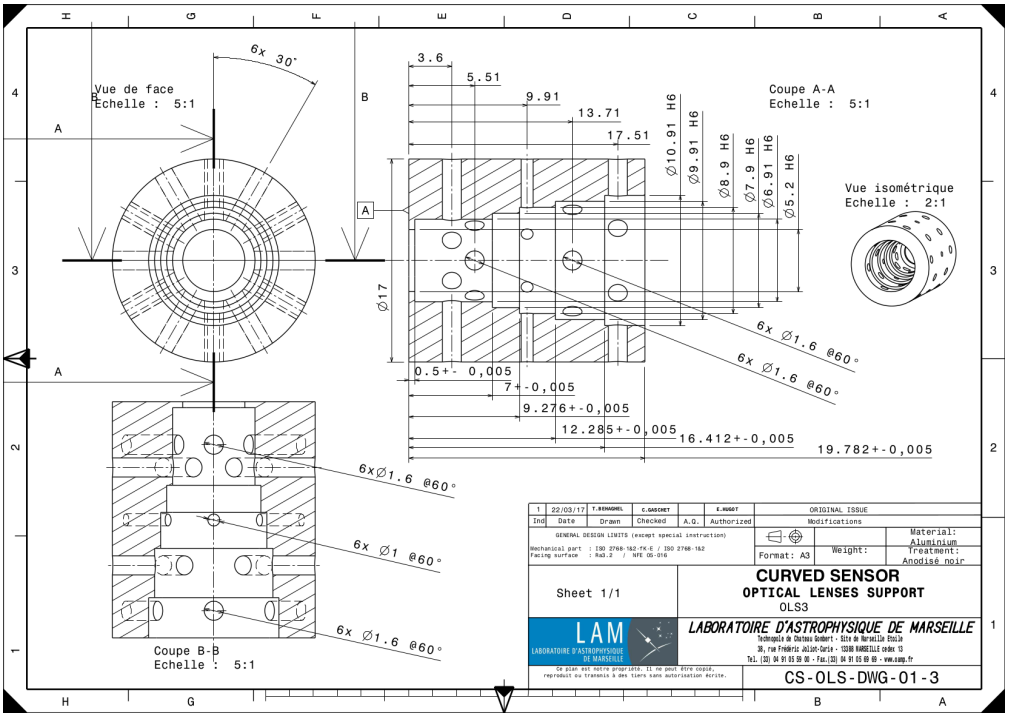


Figure 3.8 Cartouche Technique de la coque de l'objectif 12.5mm

Cette approche m'a permis d'être autonome sur l'ensemble de la chaine de construction d'un prototype opto-mécanique. La figure 3.8 montre la cartouche technique de l'objectif 12.5mm réalisée au LAM. Nous lisons en bas à droite la norme ISO associée à cette précision (Mechanical part : ISO 2768-1&2-fK-E / ISO 2768-1&2 Facing surface : Ra3.2 / NFE 05-016) [49].

3.1.2.4 Collage des lentilles

Une source supplémentaire potentielle d'erreur vient à l'étape du collage. La manière la plus simple de procéder est de "faire confiance" à la mécanique et de coller tel quel, sachant que, pour que les lentilles passent physiquement dans leur emplacement, il faut prévoir un jeu qui est nécessaire. Ce jeu peut amener un décentrement et du tilt. Si la pièce mécanique devient trop petite, il y a un risque de forçage de la pièce, sachant que sur des lentilles minces, la moindre pression vient déformer la surface de la lentille, il faut donc que la lentille soit "libre" dans son emplacement.

Pour réaliser notre objectif, nous avons mis au point et validé une nouvelle méthode. Les fils de nylon (fil de pêche) ont une régularité sur leur diamètre de l'ordre du micron. Afin de moyenner les erreurs qui peuvent être dues au mauvais centrage avant collage, ou au décentrage pendant le collage, nous utilisons des fils de nylon disposés à 120° autour de l'emplacement de la lentille afin de la maintenir dans une position isostatique. La figure 3.9 montre l'emplacement des fils.

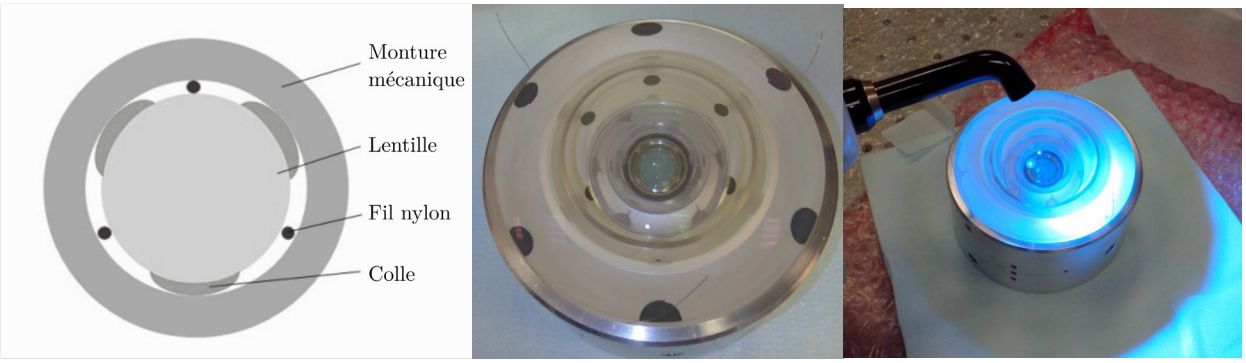


Figure 3.9 Schéma de centrage isostatique de la lentille avant collage

Nous avons retenu pour le bloc optique une précision de 20µm sur les diamètres intérieurs. Nous avons à notre disposition des fils de différents diamètres ∅ 120,130, 150µm. Nous avons fait réaliser le support de la lentille avec un diamètre intérieur à D+280µm ±20µm, c'est à dire compris entre D+260µm et D+300µm qui permet quelque soit le décentrage au niveau de l'usinage de pouvoir corriger la position de la lentille dans sa monture.

La colle sélectionnée est une colle polymérisable avec une lampe UV λ=365nm. Le collage est réalisé sous contrôle avec l'interféromètre de Fizeau avec un renvoi coudé à la verticale. La colle est insérée à l'aide d'embouts (type seringue) ultra précis par des trous prévus à cet effet dans le design mécanique (voir exemple de monture figure 3.8). La quantité de colle déposée est automatisée par un appareil de collage actionnable au pied et qui régule la dose de colle admise. Le séchage des points de colle s'effectue de manière "étoilée", c'est à dire en passant d'un point à un point opposé régulièrement afin d'éviter toute tension au moment de la rétractation de la colle.

Nos lentilles sont maintenant collées, chacune dans leur bloc. Pour procéder à l'alignement des différents blocs sur le banc de test, nous disposons la monture mécanique directement devant l'interféromètre de Fizeau. De cette manière, nous allons pouvoir positionner et centrer chacun des blocs par rapport à une référence commune.

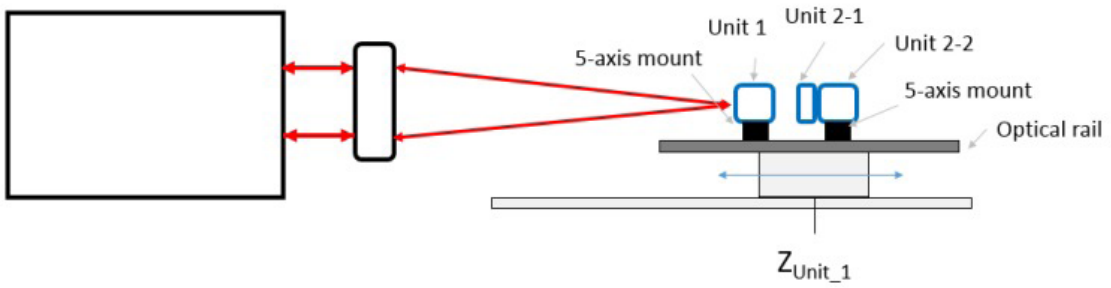


Figure 3.10 Centrage des différents modules sur le banc d'essai. Référence [46]

Le système optique est aligné, il est prêt à recevoir le capteur. C'est un capteur CMOSIS CMV20000 20mpx full frame courbé au rayon de courbure nominal de 150mm en concave. Le capteur est présenté verticalement directement sur son interface électronique. Les premières "photos courbes" (figure 3.12) ont été réalisées avec cet objectif permettant de valider l'ensemble de ses fonctionnalités et caractéristiques optiques.

3.1.2.5 Straylight

On observe sur ces premières images un manque de contraste évident. En effet un des paramètres qui sort du domaine de l'optique géométrique et que nous n'avons pas pris en compte dans la conception de notre objectif, c'est la lumière parasite ou lumière diffuse (straylight). En effet, même si nous avons recouvert notre objectif pour les prises

de vues pour éviter la lumière parasite extérieure, la monture en aluminium réfléchit énormément la lumière à l'intérieur de l'objectif. Le "*Baffling*" est un département à part entière à la NASA. Nous l'avons appris à nos dépens, mais cela nous aura permis de prendre en compte cet aspect pour nos prochains prototypes.

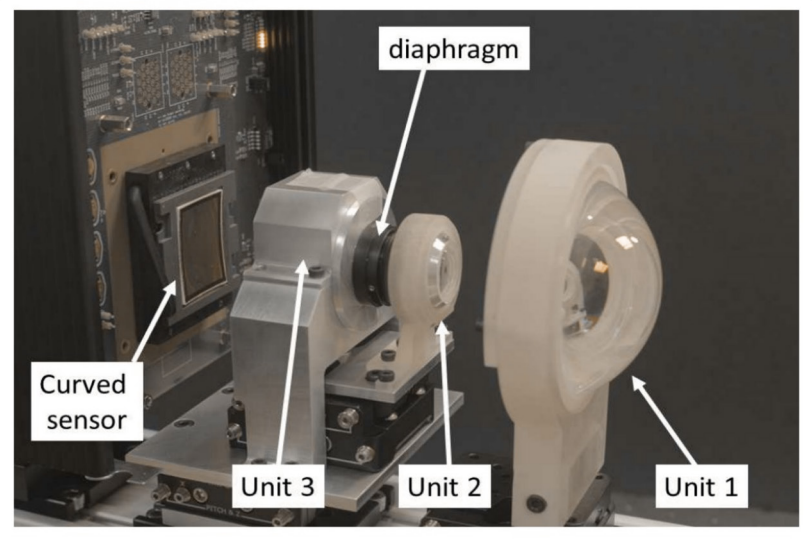


Figure 3.11. Vue d'ensemble du banc de test D9L

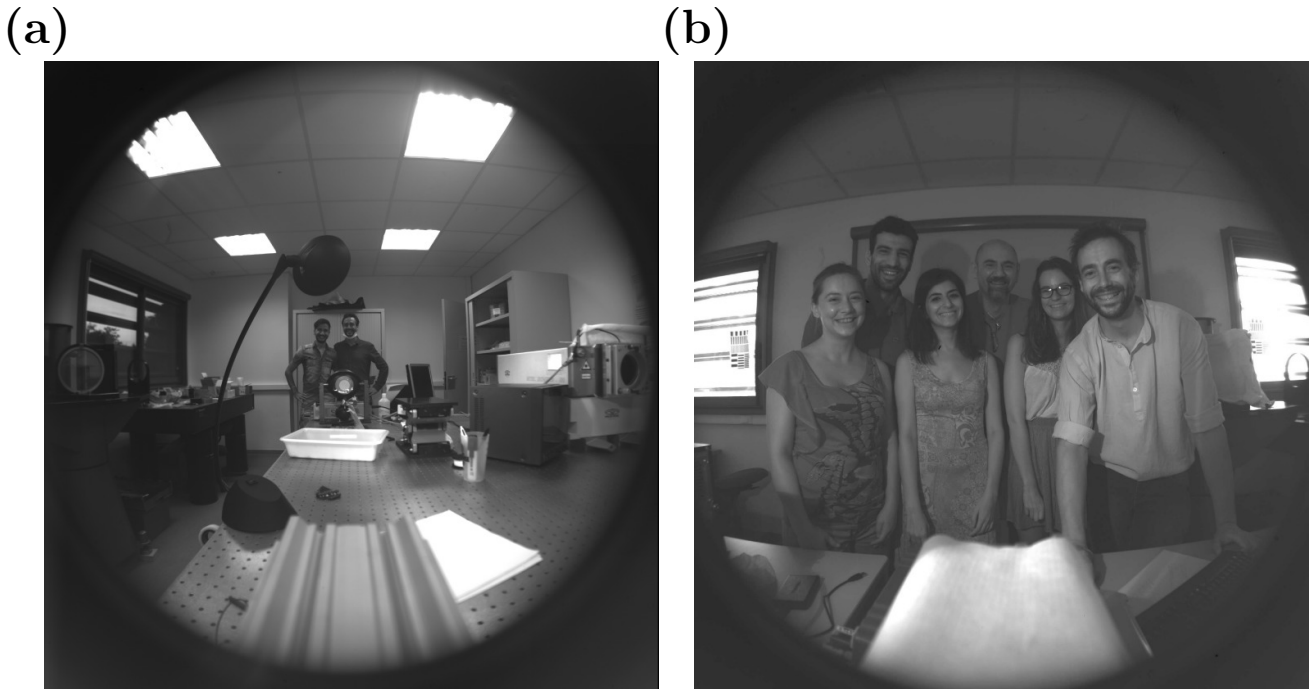


Figure 3.12 Première photos prise avec l'objectif D9L (a) W. Jahn & T. Behaghel (b) Toute l'équipe Recherche & Développement LAM ayant participé à ce succès

3.1.3 Étude comparative courbe vs plan

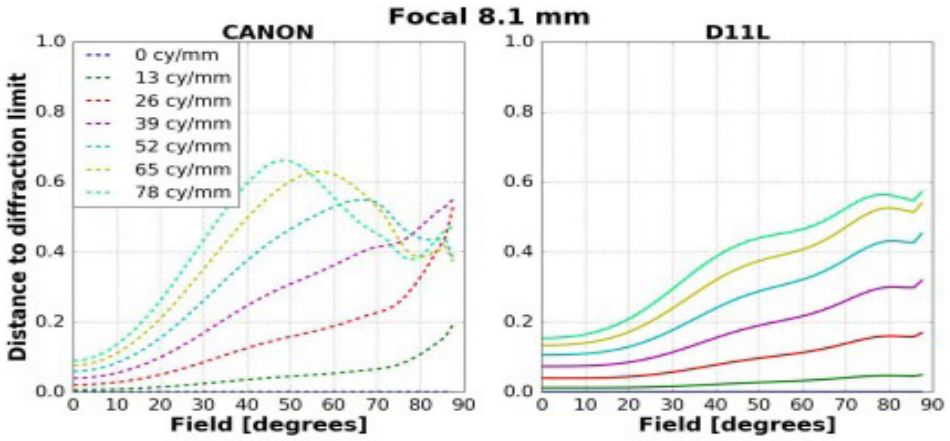
3.1.3.1 Objectif Fish Eye D11L

L'objectif Fish Eye D11L (Design 11 lentilles) est une version améliorée et aboutie du design D9L vu précédemment. Celui-ci va permettre de faire une étude comparative avec l'objectif commercial d'origine, Canon 8-15mm F#4. Le capteur courbe associé est un capteur Full-Frame CMOSIS CMV20000 (taille pixel 6.4µm) courbé en convexe (Rc=280mm). L'objectif de cette étude est de quantifier cette amélioration en terme de qualité. Le design d11L est un design qui a été breveté (WO2018042129A1 - E.Hugot, W. Jahn, M. Ferrari). Le but de ce projet d'objectif est d'aboutir à un prototype pré-industriel.

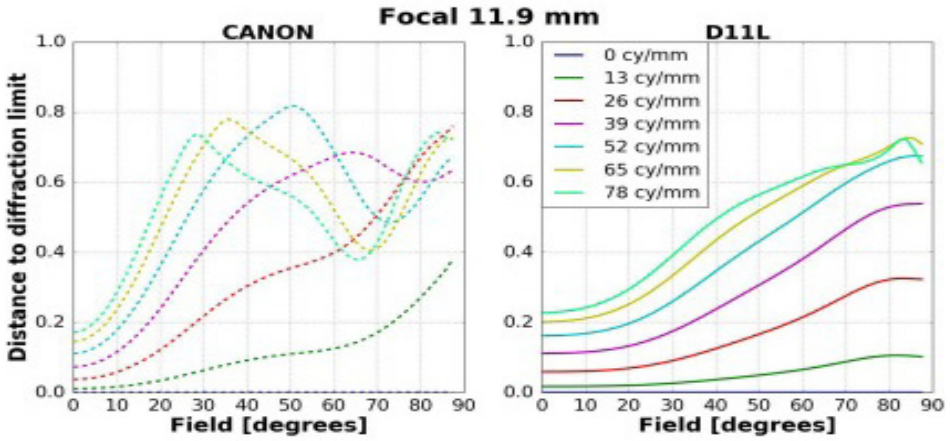
L'objectif commercial Canon comporte 14 lentilles dont une surface asphérique. Les lentilles asphériques sont beaucoup plus compliquées à réaliser et rendent les objectifs extrêmement coûteux. Le design D11L [46] possède quant à lui 11 lentilles sphériques. Il a été optimisé pour reproduire les caractéristiques optiques du modèle commercial CANON 8-15mm. Sur la figure 3.13, les graphes sur la colonne de gauche représentent la distance à la limite de diffraction pour le modèle CANON, ceux sur la colonne de droite correspondent au design D11L. Ces graphes sont représentés pour 3 valeurs de focales f=8.1 mm, f=11.9 mm et f=15.1 mm. Ces trois valeurs correspondent aux deux valeurs extrêmes de zoom et une position intermédiaire. Ces simulations permettent de montrer la meilleure qualité du design D11L sur l'ensemble de la gamme d'utilisation.

3.1.3.2 Design et conception

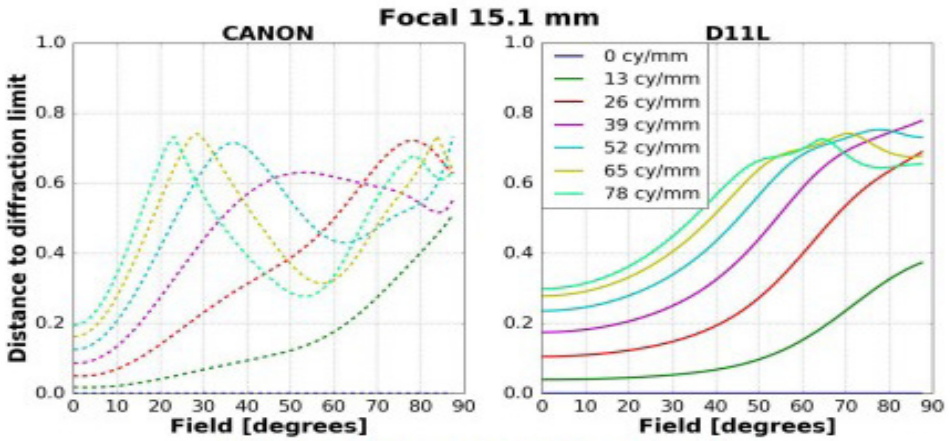
L'objectif D11L a été conçu dans une optique pré-industrielle. Mon travail a été de superviser la construction pour que l'appareil puisse être compatible avec une camera classique, que l'interface utilisateur soit fonctionnelle et ergonomique et que l'objectif soit conçu dans le respect du cahier des charges et des spécifications annoncées. Nous avons fait le choix de la monture en CANON EF à partir des considérations de BFD (*Back Focal Distance*) qui correspond à la distance entre la dernière lentille et l'apex du capteur. Les standards Canon EF-Mount ont une BFD de 44mm qui permettait de couvrir toute la gamme d'utilisation du zoom. Nous avons choisi une conception classique avec un châssis en aluminium pour le prototype. L'impression 3D a été évoquée, mais elle n'était pas assez précise au vu des spécifications mécaniques requises, en particulier à cause de la concentricité des pièces qui doivent pouvoir évoluer les unes par rapport aux autres dans un mouvement hélicoïdal. Cependant, certaines pièces ont tout de même été réimprimées en 3D et font partie intégrante du système final. En particulier, pour des questions de frottements, il a fallu utiliser des impressions en nylon qui permettaient



(a) Tangential - Focal length = 8.1 mm



(b) Tangential - Focal length = 11.9 mm



(c) Tangential - Focal length = 15.1 mm

Figure 3.13 Performances théoriques comparative Canon vs D11L. Les graphes représentent la distance à la limite de diffraction* pour chaque objectif dans les trois configurations de focales différentes. Référence [46]

* Distance à la limite de diffraction : Cette distance est exprimée en terme de ratio unitaire. Elle permet d'évaluer a quel point notre système s'écarte d'un système "parfait". Si cette distance est égale à 0, la limite de diffraction est atteinte et la fréquence est totalement résolue.

d'avoir un mouvement fluide par rapport à l'aluminium.

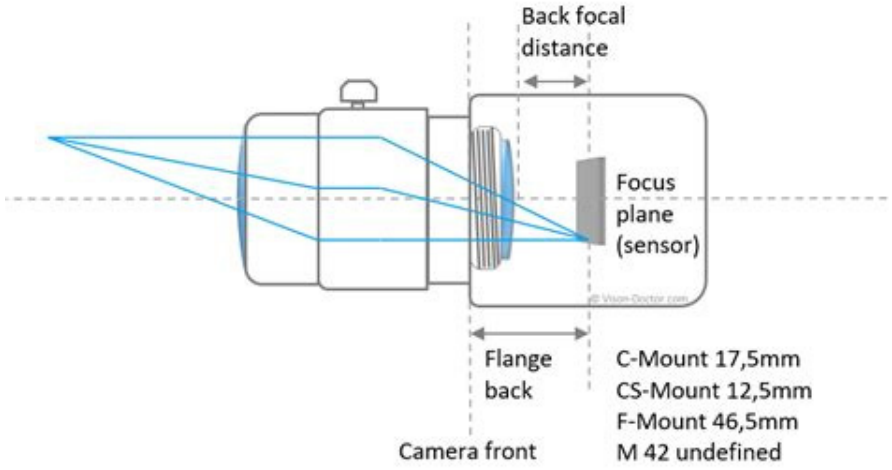


Figure 3.14 Définition de la BFD - Back Focal Distance

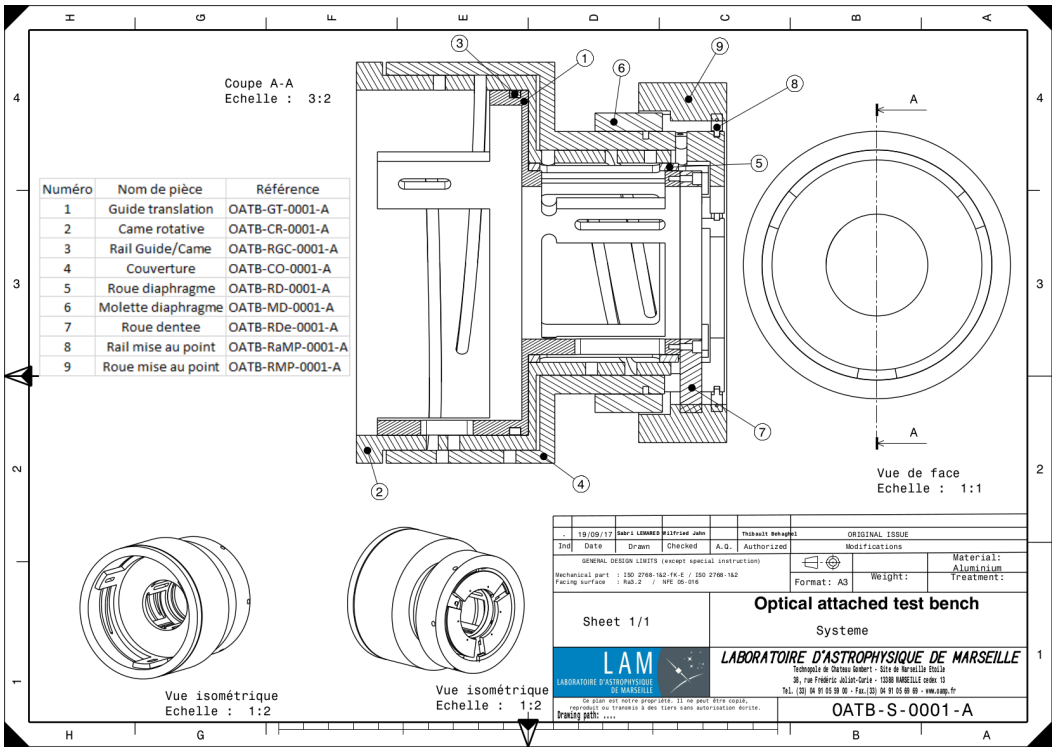


Figure 3.15 Vue générale du châssis mécanique de l'objectif D11L. L'ensemble des 9 pièces est réalisé en aluminium. Crédit S. Lemared

Les pièces ont été réalisées en respectant la norme ISO 2768-1&2-fK-E qui spécifie des contraintes de concentricité. Les jeux accordés ont été établis en fonction de ces tolérances. Il a fallu prévoir les marges pour le collage des lentilles et un jeu supplémentaire pour l'anodisation. Nous allons sortir ponctuellement du cadre de l'analyse en optique géométrique pour identifier un phénomène très important dans les systèmes optiques: le *Straylight*.

Littéralement, le *straylight* signifie "lumière parasite". L'aluminium est un métal qui lorsqu'il est poli est très réfléchissant. Avec un polissage fin, on peut en faire un excellent miroir. Sa réflectivité est de l'ordre de 95% sur la gamme visible. Les surfaces des éléments optiques n'étant pas parfaites (cf chapitre 2), il y a toujours un certain pourcentage de rayons qui sont déviés sur les bords du système optique. Si ces rayons ne sont pas pris en compte dans la conception du système, ils vont venir ajouter un bruit général à l'image finale. Cette contribution parasite a pour effet de diminuer le contraste. C'est ce que l'on a observé dans la première version du modèle D9L.

Pour empêcher ces rayons parasites d'arriver à l'image finale, il a deux techniques principalement utilisées: le *Baffling* et l'Anodisation. Dans notre design, nous avons décidé d'anodiser le maximum de surfaces, en priorité celles qui ne sont pas en frottement les unes par rapport aux autres pour éviter la génération de fines particules. Plusieurs anodisations sont disponibles, avec des qualités de réflectivités différentes. L'anodisation consiste à déposer une couche mince sur la surface par un processus électrolytique ou chimique. Pour cela, on va mettre la pièce en aluminium dans un bac entre deux électrodes et oxyder l'aluminium. C'est cette oxydation qui crée la couche noire qui apparaît. Le choix de l'anodisation dépend de l'utilisation escomptée: une anodisation rigide pour des pièces qui sont sollicitées mécaniquement (poignée ou autre) ou des anodisations optimisées pour empêcher la réflexion de la lumière mais qui s'avèrent plus fragiles ou qui peuvent être source de contamination par microparticules. L'épaisseur de l'anodisation augmente la qualité optique absorbante mais rend fragile la pièce et potentiellement contaminante.

$$\textit{épaisseur} = \frac{(\textit{densité de courant})(\textit{temps})}{3{,}22} \tag{3.1}$$

La densité de courant est exprimée en A/dm2, le temps en minutes et l'épaisseur en µm. Le choix est toujours un compromis et il a été guidée par les normes de l'ESA (*European Space Agency*). La norme choisie à été l'ECSS-Q-ST-70-03C, qui correspond à une anodisation organique noire. Cette anodisation apporte une sur-couche de 10 µm

environ ainsi qu'une sous-couche qui pénètre de 5µm à l'intérieur du matériau. Nous devons anticiper toutes ces variations de côtes dans les plans de fabrication.

3.1.3.3 Premier prototype pré-indutriel

L'ensemble des pièces a été réalisé par le même prestataire afin d'assurer les fonctions de rotations qui ont été spécifiées à celui-ci en amont du devis. Au moment de recevoir les pièces, toutes les fonctions principales étaient assurées, mais quelques erreurs se sont glissées. J'ai dû reprendre certaines pièces à la fraiseuse, repolir certaines autres pour que tout s'emboîte finalement. Après avoir réalisé ces quelques petites rectifications, j'ai pu finalement assembler l'ensemble de l'objectif qui a permis d'avoir un prototype fonctionnel (Figure 3.16)

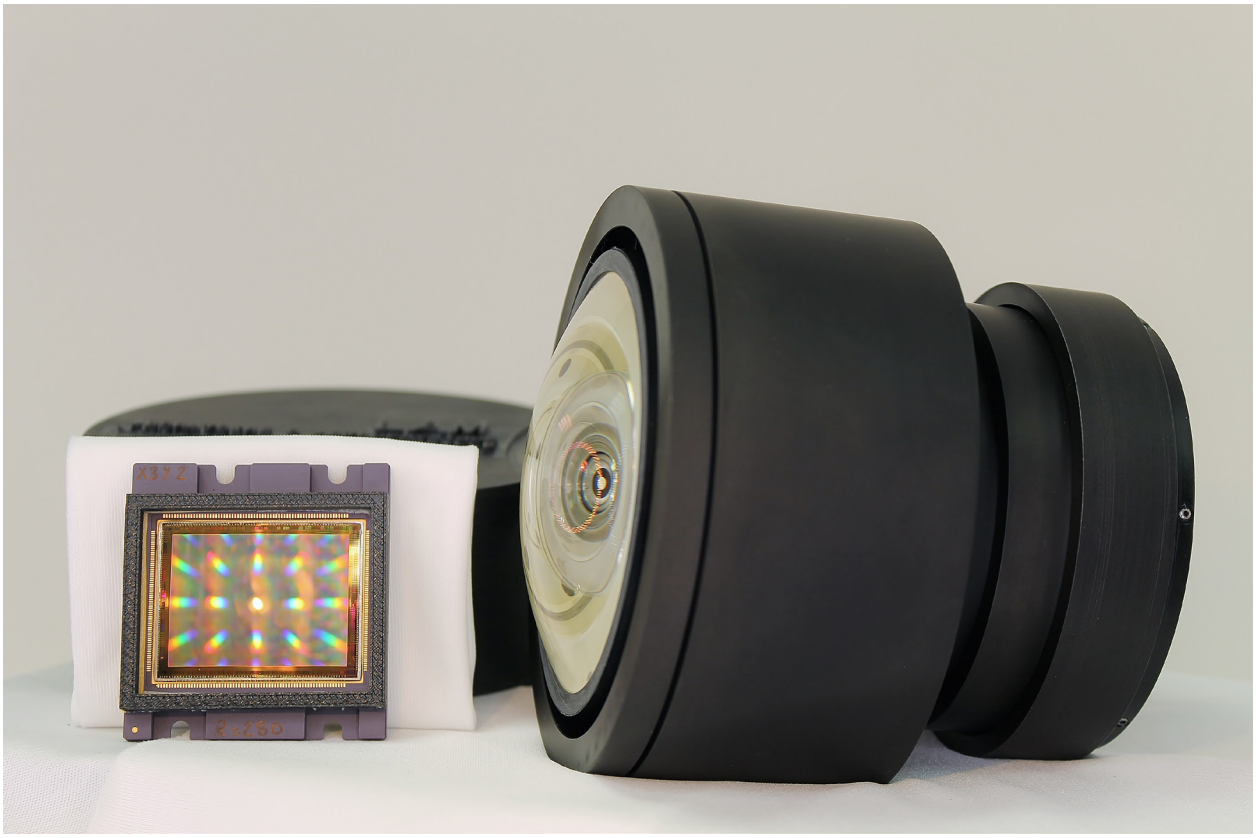


Figure 3.16 Prototype pré-industriel de l'objectif grand angle D11L avec le capteur courbe convexe R=280mm associé CMV20000

3.1.3.4 Qualité des images

Pour tester l'objectif, nous avons d'abord réalisé une sphère intégrante de 80cm de diamètre pour pouvoir englober la lentille frontale de l'objectif dont le diamètre est

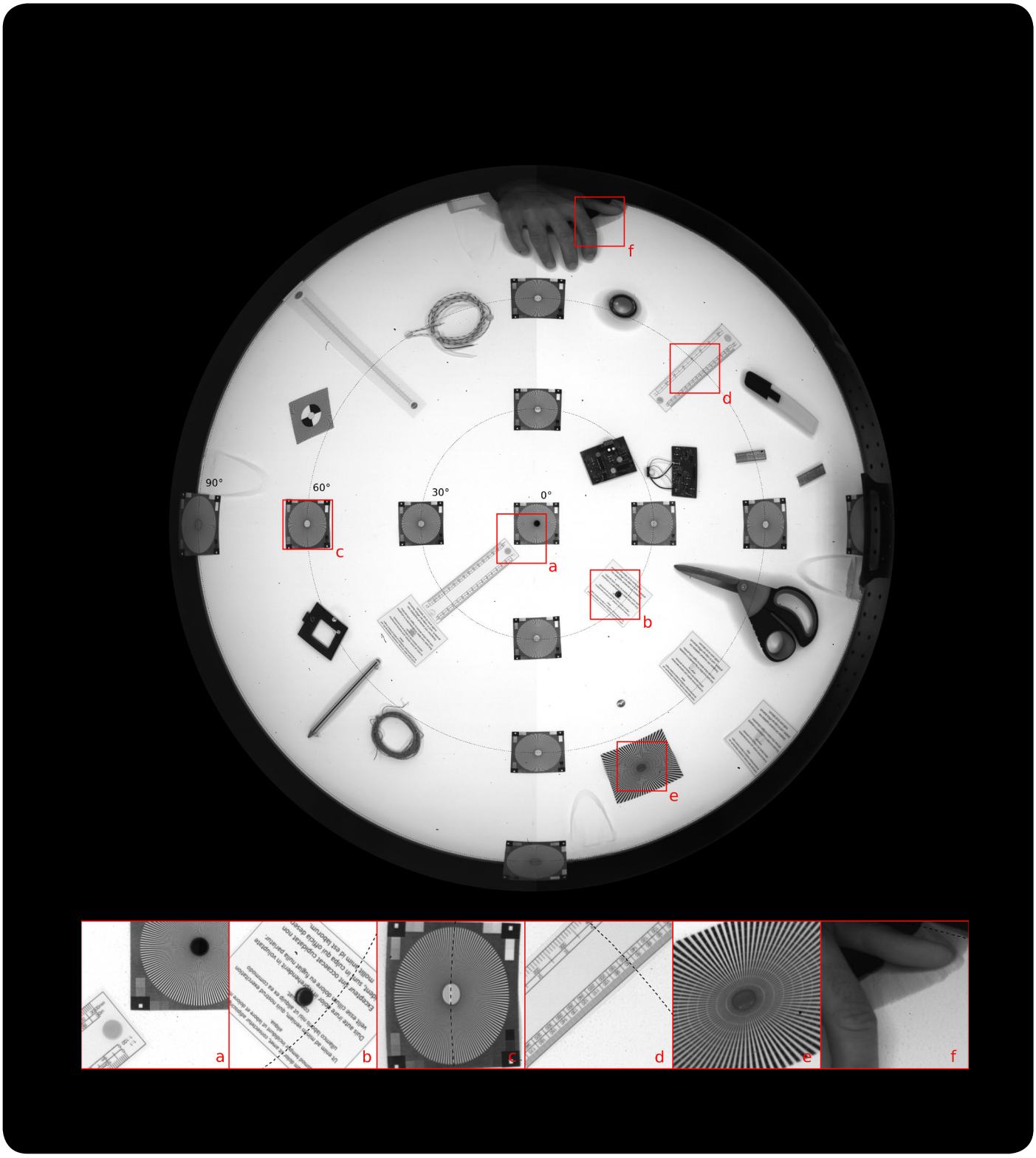


Figure 3.17 L'objectif Fish Eye 8-15mm F#4 a capteur courbe Rcx=280mm, dans sa version pré-industrielle et compatible en monture Canon EF en page de couverture de *Apllied Optics* pour les 100 ans de la prestigieuse revue.

100mm et tester l'uniformité et le vignettage sur l'ensemble du champ (178°). Cette sphère intégrante a été réalisé dans une sphère en polystyrène recouverte sur sa face interne d'un apprêt et de 3 couches de peinture blanche spécifique avec un taux de réflectivité de 98%. Cette étape nous a permis de vérifier qualitativement l'uniformité de illumination dans le champ et le vignetting quasiment nul annoncé dans les spécifications (Fig 3.17).

En nous basant sur la procédure de test des objectifs fournie par Imatest [50], nous avons monté un banc d'étude pour évaluer la qualité de notre objectif. Nous avons ainsi créé une illumination quasi uniforme avec un anneau leds et disposé des mires aux différents points de tests. Ces mires ont été disposées selon les deux axes avec des valeurs de champ (0°,30°,60° et 90°). Après avoir centré l'objectif, nous avons d'abord pu valider l'alignement des lentilles en constatant une uniformité radiale de la définition (pas de tilt de lentille). Sur chacune de ces mires nous avons pu arriver en limite de définition (Fig 3.17) qui est définie à partir de la taille du capteur et la taille du pixel par le théorème de Shannon Nyquist. Les mires circulaires cessent d'être définies au niveau de leur centre. Nous sommes donc au maximum de ce que l'on peut mesurer avec notre système en limite de définition qui est de 78cycles/mm. Ce résultat permet de valider la qualité du système de manière globale en ce qui concerne sa définition.

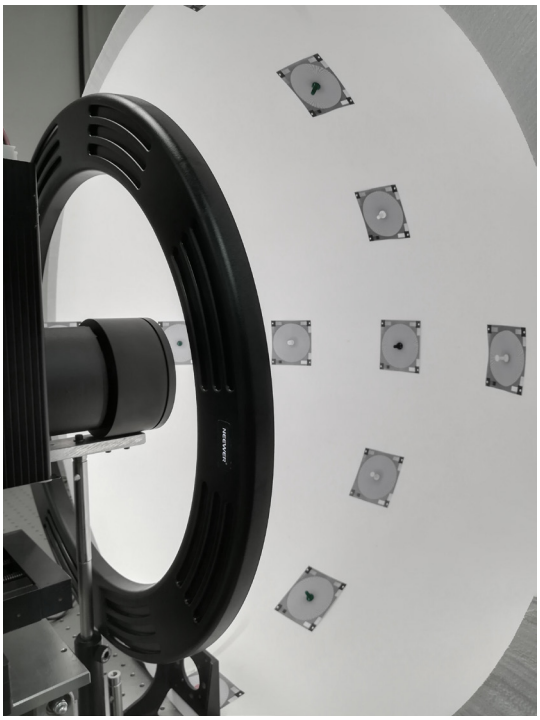


Figure 3.18. Set-up sur demi sphère circulaire pour valider la définition de l'objectif grand angle D11L

Ce premier objectif pré-industriel ainsi que la validation de ses performances nous

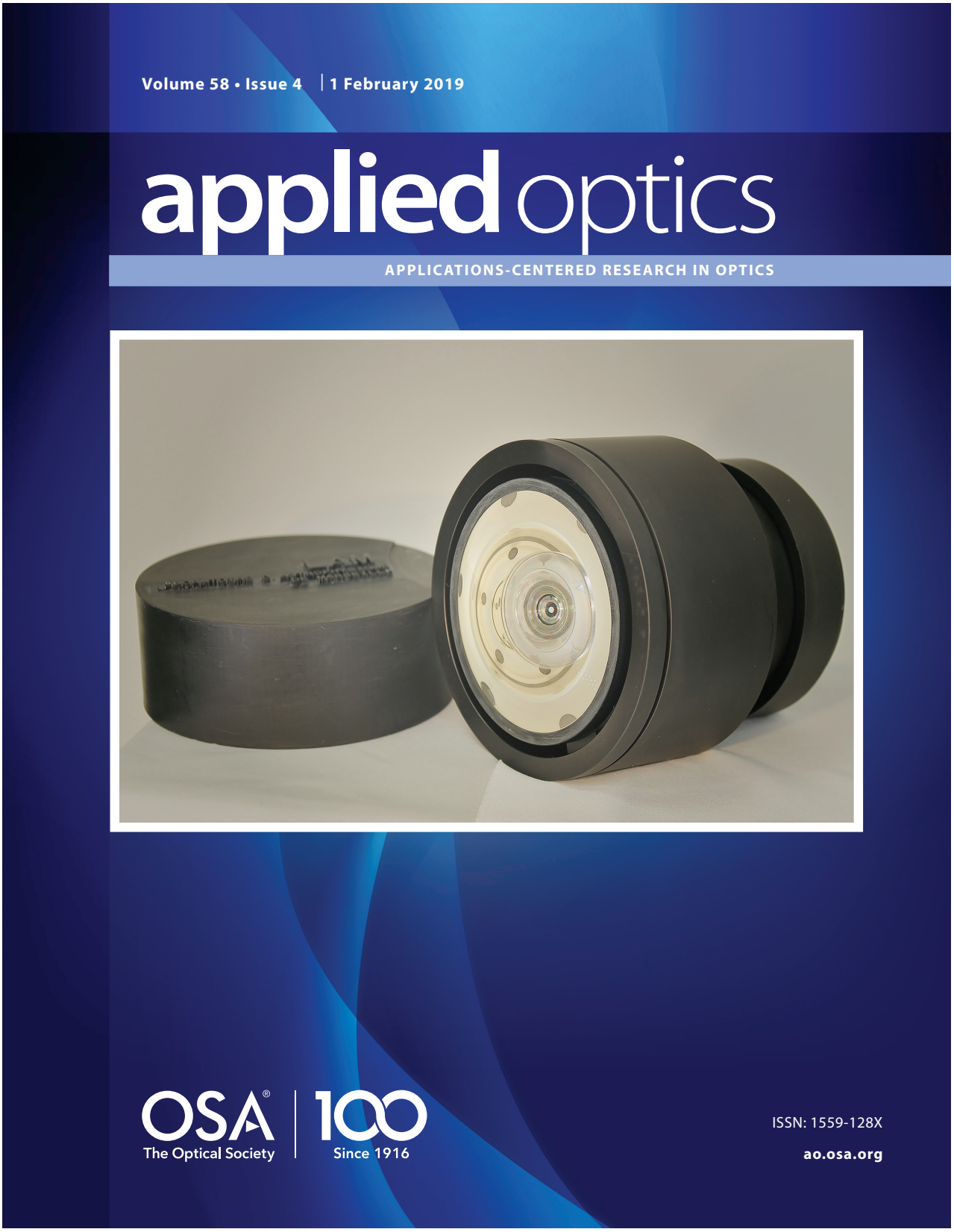


Figure 3.19. L'objectif FishEye 8-15mm F#4 a capteur courbe Rcx=280mm, dans sa version pré-industrielle et compatible en monture Canon EF en page de couverture de *Apllied Optics* pour les 100 ans de la prestigieuse revue.

permettent d'établir une première preuve de concept et de franchir un pas de plus dans la monté en TRL (TRL 5) pour la maturité de la technologie.

Cet objectif nous a valu de faire la première de couverture du journal Applied Optics de l'Optical Society of America pour le centième anniversaire de la revue (Figure 3.19) février 2019. C'est également cet objectif qui a permis de valider la théorie des capteurs courbes et qui a été le support pour développer la première Start-up dans le domaine des capteurs courbes: CURVE-ONE.

3.2 Le capteur courbe

Nous avons pu voir dans la première partie de ce chapitre que les capteurs courbes sont fonctionnels. Dans cette section, nous allons quantifier la qualité de ces capteurs, et en particulier leur potentielle variabilité de performances en fonction de leur courbure par rapport aux détecteurs classiques plans.



Figure 3.20. Le capteur courbe CMV20000 dans son boitier céramique (a) R=280mm convexe (b) R=150mm concave

Nous montrons dans cette section que le processus de courbure est sans effet notoire en termes de spécifications opto-électroniques sur le détecteur. Cette étude a pour finalité de valider techniquement cette nouvelle déclinaison du composant pour que les designers puissent l'intégrer à leurs designs de manière *"plug and play"*. Les détecteurs étudiés sont des CMOS CMV20000 global shutter de chez CMOSIS, 24×36mm, 5120×3840 pixels de 6.4µm.

3.2.1 Procédure de validation électro-optique

3.2.1.1 le set-up

Nous avons dû mettre en place un banc de caractérisation pour nos capteurs. Nous avons d'abord commencé par évaluer et encadrer l'étude: ce qu'on pouvait faire et ce qui était en dehors du champs d'action avec les moyens du laboratoire. Toutes les spécifications techniques qui décrivent un capteur de manière usuelle étaient adressables,

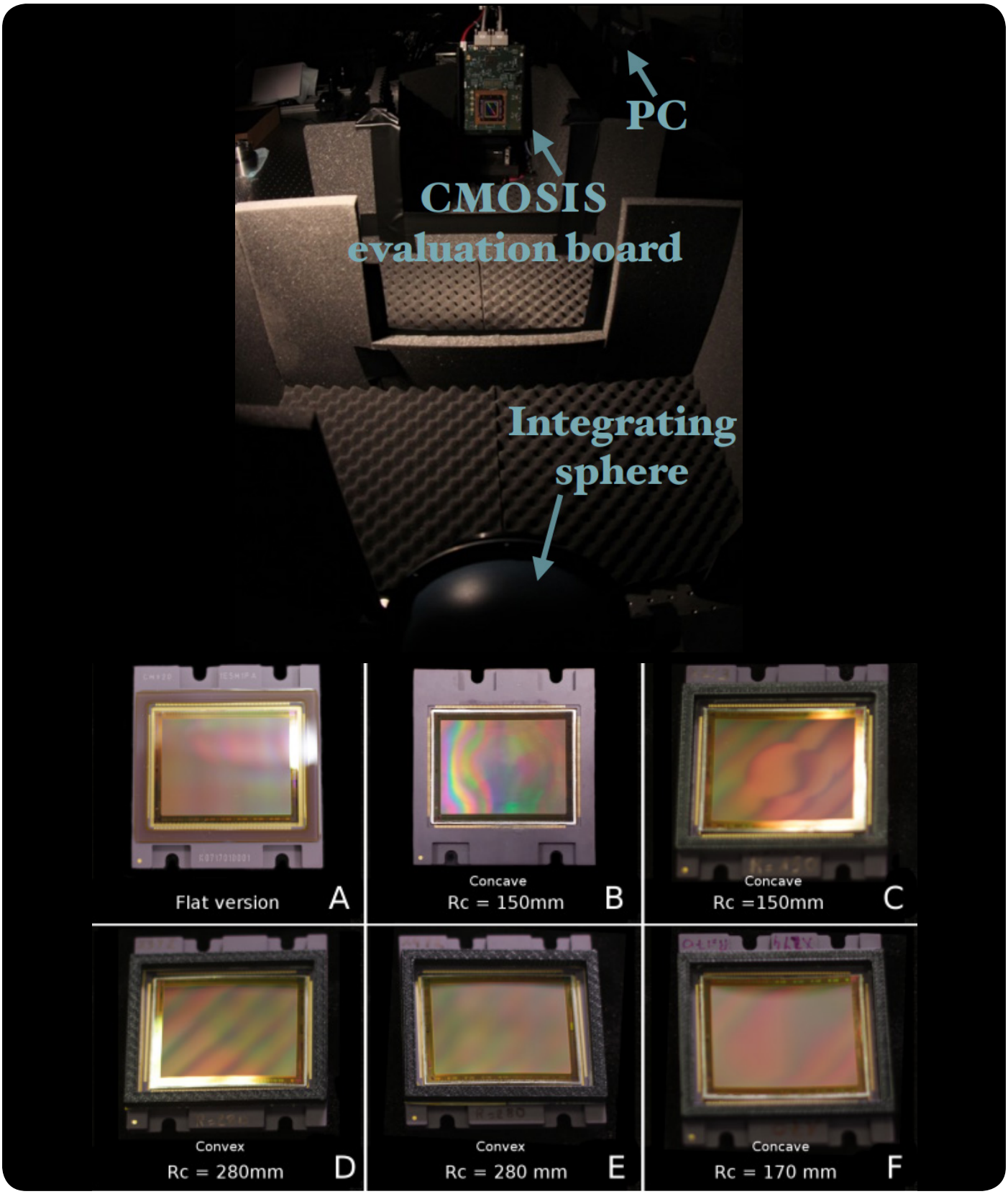


Figure 3.21. Banc de test pour l'évaluation des caractéristiques de 6 capteurs présentant des rayons de courbure différents. Référence [ANNEXE 4][51]

sauf une: l'efficacité quantique qui requiert un banc de test spécifique et coûteux. Nous avons donc mis en place le set-up afin d'évaluer les caractéristiques techniques suivantes:

- *(G) Gain*
- *(DC) Dark Current*
- *(RON) Read out Noise*
- *(PRNU) Photon Response Non Uniformity*
- *(DR) Dynamic Range*
- *(FW) Full Well Capacity*

3.2.1.2 La sonde de température

Les paramètres que nous devons caractériser sont très dépendants de la température du capteur. Il est donc capital de connaitre ce paramètre avec le maximum de précision. Les capteurs CMV20000 ont des capteurs de température internes. Cette température est accessible via les registres du kit d'évaluation (registre 101 et 102)

$$T = l \times (256 \times r_{102} + r_{101}) + q \tag{3.2}$$

r_{102} *et* r_{101} sont les valeurs des registres 101 et 102, l et q sont des constantes différentes pour chaque capteur, nous devons les déterminer par un étalonnage avec une sonde de référence. Pour évaluer cette température, nous avons créé une sonde extérieure plaquée au dos du capteur. J'ai réalisé l'assemblage avec des pads en cuivre dans une coque réalisée en impression 3D, reliés à des thermocouples type K (pt100), le tout relié à une carte QUADMAX31856 via une interface Arduino MKR1000.

Nous avons donc 5 points de caractérisation de la température et nous en ajoutons un 6ème par l'utilisation d'une caméra infrarouge (FLIR160BX) afin de calibrer la surface externe du capteur (Fig. 3.23).

3.2.2 Validation des premiers échantillons

Nous avons donc procédé à une calibration de la température interne grâce à ces valeurs. Le tableau ci-dessous présente la valeur moyenne des paramètres l et q de la sonde de température à l'arrière du capteur (colonne 1&2), la sonde de la zone centrale seule (colonne 3&4) et les valeurs de vérification avec la caméra infrarouge en face externe (face avant du capteur). Ces valeurs nous ont permis de calibrer la sonde de température interne de chaque capteur et d'encadrer la mesure absolue de la température.

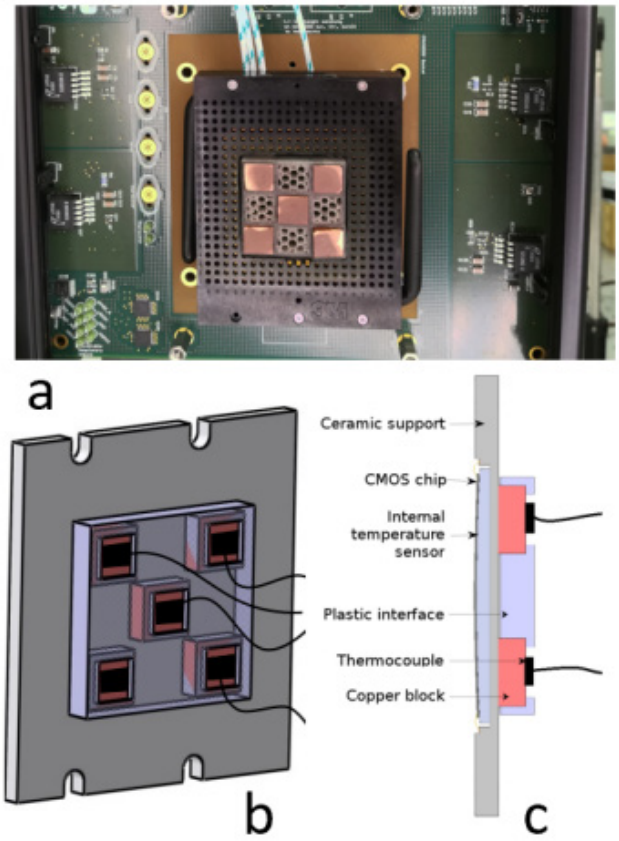


Figure 3.22 L'interface de calibration de température installée à l'intérieur du kit d'évaluation du capteur.

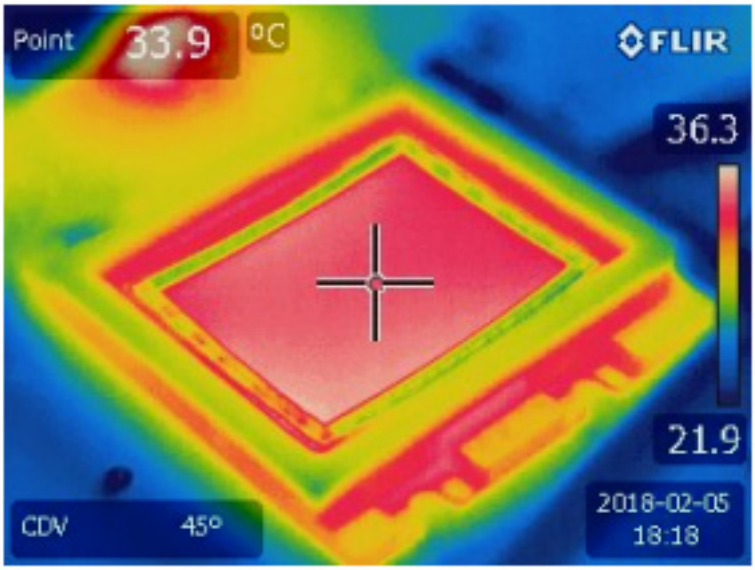


Figure 3.23 Évaluation de la surface active du capteur par caméra infrarouge FLIR160BX

	l_{ter}	q_{ter}	l_{IR}	q_{IR}	l_{Cter}	q_{Cter}
A	0.32±0.01	-357.3±13.5	–	–	0.330±0.008	-371.4±10.6
B	0.32±0.01	-297.1±11.1	0.34±0.02	-311.6±16.6	0.342±0.008	-313.2±7.9
C	0.321±0.003	-293.9±3.4	0.33±0.01	-298.9±9.3	0.338±0.006	-310.1±5.9
D	0.295±0.004	-276.4±4.7	0.33±0.01	-314.5±13.1	0.311±0.002	-292.3±1.9
E	0.309±0.004	-292.7±3.9	0.307±0.003	-290.3±3.6	0.324±0.005	-308.2±4.7
F	0.333±0.006	-321.6±6.5	0.31±0.03	-300.2±28.2	0.345±0.006	-332.8±6.8

Figure 3.24 Valeurs des relevés de température de chaque capteur

3.2.3 Mode opératoire

Pour chaque exposition, ont fait l'acquisition de 30 images. On commence d'abord par acquérir des images avec un éclairage uniforme (flat fields) puis dans le noir total (darks). Les temps d'exposition sont incrémentés de 0.2ms jusqu'à la saturation complète du capteur. Pour les darks, nous allons jusqu'à 0.96s.

Le bruit temporel est défini par la variation dans le temps de la valeur des pixels exposés à une illumination constante. Ce bruit est composé du *shot noise* (bruit quantique ou bruit de grenaille) et du *dark current* (courant d'obscurité).

$$\sigma^2_{temp} = const + k(S_{mean} - S_{offset}) \tag{3.3}$$

k est le gain en DN/e^-, S_{mean} et S_{offset} sont le signal moyen d'une image et l'offset moyen de cette image.

Le bruit total du capteur peut être écrit sous la forme

$$\sigma_{tot} = \sqrt{\sigma^2_e + \sigma^2_{RON} + \sigma^2_{PRNU}} \tag{3.4}$$

σ_e correspond au photon noise, σ_{RON} est le *readout noise*, σ_{PRNU} est le *photon response non uniformity*. On définit ainsi la dynamique du système (Dynamic Range DR) et la capacité maximale de conversion (Full well Capacity FW)

$$DR = 20\log\left(\frac{S_{max}}{RON}\right), W = S_{max} - S_{Offset} \tag{3.5}$$

S_{max} est la limite de saturation, S_{Offset} le niveau d'offset, et RON est le *Read Out Noise*.

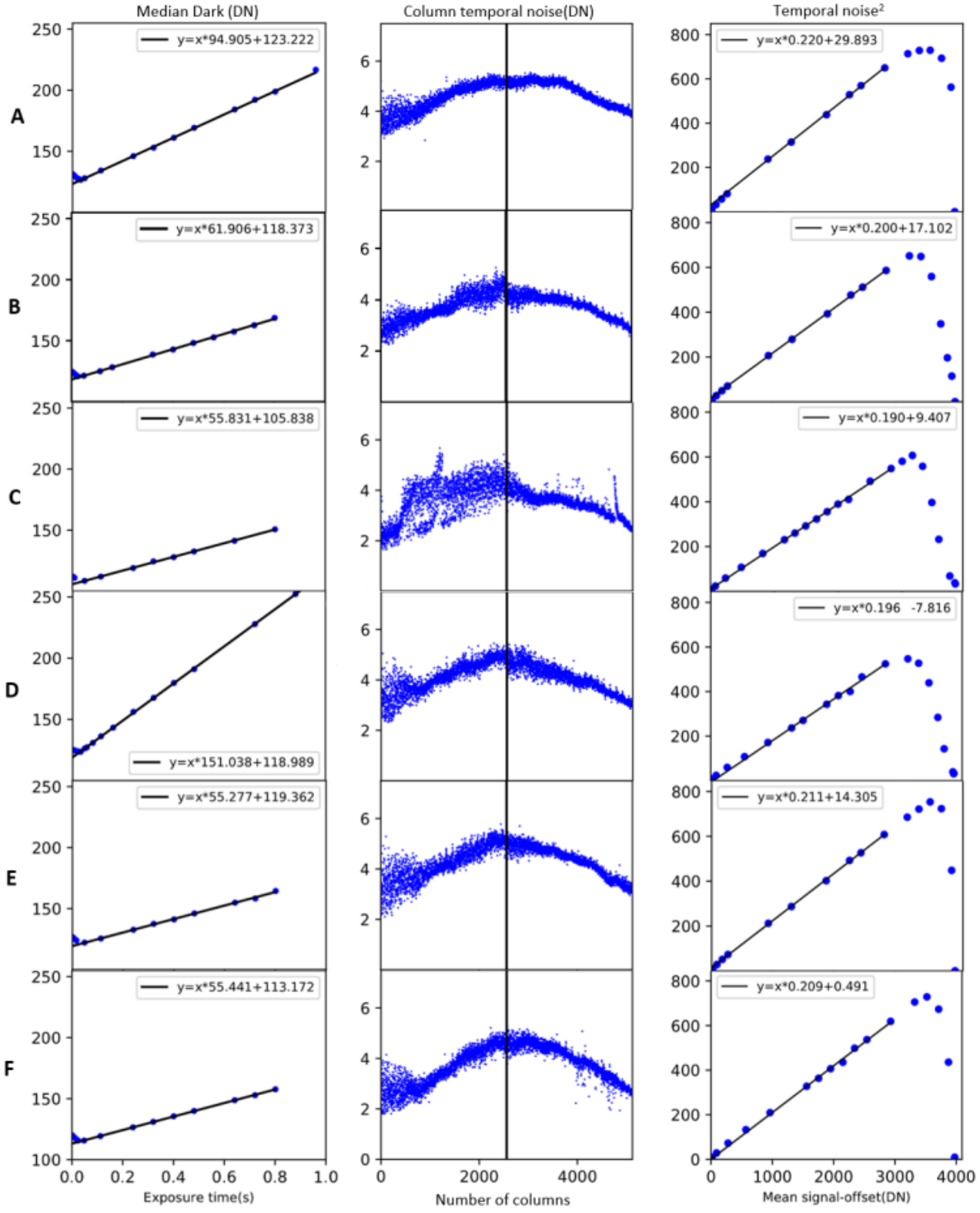


Figure 3.25 Valeurs mesurées des caractéristiques electro-optiques des capteurs. La colonne de gauche représente les valeurs médianes des Darks en fonction du temps avec la régression linéaire associée, la colonne centrale représente le bruit temporel en fonction des colonnes du capteur et la colonne de droite représente le carré du bruit temporel des flat fields en fonction de la moyenne des offsets (bias)

3.2.4 Résultats

Nous avons effectué ces tests pour l'ensemble des 6 capteurs. Les résultats sont spécifiés sur la figure 3.25. Sur la colonne de gauche, nous avons les mesures de *Dark Current* et les régressions linéaires associées. Dans la première partie [0s-0.48s], nous observons un comportement linéaire qui correspond à une première phase d'accumulation des charges dans les différents pixels. A partir de la régression linéaire de cette première partie on remonte à la valeur du *Dark Current* (la valeur de la pente de la droite). Toutes les mesures ont été effectuées pour une température de 35°C (sauf pour le capteur D) après avoir calibré les sondes de température. On observe que le *Dark Current* pour les détecteurs courbes sont sensiblement inférieurs à la valeur du détecteur plan de référence. C'est également ce que l'on retrouve dans les conclusions des articles de Guenter et al [52] et Iwert et al [53] que l'on attribue à une altération de la bande interdite dans la zone active du capteur.

Nous avons également mesuré un *Read Out Noise* sensiblement plus faible avec 10e⁻ rms pour les capteurs courbés et 11e⁻ rms pour le capteur plan. Les *Bias* (offsets) sont sensiblement les mêmes. En ce qui concerne le *Temporal Noise*, nous avons des comportements qui sont similaires avec des valeurs sensiblement plus faibles. Ces valeurs peuvent être dûes à des caractéristiques intrisèques que les capteurs avaient avant d'être courbés.

	A	B	C	D	E	F
Shape	Flat	Concave	Concave	Convex	Convex	Concave
R_c (mm)	∞	150	150	280	280	170
Bias (e^-)	595.9±24.2	622.8±24.2	588.4±21.7	637.9±24.5	603.5±24.8	574.2±22.7
Dark current	431.4±2.7	309.5±3.4	293.8±2.9	770.6±2.3	263.2±3.3	265.3±1.0
(e^-/s) @ 35°C				@ 40°C		
Gain (DN/e^-)	0.220±0.003	0.200±0.002	0.190±0.002	0.196±0.006	0.210±0.002	0.209±0.005
RON (e^-)	11	10	10	10	10	10
Saturation (DN)	4095	4095	3951	4095	4095	4095
Dynamic range (dB)	64.74	66.26	66.44	66.26	65.98	66.14
Full well (e^-)	18018	19852	20206	19331	18896	19019
PRNU factor	1.2%	2.0%	2.1%	1.9%	2.0%	1.9%

Figure 3.26 Valeurs des performances électro-optiques des 6 capteurs courbes

3.2.5 Conclusions & validation électro optique

Les capteurs testés ont été courbés selon le processus mis en place par le CEA (cf 4.2.4, process de base), c'est à dire en pression mécanique. Les capteurs étudiés sont des capteurs Cmos CMOSIS CMV20000 (Cmos 20 Mégapixels, taille Full Frame 24x36mm). L'ensemble des paramètres testés dans cette étude permet de conclure que le processus de courbure n'altère pas les performances des capteurs. Cette conclusion est essentielle pour permettre d'utiliser ce composant "*off the shelf*" (sur étagère) sans avoir à reconsidérer des paramètres de compensation pour l'adapter à de nouveaux systèmes optiques. Ce résultat est important pour l'avancée dans le TRL, parce qu'il permet de valider le fait que ces nouveaux composants soient "*plug and play*". Cela permet de mettre facilement à disposition cette nouvelle technologie.

A noter que pour des courbures extrêmes, il faudra prendre en compte un paramètre d'atténuation du signal en fonction de l'angle d'incidence (qui est déjà présent sur des capteurs plans), la réponse des capteurs dépendant de l'angle d'incidence du flux lumineux. Dans cette étude, cette variation a été négligée car sa variation est minime (<1%), mais pour des courbures à partir de R/3, il faudra prendre en compte cette atténuation. Cette atténuation est notamment due à la présence de micro-lentilles au niveau de la surface active.

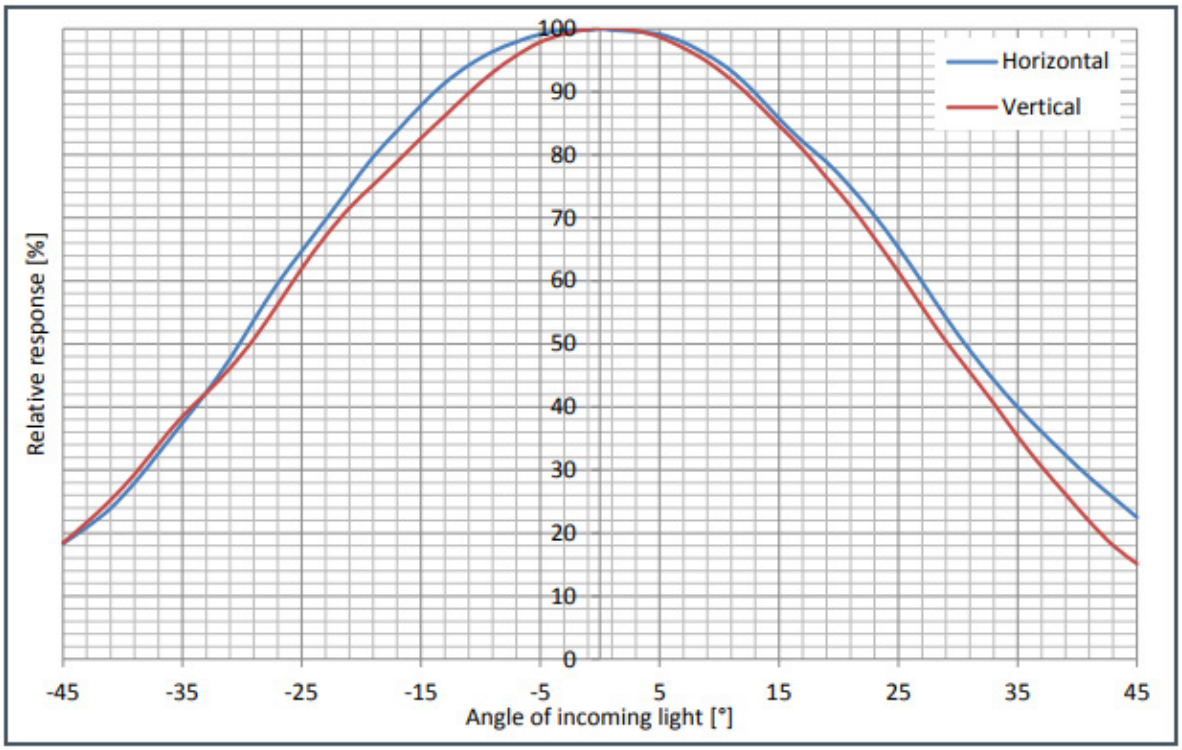


Figure 3.27 Réponse angulaire du capteur CMOSIS CMV20000, source AMS.com [5]

3.3 Les projets connexes innovants

3.3.1. L'objectif 12.5mm

Dans le cadre du partenariat avec le CEA, et en particulier dans le cadre de la thèse de C. Gaschet [37], deux objectifs ont été entièrement réalisés. Ces objectifs ont été optimisés pour un champ de vue à 40° avec une compacité importante (longueur totale de l'objectif 20.76mm). Cet objectif compact fonctionne avec un capteur courbe au format 1/1.8" courbé à Rc=65mm (~R/7).

3.3.1.1 Présentation

Comme pour les objectifs grand angle conçu au LAM, cet objectif a été conçu pour être comparé à un objectif standard commercial. Sur la fig 3.27 ci dessous on peut voir l'objectif qui tient dans une main. L'objectif mesure environ 2cm (20.76mm). J'ai designé la coque, adapté le design optique pour que les lentilles soient compatibles avec nos méthodes de collage, fait réalisé la mécanique en prenant en compte les dimensions pour l'anodisation (afin d'empêcher le straylight).

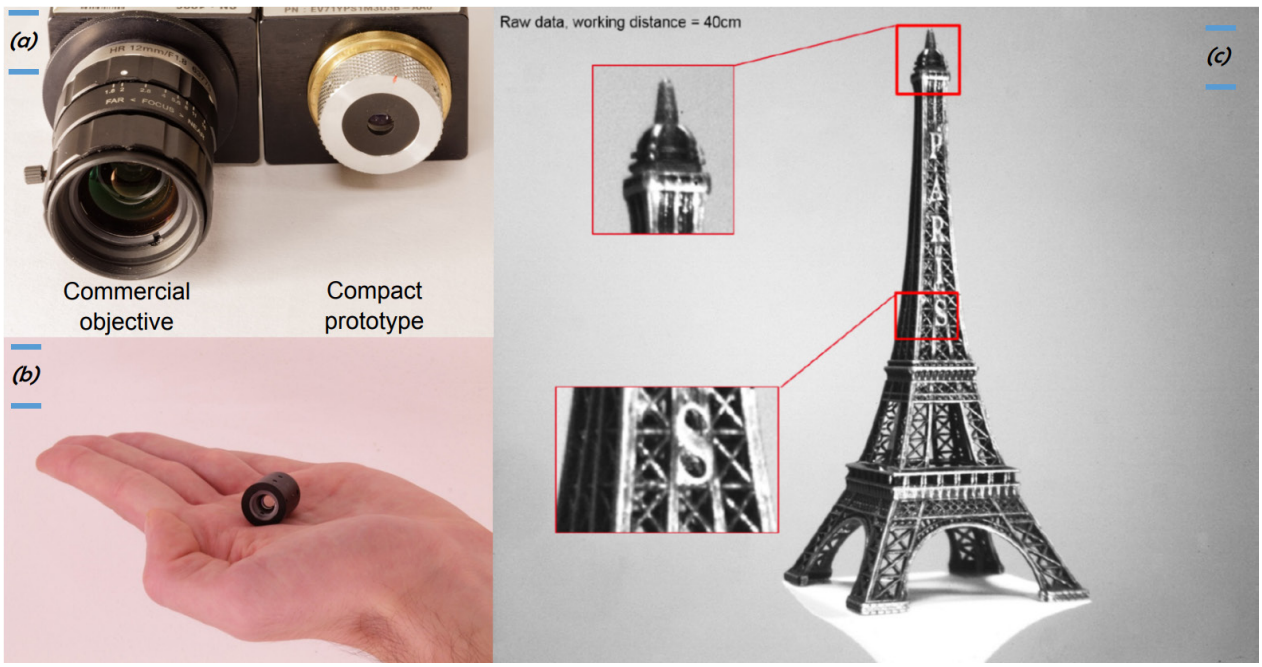


Figure 3.27 (a) Comparaison des tailles relatives de l'objectif et de son équivalent commercial (b) Taille de l'objectif hors monture (c) visualisation non objective des qualités de l'objectif. [55]

Le collage a demandé un minutie particulière au vue des dimensions des lentilles. Des outils spécifiques ont été réalisés en impression 3D pour pouvoir effectuer ces étapes. Nous avons collé et assemblé cet objectif avec C. Gaschet au LAM.

3.3.1.2 Performances

Cet objectif et ses performances ont été validés dans la thèse de C. Gaschet [37]. Il a pu être mis en évidence que ces systèmes optiques présentent un gain évident en performances (Fig 3.28). Ces systèmes sont, en contre partie de l'amélioration apportée, sensibles à l'alignement entre l'objectif et le capteur. Quelques dizaines de µm de décalage suffisent à faire chuter la qualité des images obtenues.

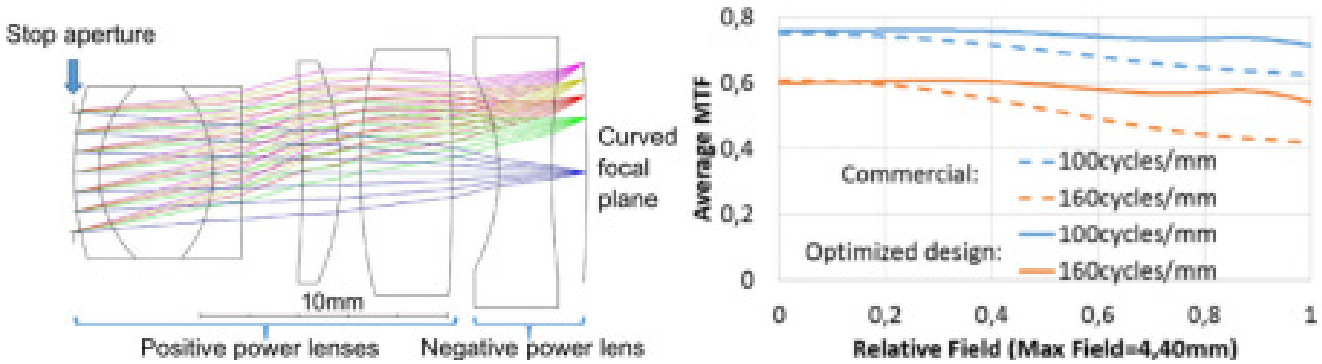


Figure 3.28 Objectif 6 lentilles sans asphériques ultra compact, 40° FoV. [55]

Avec des capteurs plans, un défaut d'alignement, s'il n'est pas tilté, se traduit simplement par un décalage de l'image. En configuration courbe, un défaut d'alignement peut rapidement rendre une grande partie de l'image floue. La configuration courbe apporte donc de nombreux avantages, mais possède également ses contre parties.

3.3.1.3 Perspectives: Start up PIXCURVE

Cet objectif permet de valider à nouveau la théorie prédite par l'optique courbe et constitue une seconde preuve de concept qui peut être comparée à un objectif commercial. Cette nouvelle étape au sein du CEA a permis de lancer la startup PIXCURVE [56] (Figure 2.29) qui propose elle aussi des capteurs courbes.

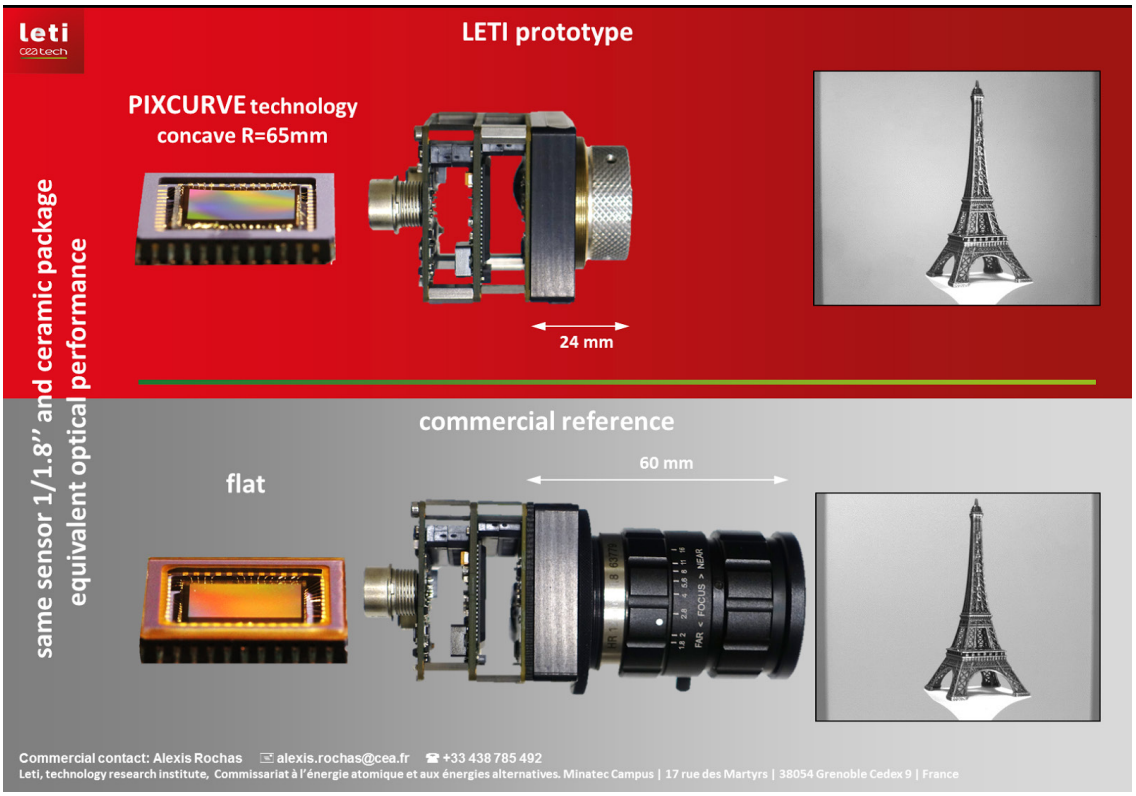


Figure 3.29 Plaquette de Présentation de la Start up PIXCURVE, Spin off du CEA. Sur cette plaquette, on voit l'objectif 12mm que j'ai assemblé au sein du LAM. Cet objectif est compacifié d'un facteur 3 par rapport à un objectif commercial tout en observant de meilleures performances. [56]

3.3.2 Triplets de Cooke optimisés

3.3.2.1. Performances et comparaisons

Nous avons choisi ensuite de démontrer sur un objectif relativement classique et simple (triplet de Cooke) le gain d'un design courbe vs design plan. Ce travail d'optimisation a été réalisé dans le cadre de la thèse de W. Jahn [46]. Nous avons choisi un triplet pour le comparer à un design classique Double Gauss avec les mêmes valeurs d'ouverture, de focale et de champ de vue. Le triplet de Cooke possède, comme son nom l'indique 3 lentilles. Le Double Gauss est un objectif plus performant en champ plat qui possède 6 lentilles.

Nous avons dérivé plusieurs designs optiques de triplets afin de voir les incidences de plusieurs paramètres: une version avec uniquement des surfaces sphériques en capteur plan, une version avec uniquement des surfaces sphériques en capteur courbe, une version avec des surfaces asphériques en capteur plan et une version avec deux surfaces asphériques en capteur courbe.

Le triplets de Cooke possède 3 lentilles en moins mais est cependant 6 fois plus petit que le double Gauss. Ses performances optiques en comparaison avec le double Gauss sont meilleures en plan focal courbe: La netteté est similaire sur l'ensemble du champ, la distorsion est diminuée ou nulle, et l'aberration chromatique longitudinale est diminuée également.

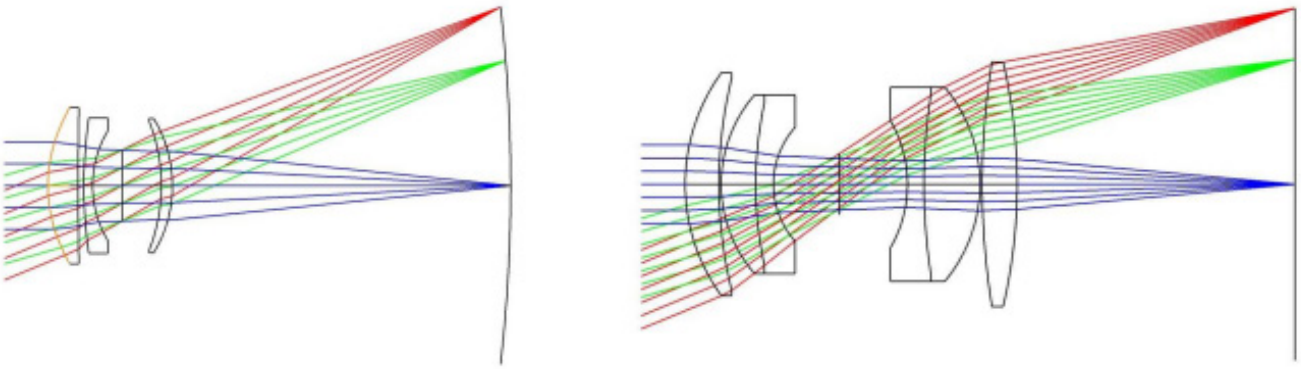


Figure 3.30 (a) Triplet de Cooke avec surfaces asphériques et un capteur courbe (b) Double Gauss avec un détecteur plan. [46]

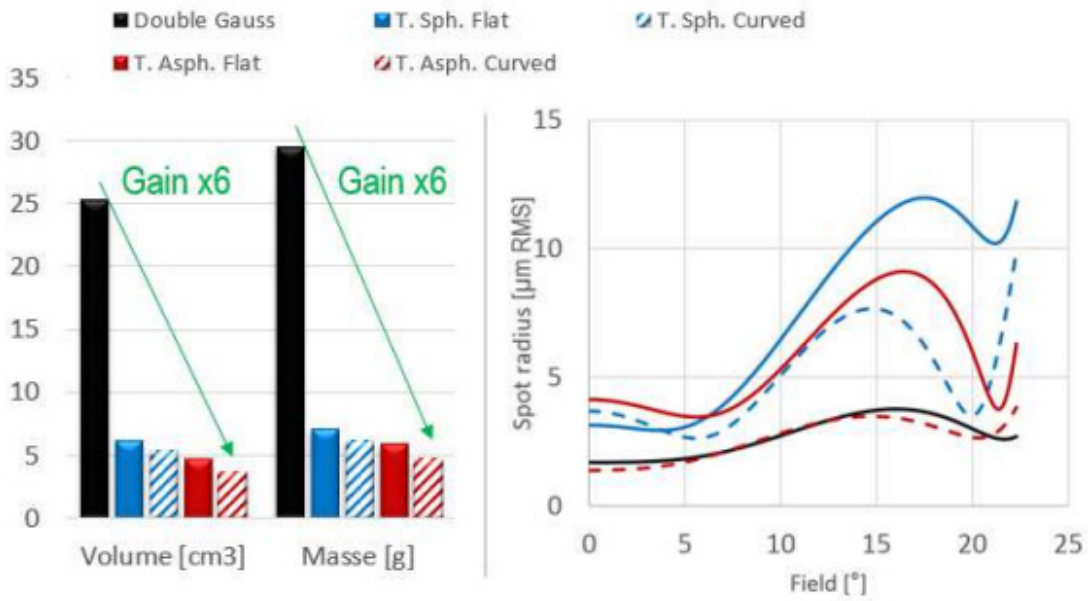


Figure 3.31 Performances comparées de différents modèles de triplets de Cooke avec un modèle standard Double Gauss. [46]

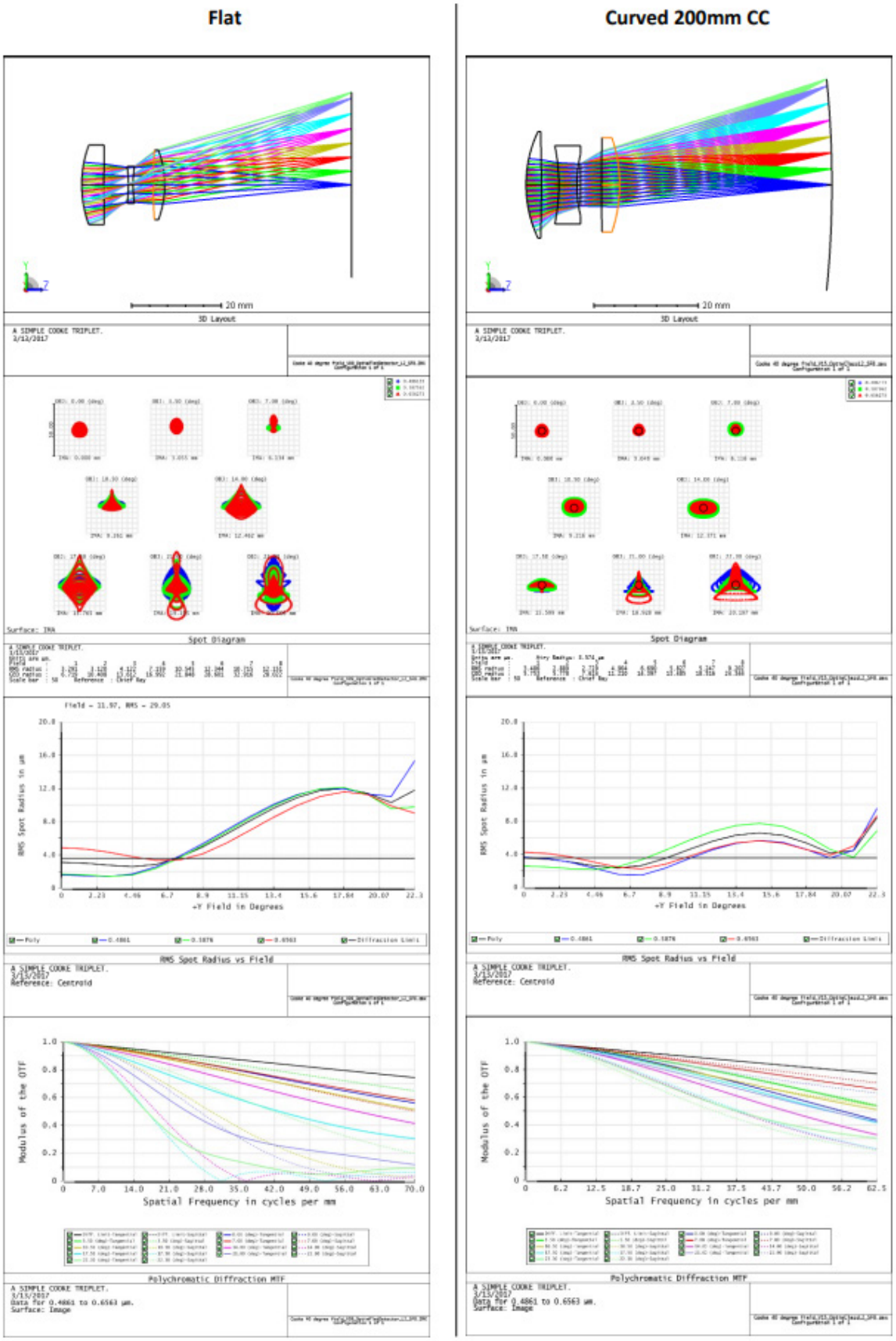


Figure 3.32 Performances comparées des triplets de Cooke optimisés plans et Courbes Rc=200mm. [46]

3.3.2.2. Premières images animées

J'ai réalisé la version sphérique du Triplet destiné à un capteur courbé à 200mm en concave. Cet objectif a été couplé avec une caméra Axiom Apertus [57] Open Source fonctionnant avec un capteur CMOSIS CMV12000 de format Aps-C (25.1×16.7 mm). C'est cet objectif qui a été utilisé sur les salons de présentation de l'entreprise CURVE-ONE [58] pour présenter la technologie, notamment au SPIE photonics West à San Francisco en janvier 2019. La caméra filmait les gens directement ce qui leur permettait de découvrir ce qu'est une image acquise avec un détecteur courbe, notamment en terme de piqué, de qualité de flou. Nous reviendrons sur ces aspects au chapitre 5.



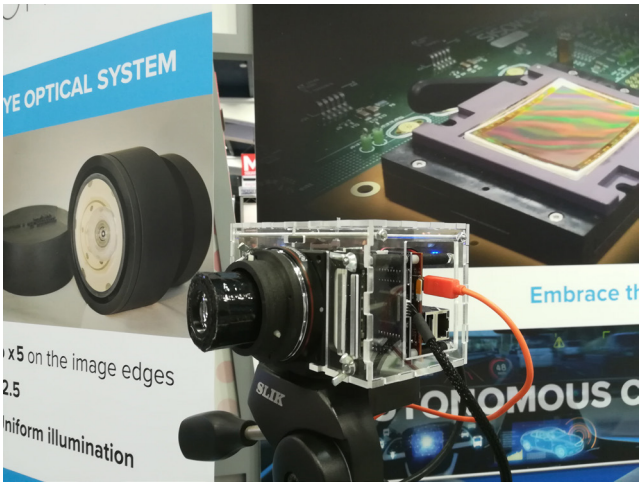




Figure 3.33 (a) Caméra Axiom Apertus couplée au Triplet de Cooke Sphérique à Photonics West 2019 (b) Close up de la caméra réalisée en coque PVC transparente et de l'objectif Triplet associé (c) Détail des autres capteurs courbes présentés (d) Détail d'une image courbe

3.3.3 Le Télescope Shafer Toroïdal

3.3.3.1 Présentation

Le télescope de Shafer que nous avons retenu permet d'être compact et "non obstru", ce qui permet d'optimiser le flux de lumière. Ce télescope de Shafer permet de valider un nouveau concept dans la sphère des détecteurs courbes: les détecteurs *freeform*. Le design est basé sur un design de D. Shafer [60]. Il est composé de 4 miroirs sphériques et d'un capteur toroïdal. Il est ouvert a F#5.5 et son champ de vue absolue est de 10.6° × 8°. Ce télescope simple est limité par la diffraction, ce qui en fait un excellent exemple de ce que peuvent apporter les capteurs courbes: des performances très exigeantes dans un système simple et peu coûteux. Hormis le capteur et la camera, le télescope en lui même a été conçu à partir de miroirs "sur étagère" avec un budget maximum de 500 Euros pour les éléments optiques. Le système est compatible avec un nano satellite de 6 Unités 30×20×10cm.

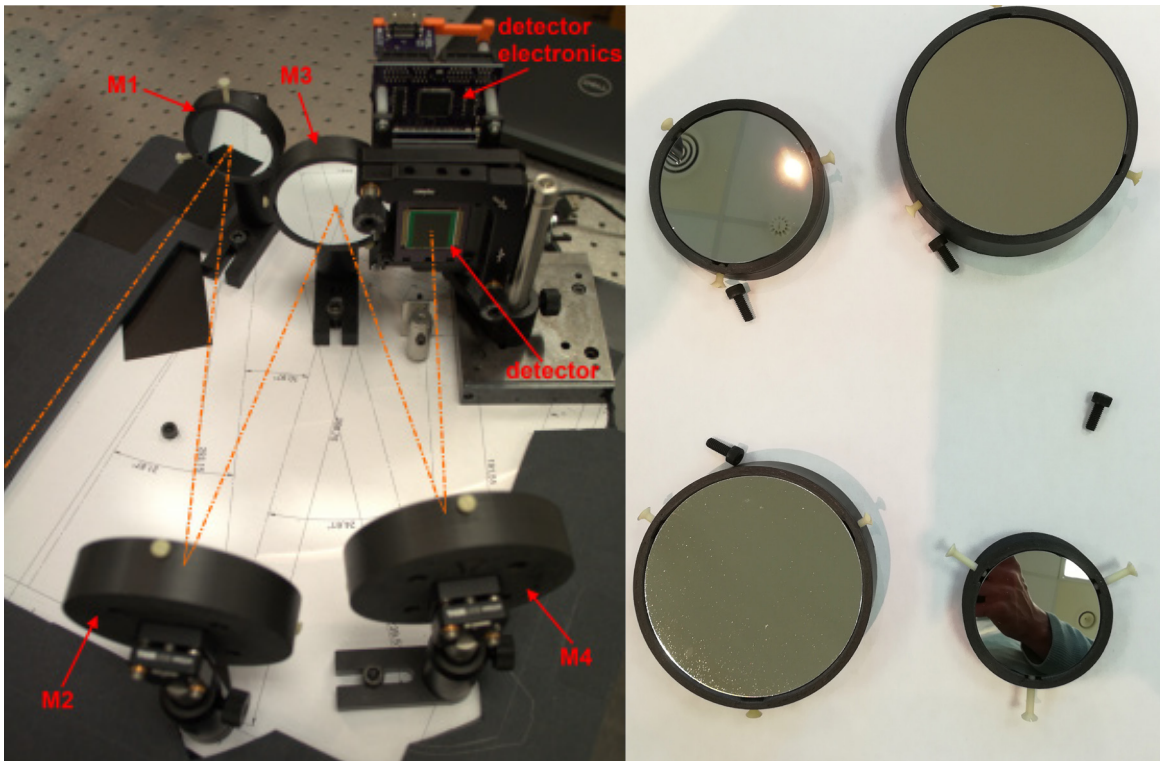


Figure 3.34 Présentation du télescope Shafer réalisé au LAM avec un capteur toroïdal

3.3.3.2 Capteur Toroïdal

Nous avons réalisé le dimensionnement optique (courbure capteur et choix des optiques) ainsi que les tests optiques avec E. Muslimov. J'ai réalisé l'ensemble des mon-

tures opto-mécaniques ainsi que la courbure et le packaging du capteur. Il s'agit d'un capteur CMOSIS CMV12000 12Mpx. Il est au format standard APS-C, soit 25.1 × 16.7 mm. C'est un capteur avec une partie active de 4096×3072 pixels, avec une taille de pixel de 5.5µm. Il comporte une matrice de Bayer pour la couleur et une sur-couche de micro-lentilles. Il est présenté dans son packaging céramique.

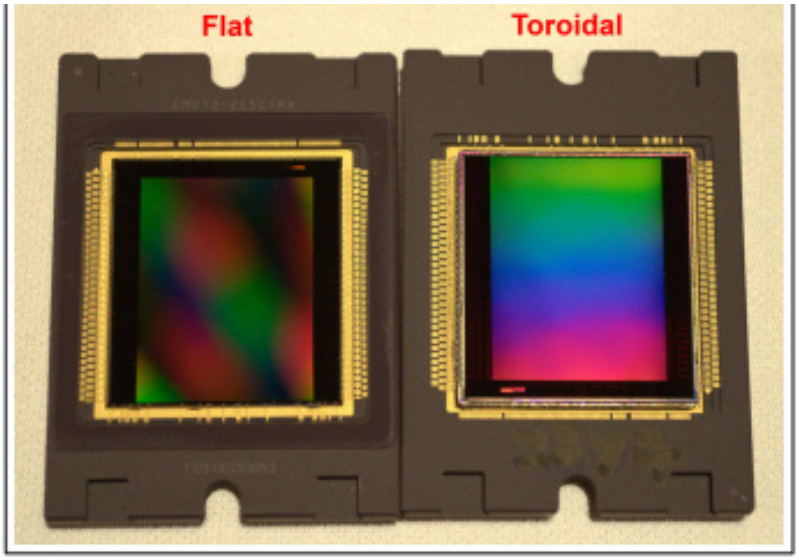


Figure 3.35 Présentation côte à côte du capteur plan de référence et du capteur toroïdal

Le capteur toroïdal a été courbé grâce aux méthodes qui seront présentées au chapitre 4. La forme finale du capteur a été mesurée grâce à un profilomètre confocal et la déviation par rapport à la forme nominale est de 14µm *peak-to-valley* (PTV), ou 2,4 µm en RMS. Ces valeurs sont très en dessous de la profondeur focale qui est au minimum de ±30 µm. Ceci nous permet de valider le capteur pour le système optique.

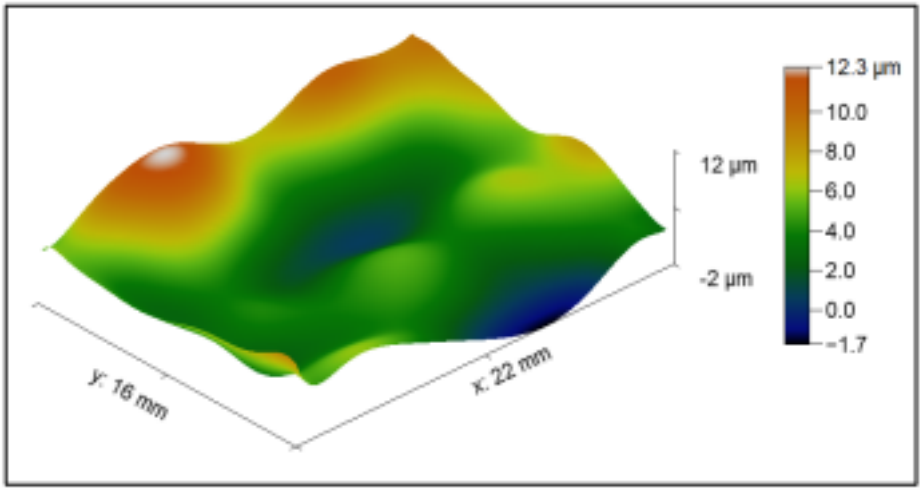


Figure 3.36 Résidus entre la forme nominale du détecteur (toroïdale) et la forme finale

Le Capteur CMV12000 est couplé à une caméra open source Axiom Apertus [57]. pour opérer en mode monochrome, le système requiert d'utiliser la fonction de Pixel Binning, ce qui effectue une moyenne sur 4 pixels. Nous avons donc une surface effective de 11×11 µm (la taille nominale d'un photo-site est de 5.5µm).

La caméra complète est installée sur une monture à 3 degrés de liberté pour les réglages. Les miroirs sont installés sur des montures réalisées en impression 3D sur des pivots standards. L'ensemble du système est installé sur une plaque principale rigide en acier pour limiter toute torsion ou déformation.

3.3.3.3 Performances

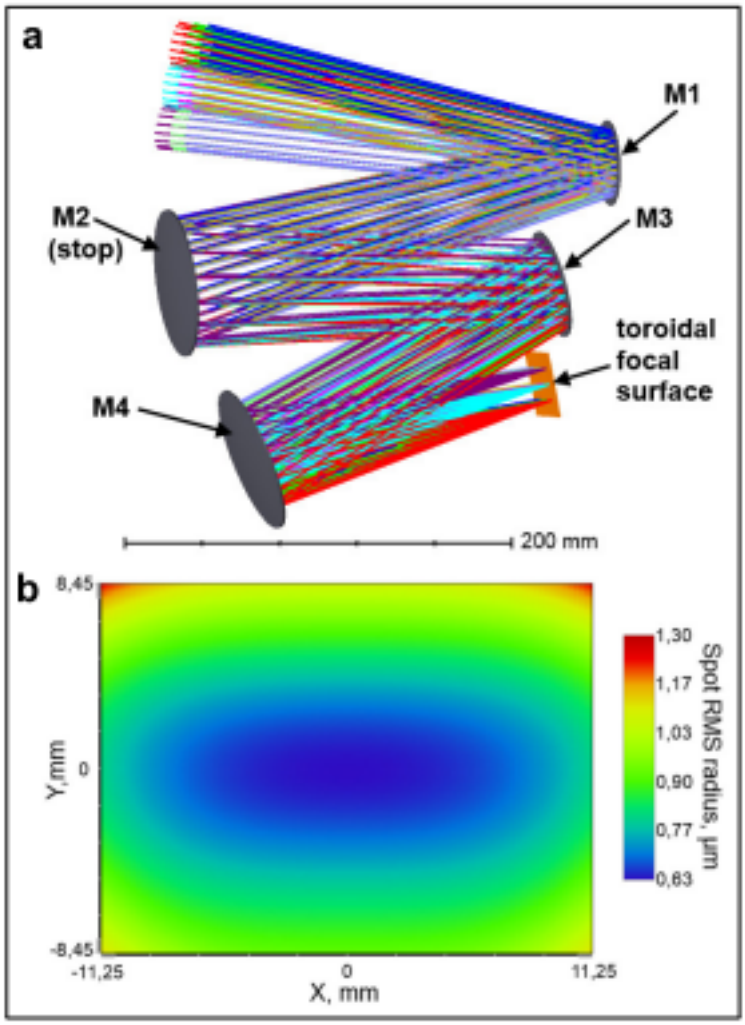


Figure 3.37 Performances théoriques du télescope Shafer à 4 miroirs sphériques sans obstruction (a) vue d'ensemble (b) Taille de la tache image à travers le champ en µm RMS. Crédit E. Muslimov

Afin de simuler la lumière collimatée, nous avons utilisé un objectif (f'=300mm, F/# = 5.6) pour réaliser les tests. Nous avons utilisé un source laser (λ=635nm) dans un premier temps pour effectuer un test en point source au centre du champ de vue puis un test en image étendue grâce à écran OLED avec une surface active de 1280×1024 pixels de 12µm de côté chacun. Nous avons projeté une mire standard sur l'écran afin d'évaluer les performances du système.

L'image a été ensuite divisée en zone annulaire afin de tester le contraste de l'image sur l'ensemble du champ. La dépendance entre le contraste et la fréquence spatiale représente la valeur réelle de la FTM (Fonction de Transfert de Modulation) du télescope. Nous avons donc effectué les tests avec 2 points: un au centre et l'autre dans le coin. Afin de pouvoir comparer les deux configurations, capteur plan et capteur toroïdal, nous avons effectué l'intégralité des tests dans les mêmes conditions mais avec un capteur de référence plan.

La figure 3.37 montre les performances théoriques du télescope. Le graphique représente la taille de la tache image à travers le champ. On voit que cette tache est contenue dans toute la zone centrale (<1µm sur 80% du champ).

Sur la figure 3.38 sont consignés le résultats du système réel en mettant en perspective le système plan et le système toroïdal. Ces résultats permettent de confirmer les calculs théoriques. En particulier, ces résultats soulignent le gain important en matière de contraste sur l'ensemble du champ du système toroïdal. De manière générale, la différence entre le contraste simulé et le contraste mesuré est de 0.04. Ces résultats viennent confirmer les résultats attendus par le calcul et les avantages en termes de performances d'un tel prototype.

Ce premier télescope de laboratoire constitue une preuve de concept importante dans le monde de l'astronomie, avec la possibilité d'obtenir des images ultra précises avec des système relativement simple d'un point de vue du design optique.

Le succès de ce prototype Freeform (torique) est un premier pas qui nous ouvre un pan de possibilités exceptionnelles en terme de designs optiques et d'applications: par exemple, l'utilisation de capteurs Freeform pour l'étude d'objet aux formes complexes (Projet Meso-Cortex pour l'étude du cerveau), utilisation dans des systèmes optiques travaillant avec des faisceaux anamorphiques, comme par exemple des slicers, et puis le développement de designs non obstrués pour aller vers des télescopes à grand champ, comme par exemple le projet CASTLE [54] qui va être installé à CALAR ALTO (Espagne) et qui va être présenté à la section suivante.

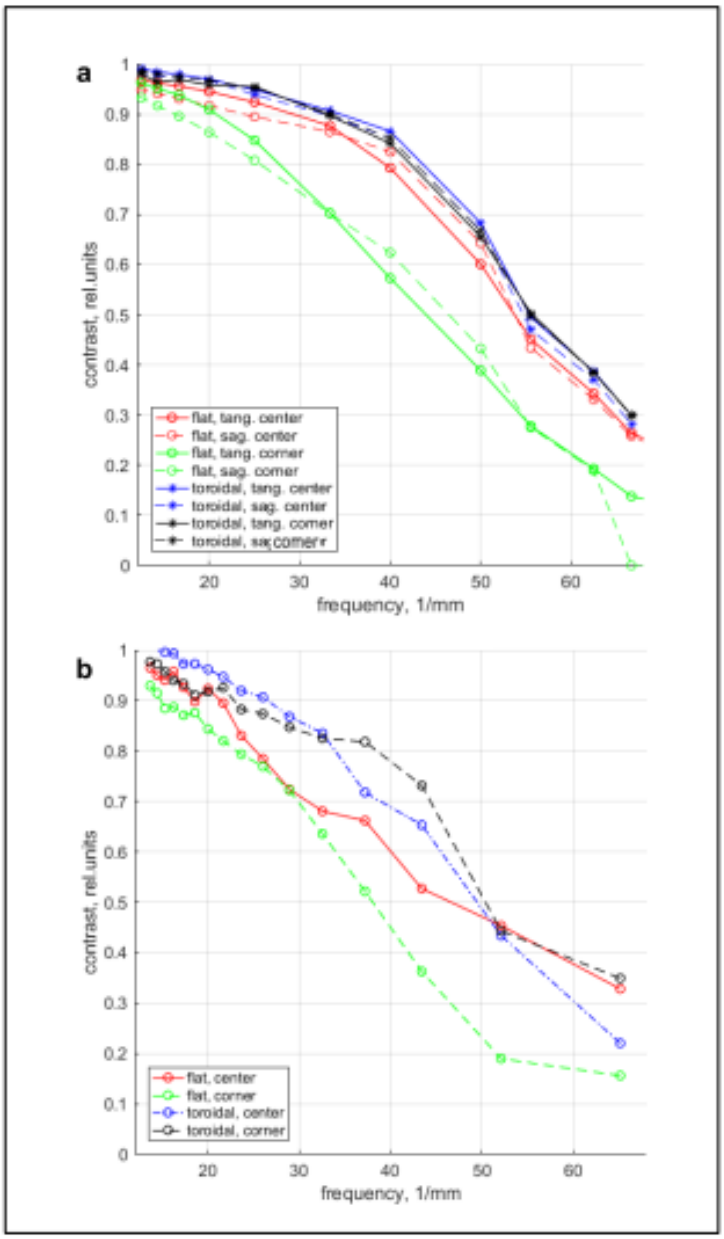


Figure 3.38 Performances effective (FTM) du télescope Shafer à capteur toroïdal (a) simulation (b) résultats expérimentaux

3.3.3.4 Perspectives: Télescope CASTLE

Le Télescope CASTLE est un télescope destiné à l'étude des objets de très faible intensité. Son design non obstrué permet de bénéficier d'une ouverture complète sur le miroir primaire de 42cm. L'étude de Lombardo et al [59] permet de prédire ces excellentes performances. En particulier, le fait d'être non obstrué, enlève tous les effets

de diffractions dus aux "spiders" (les bras qui supportent les éléments optiques dans le champ de vue), le fait de fonctionner sans "aplanisseur de champ" avec l'adjonction d'un capteur courbe (GigaPYX 8k×5k, pixels de 4.4µm, courbé à 900mm en convexe) permet d'obtenir d'excellentes performances sur un télescope à large champ de vue (2.36°×1.56° avec 1" par pixel).

Ce télescope est un projet commun avec le IAA-CSIC (Institut d'Astrophysique d'Andalousie au sein du Conseil National de Recherche Espagnol) et le LAM. Il sera installé sur le site de CALAR ALTO en Espagne* .

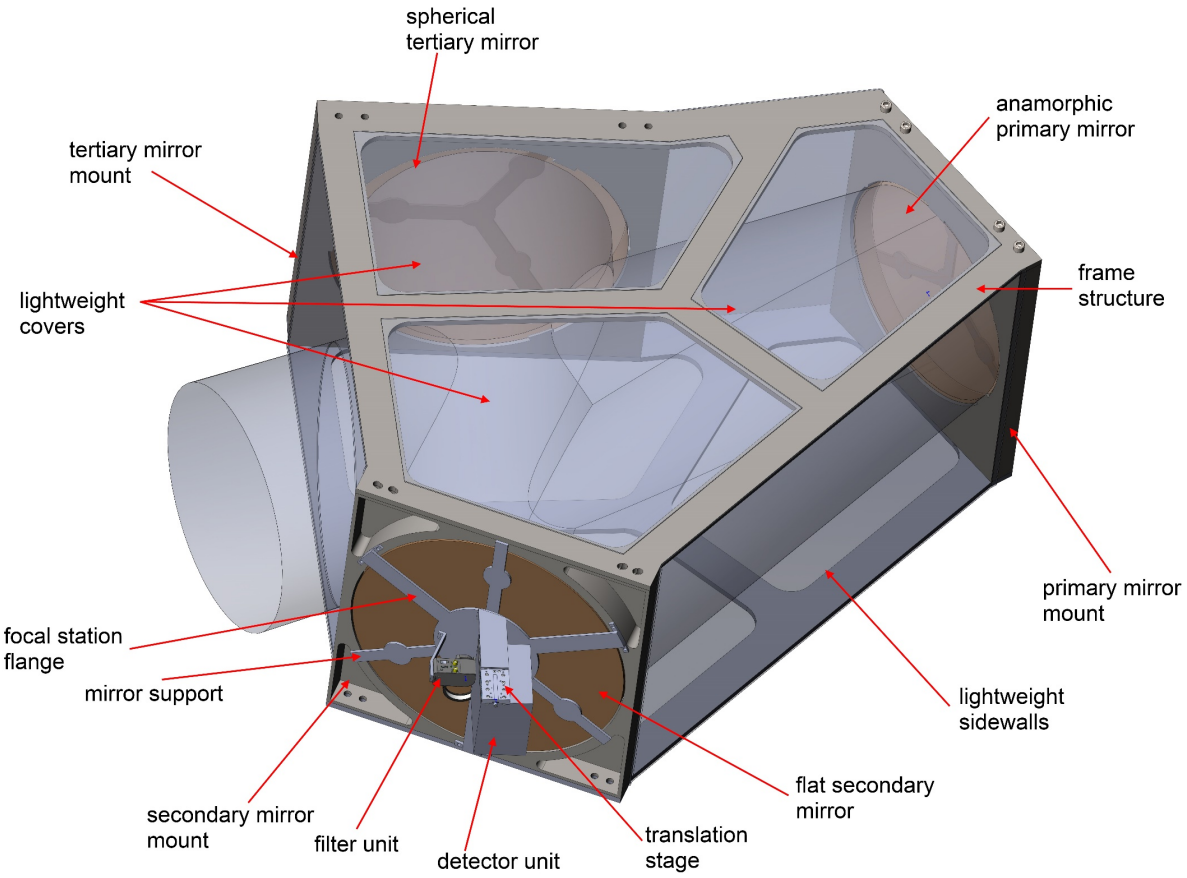


Figure 3.39 Schéma Général Télescope Calar Alto

* https://lombardosimona.com/#CASTLE

3.4 Conclusion

Nous avons vu dans ce chapitre quelques exemples de preuves de concept qui ont été réalisées en optique courbe.

Les deux premiers exemples étaient les objectifs grand angle qui ont permis d'obtenir les premiers clichés courbes et de valider les performances théoriques des systèmes. Cette première preuve de concept a permis notamment l'émergence de la première start-up qui propose des capteurs courbes CURVE-ONE, issu de l'expérience au CNRS.

Nous avons pu ensuite valider la capacité à compacifier un système avec l'objectif 12.5mm designé par C. Gaschet et validé dans le cadre d'une thèse commune entre le LAM et le CEA. Cette deuxième preuve de concept a permis de voir l'émergence d'une seconde start-up PIXCURVE (Spin-off CEA) qui propose elle aussi des capteurs courbes.

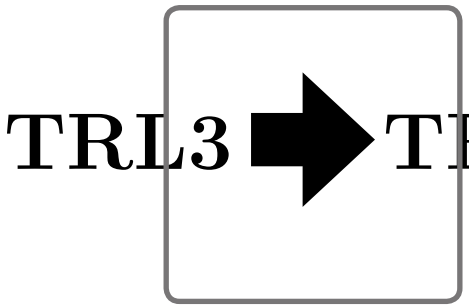
Dans un troisième temps, nous avons validé les spécifications opto-électroniques des capteurs courbes en validant que le process de courbure n'induit pas de différences avec les capteurs standards, ce qui valide le fait que les nouveaux composants sont *plug-and-play* et prêts à être adaptés dans de nouveaux designs optiques.

Nous avons ensuite présenté une dernière preuve de concept qui va permettre de réaliser d nouveaux concepts expérimentaux, entre autre dans l'astronomie. Cette preuve de concept était une première puisqu'on valide l'utilisation de capteurs *Freeform* dans les designs optiques, ce qui permet encore ici un levier supplémentaire, ou une liberté supplémentaire. Ce premier succès ouvre les portes pour les futurs télescopes terrestres et spatiaux.

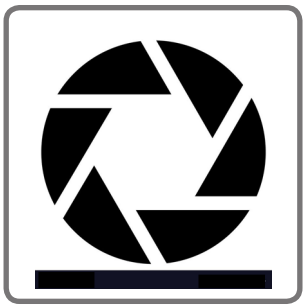
Ce troisième chapitre permet de comprendre comment les capteurs courbes bouleversent notre manière habituelle de créer des systèmes optiques. Nous avons pu, sur des exemples concrets, valider l'utilisation des designs optiques courbes et leurs gains en performances. Par ailleurs, les différentes preuves de concept ont permis de valider les différentes étapes de maturité jusqu'au TRL7 (Démonstration d'un prototype du système dans un environnement opérationnel Fig 3.2). Cette maturité à permis de commercialiser le premier capteur courbe pour le projet Méso Cortex sur l'exploration du cerveau à l'Institut de Neurosciences de la Timone.

Dans le Chapitre 4, nous allons nous intéresser à la manière de produire ces capteurs, qui a été le cœur de mon travail pendant ces 5 années.

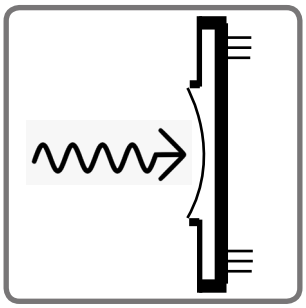
Chapitre 3 Synthèse



Les travaux réalisés ont permis à la technologie d'accéder au TRL7:
Technologie Mature



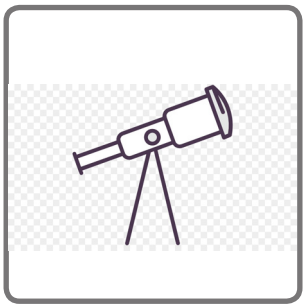
Preuves de concept:
Validation des performances théoriques



Validation Electro-Optique des capteurs:
Composant Plug-and-Play



Diminution drastique de l'emcombrement et de la masse gain en performances:
Intérêt pour le spatial



Validation des modèles Freeforms:
Validation de la technologie pour les télescopes large champ

[42] Bourbousson, Manon & Racicot, Isabelle & Muslimov, Eduard & Blaize, Kevin & Bourdet, Audrey & Chemla, Sandrine & Hugot, Emmanuel & Roux, Sébastien & Vanzetta, Ivo & Weber, Pascal & Sauvage, Jean-François & Chavane, Frédéric & Ferrari, Marc. (2020). Imaging multiple cortical areas with high spatio-temporal resolution, using innovative wide-field imaging system (Conference Presentation). 1. 10.1117/12.2556793.

[43] https://www.nasa.gov/directorates/heo/scan/engineering/technology/technology_readiness_level

[44] https://www.grenoble-inp.fr/fr/recherche-valorisation/trl-a-quoi-ca-sert

[45] Hugot, Emmanuel & Jahn, Wilfried & Chambion, Bertrand & Moulin, Gaid & Nikitushkina, Liubov & Gaschet, Christophe & Henry, David & Getin, Stéphane & Ferrari, Marc & Gaeremynck, Yann. (2016). Flexible focal plane arrays for UVOIR wide field instrumentation.

[46] W. Jahn, *"Innovative focal plane design for high resolution imaging and earth observation : freeform optics and curved sensors"*,
PhD Aix Marseille Université, déc 2017

[47] Selberg, Lars. (1992). Radius measurement by interferometry. Optical Engineering. 31. 10.1117/12.59905.

[48] Malacara, Z. (2006). Optical Shop Testing, Third Edition.
10.1002/9780470135976.ch17.

[49] https://www.iso.org/fr/standard/7748.html

[50] https://www.imatest.com/solutions/lens/

[51] Lombardo, Simona & Behaghel, Thibault & Chambion, Bertrand & Caplet, Stephane & Jahn, Wilfried & Hugot, Emmanuel & Muslimov, Eduard & Roulet, Melanie & Ferrari, Marc & Gaschet, Christophe & Henry, David. (2019). Curved detectors for astronomical applications: Characterization results on different samples. Applied Optics. 58. 2174. 10.1364/AO.58.002174.

[52] 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," Opt. Express 25, 13010 (2017).

[53] O. Iwert, D. Ouellette, M. Lesser, and B. Delabre, "First results from a novel curving process for large area scientific imagers," in High Energy, Optical, and Infrared Detectors for Astronomy V, , vol. 8453 of Proc. SPIE (2012), p. 84531W.

[54] https://ams.com/cmv20000#tab/documents

[55] Gaschet, Christophe & Jahn, Wilfried & Chambion, Bertrand & Hugot, Emmanuel & Behaghel, Thibault & Lombardo, Simona & Lemared, Sabri & Ferrari, Marc & Caplet, Stephane & Gétin, Stéphane & Vandeneynde, Aurélie & Henry, David. (2019). Methodology to design optical systems with curved sensors. Applied Optics. 58. 973. 10.1364/AO.58.000973.

[56] Pixcurve - CEA LETI
https://www.leti-cea.fr/cea-tech/leti/Pages/innovation-industrielle/Demonstrateurs/Pixcurve.aspx

[57] Apertus Axiom https://apertus.org/axiom

[58] CURVE-ONE https://www.curve-one.com/

[59] Lombardo, Simona & Prada, Francisco & Hugot, Emmanuel & Basa, S. & Bautista, J. & Boissier, Samuel & Boselli, A. & Bosma, Albert & Cuillandre, J. & Duc, P. & Ferrari, Marc & Grosso, N. & Izzo, Luca & Joaquina, Kelly & Junais, & Koda, J. & Lamberts, A. & Lemaitre, G. & Longobardi, A. & Vola, P.. (2020). CASTLE: performances and science cases.

[60] Shafer, David & Shafer, David. (2020). The Evolution of a Fast Speed Wide Angle Telescope Design using Freeform Aspherics. 10.13140/RG.2.2.13733.86249.

Chapitre 4.
Fabrication et mise en forme des capteurs courbes

4.1 Etat de l'art : brevets

4.2 Besoins et limitations, le paradoxe du domaine de faisabilité
- 4.2.1 Présentation générale du capteur
- 4.2.2 Importance de l'état de surface
- 4.2.3 Étude de résistance en éléments finis
- 4.2.4 Process de base: limitations

4.3 La précision mécanique
- 4.3.1 La précision en impression 3D
- 4.3.2 L'ultra précision pour l'optique

4.4 Process #1 Déformation après collage
- 4.4.1 Principe de déformation
- 4.4.2 Déformation après collage
- 4.4.3 Étude paramétrique: Échecs & Succès

4.5 Process #2 Collage pendant déformation
- 4.5.1 Le vide
- 4.5.2 Les premiers essais
- 4.5.3 Étude paramétrique: validation des courbures maximales

4.6 Wafer level process

4.7 Conclusion

4.1 Etat de l'art : brevets

Les capteurs courbes sont une réalité technologique depuis un peu plus de 15 ans. Des premiers essais jusqu'aux capteurs courbes commerciaux disponibles sur le marché à l'heure de la rédaction de ce manuscrit, beaucoup de process ont été essayés et/ou brevetés. Comme indiqué dans le chapitre 1, les capteurs courbes constituent une technologie de rupture et les grands groupes internationaux ont chacun une équipe travaillant sur cette thématique. Microsoft [61] et Sony [62] ont chacun réalisé leurs propres capteurs courbes. Plusieurs solutions ont été brevetées. Canon propose une solution de capteur courbe à courbure variable contrôlée par électromagnétisme.

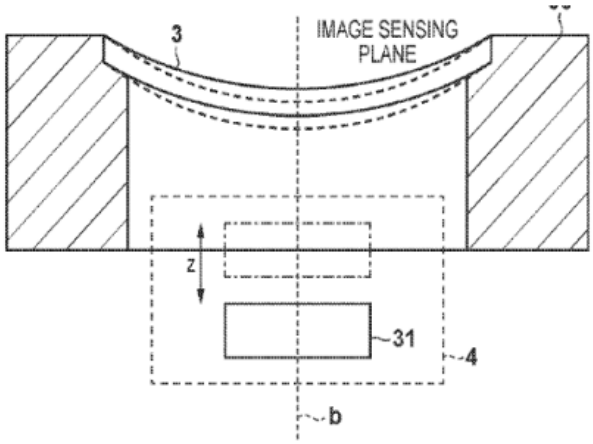


Figure 4.1 Brevet Canon pour un capteur à courbure variable

Parallèlement, Sony a breveté simultanément plusieurs brevets avec des process de mise en courbure mécanique, le premier par pression extérieure sur le wafer et le deuxième par aspiration. En 2014, Sony brevette également un processus par thermoformage. Le wafer est collé à une substrat thermo-réactif qui prend sa forme définitive en refroidissant. Nikon et Apple ont de leur côté déjà breveté des designs optiques à capteurs courbes (Fig 4.2 (f)&(g)). Toutes ces solutions nécessitent une mise en œuvre complexe, qui prohibe l'accès au *mass market*, faisant de cette technologie une technologie dite "de niche", et donc peu intéressante pour ces grands groupes.

En ce qui concerne la courbure variable, le brevet de Canon ne permet pas d'obtenir une déformation "continûment sphérique". Le LAM a travaillé pendant plus de 40 ans sur cette déformation sphérique des miroirs pour l'astronomie [64]. Le LAM et le CEA ont donc mis à profit leur savoir faire pour créer le premier capteur à courbure variable sphérique (Fig 4.3).

Pour pouvoir courber le capteur de manière homogène, celui-ci est placé sur un substrat déformable qui a la propriété de se déformer en gardant sa surface sphérique.

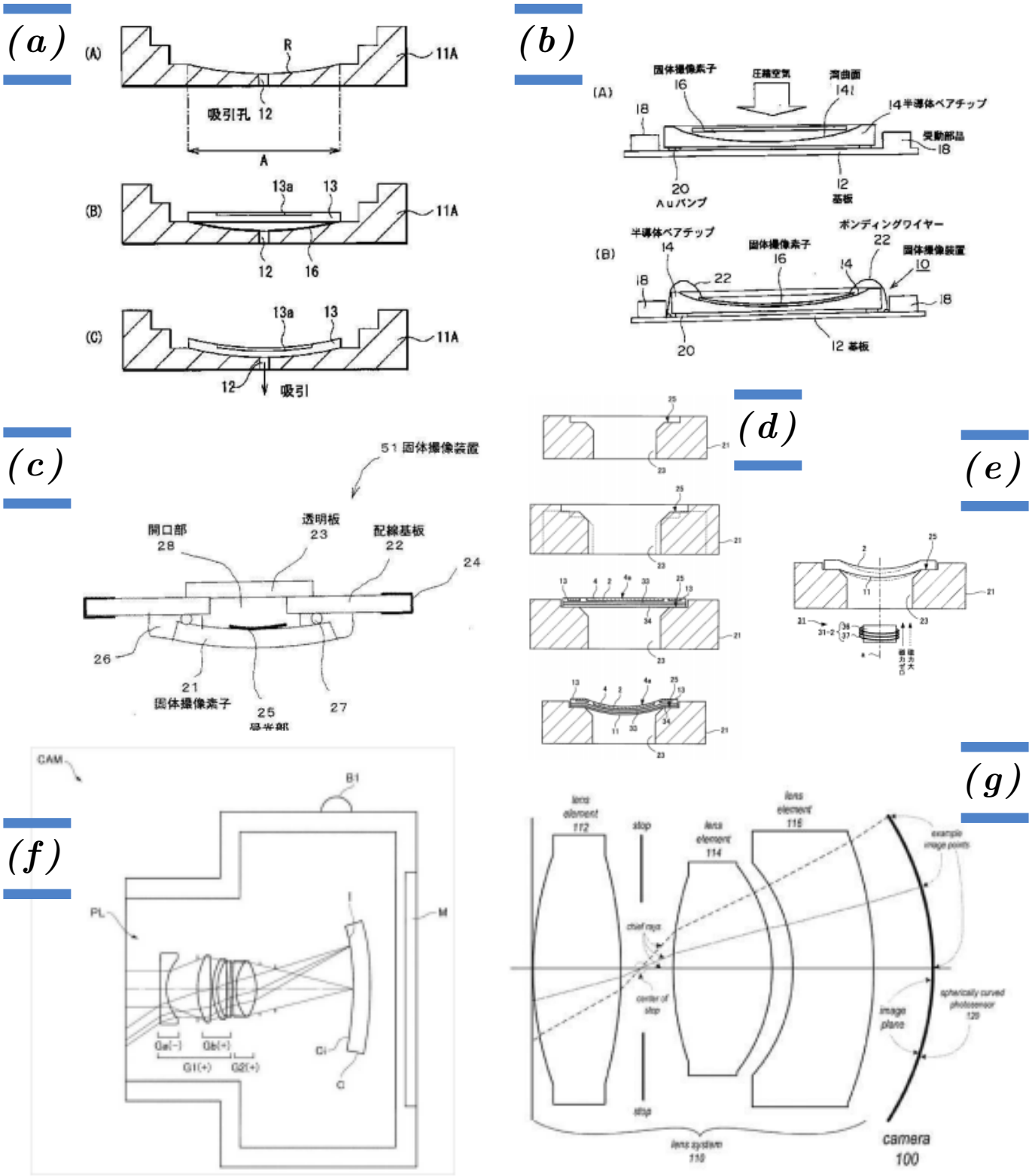


Figure 4.2 Différents Brevets (a) Sony, déformation par aspiration (b) Sony, déformation par pression mécanique en face active (c) Sony, déformation thermique (d) Sony, déformation par adjonction d'une plaque thermo-réactive (e) déformation ajustable par force électromagnétique (f) nikon, Brevet d'un objectif de DSLR fonctionnant avec un capteur courbe (g) Apple, brevet d'un objectif de smartphone fonctionnant avec un capteur courbe

Ce savoir faire propre au LAM est le "*Variable Curvature Mirror Technology*" (VCM) développé pour de nombreuses applications en Astronomie [65].

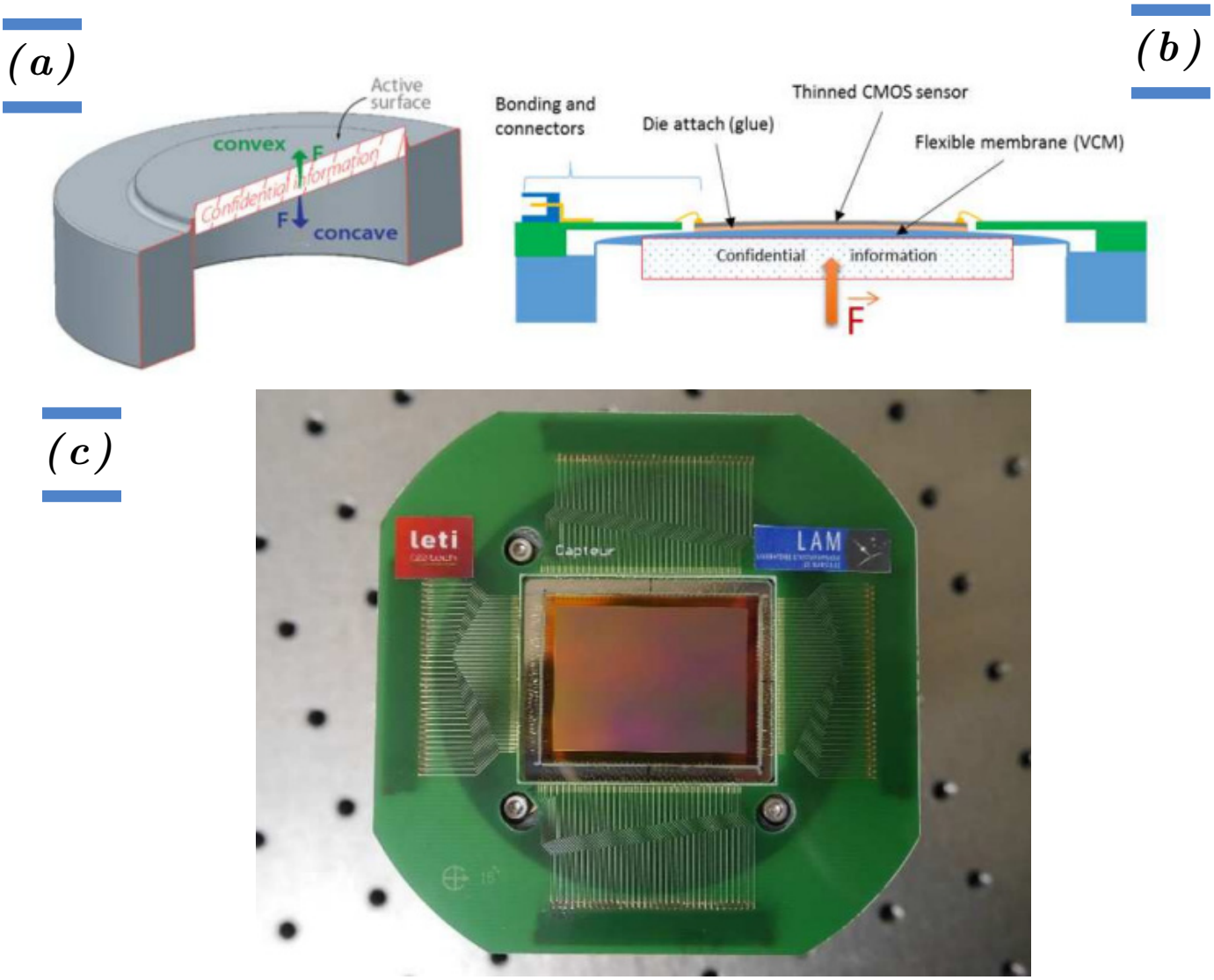


Figure 4.3 Capteur à courbure sphérique variable monté sur un substrat VCM (a) Section du substrat VCM (b) Section de l'ensemble VCM + Capteur et Wire bondings (c) Vue d'ensemble du prototype

Ces développements ont pu être mis à profit pour des pré-projets, notamment pour le projet LUVOIR [66]. Nous reviendrons sur cette technologie dans le chapitre 5, notamment pour l'étude d'objet à forme variable et l'étude du Cerveau avec le Projet MesoCortex de l'Institut de Neurosciences de la Timone [67] à Marseille. Tous ces process et les recherches en cours sont un indicateur fort qui montre que les capteurs courbes représentent un concept clef, qui est aujourd'hui à l'aube de son ère commerciale, pour l'adaptation et la diffusion vers de nombreux projets.

4.2 Besoins et limitations, le paradoxe du domaine de faisabilité

4.2.1 Présentation générale du capteur

Le capteur est un composant semi-conducteur monté sur un *wafer* (un support mécanique) de Silicium. La taille de ces *wafers* est variable (de 25.4mm jusqu'à 300mm) avec un standard actuel à 300mm. Ils possèdent une épaisseur nominale de 700µm. Les capteurs peuvent avoir plusieurs déclinaisons, des capteurs CMOS FI (*Front Illuminated*: éclairage directement sur la face active), BI (*Back Illuminated*: éclairage à travers la couche de Silicium (photo-diodes)), il peuvent disposer d'une couche supplémentaire pour la caractérisation de la couleur (Filtre de Bayer) et une couche de microlentilles en plastique transparent pour concentrer la lumière.

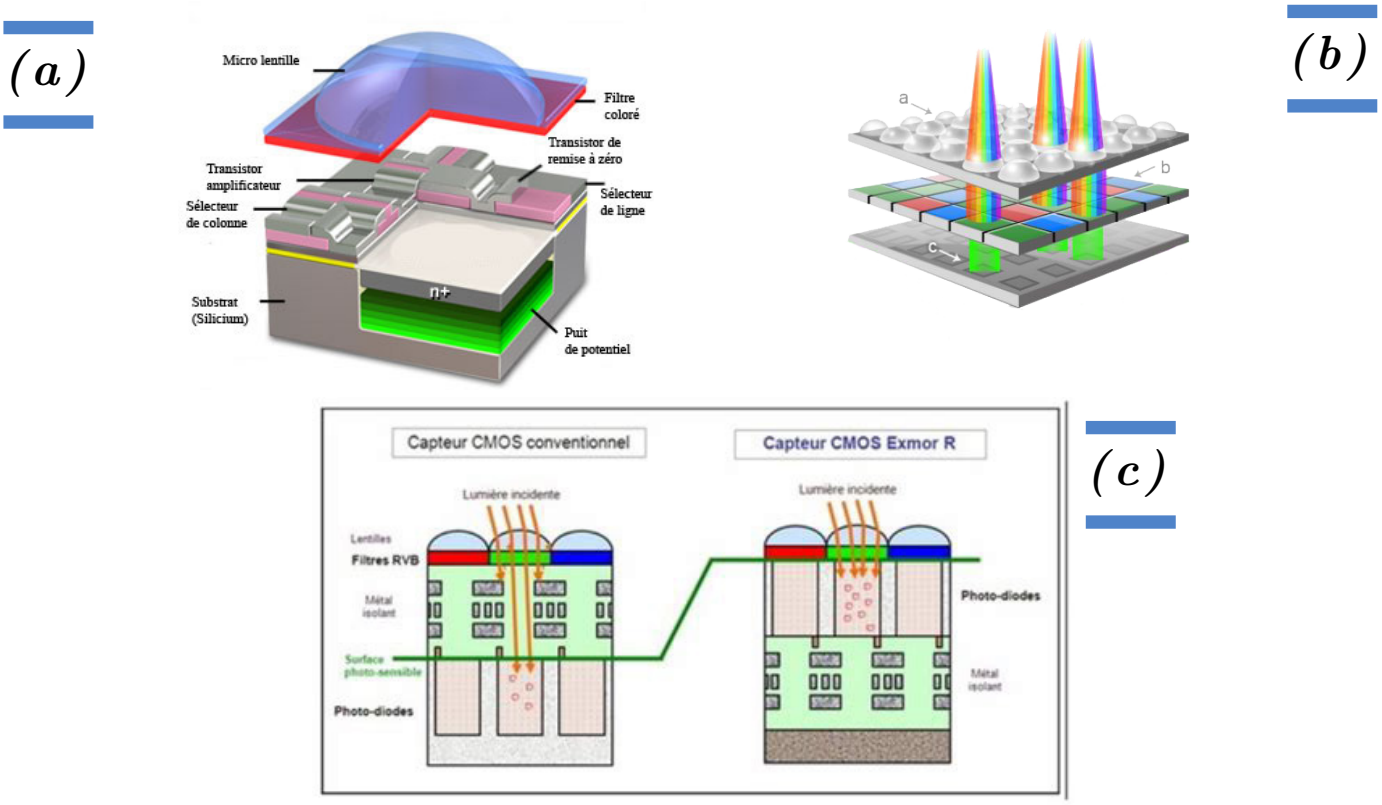


Figure 4.4 (a) Détail d'un capteur CMOS avec les différentes couches gravés de semi-conducteurs (b) filtre de Bayer et microlentilles (c) Deux types de capteurs, Front Illuminated et Back Illuminated.

Toutes ces différentes couches vont jouer un rôle important au cours des manipulations et des transformations que nous allons faire subir aux wafers gravés. Afin d'identifier une courbure limite, nous considérons qu'un wafer gravé possède deux zones homogènes [66], une tranche de Silicium et une surcouche électronique d'une épaisseur d'environ de 4µm (cf fig 4.7 p148 étude FEA).

Le but du process de mise en courbure des capteurs est de passer de la forme nominale plane d'un capteur commercial à une forme sphérique dans son package originel. Ci dessous la représentation d'un capteur normal plan et la représentation d'un capteur courbe ayant été adapté dans le même package d'origine.

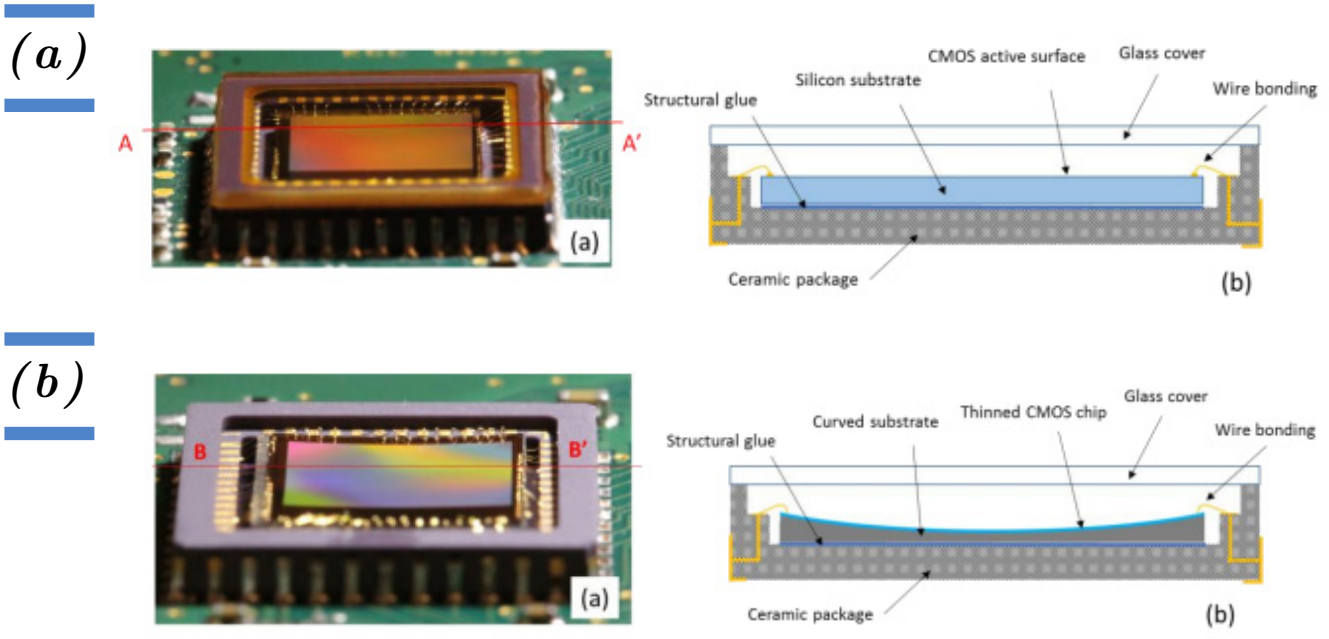


Figure 4.5 (a) Vue générale d'un capteur plan commercial type Teledyne EV76C560 (b) Vue générale du même capteur courbé dans son package original afin d'être Plug & Play. [68]

Sur la vue générale (fig 4.5 (a)), les capteurs commerciaux sont protégés par une "*cover glass*" (vitre de protection). Le capteur est lui même collé dans un support en céramique et relié à des pins sous le support par des *wire bondings* qui sont des fils en or ou en aluminium extrêmement minces (15-25µm) soudés sur les *pads* du capteur.

4.2.2 Importance de l'état de surface

Pour mettre en forme le capteur en forme sphérique, on procède d'abord à l'amincissement des wafers. Ceux ci sont amincis dans cette étude à 100µm. Cette étape d'amincissement est réalisée par abrasion mécanique et permet au wafer de devenir flexible. Cette étape peut être suivie d'un *Chemical Mechanical Polishing* (CMP) ou d'un *Chemical Etching* (CE) afin de limiter les défauts de surfaces sur la face Silicium du wafer afin de limiter les départs de rupture au moment de la déformation comme nous le verrons dans la section suivante.

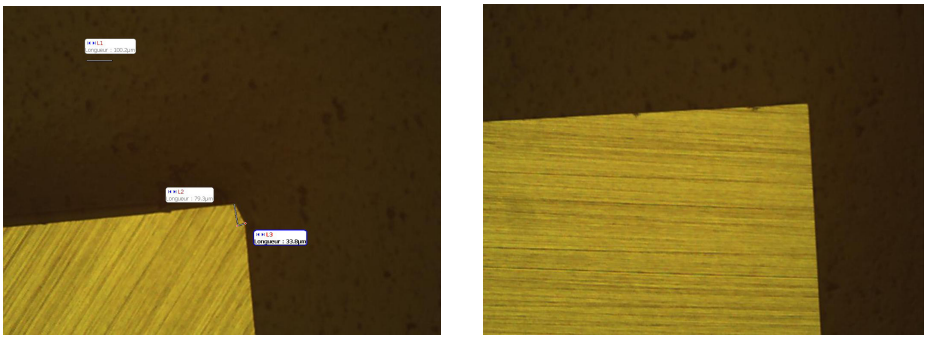


Figure 4.6 Détail d'un wafer nu en silicium découpé et aminci sans CMP. On peut y voir les effet de la lame de découpe et les sillons provoqués par l'amincissement (grinding).

Le capteur aminci est alors découpé puis collé sur la cale sphérique par pression mécanique directe. Cette cale est elle même collée sur la céramique. On procède ensuite au *Wire Bonding* en prenant soin de régler la pression de travail sur les *pads* afin de ne pas endommager ceux-ci et la structure amincie qui les supporte.

Il existe en effet plusieurs techniques de *bonding* et plusieurs matériaux utilisés. Le plus commun est celui utilisé sur les capteurs de CMOSIS, c'est le procédé de *ball bonding* en or. Celui-ci nécessite une température de chauffe des pads qui est de 125°C minimum, ce qui correspond à la température maximale supportée par les microlentilles, mais qui dépasse malheureusement les températures de fusion des premiers matériaux utilisés pour les cales réalisées en impression 3D. Après avoir fondus quelques supports, cette obligation nous a obligé à nous tourner vers une autre technique: le *Bonding aluminium* à froid. Cette technique impose une pression sur les pads importantes, et il a fallu trouver un compromis en adhérence (test en arrachement), pression de frappe (risque de casse du capteurs amincis) et la gestion d'une frappe sur un support en pente qui ne permet pas d'obtenir les mêmes résultats que sur un support horizontal.

4.2.3 Étude de résistance en éléments finis

Liubov Nikitushkina et B. Chambion ont mené une Analyse en Éléments Finis (FEA) [69] afin de prévoir les courbures maximales atteignables sans dommages pour les capteurs courbes. Cette étude a permis de montrer quelles étaient les perspectives atteignables en terme de rayon de courbure.

Les paramètres géométriques pour décrire les capteurs sont L (longueur 3mm<L<45mm), t (thickness=épaisseur du capteur 10µm<t<400µm), et R (Rayon de courbure 40mm<R<500mm).

La qualité de surface va directement influencer la tension de rupture. Nous définis-

sons deux valeurs de tenseur max d'après l'étude de Zhao et Al. [70] qui sont $S1_{max1}$=200 MPa (qui correspond à la tension de rupture pour un amincissement et une découpe classique des wafers en Silicium) et $S1_{max2}$=500 MPa (qui correspond à la tension de rupture pour des wafers amincis avec le process CMP-*Chemical Mechanical Polishing*). La qualité de surface va directement influencer la tension de rupture. Par exemple, la découpe des wafers peut laisser des brèches ou l'amincissement peut laisser des micro-sillons (cf fig 4.6). Ces irrégularités vont abaisser la tension de seuil de rupture.

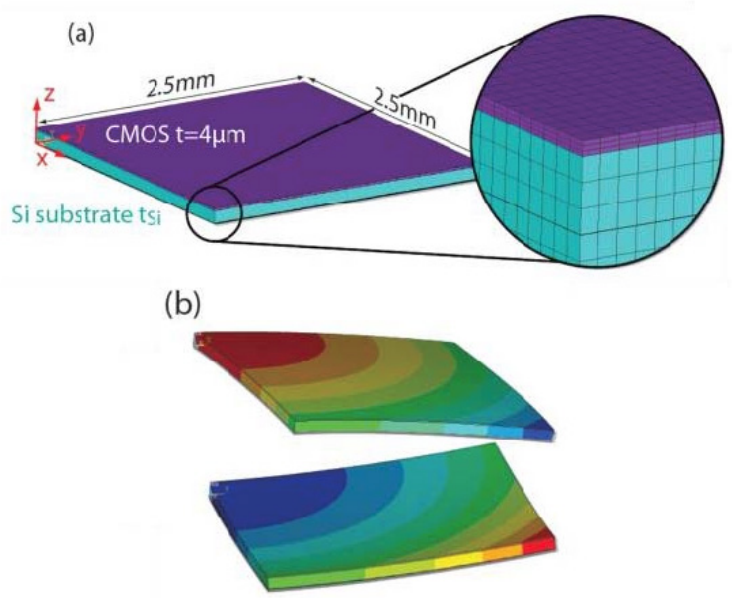


Figure 4.7 Modèle FEA d'un capteur CMOS. On observe (a) une première partie dite "couche électronique" d'épaisseur t=4µm sur un substrat de silicium d'épaisseur t_{Si}. La figure (b) permet de visualiser les contraintes à l'intérieur d'un capteur déformé en convexe (en haut) et en concave (en bas).

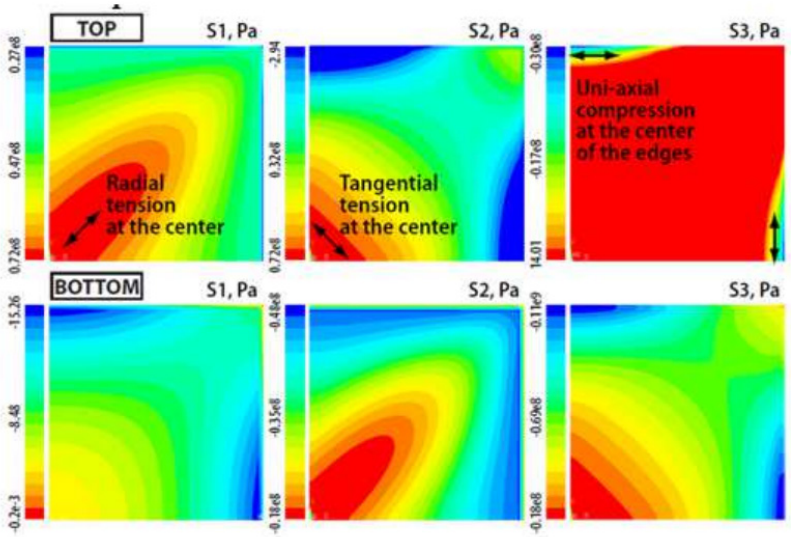
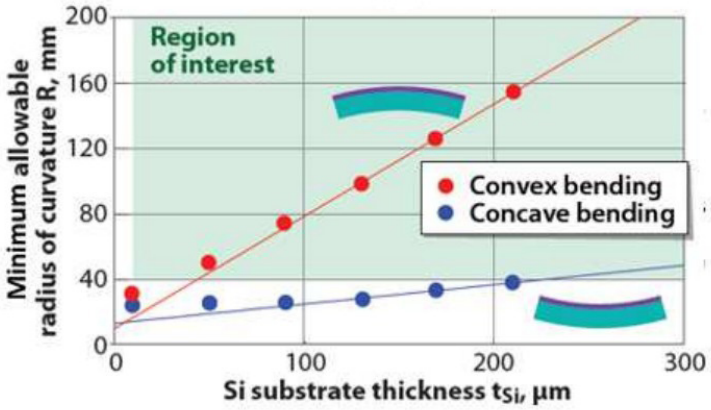


Figure 4.8 Distribution des contraintes pour un capteur (visualisation d'un quart du capteur) de longueur L=5mm et d'épaisseur t=50µm soumis à une déformation sphérique de rayon R=200mm.

On note sur la figure 4.8 l'apparition de tensions au centre des côtés sur la face électronique (TOP). Ces tensions sont à l'origine des effets de "*bucklings*" (ondulations que nous retrouverons par la suite (p158 4.5.3).

L'analyse en éléments finis a été menée sur des plaques en Silicium de 7.74mm×8.12m. Les éléments de base considérés pour la déformation sont définis par 4 nœuds et 6 degrés de libertés. L'analyse a été réalisée avec le logiciel de FEA ANSYS.

(a)



(b)

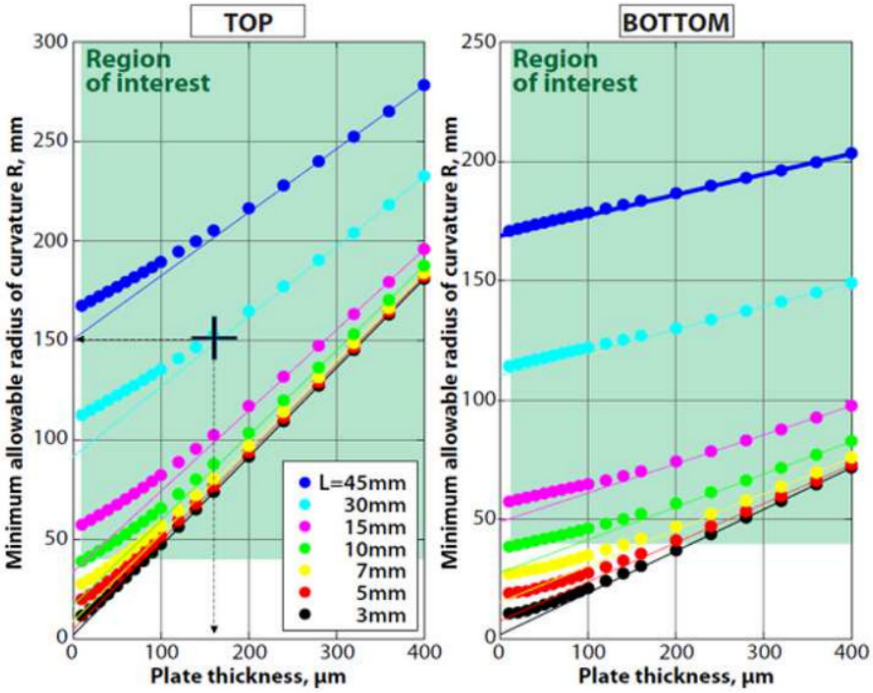


Figure 4.9 Rayons de courbure atteignables en fonction de la taille et de l'épaisseur des capteurs.

La condition S1<$S1_{max2}$ définit une zone interdite. On définit une zone intermédiaire $S1_{max1}$<S1<$S1_{max2}$ qui est une zone atteignable sous condition de CMP et puis la zone Safe en dessous de $S1_{max1}$. Les résultats sont consignés dans le tableau fig 4.7

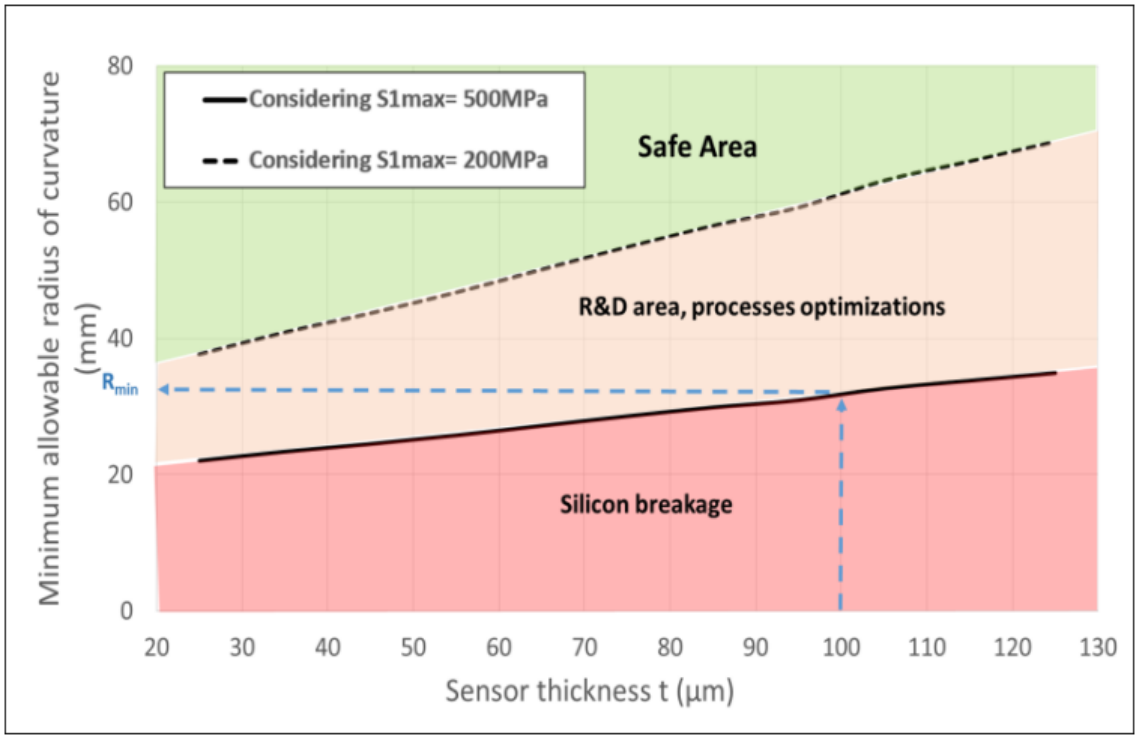


Figure 4.10 Résultats de la modélisation par éléments finis sur des puces de 7.74×8.12 mm en considérant deux critères de rupture: $S1_{max1}$=200MPa et $S1_{max2}$=500MPa [68]

Pour une épaisseur cible fixée à 100µm, en considérant un process d'amincissement en CMP, nous pouvons ainsi prévoir un rayon de courbure minimum Rc=32mm. Si nous considérons que nous mettons progressivement en forme le capteur dans sa cale sphérique, nous observons deux étapes de répartition des contraintes, sachant que les bords du capteurs ne sont eux pas contraints. La première étape correspond à un tenseur de contrainte bi-axial constant sur l'ensemble du capteur pour de faibles rayons de courbure (R>60mm) puis une deuxième phase caractérisée par l'apparition de contraintes tangentielles qui apparaissent au centre de chaque bord (R<60mm). Sur la figure 4.8, on représente la distribution de ce tenseur de contraintes pour un rayon de courbure Rc=65mm et pour une épaisseur t=100µm. Pour cette valeur du rayon de courbure, tout le capteur est sous contrainte, avec une tension maximale qui se situe au centre (201MPa) et des tensions minimales qui sont situées au centre de chaque bord (45MPa). Si le capteur n'est pas suffisamment contraint au moment du collage, la forme finale aura tendance à prendre cette forme de croix, s'éloignant ainsi de la forme sphérique.

Nous retrouverons ces résultats expérimentalement à la section suivante, notamment avec les techniques de déformation des capteurs après collage qui ont tendance à déformer leurs substrats si ceux-ci ne sont pas assez rigides.

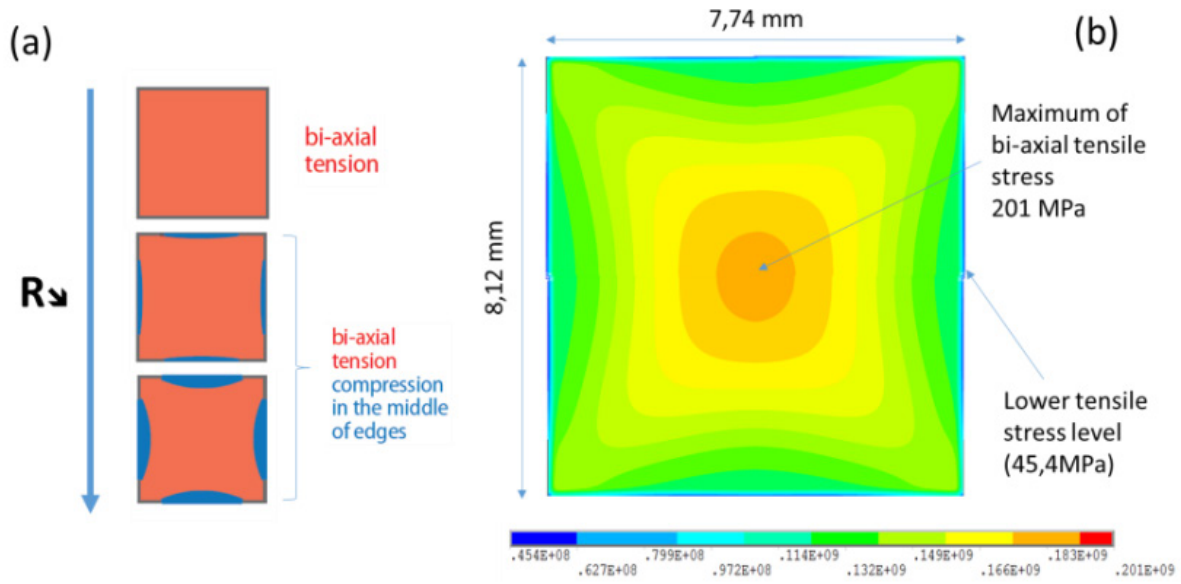


Figure 4.11 (a) Illustration des deux comportements mécaniques de la plaque en Silicium en fonction du rayons de courbure. (b) Distribution du tenseur de contraintes sur une plaque de Silicium d'épaisseur 100µm pour Rc=65mm [68]

4.2.4 Process de base: limitations

Des tests ont été menés en contraignant physiquement les capteurs avec des moules de formes complémentaires à la cale finale. Les prévisions prédites par la FEA ont été validés expérimentalement mais néanmoins deux facteurs se sont révélés être très importants dans le processus de déformation:

1- La manipulation des puces. En effet, ces puces, en plus d'être électrostatiquement vulnérables, sont aussi optiquement fragiles. Les surfaces optiques (les microlentilles doivent être préservées pour garder le maximum de leur efficacité) ce qui limite toutes les manipulations en face active dans le processus global.

2- La fréquence spatiale maximale de déformation. Si les puces peuvent être déformées sur des rayons de courbure constants, elles ne tolèrent pas les fréquences spatiales hautes. Tout contact avec un objet saillant peut potentiellement provoquer la rupture de la puce. Chaque étape doit être réalisée avec des outils respectant cette contrainte (stylet aspirant, etc.), ce qui rend le process extrêmement complexe et nous contraint à des environnements de travail spécifiques (salles blanches & bracelet antistatique).

A partir de ces deux remarques, nous avons mis au point un process mécanique accompagnant la phase de mise en courbure de la puce **afin de limiter les risques de rupture**. Ce process s'est révélé fiable à 100% avec aucune perte de capteurs pendant l'ensemble des phases de prototypage.

4.3 La précision mécanique

Nous l'avons mentionné au chapitre 2, la mécanique de précision possède des limites qui nous contraignent à imaginer de nouveaux modes opératoires pour arriver aux précisions requises par le cahier des charges optiques de nos systèmes.

4.3.1 La précision en impression 3D

Très tôt dans le développement du process de courbure au LAM, nous nous sommes intéressé à l'impression 3D. Il a fallu d'abord appréhender les précisions réelles des différentes technologies proposées afin de savoir si elles étaient compatibles avec notre cahier des charges. Deux techniques d'impression étaient disponibles :

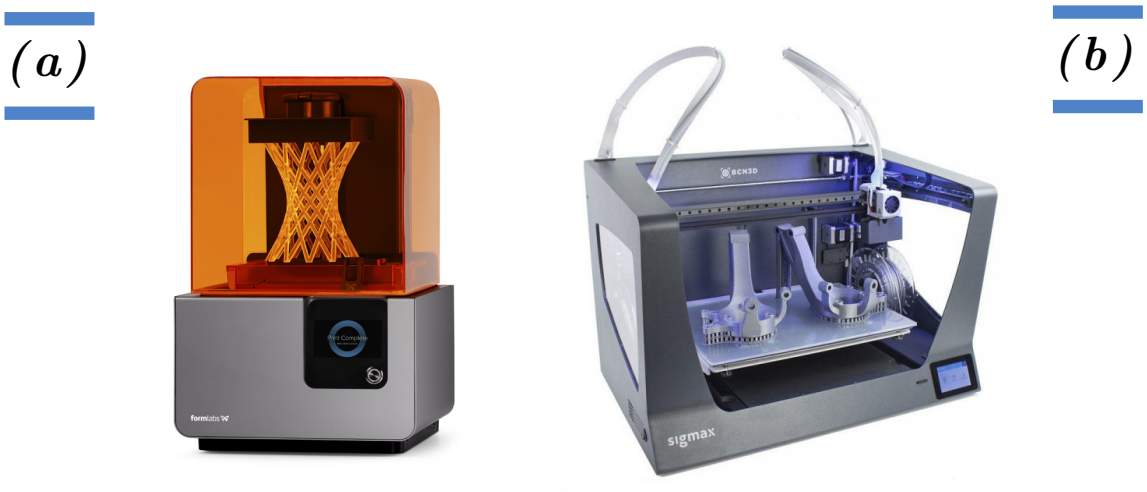


Figure 4.12 (a) Imprimante Formlabs Form2 SLA (Stéréolithographie) précision nominale 25µm (b) BCN3D Simax R19 FDM (Dépôt de matière en Fusion) précision nominale 200µm

Dans notre cas, l'imprimante FDM annonçait une résolution (précision) de l'ordre du micron sur le déplacement des buses. Or les buses elles mêmes sont adaptées à des fils de 400 à 800µm. La précision atteinte réellement au final est de l'ordre de la taille de la buse (400µm) avec des phénomènes de rétractation importants quand le plastique refroidit et se durcit. Dans le cas de la SLA (Stéréolithographie), l'ordre de grandeur

de la précision annoncée était 25µm pour le modèle form2 de chez Formlabs. Or cette précision était annoncée sur la distance inter-couche. Les tests réalisés en interne ont montré que cette précision n'allait pas en dessous de 100µm, et de plus, cette technique souffre elle aussi de rétractations importantes des pièces au moment du séchage par UV (Ultra-Violets). Les différentes parties des pièces se durcissent de manière non homogène provocant des stress internes différents d'une partie à l'autre et des torsions locales qui se répercutent sur l'ensemble de la pièce. La planéité des pièces et les côtes absolues ne sont pas respectées.

Les premières conclusions ont donc été assez défavorables quant à l'utilisation de l'impression 3D pour des prototypes intégrants des composants optiques.

Cependant, nous avons continué à tester les capacités de l'impression 3D, en l'associant aux méthodes de polissage professionnelles, afin de déterminer quelle était la qualité de surface atteignable. Le procédé de polissage est un procédé classique (Polissage sphère sur sphère - celui qu'utilisait déjà Newton à l'époque -) à base d'abrasifs calibrés de plus en plus fin. Nous utilisons l'impression FDM avec l'imprimante BCN3D sigmax R19 qui permet d'utiliser des matériaux composites carbone fibrés, en particulier, nous utilisons le CARBON-P de chez Mitsubishi Chemical Group qui est un PET-G (PolyEthylene Terephthalate Glycol). Ces matériaux possèdent de nombreux avantages, tels que la résistance chimique, la durabilité, et sont extrêmement résistants et durs. Ils présentent peu de retrait au moment du durcissement et se déforment très peu. Après avoir testé une dizaine de matériaux différents, notre choix s'est porté sur ce filament dont les spécifications convergent vers l'essentiel de nos besoins.

Les premiers tests ont été réalisés sur des cales déformables avec un rayon nominal Rc=200mm en s'arrêtant à l'étape de doucissage (abrasif entre 15 et 25µm)

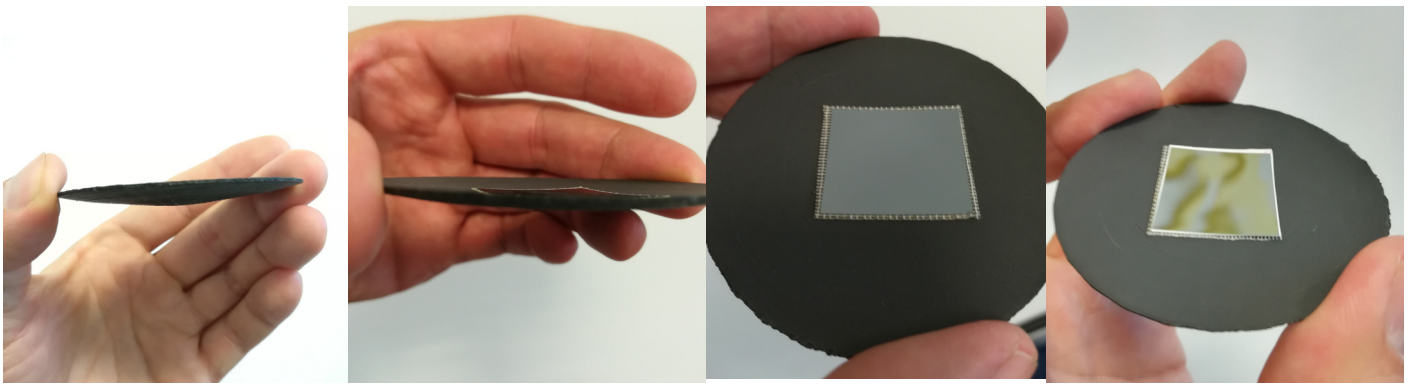


Figure 4.13 Premiers tests de polissage de cales imprimées en résine fibrée carbone PET-G CARBON-P. Les premiers tests de collage de puces vierges non gravées en Silicium et les premiers essais de déformation.

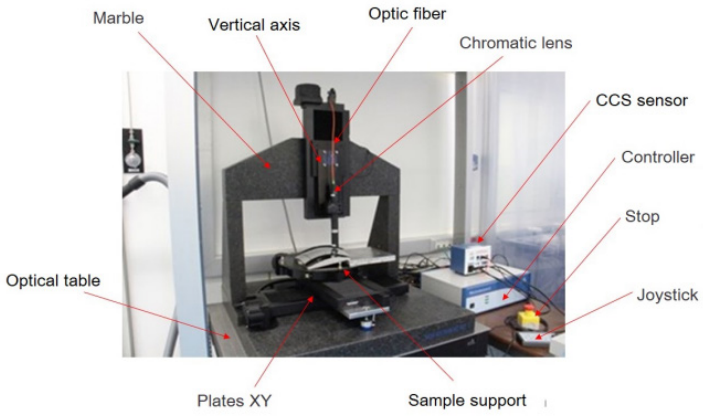


Figure 4.14 Caractérisation des profils des capteurs à l'aide du profilomètre confocal STILL en salle blanche ISO 5

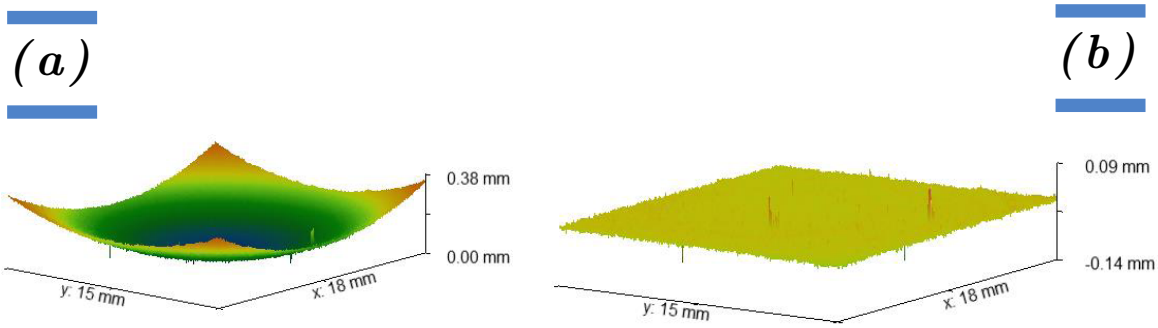


Figure 4.15 Visualisation de la forme de la première cale déformable sphérique réalisée en impression 3D + polissage. Rayon de courbure Nominal Rc=200mm. Après fitting Rréel=227mm

Sur la figure 4.11, on peut visualiser la forme de la première cale déformable sphérique imprimée en 3D avec un filament PET-G chargé à 15% en fibres de Carbone. On note la forme générale sphérique.

Lorsqu'on applique les outils d'analyse (Logiciel GWYDDION d'analyse de data 3D) et qu'on vient corréler les datas avec la meilleure sphère, on trouve un rayon de courbure réel Rréel=227mm. En effet, après la phase de polissage, au moment de décoller la cale, les contraintes se relâchent et la cale "s'ouvre" légèrement, augmentant ainsi le rayon de courbure.

Ces premiers essais ont été très encourageants. Ils permettent de réaliser une surface avec des artefacts évoluant entre -90µm et 140µm et donc un PTV (peak to valley) maximal de 230µm. Lorsqu'on calcule cette différence en RMS (Root Mean Square) ce qui a pour effet de niveler les artefacts, le logiciel d'analyse nous donne un état de sur-

face de 3.99µm, ce qui est un indice d'un excellent état de surface, au delà des limites atteignables dans le cadre de la mécanique de précision "classique".

4.3.2 Les projets connexes: Roman Space Telescope

Ces essais d'utilisation combinés impression 3D/polissage pour des éléments opto-mécaniques ont permis d'accompagner le travail de thèse de M. Roulet au LAM [71], sur la possibilité d'utiliser l'impression 3D pour la fabrication de miroirs en astronomie. Avec P. Ballard, nous avons pu réaliser une pré-étude pour savoir si les techniques d'impression 3D disponibles au Laboratoire permettaient d'obtenir une précision suffisante. Les premiers tests ont été réalisés ainsi que la caractérisation des états de surfaces. Les piliers de mise sous contraintes (fig 4.16) en CARBON-P pour le collage ont également étés testés. Les premiers tests d'impression des harnais de déformation ont été réalisés avec l'imprimante SLA formlabs.

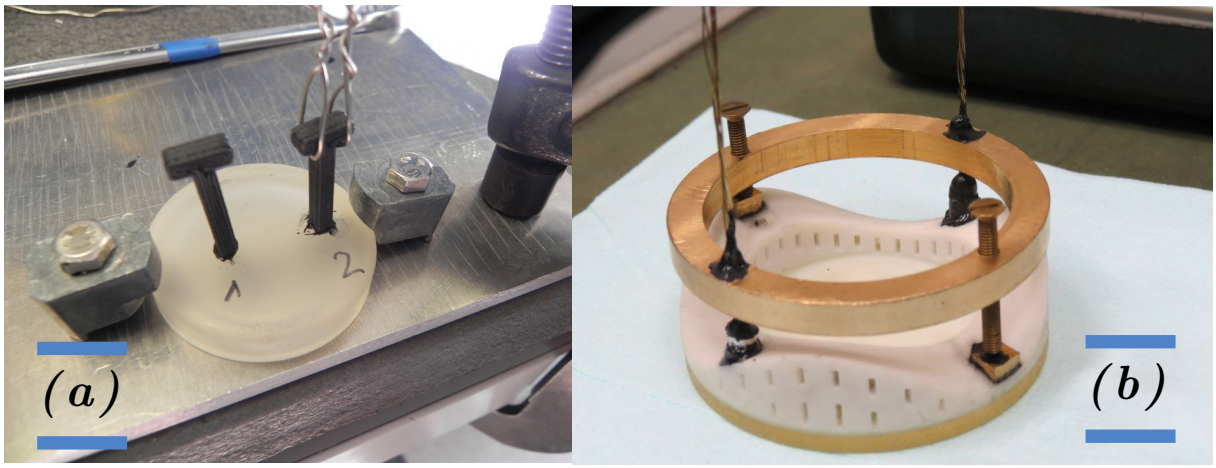


Figure 4.16 (a) Test en traction pour les piliers en PET-G CARBON-P FDM.
(b) Harnais de déformation en impression 3D.

Toutes ces phases préliminaires de travail ont été réalisées au LAM grâce à l'impression 3D et bien que celles-ci se soient révélées insuffisantes, les miroirs de la voie coronographique du Roman Space Télescope ont été fabriqués avec l'aide de l'impression 3D (prestataire extérieur) et les techniques de polissage sous contrainte [72] du LAM. Celles ci requièrent une précision de surface qui n'a pas été validée sur notre capacité d'impression 3D en interne. Néanmoins, c'est grâce à l'impression 3D en alumina par un prestataire externe que cette étude à pu être menée à bien avec des qualités d'état de surface de l'ordre du micron. Ci-dessous, le profil des miroirs en Alumina sortis brut de l'impression et les mêmes miroirs après polissage (fig. 4.17)

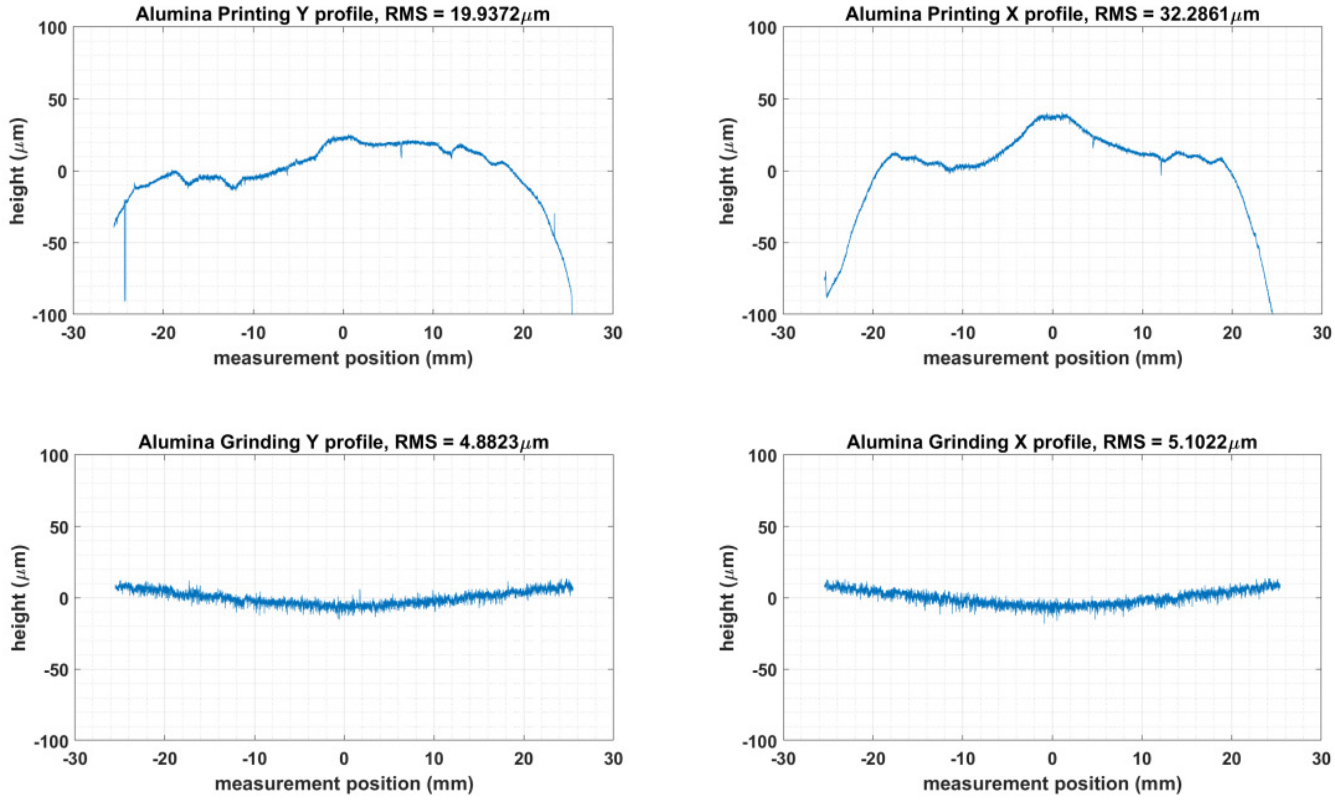


Figure 4.17 Profils d'une surface avant et après polissage d'un échantillon imprimé en Alumina

Ces études ont permis de valider le process de réalisation des miroirs sous contraintes. Les miroirs pour la voie coronographique du Roman Space Télescope ont été polis au LAM grâce à l'impression 3D (Harnais) et ont été validés pour partir dans l'espace par la NASA. Les résultats sont consignés dans l'article de M. Roulet et Al, Optics Express, *Off-axis parabolas super polished under stress: the case of the Roman Space Telescope Coronographic instrument mirrors* [73].

En conclusion de cette section, l'impression 3D est utilisable pour réaliser des composants optiques, soit en voie directe, soit en voie indirecte. Tout va dépendre du cahier des charges et des tolérances acceptables. En ce qui nous concerne, le calcul de dimensionnement pour des systèmes classiques (objectif triplet de Cooke présenté au chapitre 3) permet d'obtenir une valeur de profondeur focale (Chapitre 2 figure 2.8) de l'ordre de plusieurs microns. C'est cette qualité de surface que nous devons obtenir (<10µm) pour que nos capteurs entrent dans les tolérances (volume focal). Ces qualités de surface sont atteignables après polissage, à condition d'admettre un "lissage" des artefacts au moment du collage.

4.3.3 Mécanique de précision pour les supports optiques

Nous avons exploré dans la section précédente les limites de précision en impression 3D. Dans le domaine de la mécanique de précision classique, nous arrivons à un plateau autour des 10µm. Pour dépasser ce plateau et accéder au domaine de l'ultra précision mécanique, on doit faire appel à des machines extrêmement coûteuses qui fonctionnent en environnement thermo-régulé. Il existe deux de ces machines dans la région PACA, une chez Airbus à Marignane et une à la plate-forme technologique TECHNOVALO à Aix-en-Provence. Cette plateforme est gérée par les équipes de l'Institut des Sciences du Mouvement (ISM) et notamment l'équipe de recherche autour de la Conception Bio Inspirée (CBI). L'axe principal de cette plateforme est d'apporter des outils d'expertise innovant à la recherche et aux entreprises. Dans ce cadre, ils se sont dotés, en partenariat avec Airbus d'un centre d'usinage 5 axes thermo-régulé. Cette machine est capable d'atteindre une précision absolue de l'ordre du micron, sous condition de non dilatation thermique du matériau. En terme d'état de surface relatif, on arrive à des précisions de quelques centaines de nanomètres, voire quelques dizaines de nanomètres sur des traitements expérimentaux. Ces outils représentent une solution technologique pour combler le gap entre le besoin en optique et les précisions en mécanique traditionnelle évoquées au début du chapitre 2. Nous allons revenir sur cette solution pour la fabrication des cales fixes du process no#2 (Déformation pendant collage)

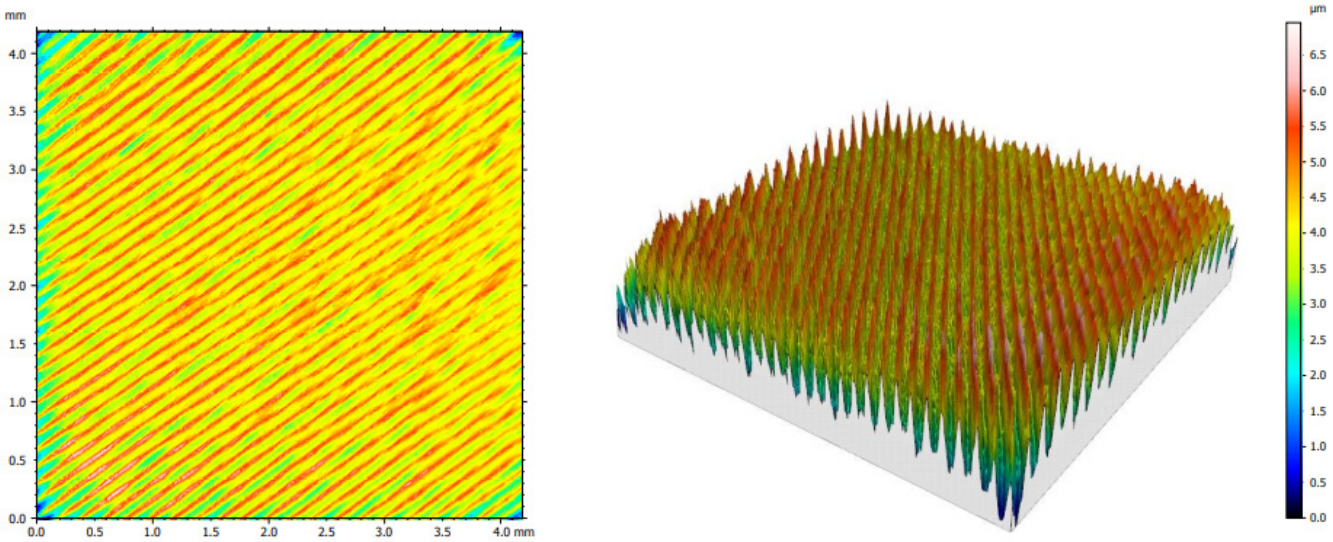


Figure 4.18 Exemple d'état de surface de pièces réalisées en usinage 5 axes thermo-régulé. La différence de forme à la surface nominale est inférieure à 6µm PTV

Les microsillons sont induits par les fraises d'abrasion qui viennent façonner la pièce. En fonction de la qualité requise, les étapes suivantes consistent à un polissage

avec des broches spécifiques souples qui parcourent exactement le même chemin que les fraises de mise en forme avec un léger décalage pour polir les crêtes. Ainsi, on peut obtenir d'excellents états de surface avec des qualités avoisinant les 100 nm en PTV.

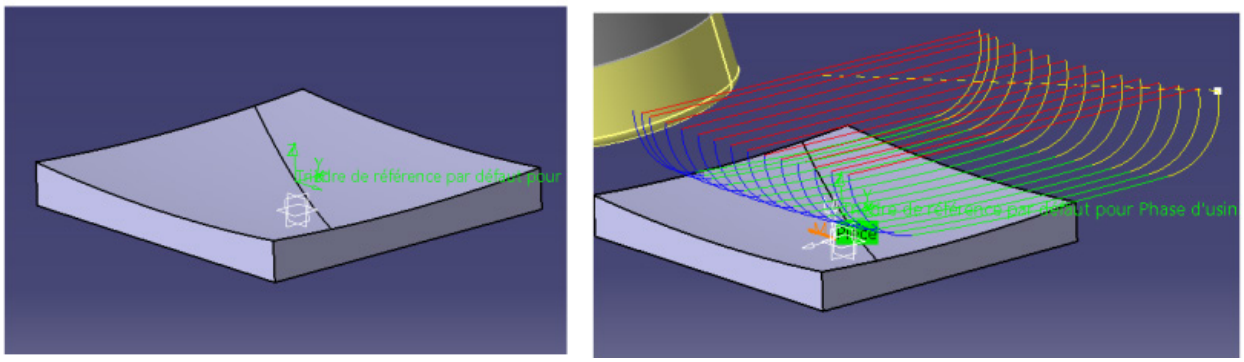


Figure 4.19 Représentation du mouvement des fraises sur machine 5 axes thermo-régulé. Les microsillons sont induits par ce mouvement régulier (Institut des Sciences du Mouvement).

Ces outils innovants vont nous permettre d'accéder à des précisions au delà du micron. En effet, la phase de collage va permettre de venir niveler les microsillons. La forme finale sera donc une moyenne de ces microsillons qui reprend la forme nominale avec une précision inférieure au micron. Cette précision va au delà de notre cahier des charges, et laisse une marge de manœuvre pour les autres étapes de mise en forme.

4.4 Process #1 déformation après collage

4.4.1 Principe de déformation

Pour déformer nos capteurs, nous utilisons le principe de déformation développé au LAM qui correspond à l'expertise acquise pour la déformation des miroirs pour l'astronomie. Cette théorie développée par G. Lemaître [64] et mise en œuvre par M. Ferrari et E. Hugot [75][76], permet de déformer un substrat de manière continuellement sphérique avec une précision de quelques centaines de nanomètres [77].

4.4.2 Déformation après collage

Dans un premier temps, nous allons utiliser l'impression 3D pour réaliser un prototype qui va permettre d'évaluer quelle précision sur la forme finale du capteur nous pouvons obtenir. Le prototype est imprimé en 3D SLA avec de la résine BLUE TOUGHT V4 ABS (Acrylonotrile Butadiene Styrene) extrêmement rigide. Le corps du

prototype ne doit pas être déformé au moment de la mise en contrainte de la cale déformable. Nous avons donc mis au point un système simple de déformation afin d'opérer les premiers essais.

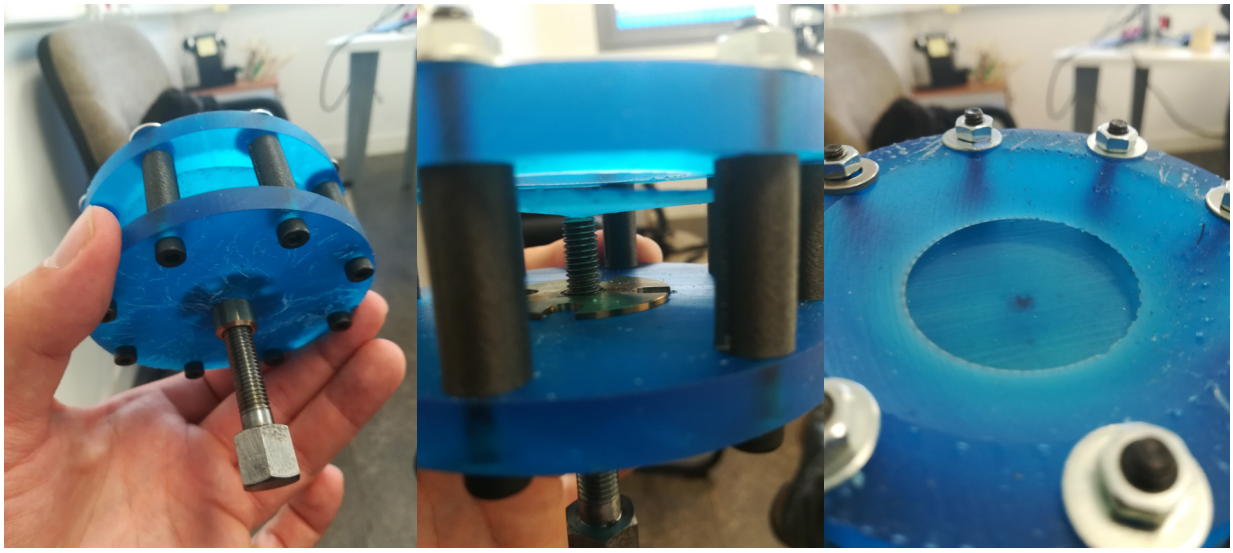


Figure 4.20 Premier prototype d'outil de mise sous contrainte des substrats déformables.

Cette méthode est protégée par un savoir faire au sein du CNRS (Déclaration d'Invention n° 12589-01 CNRS).

Ce premier process a permis d'avoir les premiers résultats et les premiers capteurs courbes fonctionnels qui ont été présentés lors du salon PHOTONICS WEST à San Francisco en 2019.

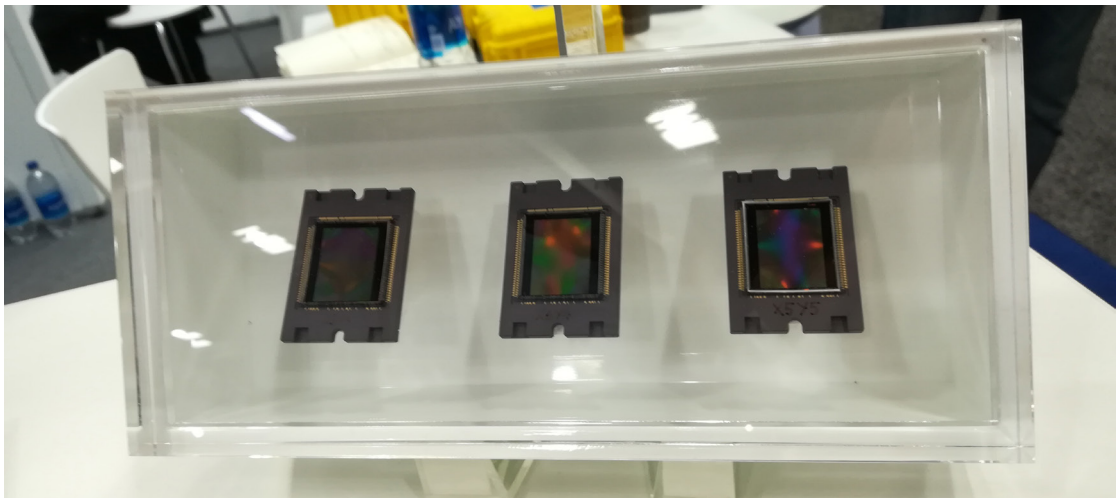


Figure 4.21 Les premiers capteurs courbes fonctionnels

Les premiers tests de déformation ont laissé apparaître les traces de contraintes prédites par la théorie. Les cales n'étant pas suffisamment rigides (plastique), elles prennent la forme imposée par les contraintes à l'intérieur du capteur et on retrouve cette forme en croix prédite par la FEA au début du chapitre 4. Ce process n'est donc pas suffisant pour notre cahier des charges et nous devons le faire évoluer.

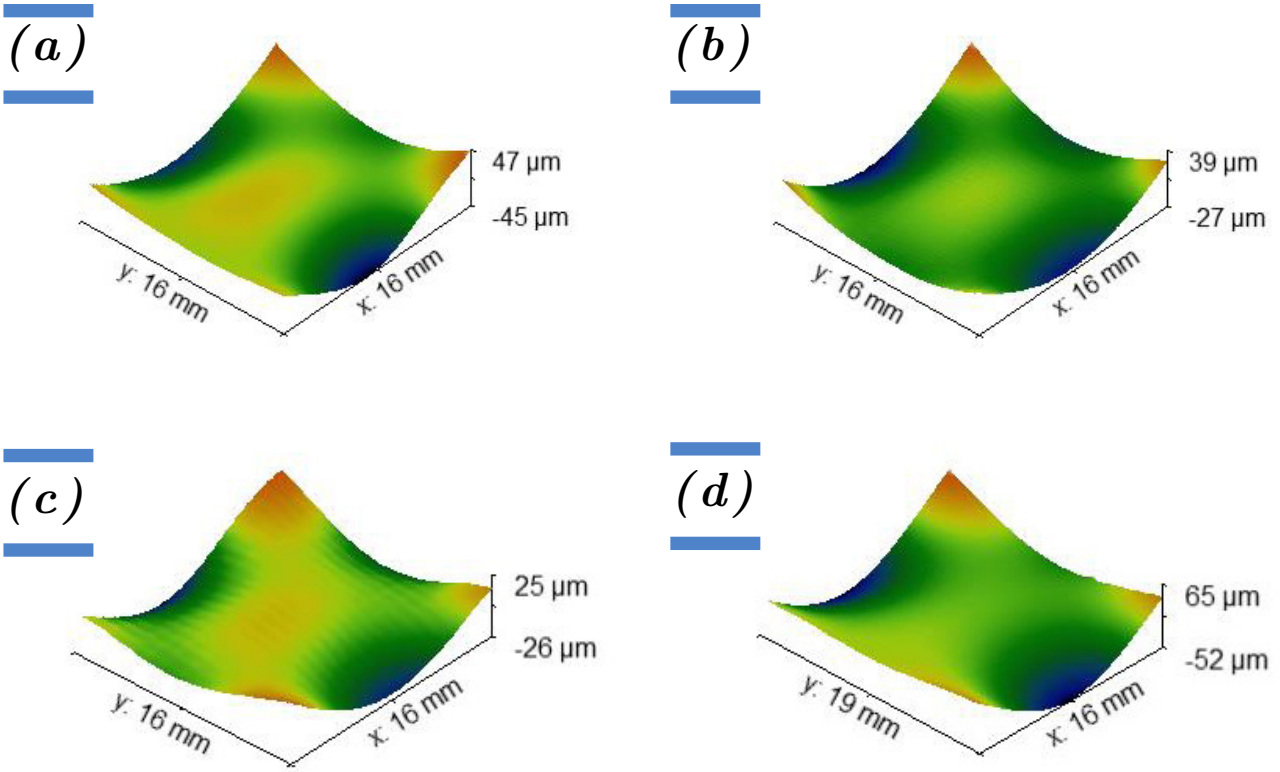


Figure 4.22 Résidus (différence entre la sphère nominale et la forme réelle) pour les surfaces des 4 capteurs fonctionnels courbes CMOSIS CMV12000.
(a) X5Y6 (b) X5Y4 (c) X6Y4 (d) X6Y2

4.4.3 Étude paramétrique: Échecs & Succès

Sur la Figure 4.19, nous observons la forme des résidus après régression de la surface réelle à la meilleure sphère. On observe pour le premier capteur (a) et le (d) des résidus qui évoluent de -45µm à 47µm, soit 92µm PTV pour le X5Y6 et entre -52µm et 65µm (soit 117µm PTV) pour le X6Y2. Pour les deux autres capteurs (b) et (c), on a un écart à la sphère nominale de 66µm pour le X5Y5 et de 51µm pour le X6Y4.

Ces résultats n'entrent pas dans les **tolérances de la profondeur focale** de notre système qui est de ±10µm (objectif triplet de Cooke présenté au chapitre 3). Bien que ces capteurs soient fonctionnels et qu'ils nous ont permis de réaliser les premières

images courbes hors laboratoire, ce constat nous a amené a développer un autre process qui va être détaillé à la section suivante.

4.5 Process #2 Collage pendant déformation

4.5.1 Le vide

Le second process développé utilise le principe de la presse sous vide. On vient presser le capteur contre une cale rigide grâce à la force du vide.



Figure 4.23 Presse sous vide. Les éléments à l'intérieur de la poche vont être comprimés et serrés entre eux grâce au vide créé par la pompe.

Après avoir fait des essais de déformation mécanique directe (cale + forme complémentaire) et avoir vu les limites de ce principe trivial (casse/manque de précision/ décentrement), l'idée est de remplacer une pression directe mécanique par une mise en pression graduelle sous vide sur l'ensemble de la surface du capteur afin de répartir les efforts locaux. Nous réalisons donc une presse sous vide qui permet de coller des éléments entre eux à l'aide d'une pompe à vide et d'une poche plastique. Nous utiliserons des éléments résistants à la chaleur afin de disposer le tout dans une enceinte thermique pour procéder au collage. Tous les éléments (joints, plastique, cale, capteur) doivent être compatibles avec la descente en pression et la montée en température.

Nous utilisons des feuilles de colle calibrées afin de maintenir la même épaisseur de colle sur toute la surface. Ces couches de colle doivent permettre le glissement entre la cale et le capteur au moment de présenter le capteur sur la cale et de la mise sous vide. Cette étape est cruciale pour ne pas casser les coins du capteur.

4.5.2 Les premiers essais

Le premier essai a été effectué sur une lentille plano-concave avec un rayon de courbure sur la face concave de Rc=127mm.

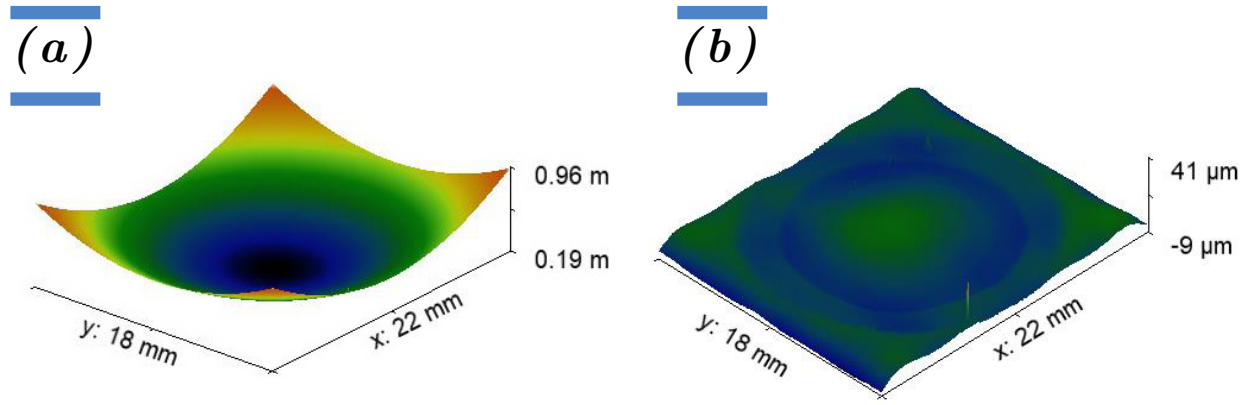


Figure 4.24 Test de mise en forme d'une puce silicium non gravée de 100µm sur une lentille plano-concave de rayon de courbure Rc=127mm (a) forme réelle du capteur (b) écart à la sphère parfaite

Cette technique s'est avérée très efficace dès les premiers tests pour la mise en forme des capteurs. Sur ce premier essai, la surface nominale était une sphère (lentille) avec un rayon de courbure Rc=127mm. Après collage d'une puce vierge non gravée en Silicium amincie à 100µm, la forme finale de la "*best fit sphere*" (sphère qui approxime au mieux la surface) possède un rayon de courbure de Rc_{final}=128mm. La déviation en RMS est de 2,55µm. Si on enlève les artefacts, la déviation sur l'ensemble de la surface, est inférieure à 15µm PTV.

4.5.3 Étude paramétrique : Validation des courbures maximales

L'étude paramétrique a fait apparaître un paramètre supplémentaire: c'est le phénomène de *buckling* introduit un peu plus haut. Nous avons testé plusieurs rayons de courbure en réalisant des cales en impression 3D SLA UV repolies et calibrées. Les résultats de l'étude paramétrique sont consignés sur la figure 4.22 avec trois zones distinctes: en vert, la zone de compatibilité, en marron, la zone de Buckling, et en noir, la zone de casse.

Nous utilisons un matériau imprimable thermo-résistant (High Temp Resine FLHTAM02 V2) qui permet de travailler à des températures nominales de plus de 238°C. Les tests ont montré que les puces peuvent être déformées sans risque de casse jusqu'à r/3* pour une épaisseur de 100µm. Ces résultats ont permis ainsi de valider le process pour

* Le rayon de courbure est un paramètre pertinent pour une taille de capteur fixe. Si on veut parler plus généralement en terme de contraintes (et donc de courbure locale) on préfère parler en R/# (i.e. Rayon / Diamètre)

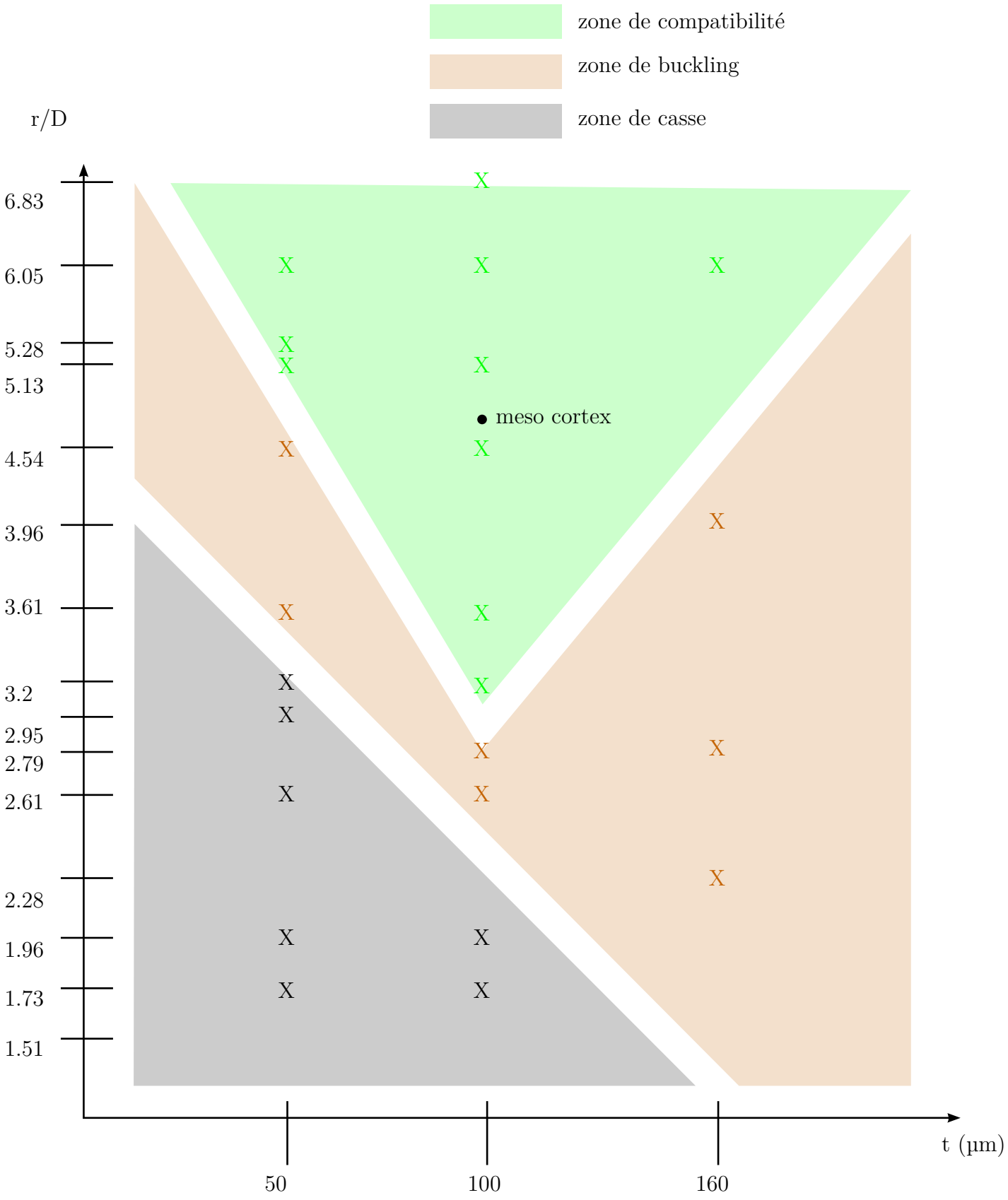


Figure 4.25 Étude paramétrique pour la courbure des capteurs. La zone verte est la zone de compatibilité, la zone marron correspond à la zone de "buckling", et la zone grise correspond à la zone de casse.

des rayons de courbure relativement "faibles", c'est à dire r/4. Nous avons pu réaliser le capteur destiné à l'étude du cerveau des singes avec l'Institut de Neurosciences de la Timone. Il s'agit d'un capteur CMOSIS 12Mpx au format APS-C (25.24mmx22.88mm) à courbure fixe nominale Rc=160mm, soit r/4.5.

Les tests expérimentaux permettent d'arriver au-delà de r/3. On aurait tendance à penser que plus le capteur est fin, plus il peut se tordre, mais pour des capteurs très fins, ils deviennent plus fragiles, et le phénomène de buckling va mener plus rapidement à la casse. Le capteur ne peut pas absorber les tensions imposées. Au delà de ces limites physiques, le fonctionnement des capteurs doit être testé sur le long terme.

Nous avons donc un compromis à faire entre l'épaisseur du capteur, sa taille et la courbure qu'on veut lui imposer. Ce succès technologique a permis de réaliser le premier capteur courbe commercialisé pour Mexo-Cortex dont l'état de surface est le suivant:

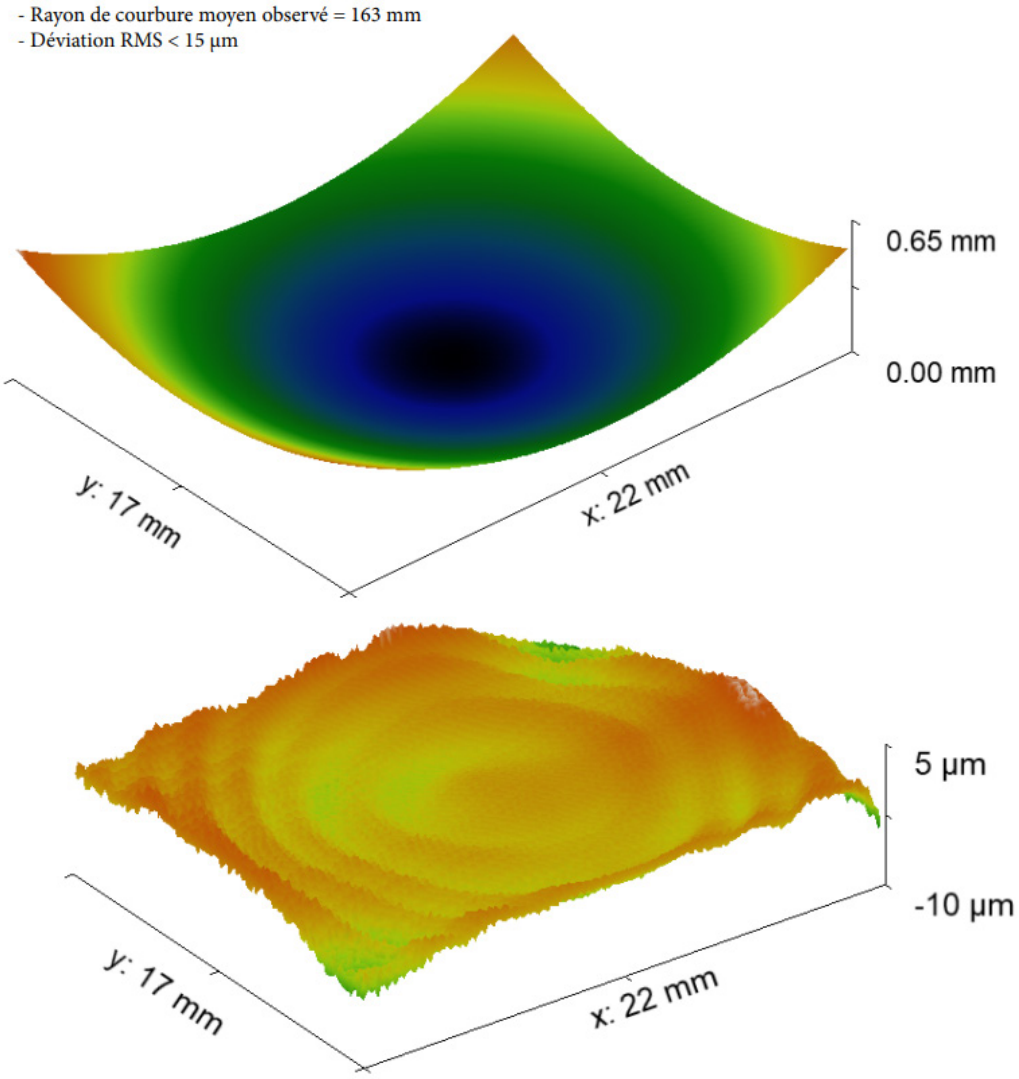
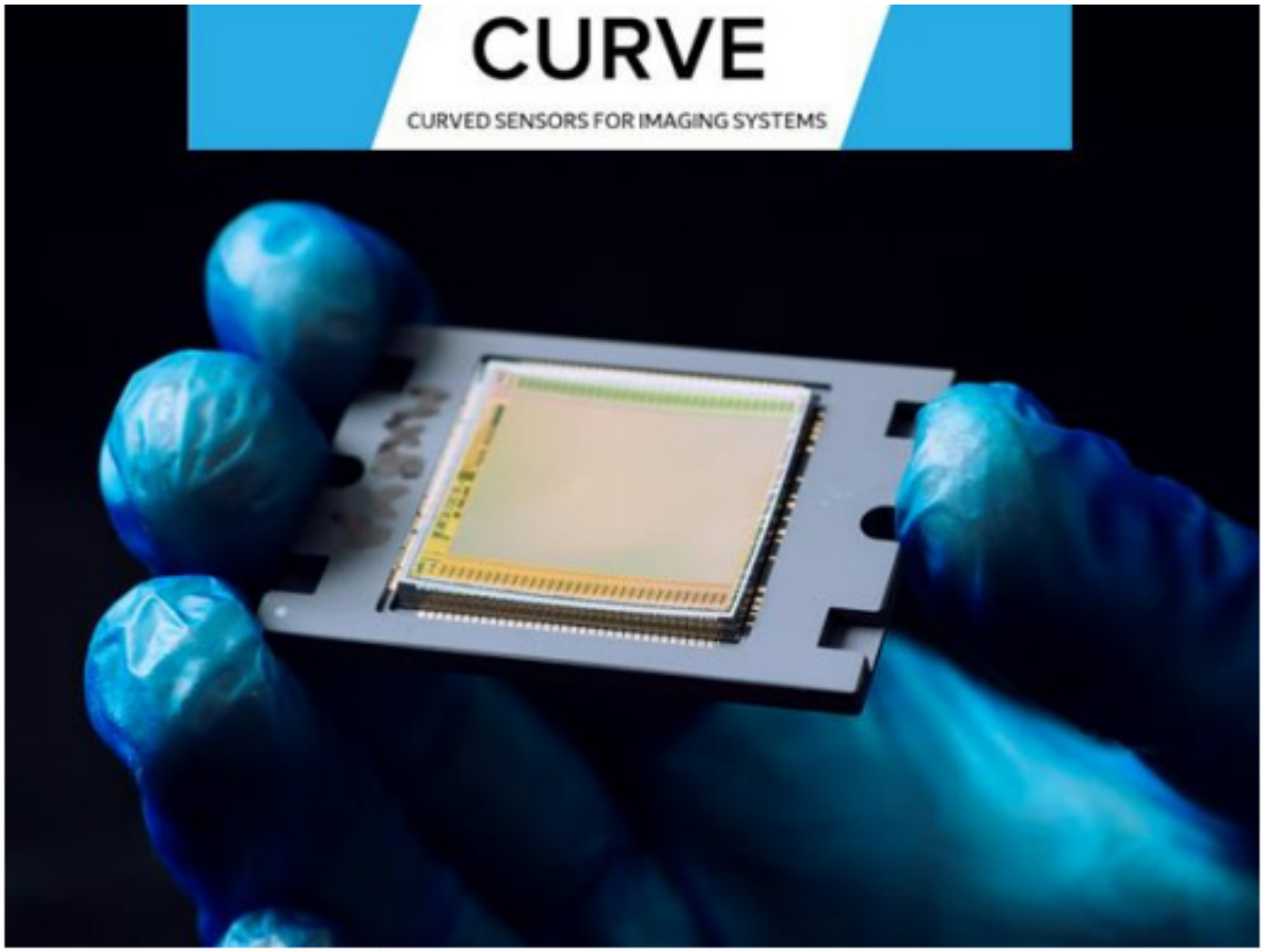


Figure 4.26 Profil surface MX5Y7 CMOSIS CMV 12000 Monochrome.
la déviation maximum par rapport à la sphère nominale est de 15µm



CURVE a délivré le premier capteur courbe commercial pour une application scientifique. Ce modèle à 12MPixels et un rayon de courbure de 150mm, présente une régularité de surface de 5 microns.
Picture credit: © Cyril Frésillon / Curve One / CNRS Photothèque

Figure 4.27 Communiqué de Presse du CNRS et AMU pour annoncer le premier capteur courbe commercialisé issu des recherches au LAM

Ces résultats permettent de valider et de borner le process de courbure des capteurs de manière générale. Ces capteurs sont testés ici sur des cales sphériques, mais nous l'avons vu, des capteurs ont été courbés de manière toroïdale par exemple. Plus généralement, plutôt que de parler de rayon de courbure, on peut parler en Sagitta (SAG) ou en rayon de courbure local. Un rayon de courbure local peut être défini en fonction de l'épaisseur des capteurs et à partir de là, nous pouvons imaginer n'importe quelle forme, dans la limite de ce rayon R_{local} minimal. On appelle ces capteurs freeforms. Nous en reparlerons dans les applications au chapitre 5.

A quand le capteur en forme de chapeau Mexicain?

4.6 Wafer level process

Ce process est déclinable en mass production. C'est un process qui est répétable et simple et qui permet une mise à l'échelle. Il faudra passer les étapes des normes ISO mais aucun point n'empêche à priori le passage au Mass Market Product si ce n'est le marché lui-même.

4.7 Conclusion

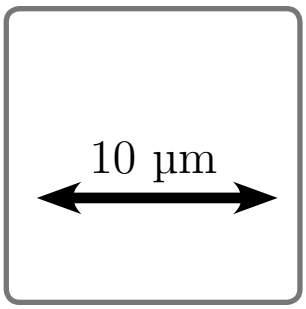
Nous avons abordé la thématique du prototypage avec l'utilisation d'éléments réalisés en mécanique classique ou en impression 3D. Nous avons évalué les possibilités de cette technologie et la réactivité en termes d'itération qu'elle apporte. Nous avons estimé une limite haute pour la précision de l'impression 3d (env. 100µm) ainsi qu'une limite haute en terme de précision mécanique "classique" (>10µm).

Cette limite peut être dépassée grâce à des outils innovants. Nous pouvons atteindre des précisions qui entrent dans les tolérances de nos systèmes optiques ce qui nous permet de réaliser l'ensemble des structures opto-mécaniques pour nos capteurs.

Nous avons décrit brièvement les deux process principaux qui permettent d'ores et déjà de réaliser des capteurs courbes fonctionnels. Faire le bon choix pour courber un capteur est un compromis et chaque situation doit faire l'objet d'une étude pour éviter le phénomène de buckling ou la casse. La faisabilité et la mise à l'échelle ont été mentionnées.

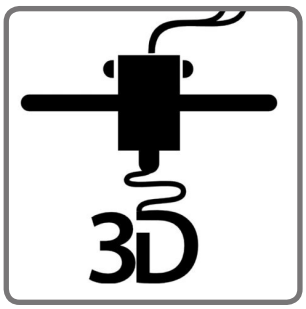
Beaucoup de pistes de réflexion sont envisagées pour simplifier encore ces processus, les rendre industriellement plus efficaces, moins coûteux, tout en ayant une fiabilité meilleure (moins de perte par casse notamment ou de micro fissures qui peuvent entraver le bon fonctionnement à long terme). Ce sont ces stratégies simples qui permettront de mettre rapidement la technologie des capteurs courbes disponible à grande échelle, et même si les processus triviaux sont aujourd'hui opérationnels, il y a dans ce domaine encore beaucoup d'améliorations possibles.

Chapitre 4 Synthèse



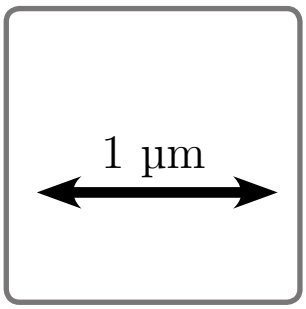
Température et dilatation des matériaux / Limite de la mécanique classique:

~10 µm



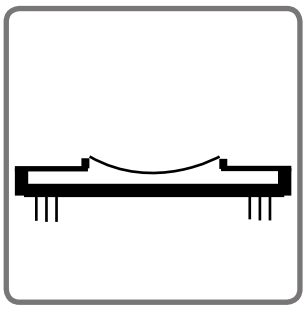
Impression 3D

Compatible avec la réalisation de composants optiques



Mécanique d'ultra précision

Précision absolu : 1µm



Process pour la mise en forme des capteurs

Validé

[61] Dynamically Curved Sensor for Optical Zoom Lens
US20140049683A1
https://patents.google.com/patent/US20140049683

[62] Image capturing apparatus and control method for the same
US20160277692A1 Patent
https://encrypted.google.com/patents/US20160277692

[63] Image capturing apparatus and control method thereof, and storage medium
US20160212315A1
https://patents.google.com/patent/US20160212315

[64] Lemaitre, Gerard & Lemaitre, Gerard & Lemaitre, Gerard. (2009). Astronomical Optics and Elasticity Theory - Active Optics Methods.

[65] Ferrari, Marc. (1998). Development of a variable curvature mirror for the delay lines of the VLT interferometer. http://dx.doi.org/10.1051/aas:1998137. 128. 10.1051/aas:1998137.

[66] Jahn, Wilfried & Ferrari, Marc & Hugot, Emmanuel & Chambion, Bertrand & Gétin, Stephane & Gaeremynck, Yann & Moulin, Gaid & Nikitushkina, Liubov & Gaschet, Christophe & Henry, David. (2017). Flexible focal plane arrays for UVOIR wide field instrumentation. 277. 10.1117/12.2296238.

[67] Bourbousson, Manon & Racicot, Isabelle & Muslimov, Eduard & Blaize, Kevin & Bourdet, Audrey & Chemla, Sandrine & Hugot, Emmanuel & Roux, Sébastien & Vanzetta, Ivo & Weber, Pascal & Sauvage, Jean-François & Chavane, Frédéric & Ferrari, Marc. (2020). Imaging multiple cortical areas with high spatio-temporal resolution, using innovative wide-field imaging system (Conference Presentation). 1. 10.1117/12.2556793.

[68] Ferrari, Marc & Chambion, Bertrand & Gaschet, Christophe & Hugot, Emmanuel & Gétin, Stéphane & Behaghel, Thibault & Jahn, Wilfried & Caplet, Stephane & Vandeneynde, Aurélie & Henry, David & Lombardo, Simona. (2018). Curved sensors for compact high-resolution wide-field designs: prototype demonstration and optical characterization. 40. 10.1117/12.2291472.

[69] Chambion, B. & Nikitushkina, Liubov & Gaeremynck, Y. & Jahn, Wilfried & Hugot, Emmanuel & Moulin, G. & Getin, S. & Vandeneynde, A. & Henry, David. (2016). Tunable Curvature of Large Visible CMOS Image Sensors: Towards New Optical Functions and System Miniaturization. 178-187. 10.1109/ECTC.2016.142.

[70] Zhao, Jie-Hua & Tellkamp, J. & Gupta, Vikas & Edwards, Darvin. (2009). Experimental Evaluations of the Strength of Silicon Die by 3-Point-Bend Versus

Ball-on-Ring Tests. Electronics Packaging Manufacturing, IEEE Transactions on. 32. 248 - 255. 10.1109/TEPM.2009.2028329.

[71] Roulet, Melanie & Atkins, Carolyn & Hugot, Emmanuel & Snell, Rob & van de Vorst, Bart & Morris, Katherine & Marcos, Michel & Todd, I. & Miller, Christopher & Dufils, Joris & Farkas, Szigfrid & Mezo, Gyorgy & Tenegi, Fabio & Vega, Afrodisio & Schnetler, Hermine. (2020). Use of 3D printing in astronomical mirror fabrication.

[72] Hugot, Emmanuel & Ferrari, Marc & EL HADI, Kacem & Dohlen, Kjetil & Vola, Pascal & Ernst, Nicolas & Lemaitre, Gerard & Montiel, Pierre. (2008). Stress polishing of toric mirrors for the VLT-SPHERE common path. Proc SPIE. 7018. 10.1117/12.787607.

[73] Roulet, Melanie & Hugot, Emmanuel & Atkins, Carolyn & Marcos, Michel & Lombardo, Simona & Bonnefoi, Anne & Ferrari, Marc & caillat, amandine. (2020). Off-axis parabolas super polished under stress: the case of the Roman Space Telescope Coronagraphic instrument mirrors. Optics Express. 28. 10.1364/OE.400284.

[74] Barjot, Kevin & Martinez, P. & Beaulieu, Mathilde & Gouvret, C. & Marcotto, A. & Guyon, Océane & Belhadi, Manssour & Amandine, Caillat & Behaghel, Thibault & Duigou, Jean-Michel & Dohlen, Kjetil & Vigan, A.. (2021). A metrological characterization of the SPEED test-bed PIAACMC components.

[75] Hugot, Emmanuel & Madec, Fabrice & Vives, Sebastien & Ferrari, Marc & Le Mignant, David & Cuby, Jean-Gabriel. (2010). Toward high-dynamic active mirrors for LGS refocusing systems. Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering. 7739. 10.1117/12.855992.

[76] Xie, Xiaopeng & Zhao, Hui & Hugot, Emmanuel & Liang, Xu & Lemared, Sabri & Liu, Meiying & Fan, Xuewu & Li, Chuang. (2019). Elastic bending of Variable Curvature Mirrors: validation of a simplified analytical method. Applied Optics. 58. 10.1364/AO.58.007121.

[77] Ferrari, Marc & Lemaitre, Gerard & Mazzanti, Silvio & Derie, Frederic & Huxley, Alexis & Lemerrer, J. & Lanzoni, Patrick & Dargent, Pascal & Wallander, Anders. (2003). Variable Curvature Mirrors - Implementation in the VLTI delay-lines for field compensation. Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering. 4838. 10.1117/12.458246.

[78] https://spie.org/photonics-west/presentation/Parametric-study-results-on-the-electro-optical-performances-of-curved/12415-20

Chapitre 5.
Développements actuels

5.1 Courbure variable pour l'exploration du cerveau
5.1.1 Le cerveau : étude d'un objet courbe
5.1.2 Apports et perspectives à venir en neurosciences
5.1.3 Ajout d'un capteur à courbure variable
5.1.3.1 Etat des lieux
5.1.3.2 Domaine du possible

5.2 Capteurs Freeforms pour le spatial
5.2.1 Comparaison Plan/Courbe/Freeform
5.2.2 Les missions spatiales
5.2.2.1 Les enjeux de la compacification
5.2.2.2 Les défis techniques

5.3 Curve-to-Curve
5.3.1 Le cinéma en Réalité Virtuelle
5.3.1.1 Le besoin dans le monde du cinéma
5.3.1.2 Adjonction des displays courbes pour les casques VR
5.3.2 Nouveaux paradigmes
5.3.2.1 La configuration Curve-to-Curve
5.3.2.2 Nouveaux standards de l'imagerie VR

5.5 Conclusion

5.1 Courbure variable pour l'exploration du cerveau

L'imagerie cérébrale directe est une des techniques qui permet de caractériser l'activité du cerveau à une échelle intermédiaire là où la plupart des autres techniques sont cantonnées à des échelles microscopiques. Ces différentes techniques sont limitées dans leur champ de vue à cause de la courbure du cerveau notamment.

Enregistrer l'activité du cerveau à large échelle (échelle méso-scopique) permettra de révéler des comportements neuronaux fondamentaux pour la compréhension du fonctionnement de ce dernier. Le projet Meso Cortex [67] a pour but d'améliorer l'imagerie cortical en apportant l'innovation en optique et en photonique: les capteurs courbes. C'est le capteur du projet Meso Cortex que j'ai réalisé pour le compte de l'entreprise CURVE et dont les caractéristiques ont été présentées au chapitre précédent. Au delà de la "simple" fabrication du capteur, j'ai participé à toute l'élaboration du système optique et la validation des composants, y compris la caméra.

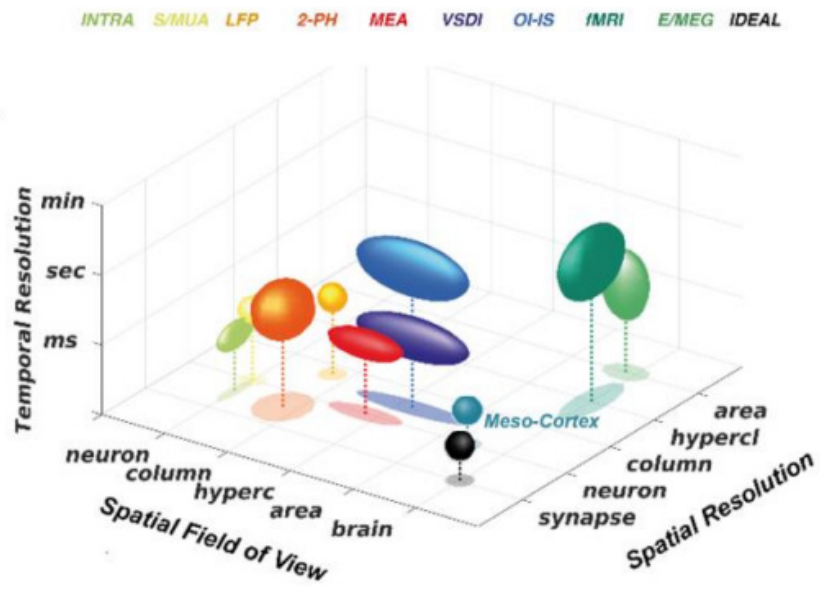


Figure 5.1 Positionnement (en terme de résolution et de champ) de l'étude Méso-Cortex dans le panorama des techniques d'imagerie du cerveau. [67]

5.1.1 Le cerveau : étude d'un objet courbe

L'imagerie directe du cerveau permet de mesurer son activité sur un grand champ de vision avec une très bonne résolution spatio-temporelle (20µm × 1ms) (Fig 5.1). Cependant, cette technique se heurte à deux limitations majeures: Le Cortex étant sphérique (non-plan), la profondeur de champ limite la taille de la zone d'observation (zones floues à l'extérieur du cercle de netteté) et le cerveau ayant des rythmes physiologiques

propres, il évolue et se déforme continuellement pendant les prises d'images, ce qui diminue le rapport signal sur bruit de l'image finale [72]. Dans ce cas de figure, le capteur courbe est une solution très pertinente pour repousser les limitations de cette technique d'imagerie directe.

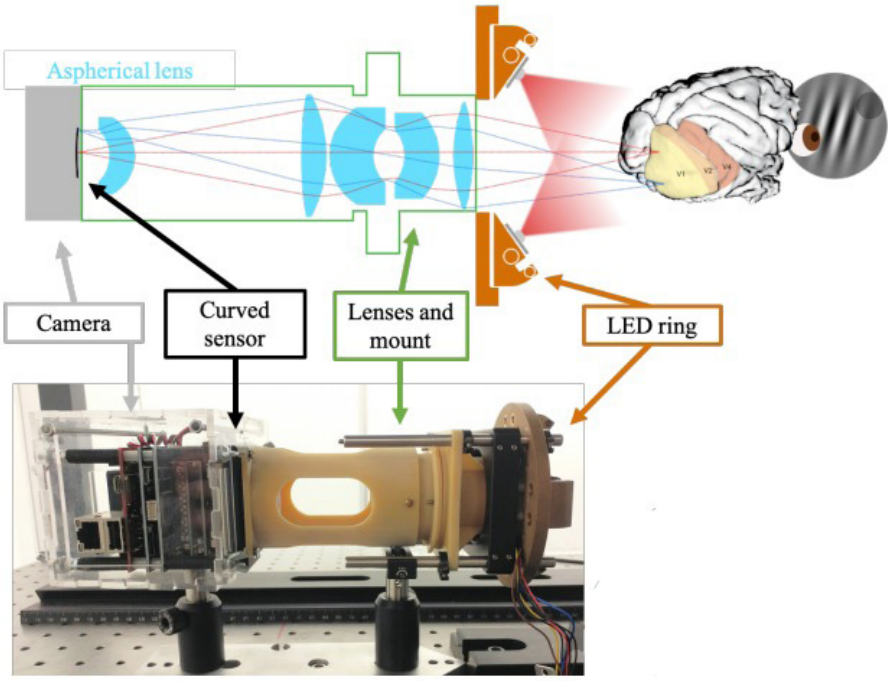


Figure 5.2 Schéma général [80] du système d'imagerie directe du cerveau Méso-cortex. Le capteur est courbe est un CMV12000 de chez Cmosis couplé à une caméra Apertus Axiom. Le capteur est courbé à Rc=160mm en concave.

Le système original était composé de deux objectifs Pentax 50mm F 1.2 mis en face-à-face et permettant de focaliser l'image sur un capteur plan (Camera Photonfocus MV1-D1312-160-CL). Il est complété par un anneau lumineux pour éclairer la zone du cerveau observé. Ce système optimisé pour des objets plans induit du vignettage et beaucoup de flou dans les parties extérieures du champ de vue, limitant significativement la zone de travail observable.

Les premiers tests ont consisté à utiliser la configuration avec les deux objectifs Pentax mis face à face et à faire une étude paramétrique en faisant varier la courbure du capteurs. Dans l'étude de Bourbousson et al [79], quatre cas de figures ont été évalués (figue 5.3):

- Objet courbe / Capteur extrêmement courbe (Rc=35mm),
- Objet courbe / Capteur légèrement courbe (Rc=200mm),
- Objet courbe / capteur plan
- Objet Plan / capteur plan.

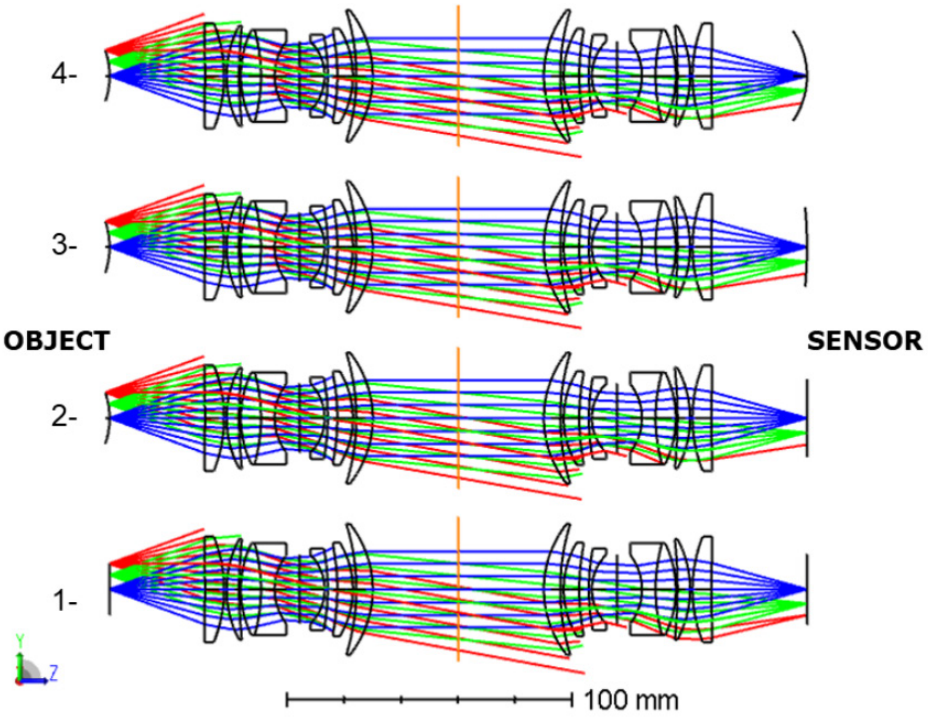
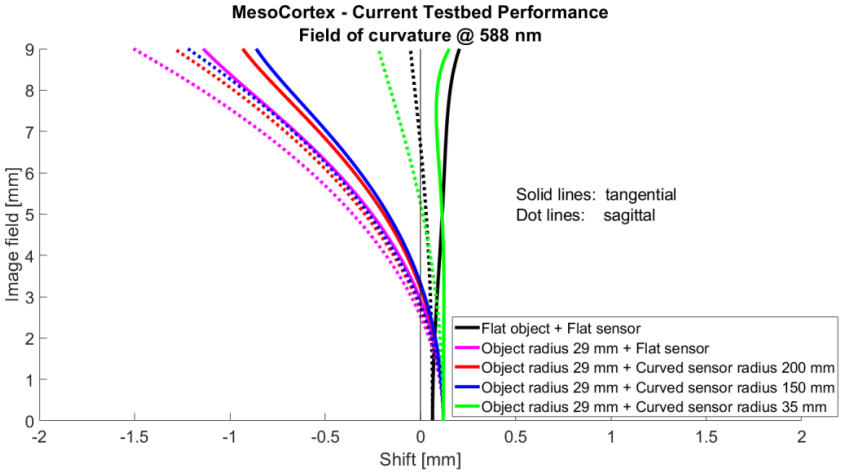


Figure 5.3 Représentation des quatre configurations (1) Objet plan, système optique optimisé plan, image plane (2) objet sphérique (Rc=29mm), capteur plan (3) Objet sphérique (29mm), capteur courbe (Rc=200mm) (4) Objet sphérique (29mm), capteur extrêmement courbe (Rc=35mm) [80]

Dans chacune de ces configurations (Fig 5.3), nous avons quantifié la courbure de champ, le vignettage, et la taille de la tache focale (RMS) en fonction du champ. Le graphique figure 5.4 représente (a) la courbure de champ en fonction du champ (b) la taille de la tache focale polychromatique en fonction du champ dans 5 configurations différentes. Quelque soit la configuration, l'illumination relative baisse rapidement et on se retrouve avec 20% du flux en bord de champ, ce qui correspond à une perte de luminosité très importante. Les capteurs courbes permettent d'améliorer sensiblement le système mais si nous analysons le graphique figure 5.4 (b), la taille de la tache focale se dégrade rapidement quelque soit la configuration quand on dépasse 2,5mm dans le champ, ce qui nous cantonne à l'observation d'une zone réduite. Les capteurs courbes permettent d'améliorer la courbure de champ (figure 5.4 (a)) mais il faudrait avoir une configuration avec un capteur courbé à Rc=35mm pour épouser parfaitement la forme du cerveau. Or les études ont montré que la limite de courbure se situe autour de 120mm en mode expérimental, ce qui nous contraint à une limite inférieure fixée à Rc=150mm pour laisser une marge de tolérance.

Le bilan de cette étude paramétrique est qu'il faut re-concevoir un système optique optimisé pour la situation. Nous avons ainsi estimé le gain apporté par un capteur courbe, et stipulé en fonction des contraintes physiques le meilleur compromis en ce

(a)



(b)

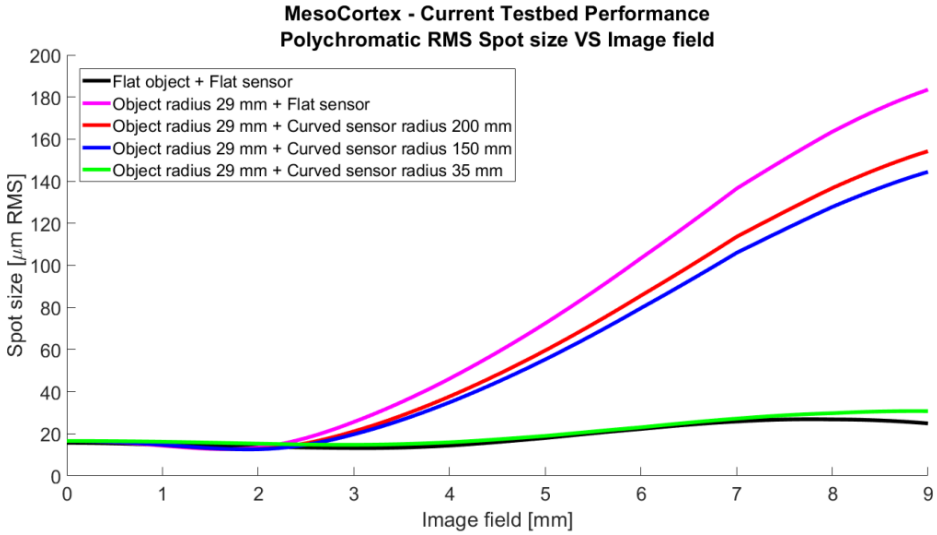


Figure 5.4 (a) Courbure de champ calculé pour chacune des configuration (ZEMAX) (b) Taille de la tache focale polychromatique (en RMS) en fonction du champ [80]

qui concerne le rayon de courbure. Les différents designs proposés par E. Muslimov ont montré que la différence entre Rc=150mm et Rc=160mm au niveau du capteur était minime en terme de performances. Nous nous sommes donc donnés une marge de sécurité supplémentaire en fixant le rayon de courbure du capteur à Rc=160mm.

5.1.2 Optimisation du système : le capteur courbe

Le nouveau système (Fig 5.2 & 5.5) incorpore un design optique optimisé pour la courbure moyenne des cerveaux étudiés Rc=29cm. Il est composé d'un capteur courbe CMOSIS CMV12000 courbé à Rc=160mm en concave. Le capteur courbe et la surface

asphérique sont les deux éléments principaux qui vont permettre de venir focaliser l'image de l'objet courbe [80]. La surface asphérique prend le relais du capteur courbé à la valeur limite de Rc=160mm.

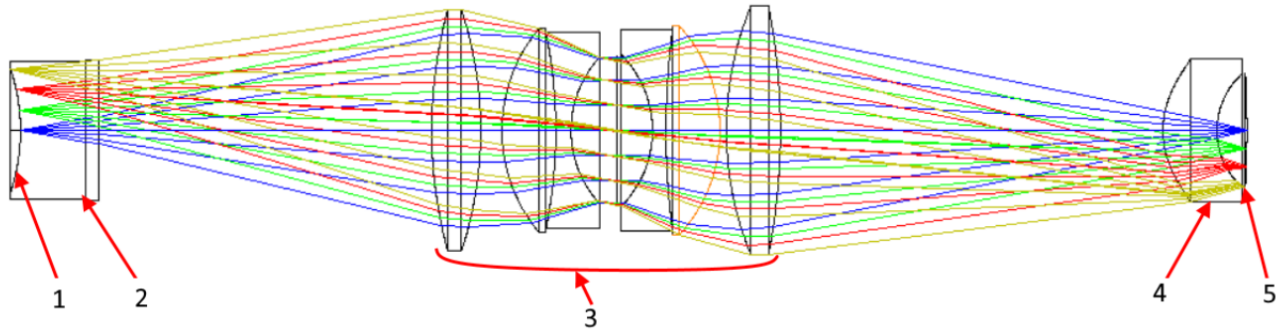


Figure 5.5 Système d'imagerie optimisé pour le projet Meso Cortex (1) cortex courbe (2) chambre avec liquide immersif (3) design optique type double gauss optimisé (4) lentille correctrice de champ (5) Détecteur courbe Rc=160mm

Le diagramme de points est représenté sur la figure 5.6. La taille de la tache focale (en RMS) est borné à 95,4 µm quelque soit la position dans le champ. La MTF montre que la résolution est assez uniforme pour l'ensemble du champ. On note qu'il sera possible de résoudre des objets de moins de 30µm sur l'ensemble du champ. L'illumination varie de 28% sur l'ensemble du champ, préservant ainsi la luminosité en bord de champ. Toutes ces performances permettent ainsi d'analyser une zone de référence bien plus importante et viennent ainsi valider le système.

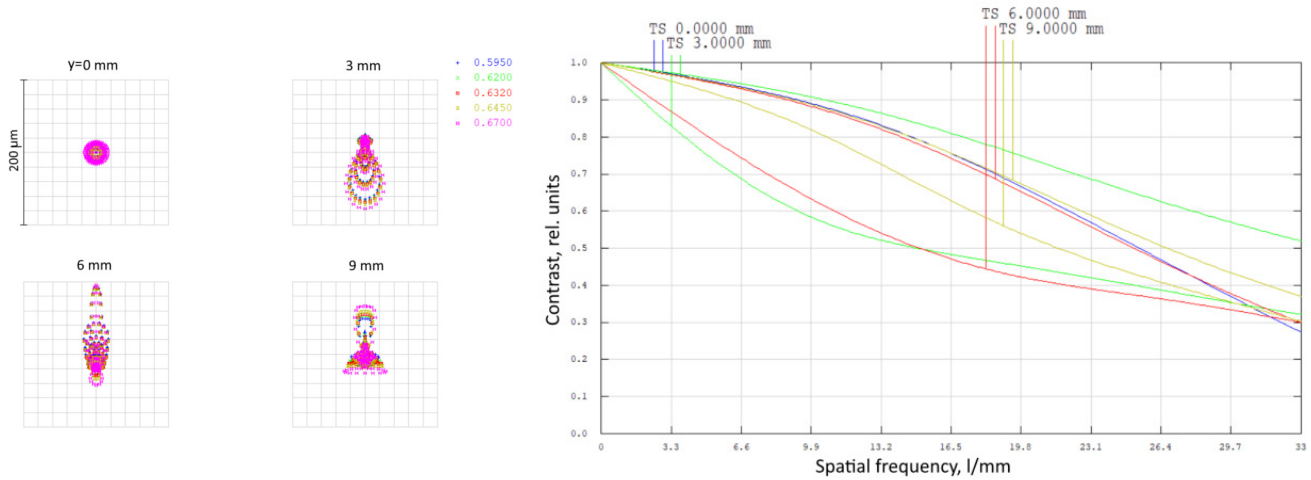


Figure 5.6 (a) Diagramme de tache focale (b) MTF pour différentes position s dans le champ (0-3-6-9mm)

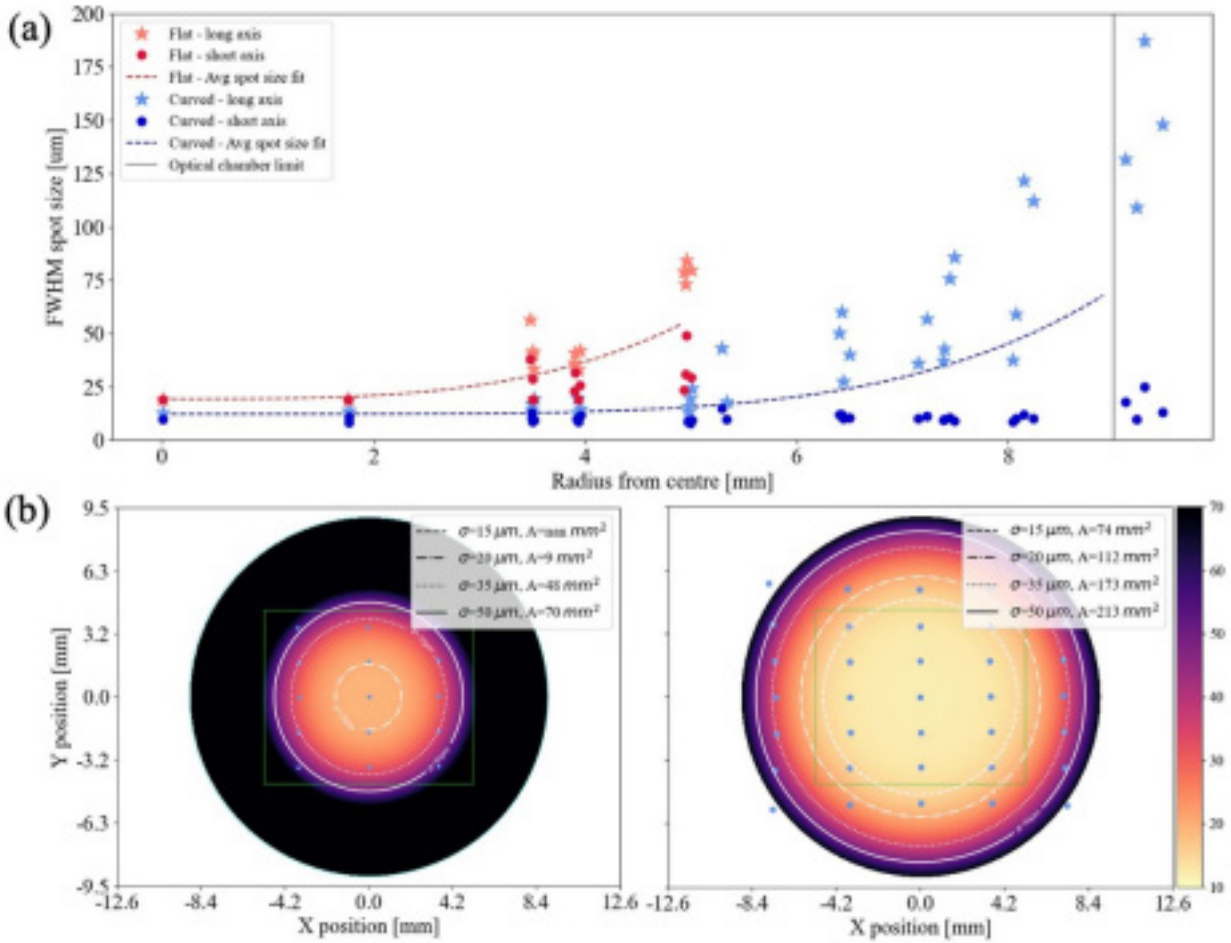


Figure 5.7 (a) et (b) Taille de la tache focale en fonction du champ dans les deux configurations plane et courbe [80]

Sur la figure 5.7, on observe une représentation de la taille de la zone imagée. La taille de la surface de la zone de travail est multipliée par 3 et la qualité au centre sur près de 50% de la surface est améliorée par rapport au système d'imagerie classique à capteur plan. Toutes ces améliorations de la qualité des expérimentations ouvrent ainsi la voie à des études globales qui jusque là étaient impossibles sans l'apport des capteurs courbes.

5.1.3 Perspective: le capteur à courbure variable

Une des perspectives du projet est l'adjonction d'un capteur courbe à courbure variable (Chapitre 3). Les processus pour le fabriquer ont déjà été imaginés au LAM. Celui ci permettra d'adapter le système d'imagerie à différents cerveaux de rayons de courbure différents. D'autres réflexions sont à l'étude pour venir compenser les variations physiologiques continues du cerveau.

5.2 Capteurs Freeforms pour le spatial

Nous avons vu dans le chapitre 3 que les capteurs Freeform peuvent avoir un impact sur la compacité et la qualité des systèmes optiques. Lorsqu'il s'agit de mettre un satellite dans l'espace, les paramètres de compacité et de masse deviennent cruciaux, ce qui donne une place de premier choix aux capteurs courbes dans ce domaine. Mais le domaine du spatial requiert en contrepartie un cahier des charges très complexes avec des exigences techniques qui représentent de nouveaux défis à relever.

5.2.1 Comparaison Plan/Courbe/Freeform

La technologie des capteurs courbes apporte beaucoup d'avantages en termes de performances. On augmente la netteté et le contraste, on limite le vignettage, on diminue les aberrations chromatiques et la distorsion, on réduit le nombre d'éléments optiques en simplifiant la complexité de leur surface, on augmente ainsi le flux lumineux et on diminue la masse et le volume. Toutes ces améliorations sont autant d'avantages déterminants pour la conception d'un satellite, en particulier quand il s'agit de satellites de petites tailles ou des nano-satellites.

5.2.2 Les missions spatiales

La mission WFAI (Wide Field Auroral Imager) fait partie du volet "Space Weather Program" de l'ESA. Sa mission principale est de cartographier les évènements d'aurores boréales afin d'avoir une représentation globale de précipitation de particules chargées dans l'atmosphère terrestre. Les aurores boréales correspondent à un phénomène lumineux provoqué par l'interaction entre les particules chargées du vent solaire et la haute atmosphère.

Une des deux voies d'observation de ce satellite est le AUI (Aurora Ultra-Violet Imager) sur laquelle le LAM a été partenaire pour faire une pré-étude [81] d'optimisation et d'intégration d'un système optique à capteur courbe ou freeform. Ce travail a été mené notamment dans le cadre de la thèse de K. Joaquina, *Curved sensors for ultraviolet aurora monitoring*. Mon implication dans ce projet a été la validation du nouveau capteur Pyxalis et la validation de la courbure atteignable avec celui ci.

Le cahier des charges pour cette mission est synthétisé sur la Fig 5.8. L'optique Ultra-violette est extrêmement sensible en terme de flux lumineux. En effet, nous utilisons des lentilles en Silice fondue ou en Fluorure de Magnésium qui absorbe une grand partie du flux lumineux. Le nombre de lentilles dans le système optique va avoir un impact extrêmement important. Néanmoins cette simplification du nombre de lentilles devra respecter les performances optiques prévues pour ce système: la qualité requise est fixée par la résolution (20km à 2500km de distance) et le champ de vue (60°*60°).

System Characteristic	
Field of View	60 x 60 degrees
Wavelength	130 – 138 nm
Resolution	20 km at 2500 km (goal : 5km)
Volume	~4U
Mass	< 2 kg

Figure 5.8 Cahier des charges pour l'imageur AUI de WFAI

5.2.2.1 Les enjeux de la compacification

La technologie des capteurs courbes permet de compacifier des systèmes optiques tout en conservant des performances élevées. Dans le domaine de l'ultra violet, comme nous l'avons vu précédemment, une des contraintes principales à laquelle nous sommes confrontés est la faible transmission des éléments optiques (lentilles). Lorsque nous minimisons ce nombre de lentilles, nous gagnons donc en transmission globale sur le système. Sur la Fig 5.9, nous voyons le flux global du système en fonction du nombre de lentilles. Les lentilles sont approximées dans une première approche à des éléments de 5mm d'épaisseur avec une transmission de 60% pour une longueur d'onde de 138nm.

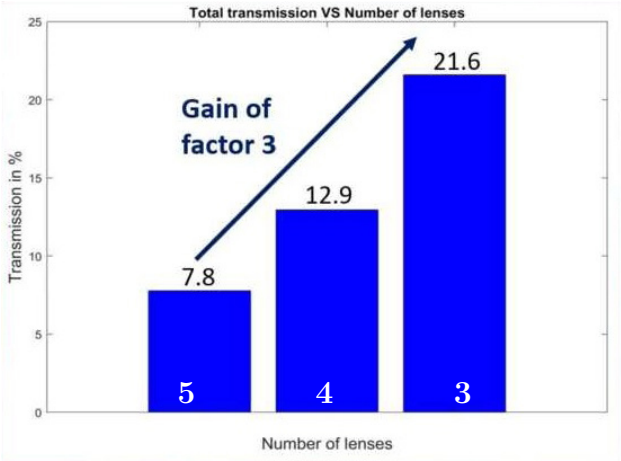


Figure 5.9 Évolution de la transmission totale du système en fonction du nombre de lentilles (3, 4 ou 5 lentilles)

Sur la Fig 5.9 nous pouvons observer l'évolution de la transmission globale du système en fonction du nombre de lentilles. Entre un système à 5 lentilles et un système à 3 lentilles, la transmission globale du système augmente d'un facteur 3. Cette augmentation est primordiale pour l'observation dans le domaine de l'ultra violet.

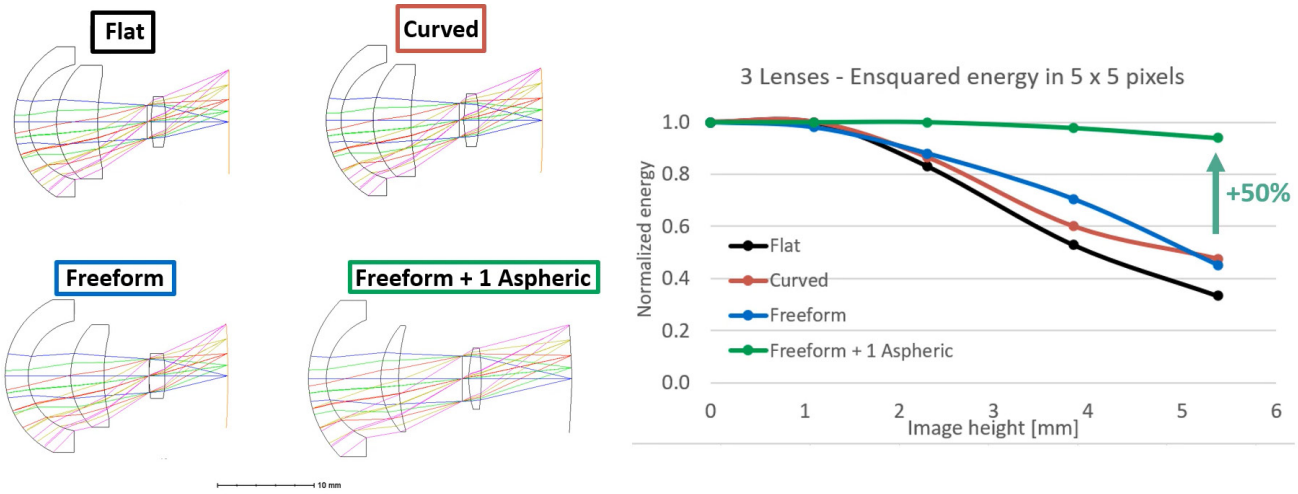


Figure 5.10 Étude comparative de designs optiques à 3 lentilles [81]

L'étude menée dans le cadre de la thèse de K. Joaquina au LAM permet de montrer le gain apporté par la technologie des capteurs courbes dans 4 configurations. La première, configuration classique à capteur plan, la deuxième, en ajoutant un capteur courbe sphérique, la troisième en proposant un capteur freeform et la dernière en ajoutant à cette configuration des surfaces asphériques sur le éléments optiques. Sur la fig 5.10 on lit l'évolution des performances en terme d'énergie contenue dans un carré de 5×5 pixels. Le gain apporté par les capteurs freeform est notable. Lorsqu'ils sont associés à des optiques freeform, le système { capteurs freeform + optiques freeforms } permet un gain de l'ordre de 50% en termes d'énergie encerclée.

La technologie des systèmes optiques à capteurs courbes est un gain pour l'instrumentation sol et spatiale, avec un certain nombre de points techniques à prendre en considération comme nous allons le voir à la section suivante.

5.2.2.2 Les défis techniques

Emmener dans l'espace des capteurs CMOS est un défi déjà abouti. En ce qui nous concerne, nous devons vérifier à chaque étape que notre process est compatible avec l'environnement spatial.

Le premier des points à observer est la compatibilité de la colle. Chaque collage destiné à être spatialisé doit respecter un certain nombre de procédures. La première est le dégazage des colles. Cela consiste à enlever les micro bulles d'air qui peuvent être potentiellement piégées dans la colle. En effet, au moment de la mise sous vide, si la colle contient des micro bulles, celles ci vont se dilater et rompre la liaison entre les éléments collés.

La deuxième procédure à respecter, est celle de la compatibilité des coefficients de dilatation. Le collage de deux matériaux dont le coefficients de dilatation sont différents peuvent engendrer un cisaillement qui risque d'endommager le système, voire de rompre la liaison.

Il y a également une procédure de test en vibration pour le décollage. Les *Wire Bonding* sont particulièrement sensibles à ces vibrations et doivent être également qualifiés pour le spatial.

La dernière des procédures est la vérification de l'évacuation de la chaleur. Lorsqu'il est en fonctionnement, le capteur chauffe. Cette chaleur doit être dissipée. Or dans le vide (espace) le transfert de chaleur par conduction ou convection est impossible. Le seul mode de transfert est la radiation. Il faut donc anticiper que le système puisse dissiper l'ensemble de son énergie par ce seul mode de transmission.

Toutes ces procédures sont des procédures standards pour la spatialisation d'un composant. Ces contraintes sont à priori atteignables puisque d'autres capteurs CMOS plans sont déjà des composants validés (space compliant). Dans notre cas, il faudra surtout être vigilant au niveau de l'interface [capteur/support] notamment pour le choix de la colle. Ces tests vont être réalisés dans une future étude sur les capteurs de WFAI qui seront fournis par l'entreprise Pyxalis [82].

La technologie des capteurs courbes, ou freeforms, ou l'association de capteurs freeforms avec des éléments optiques asphériques, est un atout majeur pour le domaine du spatial comme nous avons pu le voir tout au long de cette section. C'est dans ce domaine ultra exigeant du spatial que l'apport des capteurs courbes est le plus drastique, et on attend les premières preuves de concept dans les années qui viennent.

5.3 Curve-to-Curve

Comme nous l'avons vu, un certain nombre de raisons historiques et industrielles font qu'aujourd'hui la plupart des systèmes optiques fonctionnent en configuration "Plan sur Plan" : à un objet situé sur un plan orthogonal à l'axe optique, on associe une image plane située sur un plan lui aussi orthogonal à l'axe optique. L'image est détectée par une caméra avec un capteur plan, et cette image est elle même projetée sur un support plan ou un écran plan.

Grâce à l'avènement des capteurs courbes, il est aujourd'hui possible d'imaginer un set-up dans lequel aucun des objets/capteurs/images ne soit plan. Cet exercice est désormais possible et trouve son application dans le monde de la réalité virtuelle.

5.3.1 Le cinéma en Réalité Virtuelle

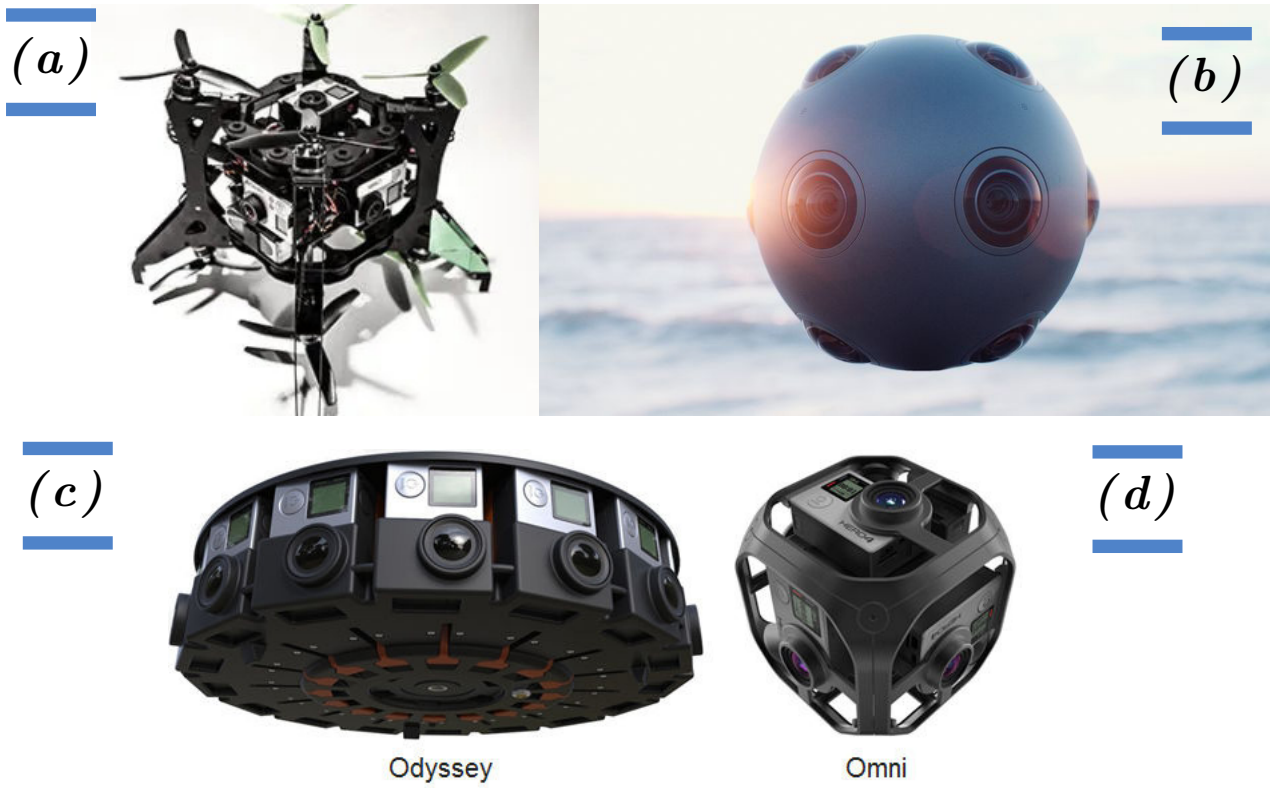


Figure 5.11 Différent rig de tournage professionnels pour le cinéma VR (a) Sphérie de la société Spice VR [83], un drone 360° (b) La caméra Ozo de chez Nokia [84] (c) Le Rig 360° de chez GoPro [85] (d) Le Rig simplifié Omni de chez GoPro [86] également

Toutes les solutions professionnelles existantes sont aujourd'hui des solutions "arrangées", c'est à dire qu'on utilise des caméras qui sont optimisées pour faire de l'image plane qu'on "*stitch*" (coller/coudre) entre elles pour recomposer une image 360° qui est la somme résultante des images mises bout à bout. Cette image finale sera visualisée à partir d'une projection d'une image qui est émise sur un display plan (casque VR). Cette technique, si elle est simple à mettre en œuvre car tout le matériel nécessaire est pré-existant, comporte néanmoins des limites. En effet, il y a les erreurs de "*stitching*" (raccordement des images), les problèmes de distorsion (une image plane forcée à devenir sphérique) et surtout la dégradation de la qualité (aberrations) sur les bords, c'est à dire le plus souvent au niveau des zones de *stitching*. Toutes ces contraintes font qu'aujourd'hui l'image qualitative cinématographique en VR "plafonne" à une qualité qui peut être grandement améliorée par d'adjonction de capteurs et d'écrans courbes.

5.3.1.1 Le besoin dans le monde du cinéma

Depuis plusieurs années, on attendait l'avènement du vrai cinéma en réalité virtuel. Si tous les efforts ont convergé pour rendre l'expérience cinématographique "plus vraie que la réalité", aujourd'hui l'expérience VR est loin de cette situation. Les débuts de la VR grand public laissaient présager un jour où, notre oeil ne serait plus capable de distinguer l'image VR de l'image réelle. Malheureusement, cet avènement n'est pas encore arrivé car les limitations en termes de qualité optique avec les set-up traditionnels se heurtent à une limite: faire une image courbe avec des caméras optimisées pour du plan.

Aujourd'hui, avec l'avènement des capteurs courbes et des écrans courbes, nous sommes entrés dans une nouvelle ère: ces deux technologies constituent deux leviers fondamentaux qui vont permettre de repenser toute la chaine traditionnelle de captation d'une image présentée au chapitre 1. Il s'agit d'un nouveau paradigme dont nous avons exploré quelques possibilités avec mon collègue E. Muslimov, en particulier pour les applications de réalité virtuelle, et que j'ai appelé la configuration "Curve-to-Curve" (courbe sur courbe).

Cette nouvelle combinaison {objet courbe/capteur courbe/image courbe] nous permet, d'un côté, de capturer des images courbes, et de l'autre, de visualiser ces mêmes images courbes sans passer à aucun moment par une représentation plane de notre résultat. On peut imaginer alors une chaine de traitement de l'image dont l'objet principal est une matrice sphérique, qui pourra être modifiée par des "monteurs" directement sous casque. Les techniques actuelles permettent déjà de designer les objets en 3D en direct et en 3D avec un casque VR, ou de modéliser des pièces en 3d pour la MAO (Mécanique Assistée par Ordinateur); Le montage traditionnel d'un projet vidéo se réaliserait ainsi

directement sous le casque en manipulant virtuellement une matrice sphérique image.

L'avantage de cette nouvelle combinaison est qu'elle permet de ne pas "aplanir" l'image à aucun moment de la chaine de captation, et ainsi de ne pas perdre de qualité.

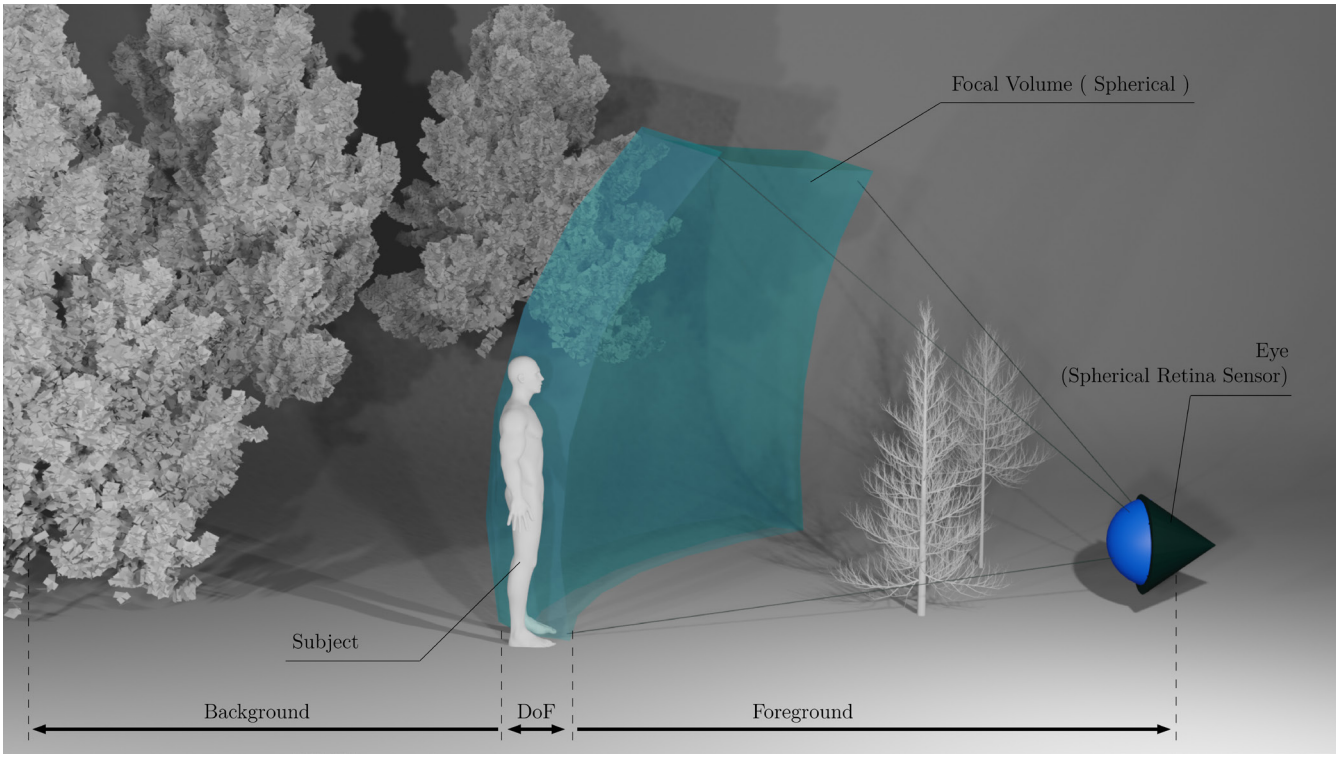


Figure 5.12 Scène générale dans la configuration de captation d'une image courbe. Le "volume focal" devient une portion de sphère

Cette configuration va venir modifier le volume objet type. Le volume focal devient une portion de sphère avec une épaisseur. Cette portion de sphère pourra être "*stitchée*" facilement à une autre portion de sphère pour composer l'image finale sphérique qui servira de base pour la projection en VR [ANNEXE 7][87].

5.3.1.2 Adjonction des displays courbes pour les casques VR

Afin de projeter cette image finale sphérique dans les meilleures conditions, nous avons étudié (voir [ANNEXE 3] [88]) la possibilité d'utiliser des écrans courbes pour améliorer la qualité des images reçues par l'œil. Cette étude a permis également de montrer l'apport d'écran à courbure variable sur l'expérience VR.

Afin de quantifier les performances d'un tel système nous avons designé un système de projection ouvert à F/6.2 avec un champ de vue de 90°. Ce système est capable

de refocaliser l'image projetée de l'infini jusqu'à 1.5m. Nous avons réalisé une simulation en projetant directement une image dans le système à différentes distances. Les résultats de la simulation [87] montrent que le système présente une excellente qualité, même dans les bords de champ de vue. La distorsion est présente mais minime et peut être facilement compensée par des méthodes numériques. Au final, on obtient une concentration d'énergie pour un point source donnée qui est améliorée d'un facteur 1.54 (Annexe 7) sur l'ensemble du champ en comparaison avec un système classique plan.

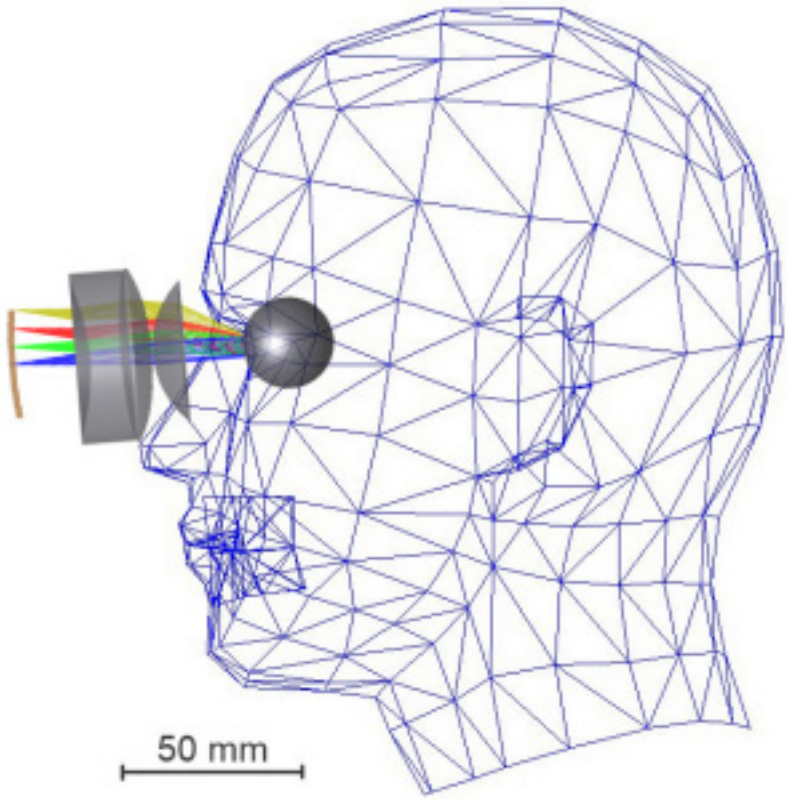


Figure 5.13 Modèle d'un système de Casque de Réalité Virtuelle à écran courbe.

5.3.2 Nouveaux paradigmes

L'adjonction de displays courbes et de capteurs courbes, pour capter une surface objet qui est elle-même courbe, constitue un nouveau paradigme. Afin d'évaluer la qualité d'image et les nouvelles performances d'un tel système, nous avons simulé un système de projection (type coupole sphérique) pour comparer l'image originelle et l'image finale. L'étude est présentée en [ANNEXE 7] [87].

5.3.2.1 La configuration Curve-to-Curve

Nous considérons donc ici deux systèmes: une caméra à capteur courbe et un système de projection sur une coupole sphérique (écran courbe). Cette image finale projetée est vue par notre œil. Nous allons comparer l'image initiale vue par notre œil et l'image projetée visualisée également par notre œil.

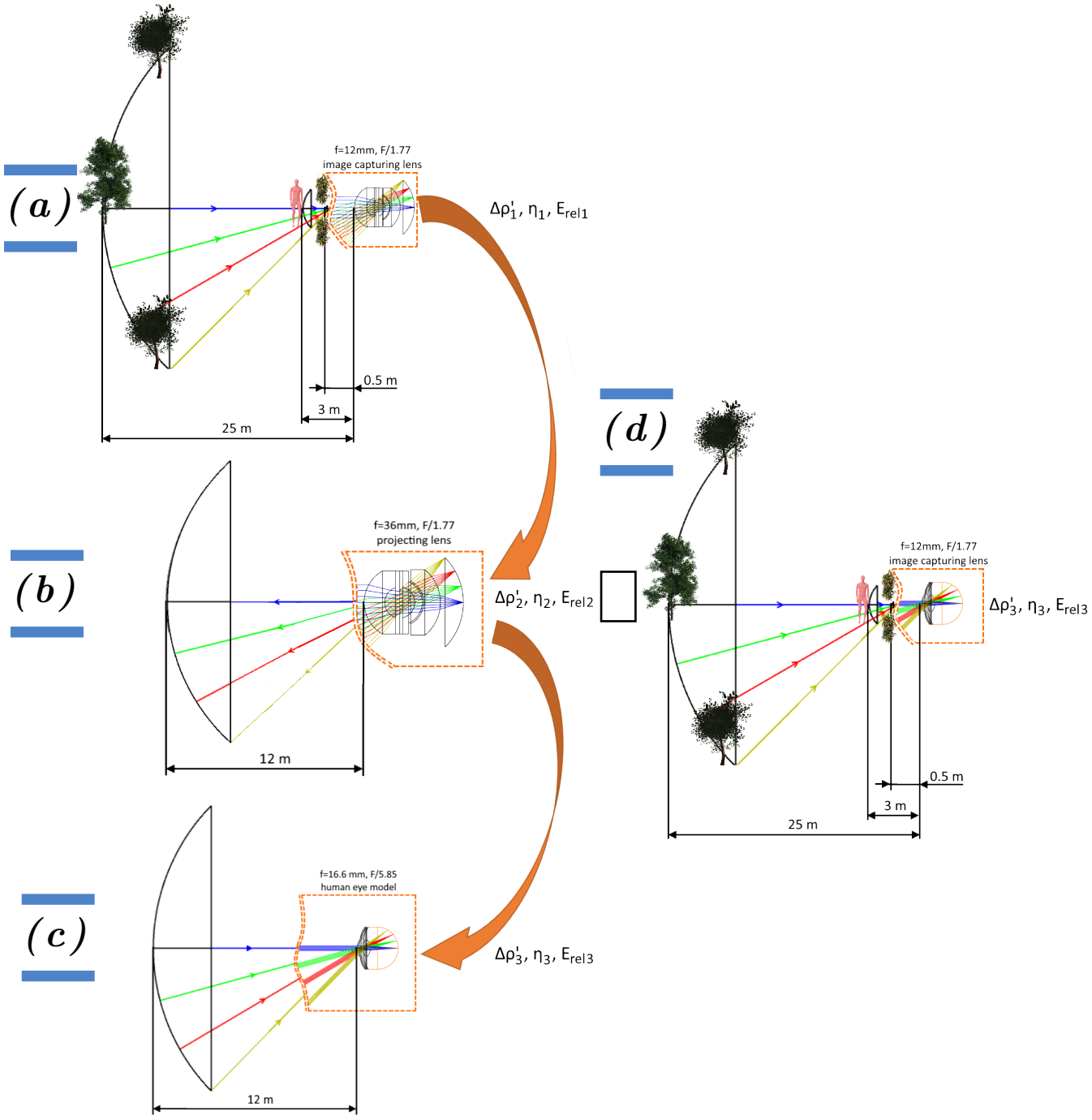


Figure 5.14 Les différentes étapes de la simulation (a) Capture de la scène avec un objectif monocentrique et un capteur courbe (b) projection de la scène sur un écran courbe (coupole) à partir d'un display courbe et d'une lentille monocentrique (c)Observation de la scène projetée sur la coupole par un œil humain (d) Observation directe de la scène originelle par un

Pour analyser la qualité des images obtenues avec le concept "Curve-to-Curve" (Courbe-sur-Courbe), nous créons d'abord une scène virtuelle qui est divisée en 3 zones qui correspondent à 3 sphères concentriques : une première série d'éléments positionnée en avant-plan (0,5m), une série d'éléments située sur le plan moyen (3m) et une dernière série située sur le plan lointain (25m). Nous plaçons les mêmes objets (mires) sur ces différents plans afin d'avoir des éléments de référence commune. Nous simulons cette scène à l'aide d'un logiciel de création 3D (Blender) et nous l'analysons grâce à un logiciel de tracé de rayons (OpticsStudio^{TM}) afin de visualiser l'image formée sur le capteur courbe. L'image est simulée pour chaque plan (0.5,3 et 25m) de manière indépendante en gardant la focalisation sur le plan moyen (3m) puis les trois images sont recomposées en les ajoutant. Nous obtenons d'abord les premiers résultats en termes d'aberration, de distorsion et d'illumination qui sont uniquement dus aux caractéristiques de l'objectif.

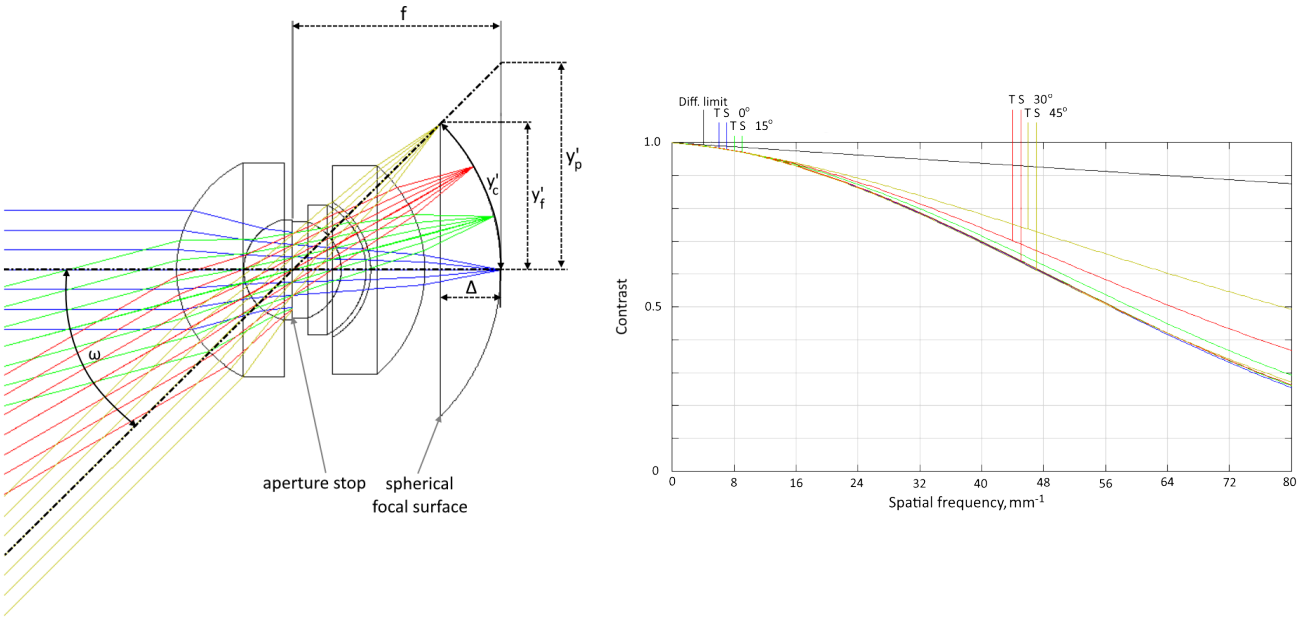


Figure 5.15 (à gauche) Design de l'objectif monocentrique utilisé pour capturer la scène (à droite) Performances FTM de cet objectif

La qualité d'image de cet objectif est relativement stable à travers tout le champ de vue (fig 5.15). Nous considérons le contraste comme suffisant jusqu'à une valeur de 0.5. La limite de résolution est de 57 lignes/mm sur la surface focale.

L'étape suivante consiste à projeter l'image de cette scène captée à la première étape à travers un objectif de projection. La scène est projetée sur un écran situé à 12m de l'objectif.

Les deux étapes suivantes consistent en l'observation de la scène réelle par un œil

humain, et l'observation de la scène projetée sur la coupole par un œil humain. Ceux sont ces deux dernières images qui seront comparées.



Figure 5.16 Images résultantes simulées A. En sortie de caméra B. En projection sur la coupole C. Coupole observée par l'œil humain D. Scène principale observée par l'œil humain

Sur la figure 5.16, on peut observer qu'entre l'image A et l'image B, la distorsion est compensée et presque inexistante. Cette compensation peut être complète à condition que les échelles des images soient les mêmes. La qualité de l'image au centre est très bonne et quasiment identique entre l'image projetée (C) et l'image directement observée (D). Le flou observé dans le coin est comparable également. Le chromatisme est négligeable. La distorsion maximale sur l'image projetée (C) est de 12.88% alors que celle sur l'image observée directement par l'œil (D) est de 7.65%. Ces valeurs sont cohérentes.

Nous avons montré à travers cette étude que l'image obtenue par projection courbe est proche de l'image obtenue par vision directe de la scène. Cette nouvelle configuration "Courbe-sur-Courbe" permet d'obtenir des performances optimales et de lever des limitations qui correspondent à des plateaux technologiques intrinsèques à l'optique plane.

5.3.2.2 Nouveaux standards de l'imagerie VR

Nous avons donc validé une nouvelle configuration pour la captation d'image. C'est un nouveau support, un nouveau type d'image qu'on a pas l'habitude de manipuler et qui se présente sous la forme d'une sphère de points. Cette configuration permet de capturer des images sphériques d'une qualité exceptionnelle qui ont l'avantage de présenter très peu de distorsion, au sens de la distorsion native sphérique, et qui permet de reconstituer une sphère qui sera la base de visualisation pour des casque VR à displays courbes.

Cette étape permettrait d'améliorer la qualité des casques traditionnels "plans" d'aujourd'hui et d'ouvrir la voie vers un vrai cinéma VR immersif virtuel de haute qualité.

5.4 Conclusion

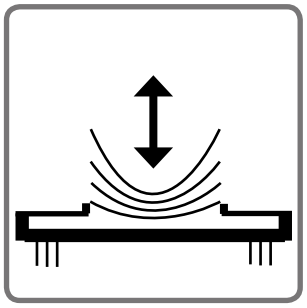
Nous avons vu dans ce dernier chapitre quelques exemples d'applications qui pourraient bénéficier de la technologie des capteurs courbes.

La première des évolutions que l'on peut apporter à ces capteurs est la courbure variable. Elle permet d'optimiser la mise au point sur des surfaces-objets complexes et de s'adapter à différents sujets. Les éléments techniques mis en jeu dans cette option sont tous déjà validés en interne au LAM, il ne manque plus qu'à réaliser le prototype.

La seconde perspective est de décliner cette technologie vers les capteurs freeforms. On a pu montrer que cette option permettait de réduire drastiquement la masse et le nombre de lentilles des systèmes optiques. Cette technologie est un atout incontournable pour l'imagerie en situation spatiale (satellite).

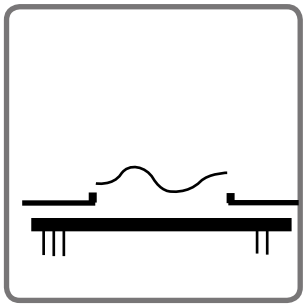
La troisième évolution correspond à un changement de paradigme et propose d'utiliser un nouveau support pour traduire une scène-objet. Cet objet est une Sphère-Image qui à une utilisation évidente dans le domaine de la Réalité Virtuelle, mais dont l'utilisation pourrait s'étendre à d'autres domaines. Cette nouvelle manière d'envisager la captation d' "images" est appelée la stratégie "Courbe-sur-Courbe"

Chapitre 5 Synthèse



Adaptabilité

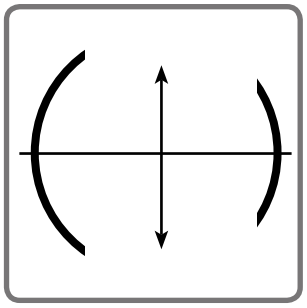
Capteurs à Courbure Variable



Optimisation

[Masse/Emcombrement/Qualité]

Capteurs Freeform



Configuration Courbe sur Courbe

Nouveau Paradigme

[79] Bourbousson, Manon & Racicot, Isabelle & Muslimov, Eduard & Blaize, Kevin & Bourdet, Audrey & Chemla, Sandrine & Hugot, Emmanuel & Roux, Sébastien & Vanzetta, Ivo & Weber, Pascal & Sauvage, Jean-François & Chavane, Frédéric & Ferrari, Marc. (2020). Imaging multiple cortical areas with high spatio-temporal resolution, using innovative wide-field imaging system (Conference Presentation). 1. 10.1117/12.2556793.

[80] Racicot, Isabelle & Muslimov, Eduard & Chemla, Sandrine & Blaize, Kevin & Ferrari, Marc & Chavane, Frédéric. (2022). High resolution, wide field optical imaging of macaque visual cortex with a curved detector. Journal of neural engineering. 19. 10.1088/1741-2552/aca123.

[81] Joaquina, Kelly & Hugot, Emmanuel & Behaghel, Thibault & Lombardo, Simona & Muslimov, Eduard. (2020). Curved sensors for compact and high-performance imaging systems (Conference Presentation). 35. 10.1117/12.2557782.

[82] Pyxalis www.pyxalis.com
HDPYX-300 https://pyxalis.com/products/hdpyx-300/

[83] Spice VR www.spicevr.com
https://www.spherie.com/drones

[85] Nokia www.nokia.com
https://nokians.fr/2017/09/02/nokia-ozo-ameliorations-et-prix-en-baisse/

[86] www.gopro.com
https://www.cnet.com/pictures/gopro-omni-360-video-vr-rig-has-a-surprise-inside-pictures/null/

[87] Behaghel, Thibault & Muslimov, Eduard. (2022). Monocentric cameras design for 3D scenes capturing and projection. 40. 10.1117/12.2622339.

[88] Muslimov, Eduard & Behaghel, Thibault & Hugot, Emmanuel & Joaquina, Kelly & Guskov, Ilya. (2020). Variable Curvature Displays: Optical Designs and Applications for VR/AR/MR Headsets. Applied Sciences. 10. 712. 10.3390/app10020712.

Conclusion

Les capteurs courbes ont été présentés dans ce manuscrit à travers le spectre de la rupture technologique qu'ils proposent. Dans ce manuscrit, je présente 6 années de travail tout au long desquelles j'ai pu construire des preuves de concept (objectifs et capteurs), valider ces preuves de concept (validation électro-optique des composants), développer plusieurs processus de courbure de capteurs, et accompagner la montée en maturité de la technologie du TRL2 (Concept technologique) au TRL7 (Démonstration d'un prototype dans un environnement opérationnel). Dans ce manuscrit, je propose une réflexion pour de futures innovations induites par la technologie des capteurs courbes, avec en particulier l'avènement d'un nouveau paradigme pour les systèmes optiques grâce aux capteurs et aux écrans courbes: la stratégie "courbe sur courbe".

Dans le chapitre 1, nous avons décrit l'environnement dans lequel s'insère la technologie des capteurs courbes afin de comprendre où se situe la pertinence d'une telle technologie (*Pourquoi veut-on courber des capteurs?*). Nous avons pu montrer que la stratégie classique à focale plane possédait un grand nombre de limitations et pouvait être améliorée grâce à l'adjonction de capteurs courbes dans la plupart des systèmes optiques (*Pourquoi les capteurs courbes sont-ils pertinents dans nos systèmes optiques?*). Nous avons vu que les capteurs courbes permettent de nettes améliorations sur les systèmes optiques, augmentant ainsi drastiquement leur domaine de fonctionnement.

En particulier, les capteurs courbes permettent de réduire la taille des systèmes en diminuant le nombre d'éléments optiques tout en conservant les mêmes performances optiques. Enfin, nous avons vu que les capteurs courbes correspondent à une stratégie pertinente de captation d'image, qui s'apparente par biomimétisme à la stratégie naturelle de notre œil.

Dans le chapitre 2, nous avons vu qu'aussi parfaites soient les surfaces de nos éléments optiques, les défauts de nos systèmes sont intrinsèques (*aucun système n'est parfait*). Les capteurs courbes sont une réponse à cette problématique car ils viennent corriger les défauts intrinsèques aux systèmes optiques (*Solution native*). Pour autant ils ne peuvent pas tout corriger, mais permettent un domaine de fonctionnement beaucoup plus étendu qui permet de corriger une grande partie des aberrations des systèmes optiques plans. Nous avons présenté le formalisme pour caractériser ces aberrations dans un système, puis nous avons identifié la courbure de Petzval qui va jouer un rôle particulier pour l'optimisation de nos systèmes à capteurs courbes. Nous avons enfin fait une étude comparative de différents systèmes en optique plane et en optique courbe afin de présenter les nombreux avantages de cette dernière.

Le chapitre 3 présente l'ensemble des preuves de concept qui ont été réalisées au LAM pendant ces 6 années de recherche. Ces différentes étapes ont permis d'amener le concept des capteurs courbes à maturité depuis le TRL2 jusqu'au TRL7, c'est à dire aux portes de la commercialisation. Nous avons en particulier présenté l'apport de cette technologie sur des objectifs grand champ Fisheye, sur des objectifs miniatures, et sur des prototypes pour des futures télescopes. Nous avons également spécifié que les nouveaux capteurs sont des composants plug-and-play à travers une procédure de validation Electro-Optique. Nous avons validé que les caractéristiques restent inchangées avant et après courbure, et nous avons enfin pu présenter les différentes start-up qui ont émergé de ces travaux de recherche.

Le chapitre 4 présente les différents process de courbure. Nous montrons les limites du domaine de courbure et les "*bottleneck*" (point de fragilité) de la chaine de fabrication. Plusieurs méthodes sont présentées: une méthode de déformation après collage avec un savoir faire spécifique au LAM et une méthode avant collage utilisant une méthode simple sous vide. Nous présentons l'outil d'impression 3D qui a permis de réaliser des itérations rapides sur chaque process et de converger très efficacement vers une solution

viable. Nous présentons les limites et les défauts de ces méthodes et finalement, la qualité finale obtenue et en quoi cette qualité est pertinente pour installer ces composants dans les systèmes optiques. La dernière section de ce chapitre est dédiée aux solutions observées pour passer à un process de courbure à grande échelle (mass product) et les limitations inhérentes à un tel process.

Dans le dernier chapitre, je présente les futurs développements et les perspectives de cette technologie à travers 3 points principaux: La capacité à créer des capteurs à courbure variable pour s'adapter à des formes d'objets différentes, la capacité à réaliser des capteurs freeform qui augmente encore plus les performances des systèmes optiques et enfin, la possibilité de changer de paradigme pour l'étude de nos systèmes optiques et de basculer sur une stratégie nouvelle dite "courbe-sur-courbe" sans jamais avoir à passer par une représentation plane de l'image. Cette stratégie induit des performances inédites dont va pouvoir notamment bénéficier le monde de la réalité virtuelle.

A l'aube de l'ère courbe, avec notamment la mise sur le marché des capteurs courbes par différentes start-up, les promesses de cette technologie sont nombreuses. Cette technologie constitue un véritable levier en terme de design optique et ouvre les portes à une nouvelle ère dans ce domaine. Néanmoins, nous l'avons vu tout au long de ce manuscrit, chaque amélioration est un compromis, et l'utilisation des cette technologie révolutionnaire possède des contreparties: La fabrication complexe des nouveaux capteurs, la ré-optimisation et le re-design des systèmes optiques, et enfin, l'unicité du couple {système optique / capteur à courbure spécifique}. Nous avons vu également que l'utilisation des capteurs courbes rend les systèmes beaucoup plus sensibles à l'alignement par exemple et en font des systèmes plus complexes à réaliser.

Nous avons donc aujourd'hui une technologie mature qui est parfaitement pertinente dans des domaines spécifiques, en particulier des domaines où les performances optiques et l'encombrement ont des pondérations plus importantes. Ce sont ces projets (spatiaux, médicaux) qui propulsent aujourd'hui cette technologie, mais dans d'autres applications moins exigeantes, ce sera la balance bénéfice/coût qui définira son domaine d'utilité et l'avenir de cette technologie.

Liste des publications

Mars 2022
Conference Paper - SPIE Photonics Europe
Monocentric cameras design for 3D scenes capturing and projection
T. Behaghel, E. Muslimov

Mars 2021
Preprint - Advances in Optical and Mechanical Technologies for Telescopes and Instrumentation IV
A metrological characterization of the SPEED test-bed PIAACMC components
K. Barjot, P. Martinez, M. Beaulieu, C. Gouvret, A. Marcotto, O. Guyon, M. Belhadi, A. Caillat,
T. Behaghel, J.M. Le Digou, K. Dohlen, A. Vigan

Avril 2020
Conference Paper - SPIE Photonics Europe
Imaging multiple cortical areas with high spatio-temporal resolution using innovative wide-field imaging system
M. Bourbousson, I. Racicot, E. Muslimov, T. Behaghel, K. Blaize, A. Bourdet, S. Chemla, E. Hugot, W. Jahn, S. Roux

Avril 2020
Conference Paper - Optics, Photonics and Digital Technologies for Imaging Applications VI
Curved sensors for compact and high-performance imaging systems
K. Joaquina, E. Hugot, T. Behaghel, S. Lombardo, E. Muslimov

Janvier 2020
Article - Astronomie & Astrophysics
Design and manufacturing of a multi-zone phase-shifting coronagraph mask for extremely large telescopes
P. Martinez, M. beaulieu, K. Barjot, O. Guyon, C. Gouvret, A. Marcotto, M. Belhadi, A. Caillat, T. Behaghel, S. Tisserand, V. Sauget, S. Gautier, J.M. Le Digou, J. Knight, K. Dohlen, A. Vigan, L. Abe, O. Preis, A; Spang, J. Dejonghe, M. N'diaye

Janvier 2020
Article - Applied Science
Variable Curvature Displays: Optical Designs and Applications for VR/AR/MR Headsets
E. Muslimov, T. Behaghel, E. Hugot, K. Joaquina, I. Guskov

Juillet 2019
Proceeding Article - International Conference on Space optics ICSO
Curved sensors: experimental performance of CMOS prototypes and wide field related imagers
E. hugot, S. Lombardo, T. Behaghel, B. Chambion, W. Jahn, C. Gaschet, S. Hugot, M. Ferrari, D. Henry

Mars 2019
Article - Applied optics
Curved detectors for astronomical applications: characterization results on different samples
S. Lombardo, T. Behaghel, B. Chambion, W. Jahn, E. Hugot, E. Muslimov, M. Roulet, M. Ferrari, C. Gaschet, D. Henry

Février 2019
Article - Applied Optics
Methodology to design optical systems with curved sensors
C. Gaschet, W. Jahn, B. Chambion, E. Hugot, T. Behaghel, S. Lombardo, S. Lemared, M. Ferrari, S. Caplet, S. Getin, A. Vandeneynde

Juillet 2018
Conference Paper - Optics, Photonics and Digital Technologies for Imaging Applications
Curved CMOS sensor: characterization of the first fully functional prototype
S. Lombardo, T. Behaghel, E. Hugot, E. Muslimov, M. Roulet, M. Ferrari, C. Gaschet, B. Chambion, D. Henry, W. Jahn, S. Caplet

Juillet 2018
Conference Paper - Optics, Photonics and Digital Technologies for Imaging Applications
Curved detectors developments and characterization: application to astronomical instruments
S. Lombardo, W. Jahn, T. Behaghel, E. Hugot, E. Muslimov, M. Roulet, M. Ferrari, C. Gaschet, D. Henry, B. Chambion, S. Caplet

Juin 2018
Conference paper - Optical Design and Engineering VII
Advanced optical designs of curved detectors-based two-mirrors unobsured telescopes
E. Muslimov, E. Hugot, S. Lombardo, M. Roulet, T. Behaghel, M. Ferrari,W. Jahn

Juillet 2018
Article - Optics letters
Design of optical systems with toroidal curved detectors
E. Muslimov, E. Hugot, M. Ferrari, T. Behaghel, G. R. Lemaître, M. Roulet, S. Lombardo

Mai 2018
Conference Paper - SPIE Photonics Europe
Curved detectors for wide field imaging systems: impact on tolerance analysis
E. Muslimov, E. Hugot, S. Lombardo, M. Roulet, T. Behaghel, M. Ferrari, W. Jahn, C. Gaschet, B. Chambion, D. Henry

Mai 2018
Article - Applied optics
Curved detectors for wide field imaging systems: impact on tolerance analysis
E. Muslimov, E. Hugot, S. Lombardo, M. Roulet, T. Behaghel, M. Ferrari, C. Gaschet, B. Chambion, D. Henry

Février 2018
Conference Paper - Photonic Instrumentation Engineering V
Curved sensors for compact high-resolution wide-field designs: prototype demonstration and optical characterization
B. Chambion, C. Gaschet, T. Behaghel, A. Vandeneynde, S. Caplet, S. Gétin, D. Henry, E. Hugot, W. Jahn, S. Lombardo, M. Ferrari

Janvier 2018
Article - Russian Aeronautics
Optical Design for a Cubesat: Unobscured Telescope, Using Freeform Mirrors and a Curved Detector
E. Muslimov, E; Hugot, M. Ferrari, T. Behaghel, N. K. Pavlycheva

Aout 2017
Conference Paper - Novel Optical Systems Design and Optimization XX
Curved sensors for compact high-resolution wide field designs
C. Gaschet, B. Chambion, S. Gétin, G. Moulin, A. Vandeneynde, S. Caplet, D. Henry, E. Hugot, W. Jahn, T. Behaghel, S. Lombardo, M. Roulet, E. Muslimov, M. Ferrari

Décembre 2006
Article - Physcis of Fluids
A study of velocity discontinuity for single air bubbles rising in an associative polymer
E; Soto, C; Goujon, R. Zenit, O. Manero, thx T. Behaghel

Juin 2005
Rapport soutenance DEA - Universidad Nacional Autonoma de Mexico
Bubble characterization in non newtonian fluids
T. Behaghel

Conférences & Présentations

Février 2019

San Francisco - SPIE Photonics West

Présentation de la Start-up CURVE-ONE

Février 2019

Mexico - Institut d'Astronomie (Instituto de Astronomia)
UNAM (Universidad Autonoma de Mexico)

Présentation Générale des capteurs courbes

Avril 2022

Strasbourg - SPIE Europe

Poster - Présentation de l'article :
Monocentric cameras design for 3D scenes capturing and projection

liste des annexes

Annexe 1
A methodology to design optical systems with curved sensors
Annexe 2
Curved Detector for wide field imaging systems :
impact on tolerance analysis
Annexe 3
Variable Curvature Displays :
Optical Designs and Applications for VR/AR/MR Headsets
Annexe 4
Curved detectors for astronomical applications:
characterization results on differents samples
Annexe 5
Optical design for a Cubesat:
Unobscured Telescope Using Freeform mirrors and a Curved Detector
Annexe 6
Design of optical systems
with toroidal curved detectors
Annexe 7
Monocentric Cameras design for 3D scenes
capturing and projection
Annexe 8
Communiqué de presse CNRS:
Premier Capteur courbe industriel pour le projet MESO-CORTEX
Institut de Neurosciences de la Timone (INT)
Annexe 9
Page de couverture pour les 100 ans du journal Applied optics:
Premier objectif pre-industriel pour capteur courbe réalisé au LAM

Annexe 1

A methodology to design optical systems with curved sensors*

Implication :

- *Dimensionnement optique des objectifs*
- *Participation aux réflexions théoriques sur les designs*
- *Design mécanique*
- *Construction des objectifs*
- *Mise en place des tests optiques des objectifs*

* Une méthode pour concevoir des systèmes optiques avec des capteurs courbes

Research Article Applied Optics 1

A methodology to design optical systems with curved sensors

CHRISTOPHE GASCHET, [1,2,*] WILFRIED JAHN,[2,3] BERTRAND CHAMBION, [1], EMMANUEL HUGOT, [2], THIBAULT BEHAGHEL, [2], SIMONA LOMBARDO, [2] SABRI LEMARED,[2] MARC FERRARI,[2] STÉPHANE CAPLET, [1] STÉPHANE GÉTIN, [1], AURÉLIE VANDENEYNDE,[1] DAVID HENRY. [1]

[1] *Univ. Grenoble Alpes, CEA, LETI, MINATEC campus, F38054 Grenoble, France*
[2] *Aix Marseille Univ, CNRS, CNES, LAM, Marseille, France*
[3] *California Institute of Technology, 1200 E. California Blvd, Pasadena, California 91125, USA*
[*] *christophe.gaschet@cea.fr*

Abstract: Curved sensors are a suitable technological solution to enhance the vast majority of optical systems. In this work, we show the entire process to create curved sensor-based optical systems and the possibilities they offer. This paper defines the boundaries of the reachable curvatures for a full range of monolithic sensors. We discuss how the curved focal plane shape is related to the imaged scenes and optical parameters. Two camera prototypes are designed, realized and tested, demonstrating a new compact optical architecture for a 40 degree compact objective, as well as a wide field fisheye zoom objective using a convex sensor to image a 180 degree field of view.

© 2018 Optical Society of America

1. Introduction

The need for curved focal planes in optical designs have been known by opticians since Joseph Petzval 180 years ago and proved in further researches. Recent studies by Rim et al. [1] and Stamenov et al. [2] demonstrated a potential reduction of lenses, leading to compactness, better resolution and improved illumination with monocentric systems using a curved focal plane. Iwert et al. and Muslimov et al. [3,4] showed new ways to create telescopes and optical instruments with higher resolution for astronomical applications. Reshidko et al. [5] demonstrated the possibility to create miniature lenses for mobile phone applications with faster apertures. All these studies demonstrate the link between the sensor's curvature and the performance of related optical systems.

At the same time, different approaches have been investigated for the design of curved focal planes. The first one is to create an assembly of multiple sensor segments electrically connected to each other [6–11]. This method provides a high curvature because of the removal of stresses due to the segmentation but is limited by its resolution, which is incompatible with current Complementary Metal Oxide Semiconductor (CMOS) designs and with a high pixel density. The second approach is to use a fiber optic bundle to transfer the light from of the curved focal plane to a flat sensor [2]. This solution adds complexity and has a lower resolution than current CMOS sensors. The third approach is to curve a monolithic standard sensor. Different solutions have been investigated by several teams and companies, like Sony, Microsoft through patents and papers [12, 13]. This approach has also been described to provide functional uncooled and cooled infrared sensors [14, 15].

In [16–18], our developments on the curvature of monolithic sensors have shown a feasibility of obtaining curved CMOS sensors with an exquisite electro-optical performance. Besides, characteristics of a new optical design are shown.

In this paper, we propose a design methodology to link the development of monolithic curved sensors with the design of efficient optical systems. In a first place, mechanical considerations have to be taken into account to define the boundaries of the reachable curvatures. Then we express optical considerations as per the optical system application, with illumination and scene relations. Finally, two study cases with two objectives of fields of view 40 ° and 180 ° are described and manufactured. The first one demonstrates the possibility to create new architectures and optical combinations with curved CMOS. The second one demonstrates the feasibility of using a fixed curved sensor in fisheye zoom systems. All these elements give a methodology to develop optical systems which can address different applications for industry, mass market, defense and security, astronomy and biological imaging.

2. Limits of the sensor curvature

All technologies considered to create the sensor curvature on the whole die are limited by the sensor's mechanical breakage probability. According to [16, 17], the mechanical behavior of CMOS sensors can be modeled using a Finite Element Analysis software, with three parameters conducting mechanical limits: the size of the die, the thickness of the sensor, and the tensile failure strength criterion $\sigma 1_{max}$. In this way, the first step in the methodology is to simulate this behavior for a full range of sensor size: 1/3" format for smart-phone applications, 1/1.8" format, APS-C and full-frame format (24 mm x 32mm), respectively linked to 5.16 mm x 6.25 mm , 7.74 mm x 8.12 mm, 22.3 mm x 28.1 mm, 28 mm x 40 mm die size, which can be approximated by (100)-oriented silicon chips with a thickness of 100 microns.

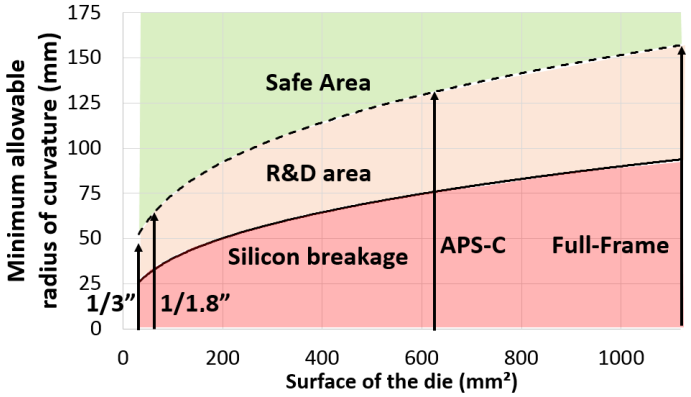


Fig. 1. Results of breakage limits considering two failure criteria, $\sigma 1_{max1}$ = 200MPa and $\sigma 1_{max2}$= 500MPa, for 1/3" format, 1/1.8" format, APS-C format, Full frame format, at 100 microns of thickness.

Breakage results are presented according to two tensile failure strength criteria Fig.1. Two studies [13, 19] present breakage limits according to different grinding, polishing, and dicing process. The first criterion ($\sigma 1_{max1}$=200 MPa) is the breakage limit with standard grinding and dicing. The second criterion ($\sigma 1_{max2}$=500 MPa) is the breakage limit with advance grinding process and die preparation. We show in this section the reachable curvatures for a monolithic sensor with a 100μm thickness. These boundaries are constraining the optical optimizations. We chose to consider a 200 MPa mechanical limit (green area in Fig.1), to design the optical systems hereafter.

3. Optical changes with curved sensors

3.1. Primary optical parameters with curved sensors.

Fig.2 shows the geometry between a spherical concave curved sensor and a lens. Three important changes are presented: the new angle of incidence, $\theta - \alpha$, the reduced distance between the exit pupil and the image point from $d_\theta = d_0/cos\theta$ to $d_\theta = (d_0 - sag)/cos\theta$ and the reduced size of the sensor L' for a same field of view (FoV). sag is the sagitta of the circular arc, and L' is also the path length of the curve. These modifications improve the illumination by changing the Lambert cosine law in E ~ $\cos(\theta - \alpha)$ and the inverse square law. Moreover, pixel vignetting decreases with this reduced angle of incidence.

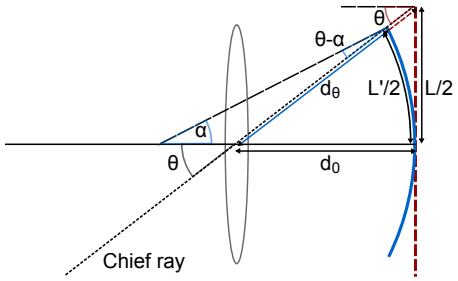


Fig. 2. Primary differences between curved and flat sensor for thin lens.

The $FoV = 2\theta$ is also improved, calculated with the chord of the sensor, the focal length f, the sagitta of the sensor and the radius of curvature R of the circular arc such as:

$$FoV = 2arctan(\frac{Rsin(\alpha)}{f - R(1 - cos(\alpha))}) \approx 2arctan(\frac{L'}{2(f - \frac{L'^2}{8R})}) \quad (1)$$

The second equation is for small angles α at the second order. For convex sensors, the new geometry gives same relations, by changing sign of α and sag, slightly degrading illumination and FoV. Finally, this section presents changes with the new geometry of curved sensors. During the design of optical systems with curved sensors, all these changes have to be taken into account.

3.2. Evolution of the curvature for large range of distance

According to Welford [20], two primary aberrations, astigmatism (S_{III}) and Petzval curvature (S_{IV}) in term of Seidel aberration, have to be taken into account to obtain the best image curved surface. In this case, the best spherical image surface is the surface containing disc of least confusion, which has a curvature c:

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

n is the index of the media, H the Lagrange invariant. We choose to investigate the change of this curvature with the distance of the scene on a single lens with an aperture stop at the first surface. Using the principal planes representation of the Fig.3, the slope of the marginal ray is :

$$u_0 = \frac{-h_1}{z + f - p} \quad (3)$$

where z is the distance from the focal plane to the scene, f is the focal length, p is the distance from the principal plane to the first surface. Seidel aberrations are the sum of the Seidel surface

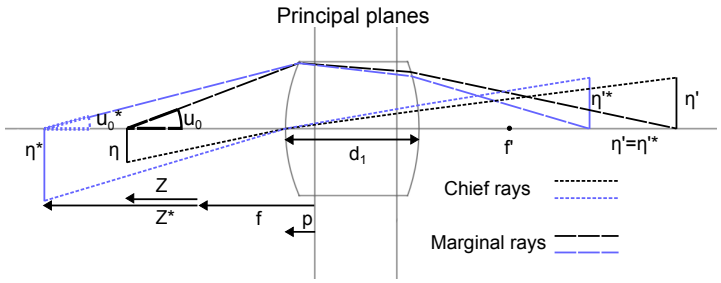


Fig. 3. Image of the scene at different positions, Z^* and Z. The size of the image η' is the same, giving two sizes for the object.

coefficients ($S3_i, S4_i$) calculated for each surface i with the height h_i and the slope u_i of the marginal ray and the chief ray ($\bar{u_i}$ and $\bar{h_i}$). We have for these rays (the product has a decreasing increment j):

$$\begin{pmatrix} h_{i+1} \\ n_i u_i \end{pmatrix} = \prod_{j=1}^{\overset{\curvearrowleft}{i}} \begin{pmatrix} 1 - \frac{K_j d_j}{n_j} & \frac{d_j}{n_j} \\ -K_j & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} h_1 \\ n_0 u_0 \end{pmatrix} \tag{4}$$

d_j the thickness, n_j the refraction index between the surface j and $j+1$, the power K_j of the surface j . Using expressions of $S3_i, S4_i$ from Welford [20], we developed S_{III} in function of u_0 and H:

$$S_{III} = S3_1 + S3_2 = H^2 c_{III}(u_0) = H^2(a_0 + a_1 u_0 + a_2 u_0^2) \tag{5}$$

$c_{III}(u_0)$ is here corresponding to the curvature of the sagittal focal surface curvature when SIV is zero. a_0, a_1 and a_2 are constants depending of values of power, refraction index and thickness of the lens. Specific values of lens surface curvature can help for constant image curvature. For example, $a_2 = 0$ when $c_2 = -\frac{1}{d_1}$ or $c_2 = -\frac{n_1+1}{d_1 n_1}$ or $d_1 = 0$ with c_2 the curvature of the second surface of the lens. Considering the Petzval sum P, independent of distance, we have for n=1 and $z \neq 0$:

$$c(u_0) = -\frac{n(2S_{III} + S_{IV})}{H^2} = -2a_0 - P - 2a_1 u_0 - 2a_2 u_0^2 \tag{6}$$

These calculations can be extended for all systems. Finally, the curvature of the surface containing the disc of least confusion varies as a second degree polynomial equation according to u_0. These relations can be used to analyze the evolution of the surface curvature for systems with a large range of working distances.

4. Optical designs: fisheye zoom camera and compact architecture

In this section, we present the developments of a wide field zoom design [21] and a compact architecture optimized with our next methodology. We choose to design optical systems at infinite conjugate. The sensor takes into consideration $\sigma 1_{max1}$<200 Mpa for its curvature. The incident angle is controlled to be nearly the same as commercial designs.

4.1. Fisheye zoom system

4.1.1. Methodology during the design process

The starting point is a commercial zoom fisheye camera of 180° FoV at F/4 (Canon 8-15 mm [22]). The goal is to keep the exact same main characteristics (back focal distance, field of view, F-number) while reducing the number of lenses and improving the performance. During the

optimization process, we have simplified the optical system by suppressing field-flattening lenses one by one and re-optimizing at each step. In such a wide field system, some field-flattening lenses used closed to the focal plane have a positive power. This removal process is complex since the suppression of one lens strongly modifies the optical characteristics and increases the aberrations, creating a positive-curved field of curvature. Also, we have decided to maintain a fixed curvature over the zoom range due to manufacturing considerations. While the Canon objective is made of 14 lenses, 10 materials and an aspherical surface, the ultimate configuration we have achieved is made of 11 spherical lenses (no aspherical surface) and 7 glass materials, for an improved performance on sharpness and mechanical vignetting.

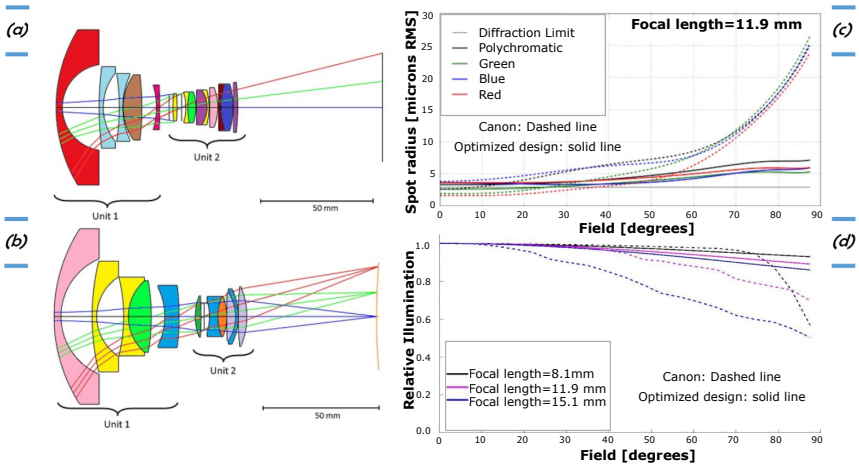


Fig. 4. a) Optical layouts of the Canon objective; b) Simplified zoom camera NB: The color code for glass materials is different for each system; Comparison between Canon and simplified design on c) RMS spot radius and d) relative illumination.

4.1.2. Optical performance

To compare the performance of this design and the Canon design, we quantified on Fig.4 the spot size at the focal length of 11.9mm and the relative illumination for three focal length values: 8.1, 11.9 and 15.1 mm. The relative illumination curve is used to quantify changes in the illumination level across the field. The performance improvement is significant. At a focal length of 11.9 mm, the spot radius is close to the diffraction limit and very homogeneous over the field with a gain off-axis up to a factor 5 compared to the Canon. The mechanical vignetting is fully suppressed while it drops down by 30-50% for the Canon objective at the edge of the field of view, improving the relative illumination. The contrast has also globally been improved by a factor 2.5 and the lateral chromatic aberration reduced by a factor 2.

We realized a prototype of this design as well as the curving of a 20 Megapixels front-side illuminated 24x32 mm CMOS sensor (CMOSIS CMV20000), used in a commercial packaging. The sensor is convex with a radius of 280mm. No significant differences on the electro-optical response have been observed [16]. Fig.5 shows the integrated objective and an image acquisition with good performances, sharpness and contrast, over the full field of view. It has been taken at full aperture F/4. We can also note that there is no drop of illumination off-axis, enabling well contrasted patterns at the center of the image and at the edge 90°.

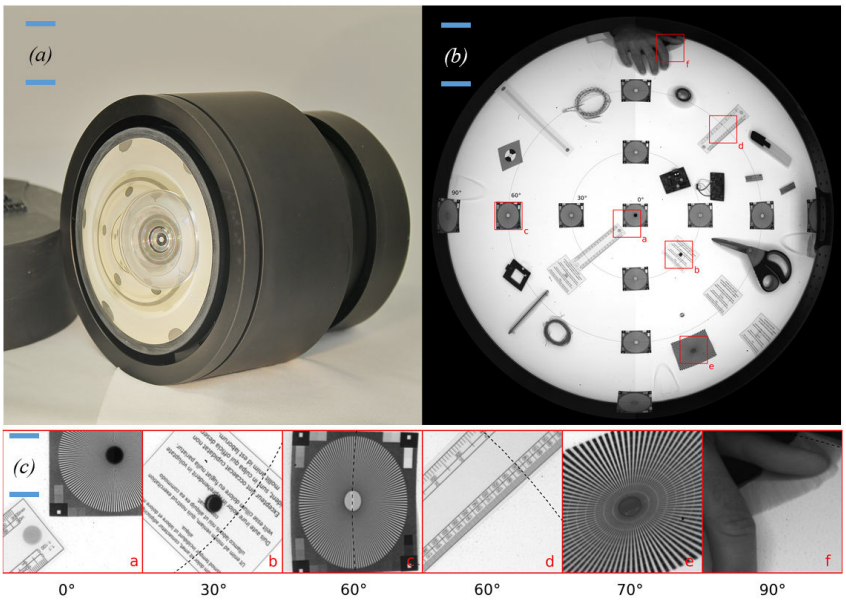


Fig. 5. a) Simplified zoom prototype; b) Image acquisition at 8 mm focal length F/4 of an object located at 400 mm from the objective in all direction; c) zoomed parts of image acquisition.

4.2. Compact wide angle camera

4.2.1. Methodology during the design process

The starting point is the monocentric lens, studied in recent publication [2]. This system theoretically presents wide field of view, compactness, high resolution and the sensor is curved on the Petzval Surface. The field of view, which is the subtended angle of the sensor, drops to at most 17 degrees at any sensor's size using mechanical limits $\sigma 1_{max1}$=200 MPa, Fig 1. The goal is to keep high resolution and compactness and increase the field of view. During the optimization process, new spherical lenses are added in order to decrease step by step the subtended angle of the sensor. The final version of this new architecture, showed Fig 6, has 6 spherical lenses, with the first cemented triplet and two lenses with a positive optical power, and the last one with a negative power. An important characteristic is the position of the aperture stop which is at the start of the design. This combination of lenses is only adapted with the use of curved sensor, because of the large amount of field curvature aberration in the system which cannot be reduced without the addition of new lenses and the degradation of the sharpness. Finally, the field of view is 40 degrees compared to 8 degrees of subtended angle of the sensor.

4.2.2. Optical performance

We show on Fig.6 the Modulation Transfer Function (MTF) of the system at F/2.6 and a maximum field of 4.40mm. We compare it with an equivalent commercial system, with nearly the same characteristics as the size of the sensor, the focal length and the image quality. The MTF of both systems are similar for a field range close to zero, but at edges our system shows better values of

performances. We realized a prototype of this camera using the curving process on a commercial

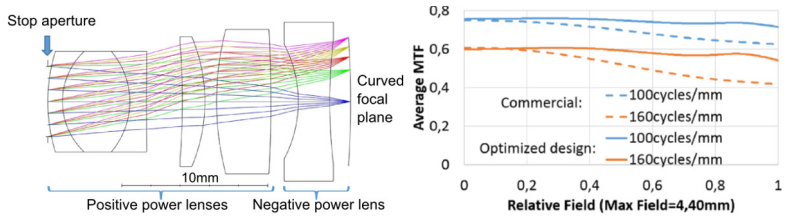


Fig. 6. a) Optical layout of the compact system; b) MTF comparison over the field.

product 1/1.8" format 1.3Mpx global shutter CMOS sensor (Teledyne EV76C560). The system with a curved sensor shows a large gain in compactness, more than a factor of two compared to its equivalent commercial system. The commercial objective offers an adjustable iris whereas it is not the case for the prototype lens since the main goal is to demonstrate the gain on the optical compactness while providing better performance. Also, straylight issues has been addressed by designing an additional hood to prevent out-of-field straylight (not shown in Fig.7 a). Preliminary images have been realized, as shown in Fig.7.

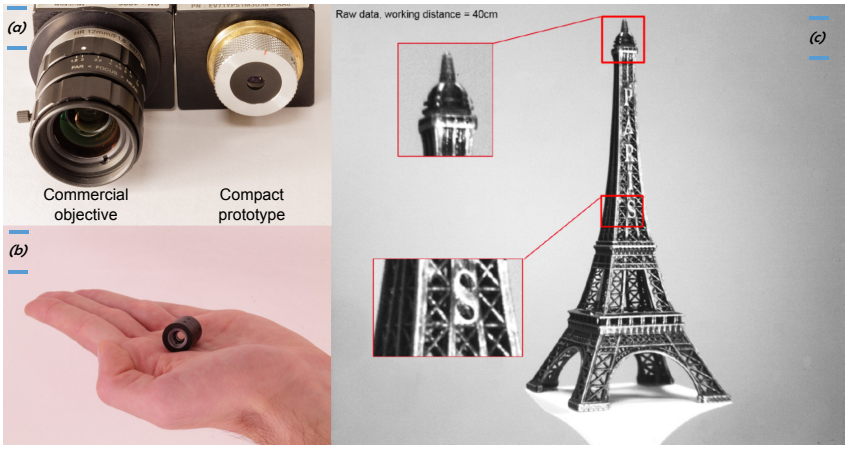


Fig. 7. a) Comparison between integrated prototype and commercial objective; b) Compact objective; c) First image of the compact optical architecture system in RAW data at 40 cm of working distance.

5. Conclusions

In this paper, we have discussed new considerations for the design of enhanced performance optical systems with curved sensors. First, we have presented FEA developments on the sensor curvature, providing bending mechanical limits. Second, we have shown that the curved image surface changes the geometry of optical systems, giving new relations of illumination and field of view. Seidel aberrations have been discussed and we demonstrated conjugate relations for macro lenses applications. Third, two designs have been realized by using the two previous points in consideration. A lens removal process is described to design a zoom fisheye camera of 180°

field of view with a convex curved sensor. We have improved the performance of sharpness and reduced the mechanical vignetting. An adding process is described to design a compact camera from a monocentric lens. Keeping the same optical characteristics, the field of view may also be multiplied by five. Finally we have realized two complementary prototypes, confirming all the advantages of using a curved sensor over a large range of field of view. We believe that the development of curved sensors offers new possibilities in the design of optical systems for numerous applications from miniaturized devices to large scale systems.

Acknowledgements

This activity was partially funded by the French Research Agency (ANR) through the LabEx FOCUS ANR-11-LABX-0013, and will be pursued in the frame of the H2020 - ERC-STG-2015 - 678777 ICARUS program over the period 2016-2021.

References

1. 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).
2. I. Stamenov, A. Arianpour, S. J. Olivas, I. P. Agurok, A. R. Johnson, R. A. Stack, R. L. Morrison, and J. E. Ford, "Panoramic monocentric imaging using fiber-coupled focal planes," Opt. Express 22(26), 31708-31721 (2014).
3. O. Iwert and B. Delabre, "The challenge of highly curved monolithic imaging detectors," Proc. SPIE 7742,774227 (2010).
4. E. Muslimov, E. Hugot, W. Jahn, S. Vives, M. Ferrari, B. Chambion, D. Henry, and C. Gaschet, "Combining Freeform Optics and Curved Detectors for Wide Field Imaging: A Polynomial Approach over Squared Aperture," Opt. Express 25, 14598-14610 (2017).
5. D. Reshidko, and J. Sasian, "Optical Analysis of Miniature Lenses with Curved Imaging Surfaces," Appl. Opt. 54, E216-E223 (2015).
6. H. C. Ko, M. P. Stoykovich, J. Song, V. Malyarchuk, W. M. Choi, C. J. Yu, J. B. Geddes 3rd, J. Xiao, S. Wang, Y. Huang, and J. A. Rogers, "A hemispherical electronic eye camera based on compressible silicon optoelectronics," Nature 454(7205), 748-753 (2008).
7. X. Xu, M. Davanco, X. Qi, and S. R. Forrest, "Direct transfer patterning on three dimensionally deformed surfaces at micrometer resolutions and its application to hemispherical focal plane detector arrays," Org. Electron. 9(6), 1122-1127 (2008).
8. I. Jung, G. Shin, V. Malyarchuk, J. S. Ha, and J. A. Rogers, "Paraboloid electronic eye cameras using deformable arrays of photodetectors in hexagonal mesh layouts," App. Phys. Lett. 96 (2), 021110 (2010).
9. Y. M. Song, Y. Xie, V. Malyarchuk, J. Xiao, I. Jung, K. J. Choi, Z. Liu, H. Park, C. Lu, R. H. Kim, R. Li, K. B. Crozier, Y. Huang, and J. A. Rogers, "Digital cameras with designs inspired by the arthropod eye," Nature 497(7447), 95-99 (2013).
10. 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.
11. 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).
12. K. Itonaga, T. Arimura, K. Matsumoto, G. Kondo, K. Terahata, S. Makimoto, M. Baba, Y. Honda, S. Bori, T. Kai, K. Kasahara, M. Nagano, M. Kimura, Y. Kinoshita, E. Kishida, T. Baba, S. Baba, Y. Nomura, N. Tanabe, N. Kimizuka, Y. Matoba, T. Takachi, E. Takagi, T. Haruta, N. Ikebe, K. Matsuda, T. Niimi, T. Ezaki, and T. Hirayama, "A novel curved CMOS image sensor integrated with imaging system," Digest of Technical Papers - Symposium on VLSI Technology, 6894341 (2014).
13. 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).
14. 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.
15. 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).
16. B. Chambion, C. Gaschet, T. Behaghel, A. Vandeneynde, S. Caplet, S. Gétin, D. Henry, E. Hugot, W. Jahn, S. Lombardo, M. Ferrari, "Curved sensors for compact high-resolution wide-field designs: prototype demonstration and optical characterization", Proc. SPIE 10539, 1053913 (2018).
17. B. Chambion, L. Nikitushkina, Y. Gaeremynck and W. Jahn, "Tunable curvature of large visible CMOS image sensors: Towards new optical functions and system miniaturization," IEEE ECTC 178-187 (2016).

18. W. Jahn, M. Ferrari, E. Hugot, B. Chambion, G. Moulin, L. Nikitushkina, C. Gaschet, D. Henry, S. Getin, and Y. Gaereminck, âĂIJFlexible focal plane arrays for UVOIR wide field instrumentation,âĂİ Proc. SPIE 10562, 105624Z (2016).
19. J.-H. Zhao, J. Tellkamp, V. Gupta and D. R. Edwards, "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).
20. WT. Welford, *Aberrations of Optical Systems* (Taylor and Francis, 1986).
21. W. Jahn, Laboratoire d'Astrophysique de Marseille, Aix Marseille University, 58 Blvd Charles Livon 13284 Marseille, France, is going to publish a PhD thesis entitled "Innovative focal plane design for high resolution and Earth observation: Freeform optics and curved sensors"
22. T. Okumura, "Système de zoom fisheye," Patent EP20,110,172,786, EP2,407,809A1 (2012)

View publication stats

Annexe 2

Curved Detector for wide field imaging systems : impact on tolerance analysis

Implication :

- *Participation aux réflexions théoriques*
- *Dimensionnement du système complet, définition des limites de courbure*
- *Mise en place des premiers prototypes et tests de capteurs*

* Détecteurs Courbes pour des imageurs grand champs : analyse de l'impact sur la tolerance

PROCEEDINGS OF SPIE

SPIEDigitalLibrary.org/conference-proceedings-of-spie

Curved detectors for wide field imaging systems: impact on tolerance analysis

Muslimov, Eduard, Hugot, Emmanuel, Lombardo, Simona, Roulet, Melanie, Behaghel, Thibault, et al.

Eduard Muslimov, Emmanuel Hugot, Simona Lombardo, Melanie Roulet, Thibault Behaghel, Marc Ferrari, Wilfried Jahn, Christophe Gaschet, Bertrand Chambion, David Henry, "Curved detectors for wide field imaging systems: impact on tolerance analysis ," Proc. SPIE 10679, Optics, Photonics, and Digital Technologies for Imaging Applications V, 106790W (24 May 2018); doi: 10.1117/12.2305923

SPIE.

Event: SPIE Photonics Europe, 2018, Strasbourg, France

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022 Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

Curved detectors for wide field imaging systems: impact on tolerance analysis

Eduard Muslimov[1*a,b], Emmanuel Hugot[a], Simona Lombardo[a], Melanie Roulet[a], Thibault Behaghel[a], Marc Ferrari[a], Wilfried Jahn[c], Christophe Gaschet[d], Bertrand Chambion[d], David Henry[d]
[a]Aix Marseille Univ, CNRS, CNES, LAM, Laboratoire d'Astrophysique de Marseille, 38, rue Joliot-Curie, Marseille,13388, France; [b]Kazan National Research Technical University named after A.N. Tupolev –KAI, 10 K. Marx, Kazan 420111, Russia; [c] Space Structure Lab, Caltech, 1200 E California Blvd, Pasadena, CA 91125, USA; [d]Univ. Grenoble Alpes, CEA, LETI, MINATEC campus, F38054 Grenoble, France

ABSTRACT

In the present paper we consider quantitative estimation of the tolerances widening in optical systems with curved detectors. The gain in image quality allows to loosen the margins for manufacturing and assembling errors. On another hand, the requirements for the detector shape and positioning become more tight. We demonstrate both of the effects on example of two optical designs. The first one is a rotationally-symmetrical lens with focal length of 25 mm, f-ratio of 3.5 and field of view equal to 72°, working in the visible domain. The second design is a three-mirror anastigmat telescope with focal length of 250 mm, f-ratio of 2.0 and field of view equal to 4°x4°. In both of the cases use of curved detectors allow to increase the image quality and substantially decrease the requirements for manufacturing precision

Keywords: curved detectors, image quality, tolerance analysis, wide field lens, off-axis telescope

1. INTRODUCTION

The curved detectors technology is a rapidly developing area, which in the nearest future can make a huge impact on performance of imaging optical systems and approaches to designs them. A number of functional devices, produced by different techniques were demonstrated by a number of research groups over the world[1-5].

The key advantages of use of the curved detectors are were demonstrated in a number of researches[6-7]. Firstly, when there is no need to correct the field curvature, a better image quality can be achieved. Secondly, the required quality can be reached in a simpler optical system. Thirdly, due to change of the angle of incidence to the focal surface, the image illumination can be substantially increased.

Obviously, the use of a curved detector should also affect the tolerances analysis for an optical system. Better image quality and/or simplification of the optical system design in the nominal state implies wider margins for the manufacturing and assembling errors. On the other hand, the optical system should become more sensitive to the detector parameters like the radius of curvature and its' linear and angular position. Thus, the main goal of this study is to quantify the effect, which introduction of a curved detector makes on tolerance analysis, and exemplify it by certain optical designs.

To provide a visual demonstration of the changes in performance and tolerances we consider two completely different optical systems – an axisymmetric lens and an off-axis telescope. For each of the systems we provide the optical quality and tolerances estimations. Then we perform a re-optimization with a curved detector and repeat the analyses to show the obtained gain.

The paper is organized as follows: in Section 2 we describe the demonstrative optical designs, Section 3 provides the image quality estimations for each case, in Section 4the tolerance analysis results are described and the conclusions on the study are given in section 5.

*eduard.muslimov@lam.fr; phone +33 4 91 05 69 18; lam.fr

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

2. OPTICAL DESIGNS DESCRIPTIONS

We consider two completely different optical systems in order to make our study more general. However, we make an accent on fast optics with relatively wide field of view, which definitely benefits more from use of a curved detector.

The first demonstrative example is a wide-field axisymmetric lens system; the second one is a fast off-axis unobscured telescope. The main optical parameters of the systems are given in Table 1 and a more detailed description is provided below.

Table 1. The main parameters of the demonstrative optical designs.

	Axisymmetric lens	Off-axis telescope
Focal length, mm	25	250
F-number	3.5	2
Field of view, º	72	4x4

2.1 Axisymmetric lens system

The lens under consideration is based on the design presented in apatent[8]. It is an all-spherical design consisting of 7 lens with 1 cemented pair and an internal aperture stop. As one can see, the lens operates with a wide field of view (FoV) and a moderate aperture. We consider 3 configurations of this design:

- Configuration A: the initial design with 7 lenses and a flat detector,
- Configuration B: the same design re-optimized with a curved detector. During the re-optimization all the radii and thicknesses were set variable, the focal length was limited, the total length and the illumination on the FoV edge were limited. Also necessary boundaries on the center and edge thicknesses were applied.
- Configuration C: a new design obtained from the Configuration C after removing of 2 lenses and iterative optimization. The optimization conditions were the same as in the case B, but the target illumination was increased.

General views of the resultant optical designs are shown on Fig.1.

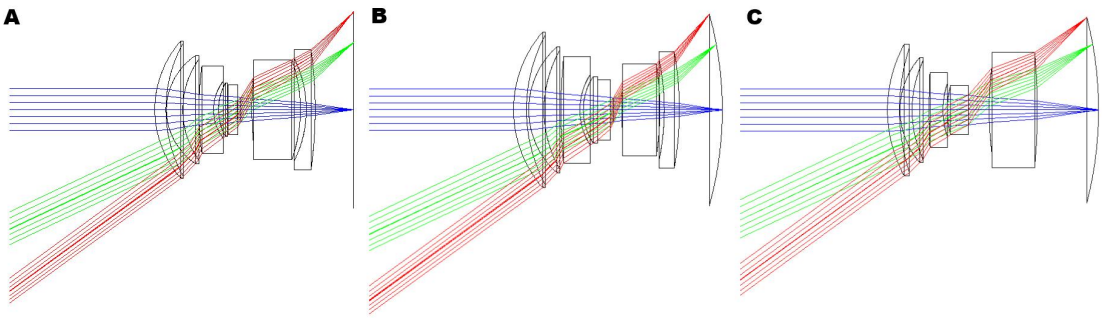


Figure 1. General view of the axisymmetric lens systems (f'=25 mm, F/3.5, 72º): A – initial configuration with 7 lenses and a flat detector; B – re-optimized configuration with 7 lenses and a curved detector; C – re-designed configuration with 5 lenses and a curved detector.

2.2 Off-axis telescope system

The off-axis telescope design represents a three-mirror anastigmate (TMA)[9]. It is an all-reflective system consisting of three aspherical mirrors with common axis and decentered apertures. The primary and secondary mirrors are conicoids, while the tertiary is described by the even asphere-type equation with 3 additional coefficients. Since there is no

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

possibility exclude any optical surfaces or elements, we consider only 2 configuration, which definition is analogous to that given in p.2.1:

- Configuration A: the initial design with a flat detector,
- Configuration B: the same design re-optimized with a curved detector. In contrast with the previous example it is necessary to set limits on the marginal rays height in order to avoid obscuration or elements overlapping.

The general view of the optical system is shown on Fig.2.

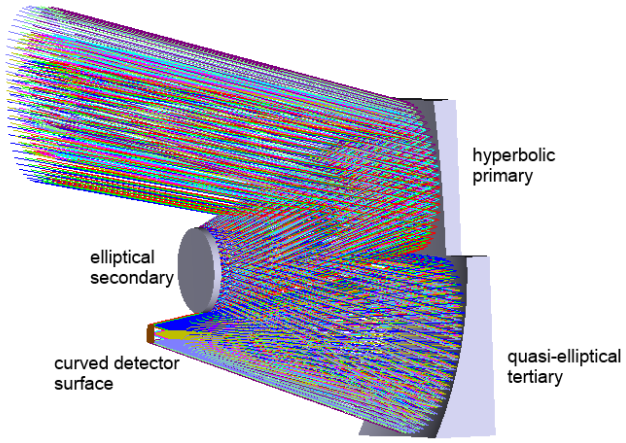


Figure 2. General view of the off-axis telescope (f'=250 mm, F/2, 4ºx4º).

3. IMAGE QUALITY ANALYSIS

The image quality is assessed in a similar way for all the configurations of the both systems. We use spot diagrams and module transfer functions (MTF) to show the obtained in image quality.

3.1 Axisymmetric lens system

The spot diagrams for all the configurations of the demonstrative wide-field lens design are shown on Fig. 3. The root-mean square (RMS) radii of the spots are 9.6-33.6, 10.4-18.7 and 9.1-18.6 microns for the configurations A, B and C, respectively. One can see that use of the curved detector allows to obtain a notable increase of image quality at the FoV edge. Moreover, decrease of the optical components number almost doesn't change the geometrical aberrations.

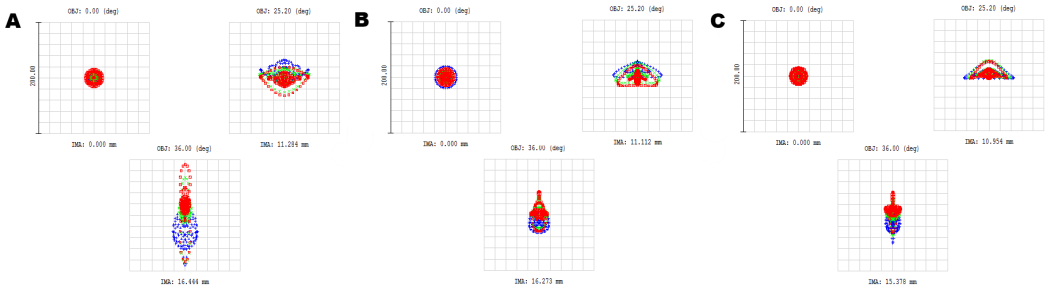


Figure 3. Spot diagrams (the colors correspond to wavelengths of 486, 587 and 656nm): A – initial configuration with 7 lenses and a flat detector; B – re-optimized configuration with 7 lenses and a curved detector; C – re-designed configuration with 5 lenses and a curved detector.

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

The MTF plots for the same designs are given on Fig. 4. They generally confirm the conclusions made on the basis of the spot diagram. We can even note that the configuration C has a higher resolution in the tangential direction in comparison with B.

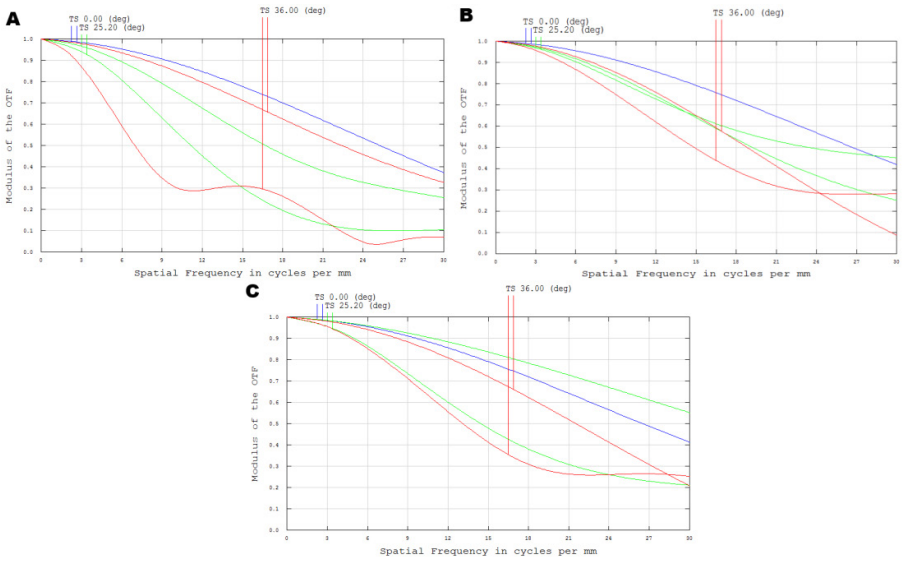


Figure 4. Module transfer functions (the colors correspond to field positions): A – initial configuration with 7 lenses and a flat detector; B – re-optimized configuration with 7 lenses and a curved detector; C – re-designed configuration with 5 lenses and a curved detector.

On top of the visual advantage in terms of the optical quality, the curved detector-based designs provide higher image illumination (see Fig. 5). Configuration B has a higher illumination value than the A configuration for the entire FoV except of its edge, while configuration C provides gain of a factor up to 1.7.

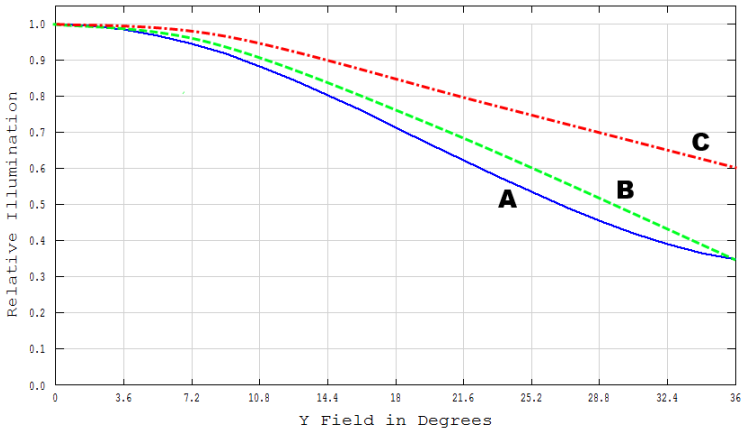


Figure 5. Relative illumination on the image surface: A – initial configuration with 7 lenses and a flat detector; B – re-optimized configuration with 7 lenses and a curved detector; C – re-designed configuration with 5 lenses and a curved detector.

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

3.2 Off-axis mirror system

Similarly, the telescopes spot diagrams are given on Fig.6. The RMS radii are 3.4-10.1 and 2.6-6.2 microns for the configurations A and B, respectively.

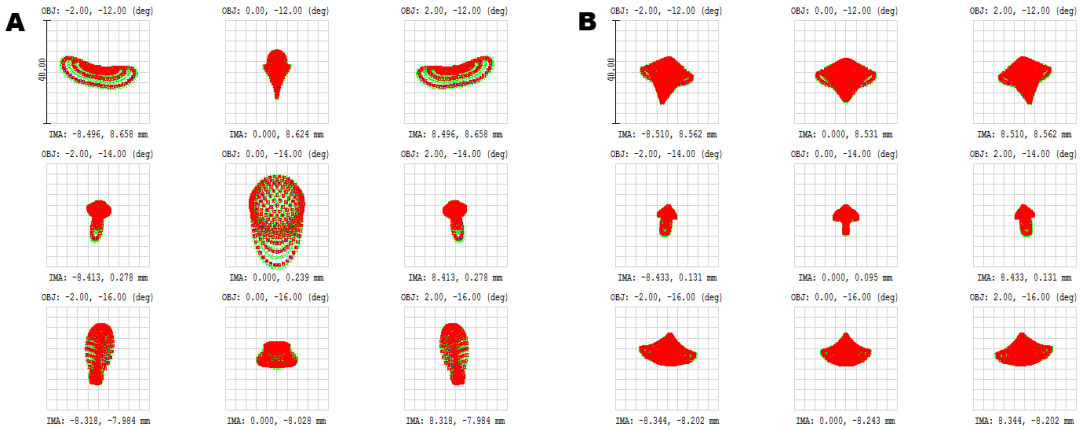


Figure 6. Spot diagrams: A – initial configuration with a flat detector; B – re-optimized configuration with a curved detector.

The MTF plots shows even larger difference in the image quality between the two designs (see Fig.7). Finally, we should mention that the difference in image illumination is negligible because the angular FoV is relatively small.

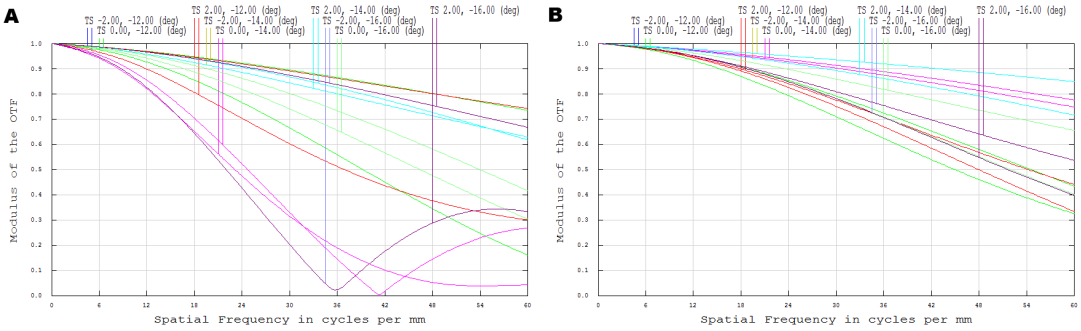


Figure 7. Module transfer functions (the colors correspond to field positions): A – initial configuration with a flat detector; B – re-optimized configuration with a curved detector.

4. TOLERANCE ANALYSIS

The tolerance analysis was performed in a similar way for all the designs. We make an assumption about the detector pixel size and require the spot RMS radii to be less than this value. We used only the standard analysis tools implemented in Zemax software. In order to account for simultaneous change of the design parameters we use the probability to achieve the target spot size found with the Monte-Carlo analysis as the main criterion. The aim is to guarantee the probability of 80% or more; if appears to be impossible with reasonable tolerances values, we tried to maximize the probability. For each of the systems the analysis was performed starting from the configuration providing the best quality. Then the tolerances were picked up to the next configuration and tightened or widened in an iterative

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

process. In all the cases just a simple focus compensator is used and the reference wavelength is 532 nm. We must also note that truncation was applied when defining some of the tolerances.

4.1 Axisymmetric lens system

For the lens design we assume that the detector[10] has 24.6x24.6 mm^2 sensitive area with the pixel size of 24x24 μm^2. The demonstrative lens system contains 13 refractive surfaces, a physical diaphragm and the detector, so it is inconvenient to present the full tolerance results here. Instead we provide some analytics visualizing the obtained gain in the tolerances. Table 1 shows the maximum and minimum values of the tolerances describing the shape, refractive properties and positioning of all the optical surfaces. It's clear that the minimum values increase in the configurations with curved detectors. The gain can be as much as factor of 4 for the 7-lens design and factor of 40 for the 5-lens design.

Table 2. Extremal values of the tolerances for the axisymmetric lens.

	Configuration A		Configuration B		Configuration C	
	Min	Max	Min	Max	Min	Max
Radius, mm	0.005	0.1	0.02	0.5	0.05	0.5
Thickness, mm	0.005	0.1	0.015	0.1	0.02	0.2
Element decenter, mm	0.02	0.1	0.02	0.1	0.05	0.1
Element tilt, °	0.02	0.1	0.02	0.1	0.05	0.1
Surface decenter, mm	0.02	0.1	0.02	0.1	0.05	0.1
Surface tilt, °	0.02	0.1	0.05	0.1	0.05	0.1
Surface irredularity, μm	0.03	0.25	0.06	0.25	0.02	0.22
Refraction index	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.004	0.004
Abbe number	0.05	1	0.1	2	1	2

The drawback of these change in tolerances is an expectable increase of requirements for the detectors shape and position. However, if we consider the quantitative change of these values (see Table 2) we find that: the tolerance on the curvature radius is relatively wide; the linear position should be more precise but the accuracy is achievable; the tolerances on tip and tilt becomes even wider because of the higher image quality. The only parameter which can become challenging is the local irregularity of the detector surface. The obtained values are definitely measurable, but their manufacturability strongly depends on the technology used.

Table 3. Detector parameters tolerances for the axisymmetric lens.

	Configuration A	Configuration B	Configuration C
Radius of curvature, mm	∞	61.5	62.0
Radius tol., mm	-	1.0	1.0
Irregulerity tol., mm	0.01	0.001	0.004
Angular position tol., °	0.05	0.1	0.2
Linear position tol., mm	1	0.1	0.2

It should be emphasized that the obtained change in the tolerances is related not only to the smallest values, but for distribution of all the tolerances on design parameters. To visualize this change we use stacked histograms (see Fig.8-10). Note that the values are arranged into three groups, which can be referred to as "high precision", "moderate precision" and "standard precision". Also, some of the parameters are scaled to fit the same range. In general, one can note that with the increase of the image quality obtained due to introduction of the curved detectors all the tolerances gradually move from the "high/moderate precision" zone to the "standard precision" zone.

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

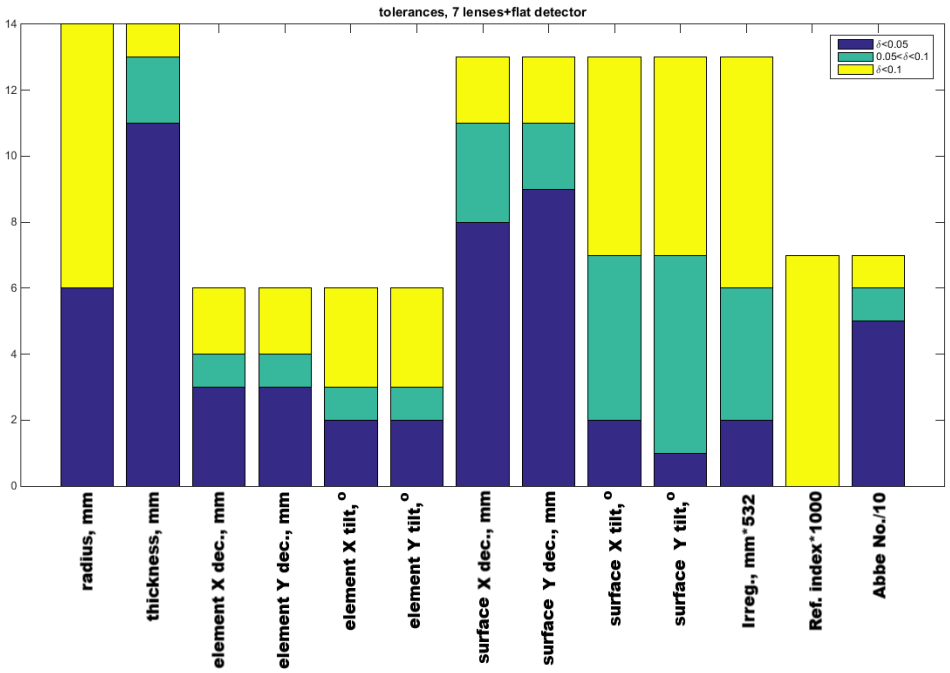


Figure 8. Tolerances overview for configuration A (initial configuration with 7 lenses and a flat detector).

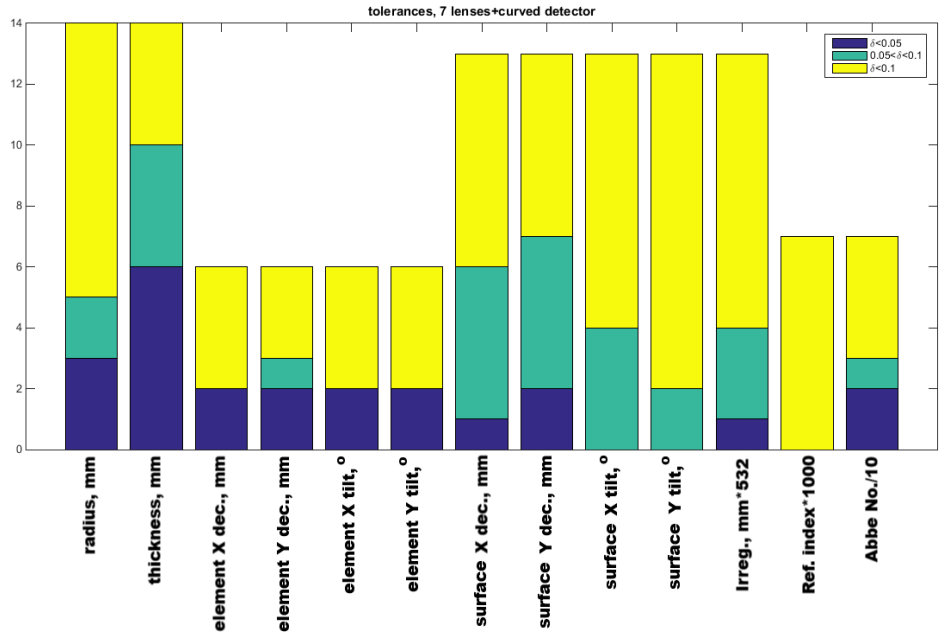


Figure 9. Tolerances overview for configuration B (re-optimized configuration with 7 lenses and a curved detector).

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

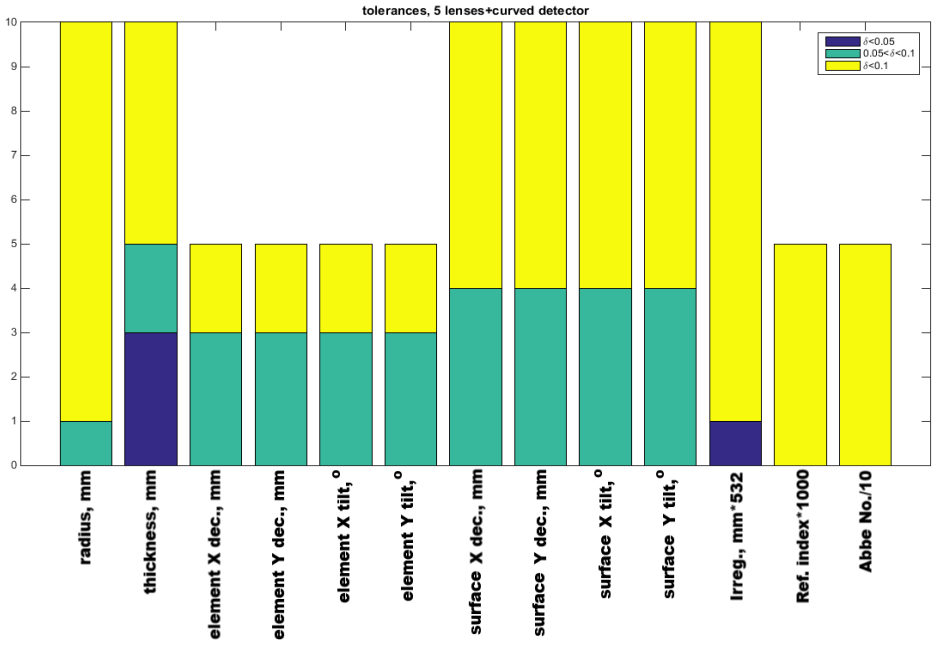


Figure 10. Tolerances overview for configuration C (re-designed configuration with 5 lenses and a curved detector).

Finally, Fig. 11 shows the Monte-Carlo analysis results. The grey line corresponds to the pixel size, the dotted vertical lines correspond to the nominal spot size increased by 5%. As one can see, the configuration A provides only 20% probability even with the strict manufacturing requirements. The configurations B and C are close to each other and completely fulfill our requirements to the probability.

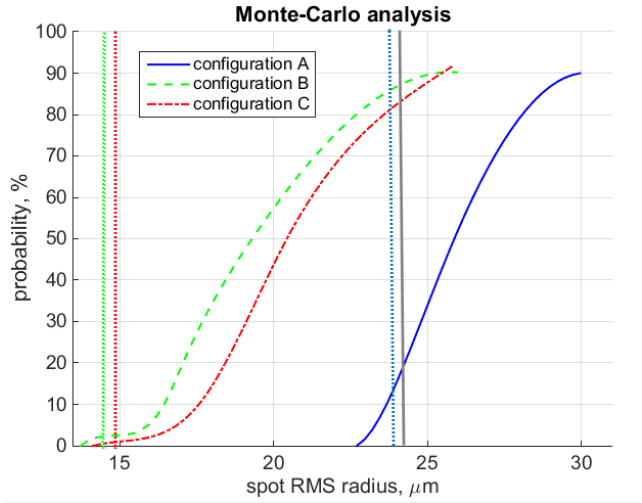


Figure 11. Results of the tolerances Monte-Carlo analysis for the axisymmetric lens

(the dotted lines mark the corresponding limits).

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

4.2 Off-axis mirror system

For the off-axis telescope we assume that the detector[11] has size of 17.7x17.7 mm^2 with a 11x11 μm^2 pixel. In this case we can provide the full description of the tolerancing results, since there are only three optical surfaces. They are presented in Table 4. As one can note, a trade-off of the tolerances takes place here. The largest values corresponding to the aspheres vertex radii becomes smaller, while the smallest one like the surface irregularity and angular misplacements become larger. The main point is that the change of the radii tolerance doesn't affect the manufacturing and testing complexity, while the change of the tilt and surface error margins make it much simpler.

Table 4. Values of the tolerances for the off-axis telescope.

	Radius, mm	Surface irreg., μm	Distance, mm	Decenter, mm	Tip/Tilt, °
Configuration A					
Primary	1.0	0.1	0.2	0.2	0.02
Secondary	1.0	0.007	0.2	0.2	0.05
Tertiary	0.6	0.1	0.2	0.1	0.01
Configuration B					
Primary	1.0	0.1	0.2	0.2	0.04
Secondary	0.5	0.05	0.2	0.2	0.05
Tertiary	0.2	0.1	0.2	0.1	0.03

In a similar way we provide the tolerances on the detector parameters (see Table 5). One can see that the values become slightly smaller, but nor of them approach the limits of manufacturability or testability.

Table 5. Detector parameters tolerances for the off-axis telescope.

	Configuration A	Configuration B
Radius of curvature, mm	∞	709.4
Radius tol., mm	-	1.0
Irregulerity tol., mm	0.1	0.1
Angular position tol., °	0.2	0.1
Linear position tol., mm	2	0.5

Finally, the Monte-Carlo results are given on Fig. 12. The conventions are the same as those used on Fig. 11. Both of the designs meet our requirements for the probability and both of the curves almost converge around the pixel size mark. However, the configuration B in general provides a higher probability to obtain the desired optical quality.

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

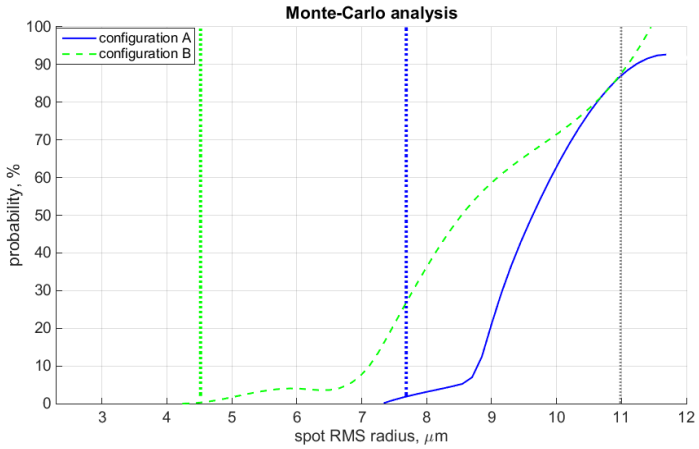


Figure 12. Results of the tolerances Monte-Carlo analysis for the off-axis telescope (the dotted lines mark the corresponding limits).

5. CONCLUSIONS

In the present paper we explored the influence of introduction of curved detectors into wide-field imaging optical systems. The expected effects are substantial increase of the image quality which allows to widen the margins of the manufacturing precision requirements; and tightening of the tolerances on the shape and position of the detector itself. However, we clearly shown on examples of two different optical designs that the first effect is superior over the second one. While the requirements related to the detector remain feasible, the required level of precision for the optical elements can be decreased by an order of magnitude. Therefore, on top of the gain in the optical quality and image illumination the designs with curved focal planes have such an advantage as better manufacturability and simplicity of assembling. In our opinion, this last advantage is often missed in discussions of the curved detectors prospects. Particularly, this feature can change the estimative cost of building of a new optical system with a curved detector in comparison with a one using a standard flat detector. In general, we believe that development of the curved detectors technology and the corresponding optical design techniques can be useful for the future astronomical instruments like E-ELT HARMONI[12], MSE[13] or Hector[14].

One of the factors of risk, which was demonstrated in this study is the relatively high requirement to the detector's shape local errors occurring in some cases. The possibility to measure and control this value should be a subject of a separate research.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors acknowledge the support of the European Research council through the H2020 - ERC-STG-2015 – 678777 ICARUS program. This research was partially supported by the HARMONI instrument consortium. We also would like to thank Pierre Baron from Altechna Company for fruitful discussions, which helped us to state the aim of this study.

REFERENCES

[1] H. C. Ko, M. P. Stoykovich, J. Song, V. Malyarchuk, W. M. Choi, C.-J.Yu, J. B. Geddes III, J. Xiao, S. Wang, Y. Huang, and J. A. Rogers, "Ahemispherical electronic eye camera based on compressible siliconoptoelectronic," Nature 454(7205), 748-753 (2008).

[2] K. Tekaya, M. Fendler, D. Dumas, K. Inal, E. Massoni, Y. Gaeremynck, G. Druart, D. Henry, "Hemi-spherical curved monolithic cooled and uncooled infrared focal planearrays for compact cameras," SPIE Proc.9070, 90702T (2014).

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

[3] R. Dinyari, S.-B. Rim, K. Huang, et al., "Curving monolithic silicon for nonplanar focal plane array applications," Applied Physics Letters 92(9), 091114 (2008).
[4] 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 opticalperformance," Opt. Express 25(12), 13010–13023 (2017).
[5] B. Chambion, et al., "Tunable curvature of large visible CMOS image sensors : Towards new optical functions and system miniaturization," Proc. 66th ECTC, 2016.
[6] S.-B. Rim, P. B. Catrysse, R. Dinyari, et al., "The optical advantages of curved focal plane arrays," Opt. Exp. 16(7), 4965–4971(2008).
[7] D. Dumas, M. Fendler, N. Baier, et al., "Curved focal plane detector array for wide field cameras," Appl. Opt. .51(22), 5419–5424 (2012).
[8] K. Ikari, [Photographic lens system], USP 4'645'312A (1982).
[9] M. Bass, [Handbook of optics: 2nd edition], New-York: McGrow-Hill (1995).
[10] KAF-1001 1024 (H) x 1024 (V) Full Frame CCD Image Sensor, https://www.onsemi.com/pub/Collateral/KAF-1001-D.PDF (2018).
[11] Prime 95B 25mm Scientific CMOS Camera Datasheet, https://www.photometrics.com/products/datasheets/Prime95B-25mm-Datasheet.pdf (2018).
[12] N. A. Thatte, et al., "The E-ELT first light spectrograph HARMONI: capabilities and modes," Proc. SPIE 9908, 99081X (2016).
[13] K. Szeto et al., "Maunakea spectroscopic explorer design development from feasibility concept to baseline design," Proc. SPIE 9906, 99062J (2016).
[14] W. Saunders, "Very fast transmissive spectrograph designs for highly multiplexed fiber spectroscopy," Proc. SPIE 9908, 990896 (2016).

Downloaded From: https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie on 11 Apr 2022
Terms of Use: https://www.spiedigitallibrary.org/terms-of-use

Annexe 3

Variable Curvature Displays : Optical Designs and Applications for VR/AR/MR Headsets

Implication :

- Idée originale
- Participation aux réflexions théoriques sur les designs

* Ecrans à courbure variable : Designs Optiques et applications pour les casques de Réalité Virtuelle / Réalité Mixte et Réalité Augmentée.

applied sciences

MDPI

Article

Variable Curvature Displays: Optical Designs and Applications for VR/AR/MR Headsets

Eduard Muslimov [1,2,*], Thibault Behaghel [1], Emmanuel Hugot [1], Kelly Joaquina [1] and Ilya Guskov [2]

[1] Aix Marseille Univ, CNRS, CNES, LAM, Marseille, France; thibault.behaghel@lam.fr (T.B.); emmanuel.hugot@lam.fr (E.H.); kelly.joaquina@lam.fr (K.J.)

[2] Department of Optical and Electronic Systems, Kazan National Research Technical University named after A.N. Tupolev KAI, 10 K. Marx, Kazan 420111, Russia; ilyaggipo@yandex.ru I.G.

* Correspondence: eduard.muslimov@lam.fr

Received: 3 December 2019; Accepted: 14 January 2020; Published: 20 January 2020

check for updates

Abstract: In the present paper, we discuss the design of a projection system with curved display and its enhancement by variably adjusting the curvature. We demonstrate that the focal surface curvature varies significantly with a change of the object position and that it can easily be computed with the Seidel aberration theory. Using this analytically derived curvature value as the starting point, we optimise a refocusable projection system with 90° field of view and $F/\# = 6.2$. It is demonstrated that such a system can provide stable image quality and illumination when refocusing from infinity to 1.5 m. The gain in spatial resolution is as high as 1.54 times with respect to a flat focal surface. Furthermore, we prove that a silicon die can be curved to the required shape with a safety factor of 4.3 in terms of the mechanical stress. Finally, it is shown that the developed system can be used in a virtual reality headset providing high resolution, low distortion and a flexible focusing mode.

Keywords: curved displays; zoom lens; virtual reality; optical design; elasticity design

1. Introduction

The aberration of field curvature and the means to correct it have been considered in optical design studies since the works by Joseph Petzval. During the last decade, it was practically demonstrated that the field curvature of an imaging system can be directly corrected by using a curved image sensor. Several techniques to produce devices based on curved CMOS (Complementary Metall-Oxide–Semiconductor) sensors were developed together with theoretical studies on the design and analysis of optical system using these detectors [1–6]. It was shown that such systems can provide a better image quality with fewer optical elements, and therefore reduced volume and mass. These systems also have advantages in terms of the image distortion and the illumination uniformity [3,6].

Recently, it has been demonstrated that the approach used for the production of curved sensors [7] can be applied to create curved microdisplays thanks to the similarity between CMOS detectors and OLED (Organic Light-Emitting Diode) displays [8]. This latest development opens new prospects for the creation of optical systems with curved focal surfaces. Now, the potential applications expand beyond the frames of ordinary imaging optics to projection systems. The latter area includes emerging topics such as virtual/augmented reality (VR/AR) and head-mounted displays (HMDs). The use of curved displays helps to significantly increase key parameters of the VR/AR devices such as field of view (FoV) and resolution without an increase of their mass and volume, as shown by Han [9]. Currently, the simultaneous enhancement of these parameters represents one of the challenges in the field, which urges designers to use complex solutions with extreme aspheres, FoV tiling, etc. [10,11].

In addition, the application of curved displays facilitates the exploration of new design options such as zoom projection systems. However, designing such a system requires completing some initial tasks, which include the choice of starting configuration and optimisation strategy, as well as modelling of the display curving process.

In the present paper, we consider the approach to optical design with curved display and its extension for a zoom system. The paper is organised as followed. Section 2 presents the theoretical background of the optical design with a variable curvature focal surface. In Section 3, we present the design and optimisation algorithm. Section 4 provides an optical design example with its performance analysis. In Section 5, we give estimations of the design feasibility in terms of the display curving technology. Lastly, Section 6 contains simulations demonstrating a possible application of the design for VR.

2. Theoretical Background

To obtain a good starting approximation for the optical design and to demonstrate the field curvature dependence on the system configuration, we consider Seidel aberration theory [12]. The general layout of a projection lens is shown in Figure 1. Note that hereafter we assume that the raytracing procedure is fully reversible. The figure shows tracing of two paraxial rays used for definition of the Seidel sums and the corresponding notation.

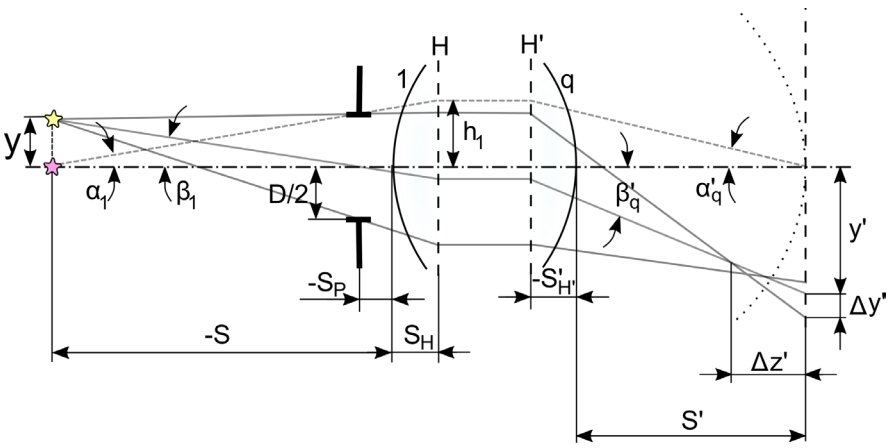


Figure 1. General raytracing scheme used to derive the field curvature.

The image surface shape is determined by two Seidel sums corresponding to astigmatism and field curvature:

$$S_{III} = \sum_{i=1}^{q} h_i P_i \left(\frac{\beta_{i+1} - \beta_i}{\alpha_{i+1} - \alpha_i}\right)^2, \tag{1}$$

$$S_{IV} = -\sum_{i=1}^{q} \frac{1}{h_i} \frac{\alpha_{i+1} n_{i+1} - \alpha_i n_i}{n_i \alpha_i}, \tag{2}$$

where

$$P_i = \left(\frac{\alpha_{i+1} - \alpha_i}{1/n_{i+1} - 1/n_i}\right)^2 \left(\frac{\alpha_{i+1}}{n_{i+1}} - \frac{\alpha_i}{n_i}\right), \tag{3}$$

where n_i is the index of refraction after the ith surface.

In addition, in the aberration equations, the Lagrange invariant is used in the following form:

$$I = -n_1 \alpha_1 (S - S_P) \beta_1, \tag{4}$$

Then, the longitudinal aberration can be derived for the rays propagating in tangential and sagittal planes:

$$\Delta z_t = \frac{y^2 B}{2n'_q(S - S_P)\alpha_1\alpha'_q\beta_1^2}\left(3S_{III} + I^2 S_{IV}\right), \tag{5}$$

$$\Delta z_s = \frac{y^2 B}{2n'_q(S - S_P)\alpha_1\alpha'_q\beta_1^2}\left(S_{III} + I^2 S_{IV}\right), \tag{6}$$

where B is the linear magnification.

The corresponding radii of curvature are:

$$R_{t(s)} = -\frac{\Delta z_{t(s)}^2 + y'^2}{2\Delta z_{t(s)}}. \tag{7}$$

One can see that the image surface curvature changes with the change of both distance to the object S and magnification B. To demonstrate this effect and to estimate the accuracy of this theoretical approximation, we perform a series of computations for a simple singlet lens [13]. The lens is scaled to have a focal length $f' = 36$ mm and $F/\# = 12.9$. The linear FoV is ± 12.7 mm. Since Seidel theory works for monochromatic aberrations, we consider a single wavelength $\lambda = 780$ nm, which is used in the original patent. Three positions of the objects were considered: infinity, 5 m and 1.5 m. For each computation, the image surface curvature was calculated with Equation (7). For comparison, it was also computed from the marginal ray intersection coordinate and by numerical optimisation of the root mean square (RMS) radius in the spot diagram. Finally, a calculation with a flat image surface in the nominal focus position was used to compare with. For each calculation, the lens ray aberrations were computed. The results are summarised in Table 1.

Table 1. Field curvature computations for demonstrative example (FoV center/corner).

Distance, m	Criterion	R, m	Spot X, μm	Spot Y, μm	Spot RMS, μm
1.5	Seidel Sum Tang.	128.55	12.7/46.2	12.7/27.9	9.0/27.5
	Seidel Sum Sag.	75.12	26.6/25.4	26.6/43.2	15.2/28.7
	Marginal ray	151.87	9.8/50.6	9.8/25.1	8.8/28.4
	RMS	117.44	14.6/43.4	14.6/29.9	9.4/27.2
	None	inf.	21.1/74.6	21.1/23.0	15.9/38.0
5	Seidel Sum Tang.	129.50	12.1/46.4	12.1/ 26.6	9.0/27.2
	Seidel Sum Sag.	74.23	26.3/25.1	26.3/41.9	15.1/27.9
	Marginal ray	140.67	10.6/48.7	10.6/25.	8.9/27.7
	RMS	113.59	14.8/42.5	14.8/29.2	9.5/26.7
	None	inf.	21.5/74.3	21.5/24.1	16.0/38.0
inf.	Seidel Sum Tang.	129.89	11.9/46.5	11.9/26.1	9.0/27.2
	Seidel Sum Sag.	73.87	26.2/25.0	26.2/41.4	15.0/28.0
	Marginal ray	136.53	10.9/47.8	10.9/25.1	9.0/27.4
	RMS	112.08	14.9/42.1	14.9/29.0	9.6/26.5
	None	inf.	21.6/74.1	21.6/24.4	16.2/38.0

This simple example clearly shows three important points. Firstly, the image quality can be significantly improved by using a curved image surface. Secondly, the curvature changes notably with a change in object position. Thirdly, the value computed with the Seidel sum for rays in the tangential plane provides a good approximation for the curvature and can be computed analytically for any optical system.

3. Design Algorithm

The analytical procedure described above is used for an initial assignment of the image surface curvature in different configurations. This idea underlies the proposed design and optimisation

algorithm. The design algorithm is presented as a simplified block diagram in Figure 2. If the application implies zooming or refocusing of the optical system, after choice of the initial optical design *(1)*, the design is split into a number of zoom configurations *(2)*, having, e.g., different object positions. At the next step, the initial focal surface curvature for each configuration is computed through Equations (1)–(7) *(3)*. Afterwards, the optical design is optimised for each configuration. It is practically useful to perform two optimisation loops with different quality criteria, e.g., geometrical aberrations *(4a)* and ensquared energy *(4b)*. In both cases, the variables include all the radii, thicknesses and the aspheric coefficients of the optics. The boundary conditions include maintaining the image and object size as well as limitations on the center and edge thicknesses. At the first stage *(4a)*, the merit function is based on the root mean square radii in the spot diagram used with equal weight coefficients. At the second stage *(4b)*, we use the fraction of energy ensquared in one pixel and the weight coefficient for the edge of the FoV is doubled. The obtained optical system is subject to a detailed performance analysis *(5)*, which includes definition of the energy concentration and some secondary indicators such as the distortion and relative illumination of the image. The main path assumes a varying image surface curvature separately for each zoom position and is marked as **"CV"** for "curved, variable". For comparison, we also consider the cases of static curvature (**"CS"** for "curved, static"), when the same value is assigned to all configurations, and flat surface (**"FS"** for "flat, static").

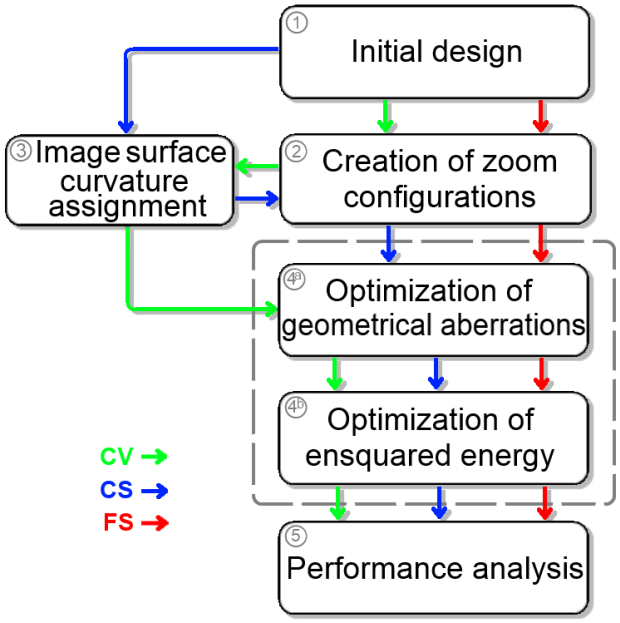


Figure 2. Design algorithm block diagram. The abbreviations indicate the detector configuration: "FS", flat, static; "CS", curved, static; "CV", curved, variable.

In the following section, we apply this algorithm to design a refocusable lens suitable for VR applications.

4. Optical Design Example

Targeting VR devices as the primary application, and considering other solutions [14,15] in the field, we chose the following initial data for the optical design example. The pupil diameter is 6 mm and the distance between the pupil and the first lens is $\geq$ 18 mm. The angular field of view is 90°, and the real image size is 50.8 mm. The system is designed for the visible domain with the standard d, F

and C reference wavelengths. It should be noted here that Equations (1)–(7) provide the field curvature correction only around the central wavelength. They are used to find the best starting approximation and then the correction for the entire working range is provided by numerical optimisation, as shown in Figure 2. Further, we consider the three design strategies, explained in the previous section and each time apply three configurations with the object at infinity, 5 m and 1.5 m.

4.1. Design Description

A known triplet design [16] was used as the starting point. It was scaled and optimised to match the above given parameters. An overview of the resulting **"CV"** design is shown in Figure 3. Note that this is an example design and some additional technological optimisation is required for its practical implementation.

The figure clearly shows the difference in the image plane position and curvature between the configuration with object at 1.5 m ("1" index) and at infinity ("2" index). The design contains three Q-type aspheres at the first, third and sixth surfaces with six aspheric coefficients each. The maximum surface slope deviation is 0.163, 0.147 and 0.107, respectively.

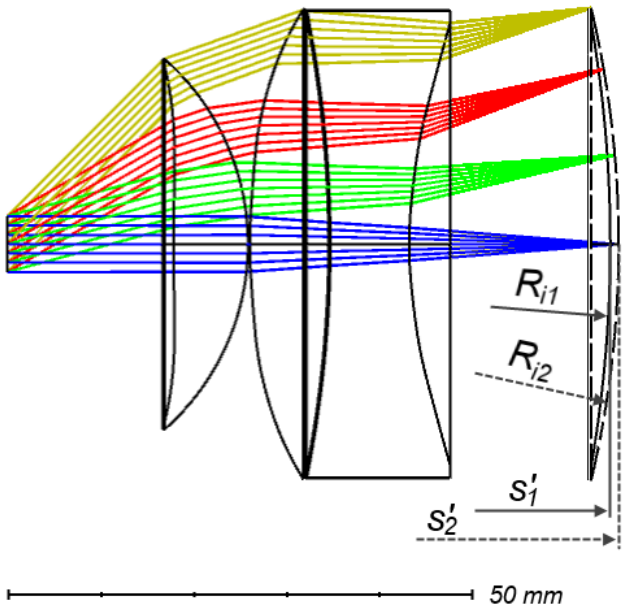


Figure 3. Overview of the optical design illustrating the variable field curvature concept.

4.2. Performance Analysis

To demonstrate the achieved image quality, we analysed the energy concentration in the point image. The reference element is 11 × 11 µm, which corresponds to a typical display pixel size [11,17]. Additionally, the energy concentration was compared for 22 × 22 µm (i.e., 2 × 2 pixels) area. The ensquared energy plots for all the configurations are shown in Figure 4.

The grid of subplots clearly demonstrates the advantages of introducing the image surface curvature and being able to variably adjust it. For example, the static curved ("CS") image surface allows increasing the energy concentration for the FoV corner by factor of 1.22. The variable curvature ("CV") solution makes the values higher by a factor of 1.54 and allows maintaining them with a large refocusing.

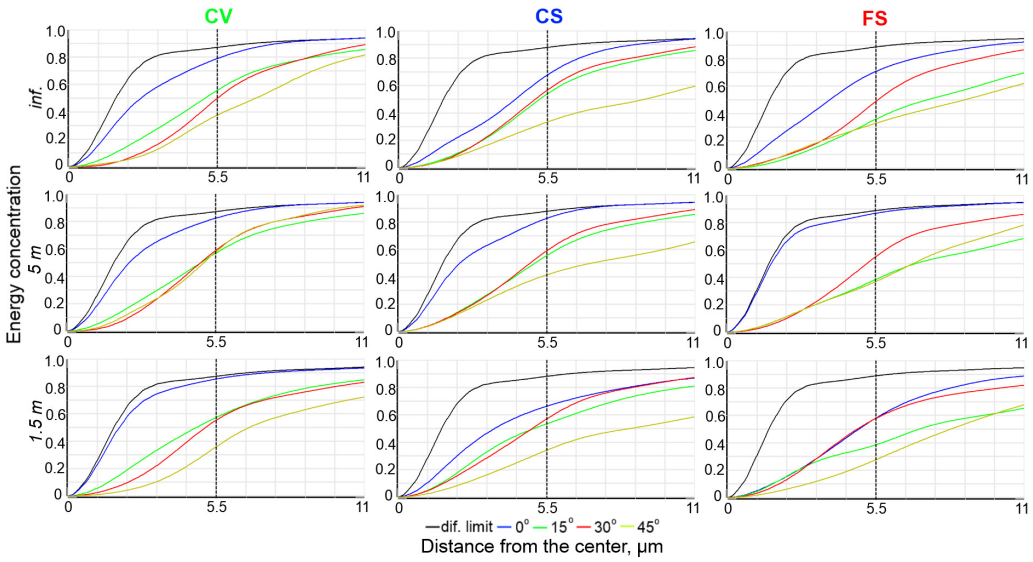


Figure 4. Energy ensquared in one (11μm × 11 μm) and four (22μm × 22 μm) pixels for different designs and different object positions.

We may note here that some secondary performance targets were not included directly into the merit function during the optimisation, yet some gain was obtained. For instance, the **"CS"** demonstrates significant advantage in the relative illumination and the **"CV"** configuration shows a good illumination stability with refocusing. At the same time, the image distortion for these configurations appears to be slightly higher than that for the **"FS"**. However, the distortion values remain low for all configurations. The exact numbers are summarised in Table 2.

Table 2. Auxiliary imaging performance indicators.

Distance, m	Distortion, %	Min. rel.illum.
	CV	
1.5	13.2	62.0
5	13.7	60.6
inf.	13.9	63.6
	CS	
1.5	12.1	79.0
5	12.1	78.3
inf.	12.1	83.4
	FS	
1.5	9.2	57.8
5	9.3	59.0
inf.	9.3	69.4

5. Variable Curvature Display Feasibility

The image surface curvature in the designed lens varies from −110 to −138.7 mm when refocusing from infinity to 1.5 m. The obtained ratio of the display size and curvature is close to the current limit of the curving technology [18], defined by the die breakage limit. Thus, additional modelling was performed in order to demonstrate the design feasibility.

We estimated the feasibility of variable curvature displays parameters relying on the theoretical basement described in [19] and using finite element analysis (FEA) according to the method presented

in [20,21]. From this study, to reach the required radii of curvature prescribed from the optical design above, we calculated that the root mean square surface error we can reach is lower than 20 µm. The difference between the desired and actual surface shape along the diagonal is shown in Figure 5. It is compared to the depth of focus, which equals ±68.2 µm for the lens with $F/\# = 6.2$ and 11×11 µm pixel. Thus, the calculated display surface shape can be reproduced with a satisfactory precision, although it may be improved by means of a proper mechanical design.

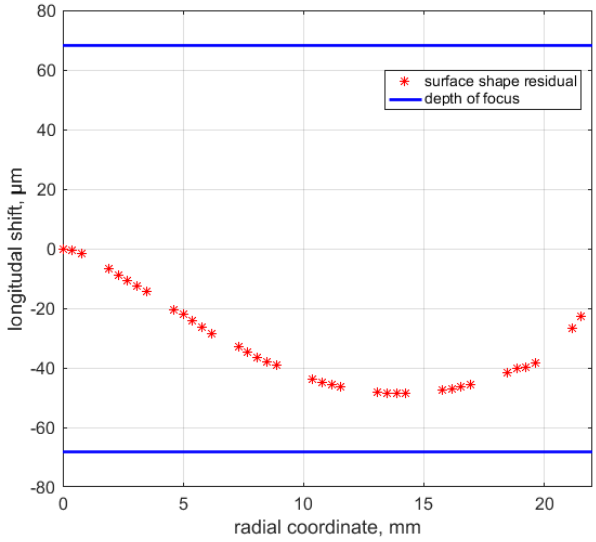


Figure 5. Difference between the desired display shape and the FEA results compared to the depth of focus.

The corresponding amount of von Mises Stress generated in the display is lower than 130 MPa, while the breakage limit of silicon is at least 560 MPa [22]. Thus, the safety factor is about 4.3×.

In addition, we performed a simple test to estimate the required precision and stability of the curving force. We computed the tolerances on the design parameters, including the display shape. Assuming that a 10% increase of the aberrations is acceptable, we found the tolerance on the display radius equal to ±1.2 mm. It corresponds to the precision of the curving force within ±1.1%. Thus, the display actuator should have a high accuracy and the display should be well isolated from all other external loads. The latter point should be accounted for in the optomechanical design, which is out of the subject of this study.

This indicates that the proposed design with variable focal plane curvature can be implemented with the known curving technique. However, we must note that this modelling is preliminary and it is intended only for estimation of the safety factor and the precision requirements. Development of an actual curving setup would require some advanced simulations and additional studies, including nonlinear effects and consideration of technological limitations.

6. Prospective Application

The primary application of the proposed solution is VR/AR helmets. A possibility to project the image at a desired position in depth without a change in the image quality would open new prospects in preparation of the content and interaction with the viewer, especially in VR movies. Figure 6 shows the optical system model overlapped on the human head model and demonstrates the dimensions and approximate packaging of the helmet. Here, we note that the display used in the design and simulations has a diagonal of 2″ with the sides ratio of 4:3. The sizes of currently available OLED

displays are typically smaller [23–25], but the displays made with this technology [26] may reach larger sizes in the nearest future.

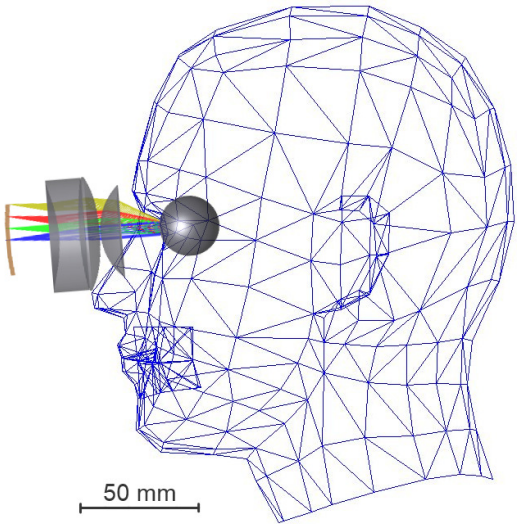


Figure 6. Model of the VR projection system setup on a human head.

To assess the imaging performance, we performed a simulation in the direct propagation mode (i.e., from the finite distance to infinity). The simulation results are presented in Figure 7. One can see that the system provides relatively high image quality even at the FoV edge and the image distortion can be easily removed by pre-processing the projected image. The optical system has a "pincushion type" distortion, thus a distortion with the opposite sign, i.e., "barrel type", should be introduced into the projected image to compensate.

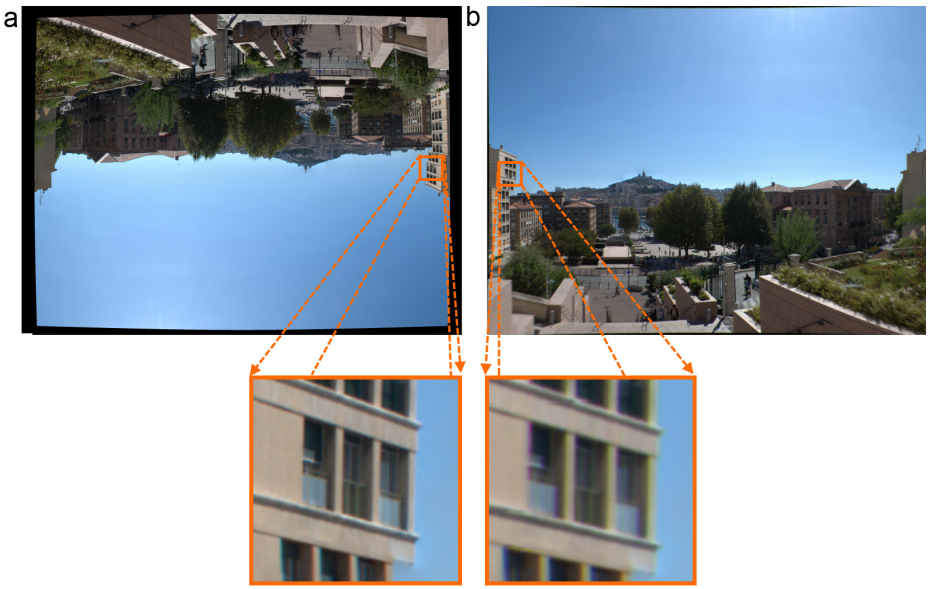


Figure 7. Simulation of the image obtained with the VR system: (**a**) pre-distorted source image; and (**b**) simulation of the projected image.

7. Conclusions

We propose a concept, a design algorithm and an example design of projection system with a variable curvature display and show its performance advantages and physical feasibility.

The design algorithm uses Seidel aberration theory to find the initial approximation and a multi-configuration two-step numerical optimisation to finalise the design. It was demonstrated that application of this algorithm allows designing a projection system with $F/6.2$ aperture and 90° field of view, which is able to re-focus the projected image from infinity to 1.5 m. The energy concentration in a point source image is higher by a factor of 1.54 in comparison with a system with flat focal surface. A preliminary modelling shows that a silicon-based display can be curved to the calculated focal surface radius with the breakage safety factor of 4.3×.

The developed optical system, as well as the corresponding design and optimisation approach, can help to improve image quality of the future VR/AR headsets and implement an operational mode with re-focusing. However, the prospective application area is much wider and can include, e.g., the design of multimedia projectors and laser scanning systems.

Author Contributions: Conceptualisation, E.M. and T.B.; Data curation, E.M. and I.G.; Formal analysis, E.M.; Funding acquisition, E.H.; Investigation, E.M.; Methodology, E.M., T.B., and K.J.; Resources, T.B. and K.J.; Software, E.M. and I.G.; Supervision, E.H.; Validation, T.B. and K.J.; Visualisation, E.M.; Writing—original draft, E.M.; and Writing—review and editing, E.H. All authors have read and agreed to the published version of the manuscript.

Funding: This research was funded by the European Research council through the H2020-ERC-STG-2015-678777 ICARUS program.

Acknowledgments: The authors would like to thank their colleague Gilles Otten for correction of the manuscript and useful discussions.

Conflicts of Interest: The authors declare no conflict of interest.

References

1. Gaschet, C. A methodology to design optical systems with curved sensors. *Appl. Opt.* **2018**, *58*, 973. [CrossRef] [PubMed]
2. Swain, P.K. Curved ccds and their application with astronomical telescopes and stereo panoramic cameras. *Proc. SPIE* **2005**, *5301*, 109–129.
3. Rim, S.-B. The optical advantages of curved focal plane arrays. *Opt. Express* **2008**, *16*, 4965–4971. [CrossRef] [PubMed]
4. Dinyari, R. Curving monolithic silicon for nonplanar focal plane array applications. *Appl. Phys. Lett.* **2008**, *92*, 091114. [CrossRef]
5. Iwert, O. First results from a novel curving process for large area scientific imagers. *Proc. SPIE* **2012**, *8453*, 84531W.
6. Hugot, E. Flexible focal plane arrays for UVOIR wide field instrumentation. *Proc. SPIE* **2016**, *991*, 99151H.
7. Lombardo, S. Curved detectors for astronomical applications: Characterization results on different samples. *Appl. Opt.* **2019**, *58*, 2174–2182. [CrossRef] [PubMed]
8. Maindron, T. Curved OLED microdisplays. *J. Soc. Inf. Display* **2019**, *27*, 1–11. [CrossRef]
9. Han, S.-S. Head-Mounted Electronic Device. US Patent Appl. 2019/0026871, 24 January 2019.
10. Narasimhan, B.A. Ultra-Compact pancake optics based on ThinEyes super-resolution technology for virtual reality headsets. *Proc. SPIE* **2018**, *10676*, 106761G.
11. Wartenberg, P. High frame-rate 1″ WUXGA OLED microdisplay and advanced free-form optics for ultra-compact VR headsets. *SID Symp. Dig. Techn. Pap.* **2018**, *49*, 514–517. [CrossRef]
12. Gross, H. Several Aberration Expressions from the Seidel Sums. In *Handbook of Optical Systems V.3.*; Gross, H., Zugge, H., Peschka, M., Blechinger, F., Eds.; Wiley-VCH: Weinheim, Germany, 2006; pp. 38–41.
13. Murakami, K. Optical Scanning Device for Scanning Laser Beam Focused on Image-Forming Surface. US Patent 5402258A, 28 March 1993.
14. Deng, Z. Design and fabrication of concave-convex lens for head mounted virtual reality 3D glasses. *Proc. SPIE* **2015**, *9618*, 961814.

15. Koneva, T.A. Design of the augmented reality system with the smartphone as a source of image. *Proc. SPIE* **2018**, *10690*, 106901V.
16. Zobel, J. Wide-Angle Objective for Endoscopes. US Patent 4858002A, 15 August 1987.
17. Richter, B. Microdisplays for Smart Eyewear. *Optik Photonik* **2018**, *13*, 44–47. [CrossRef]
18. Jahn, W. Curved sensors for wide field optical systems. In *Innovative Focal Plane Design for High Resolution Imaging and Earth Observation: Freeform Optics and Curved Sensors*; Aix-Marseille University: Marseille, France, 2017; pp. 109–121.
19. Lemaitre, G.R. Dioptrics and elasticity—Variable curvature mirrors (VCMs). In *Astronomical Optics and Elasticity Theory: Astive Optics Methods*; Springer: Berlin, Germany, 2009; pp. 137–168.
20. Gaschet, C. Curved sensors for compact high-resolution wide field designs. *Proc. SPIE* **2017**, *10376*, 1037603.
21. Muslimov, E. Design of optical systems with toroidal curved detectors. *Opt. Lett.* **2018**, *43*, 3092–3095. [CrossRef] [PubMed]
22. Coletti, G. Mechanical strength of silica on wafers anf its modelling. In Proceedings of the 15th Workshop on Crystalline Silicon Solar Cells & Modules: Materials and Processes, Vail, CO, USA, 7–10 August 2005; pp. 142–149.
23. Haas, G. Microdisplays for Augmented and Virtual Reality. *SID Symp. Dig. Tech. Pap.* **2018**, *49*, 506–509. [CrossRef]
24. Ghosh, A. Ultra-high-brightness 2K x 2K full-color OLED microdisplay using direct patterning of OLED emitters. *SID Symp. Dig. Tech. Pap.* **2017**, *48*, 226–229. [CrossRef]
25. Buljan, M. Ultra-compact multichannel freeform optics for 4xWUXGA OLED microdisplays. *Proc. SPIE* **2018**, *10676*, 1067607.
26. Tsujimura, T. A 20-inch OLED display driven by super-amorphous-silicon technology. *SID Symp. Dig. Tech. Pap.* **2003**, *34*, 6–9. [CrossRef]



© 2020 by the authors. Licensee MDPI, Basel, Switzerland. This article is an open access article distributed under the terms and conditions of the Creative Commons Attribution (CC BY) license (http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/).

Annexe 4

Curved detectors for astronomical applications: characterization results on differents samples

Implication :

- *Mise en place du banc de caractérisation complet*
- *Design et création de la sphère intégrante*
- *Réalisation des mesures*
- *Construction du set up thermique*
- *Utilisation des cartes d'acquisition*
- *Exploitation des résultats*

* Détecteurs courbes pour les applications astronomiques: résultats des caractérisations sur différents échantillons.

Research Article Applied Optics 1

Curved detectors for astronomical applications: characterization results on different samples

SIMONA LOMBARDO[1,*], THIBAULT BEHAGHEL[1], BERTRAND CHAMBION[2], STÉPHANE CAPLET[2], WILFRIED JAHN[3], EMMANUEL HUGOT[1], EDUARD MUSLIMOV[1], MELANIE ROULET[1], MARC FERRARI[1], CHRISTOPHE GASCHET[2], AND DAVID HENRY[2]

[1] Aix Marseille Univ, CNRS, CNES, LAM, Marseille, France
[3] Division of aerospace engineering, Caltech, Pasadena, CA 91125, USA
[2] Univ. Grenoble Alpes, CEA, LETI, MINATEC campus, F38054 Grenoble, France
[*] Corresponding author: simona.lombardo@lam.fr

Compiled December 9, 2018

Due to the increasing dimension, complexity and cost of the future astronomical surveys, new technologies enabling more compact and simpler systems are required. The development of curved detectors allows to enhance the performances of the optical system used (telescope or astronomical instrument), while keeping the system more compact. We describe here a set of five curved CMOS detectors developed within a collaboration between CEA-LETI and CNRS-LAM. These fully-functional detectors 20 Mpix (CMOSIS CMV20000) have been curved to different radii of curvature and spherical shapes (both convex and concave) over a size of 24x32 mm^2. Before being able to use them for astronomical observations, we assess the impact of the curving process on their performances. We perform a full electro-optical characterization of the curved detectors, by measuring the gain, the full well capacity, the dynamic-range and the noise properties, such as dark current, readout noise, pixel-relative-non-uniformity. We repeat the same process for the flat version of the same CMOS sensor, as a reference for comparison. We find no significant difference among most of the characterization values of the curved and flat samples. We obtain values of readout noise of 10e$^-$ for the curved samples compared to the 11e$^-$ of the flat sample, which provides slightly larger dynamic ranges for the curved detectors. Additionally we measure consistently smaller values of dark current compared to the flat CMOS sensor. The curving process for the prototypes shown in this paper does not significantly impact the performances of the detectors. These results represent the first step towards their astronomical implementation. © 2018 Optical Society of America

http://dx.doi.org/10.1364/ao.XX.XXXXXX

1. INTRODUCTION

In the recent years the need for technological progress in astronomy has been growing faster and faster, leading to more demanding surveys in terms of mechanical and optical complexities, such as the Extremely Large Telescope (ELT), the Thirty Meter Telescope (TMT), the Giant Magellan Telescope (GMT), The Large UV/Optical/IR Surveyor (LUVOIR), etc [1–3]. Thus, the necessity of developing innovative systems that allow to reduce complexities, dimensions and costs without impacting the performances has become imperative. The research and development have been focusing on many different aspects, from the 3D printing of lightweight structure of astronomical mirrors [4] to freeform surfaces. The study of curved detectors also belongs to this framework [curved CCDs[1] and CMOS 5**?** –9]. This technology has been gathering increasing attention as the fields of application are numerous, from low-cost commercial to high impact scientific systems, to mass-market and on board cameras [10], defense and security [11].

In astronomy, the possibility of having a sensor for a curved focal plane allows to explore a larger parameter space for the optical design and to find solutions with improved performance on several criteria such as: homogeneity and quality of the Point Spread Function (PSF) in the field, general distortion of the image and chromatic aberrations. Many optical systems, especially those with wide field of views, generate curved focal planes that require additional optical elements (field-flattener) to project the image on flat detectors. In the astronomical domain we can for instance cite Kepler [12] and the Zwicky Transient Facility [ZTF, 13]. Therefore, in order to obtain the correct image, designers have to compromise the throughput and the performance

[1] http://www.andanta.de/pdf/andanta_ccd_curved_overview_en.pdf

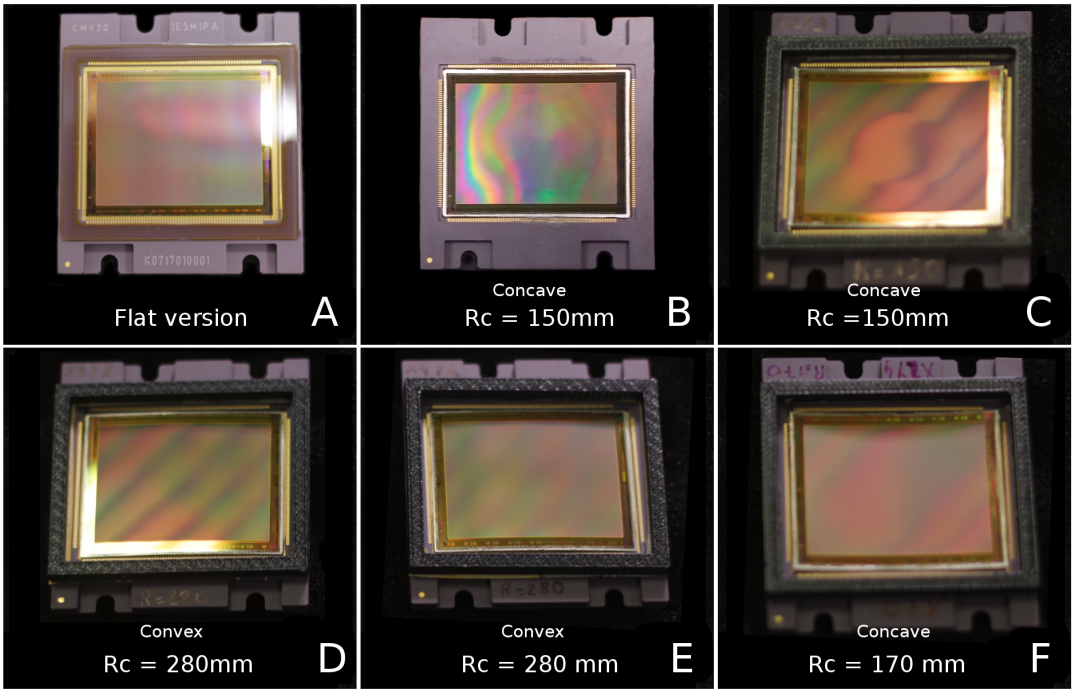


Fig. 1. Six CMV20000 CMOS image sensors from CMOSIS. Sample A is the flat off-the-shelf component and all the others have been curved with a spherical shape to the radius of curvature listed in Table 1.

of their systems. However this is no longer necessary when using a curved detector. The systems become consequently more compact and simpler, delivering at the same time better performances (e.g. increased resolution). This is particularly advantageous for space missions.

As several prototypes of curved detectors have been already produced [5–9], their integration in astronomy is about to become a reality. There are ongoing plans to use this technology in future instrumentation. The proposed satellite mission MESSIER [14], for example, would greatly benefit from using curved detectors. MESSIER aims at measuring surface brightness levels as low as 35 mag arcsec^{-2} in the optical (350-1000 nm) and 38 mag arcsec^{-2} in the UV (200 nm). For its design, any refractive surface must be excluded, as they would generate Cherenkov emission due to the relativistic particles (hence, no field flattening optics are allowed). Additionally, as the goal of the space-based telescope is to observe the ultra-low surface brightness universe, the instrumental PSF must be as compact as possible, while guaranteeing a wide field of view.

[15] have proposed a demonstrator for this satellite, with a small telescope (35 cm diameter of primary mirror). As the ground-based pathfinder must be as close as possible to the space-based version, it has been designed as a fully reflective Schmidt telescope with a convex focal plane and a radius of curvature of 800 mm (equipped with a curved CCD). The selected observing mode is drift scan, which requires a distortion free PSF in the scanning direction across the field of view of $1.6^o \times 2.6^o$. By using curved detectors the PSF is considerably less distorted in the edge of the field of view, with respect to the design case with field flattening optics and flat detector.

Curved detectors have been proposed also for BlueMuse (Richard et al., in prep), an Integral Field Spectrograph (IFS) which will complement the science done with the current Multi-Unit Spectrosopic Explorer [16], while exploring bluer wavelengths. By allowing the focal plane to be curved, the optics of the planned BlueMuse become smaller and the overall optical design slimmer. In this paper, we describe a set of five curved CMOS detectors developed in the frame of a collaboration between CNRS-LAM and CEA-LETI (Section 2). This fully-functional front-side illuminated detectors of 20 Mpix (CMOSIS, CMV20000[2]) have been curved to different radii and with different shapes over a size of 24x32 mm^2 (full-frame sensor sensitive to the visible light). After the curving process, these chips were repackaged in the same packaging as the original one before curving, in such a way that the final product is a "plug-and-play" component.

To allow the full exploitation of curved detectors for the astronomical community, the first step is to test the impact of the curving process on their performances. Hence, after having calibrated their internal temperature sensors (Section 3), we present here the methodology adopted for their characterization (Section 4) in terms of noise properties – such as readout noise, dark current and pixel-relative-non-uniformity – and gain. In Section 5, we present all the results obtained and compare these to the results from the characterization (performed with the same methodology) of a flat version of the same detector. We conclude in Section 6.

[2] http://www.cmosis.com/products/product_detail/cmv20000

2. PROCESS FOR CURVING CMOS

Several curved detector concepts are being prototyped at CEA-LETI in collaboration with CNRS-LAM. Some of these have already proved the improvements achievable in terms of compactness and performances of the related optical designs [17]. In this section we provide some detail regarding this successful curving process.

The initial flat sensor consists of a silicon die glued on a ceramic package, where the electrical connections are provided by wire bonding from the die to the package surface. Additionally, a glass window protects the sensor surface from mechanical or environmental solicitations. The curving process of these sensors consists of two steps: firstly the sensors are thinned with a grinding equipment to increase their mechanical flexibility, then they are glued onto a curved substrate. The required shape of the CMOS is, hence, given by the shape of the substrate. The sensors are then wire bonded in a way that they keep the packaging identical to the original one before curving. The final product is, therefore, a component ready to be used or tested.

In this paper we show the electro-optical characterization results of five of our prototypes. These chips (Figure 1) are CMV20000 global shutter CMOS image sensors from CMOSIS, with 5120×3840 pixels of 6.4 μm size. They have been curved with spherical shapes at different radii of curvature as listed in Table 1. Having now 5 curved samples, we can have a statistical analysis and draw more robust conclusions. The analysis in this paper can only be used as a statistical way (on all the samples) of testing the properties of the sensors after the curving process, as their properties before curving and thinning are unknown.

Table 1. List of CMOS samples tested in this paper, with their shape and radius of curvature (R_c).

Sample name	Shape	R_c (mm)
A	flat	∞
B	concave	150
C	concave	150
D	convex	280
E	convex	280
F	concave	170

3. CALIBRATION OF INTERNAL TEMPERATURE SENSOR

Some of the quantities that characterize a detector are highly depending on the temperature of the die itself (e.g. the dark current), thus a crucial step is to determine its temperature while the measurement is performed. CMV20000 detectors have internal temperature sensors that can be used to monitor the chip temperature. Two registers – register 101 and 102 – are readout from the chip by using the CMV20000 Evaluation Kit (Figure 2a). The values of these registers are related to the temperature of the chip as follows:

$$T = l \times (256 \times r_{102} + r_{101}) + q, \quad \textbf{(1)}$$

where r_{102} and r_{101} are the register values. As l and q are different for each CMOS sensor, we must provide an independent temperature measurement of the die and relate that to the register values as in Equation 1.

A. Internal temperature sensor calibration: methodology and set-up

We used a set of four thermocouples type K connected to a Quad MAX31856 board, that converts the output of the thermocouples in temperature values. We powered it and read it out with an Arduino MKR1000.

The thermocouples were glued to the back of four distinct copper blocks as in Figure 2b. These blocks have dimensions

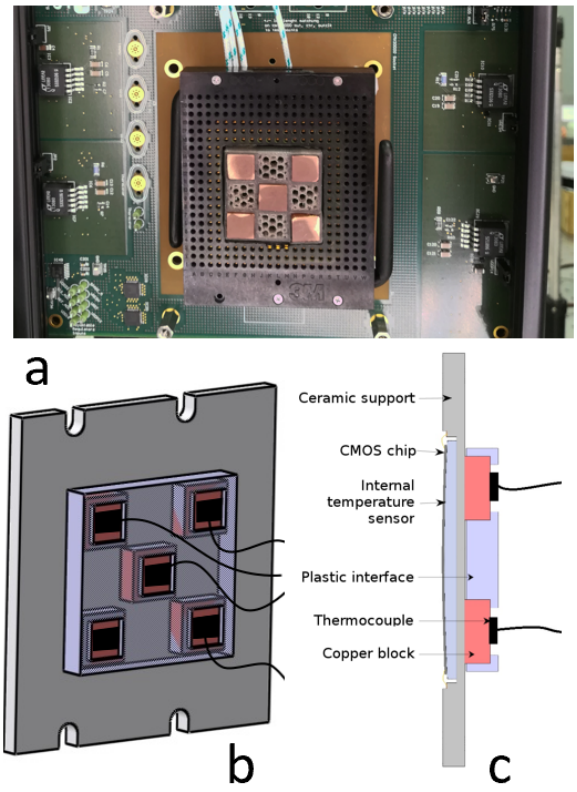


Fig. 2. a: temperature calibration system installed inside the CMV20000 Evaluation Kit. The green/white cables are the thermocouples glued at the back of the copper blocks. b: schematic view from the back of the temperature calibration system where the thermocouples are glued. c: schematic view from the side of the temperature calibration system where the position of the CMOS and of the ceramic support is shown from the left.

of 8 mm×8 mm and a thickness of 3.2 mm. They sample the temperature at the back of the ceramic support of the CMV20000 chip in a region corresponding to its sensitive area (Figure 2c). For the flat CMOS sensor this ceramic support is located immediately below the chip. The curved CMOS, however, additionally have the substrate used in the curving process (Section 2), which

is between the chip and the ceramic support. For the curved samples C, D, E and F this substrate is made of invar, that facilitates heat dissipation, for sample B (the first prototype made) it is made of plastic. A difference in the temperature calibration of the samples is therefore expected.

Finally, a 3D-printed plastic structure holds the copper blocks together (Figure 2). The thermal link between the back of the ceramic support and the copper blocks was enhanced by applying some thermal grease at the top of the blocks. By using this temperature calibration system – the four thermocouples with all the mechanical supports and the electronics – we have four different measurements of temperature from different areas of the back side of the CMOS. In order to have an independent temperature probe of the front surface of the detectors, we also used an IR camera (FLIR I60BX, Figure 3).

The internal temperature sensor of each detector was calibrated singularly, by mounting the temperature calibration system at its back. After powering the detector on, we readout at the same time: r_{102} and r_{101}, the four thermocouples and we acquired an image with the IR camera pointing at the front of the sensor. This image provides the temperature of the center of the CMOS sensor. We, then, let the sensor warm up (due to current flowing through it) and we repeated these steps again until it reached a stable temperature.

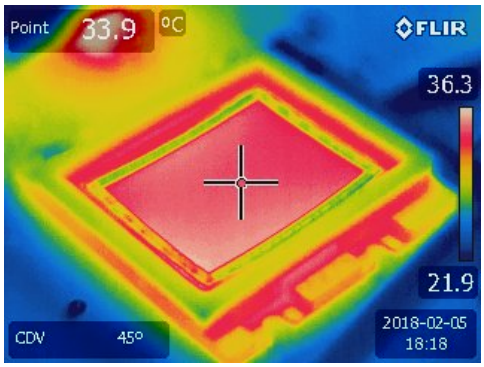


Fig. 3. Image from the IR camera (FLIR I60BX) used to sample the temperature of the front surface of the CMOS sensors.

B. Internal temperature sensor calibration: results

The temperature calibration system, provides a way to measure the change in temperature between two different measurements, but does not provide an estimate for the error on the absolute temperature value. To test the accuracy of the thermocouples, we compared the temperature measured on average by the four thermocouples with the ones given by a mercury thermometer and a KIMO data logger (KISTOCK model KH210). We readout the temperature probes at a refrigerator temperature ($\sim 6^o$C) and we found that they all matched within the respective errors. By repeating the test at room temperature ($\sim 27^o$C) the result did not change. We can, therefore, conclude that the absolute value of temperature provided by the thermocouples is accurate within $\pm 0.5^o$C (the error here was the largest temperature mismatch found).

For each CMOS sensor described in this paper, we produced linear fits – as in Equation 1 – by relating the values of register r_{102} and r_{101} to the temperature of the chip measured either with the IR camera or with the thermocouples value, averaged over all four of them. For the flat sensor the presence of the protective window in front of the chip prevented us from acquiring the IR camera images. In this case only the thermocouples measurements were performed.

The results of the fits are presented in Table 2. The values of temperature obtained by substituting the IR camera parameters ($l_{\rm IR}$ and $q_{\rm IR}$) are always larger than what we obtain by substituting the thermocouples parameters ($l_{\rm ter}$ and $q_{\rm ter}$). The last two columns of Table 2 show the parameters of the fit to the temperature measured by the thermocouple located at the center of the detector. Those values provide temperatures closer to the IR camera estimations, for most curved CMOS.

The difference between the value averaged over all four thermocouples and the value obtained by the central thermocouple can be explained by the presence of a gradient of temperature across the chip and its center being on average $\sim 1^o$C hotter than the edges. As both the IR camera and the central thermocouple sample the temperature at the center of the CMOS sensor, their agreement shows that the temperature calibration system provides an unbiased measurement. However we still find a non negligible discrepancy for sample B. Even when considering its central thermocouple values, we have $\sim 2^o$C constant offset between these and the IR camera measurements. This might be due to the presence of the plastic substrate between the CMOS chip and the ceramic support. Such substrate would prevent the dissipation of heat, generating in this way an offset in temperature.

As in this paper we are interested on characterizing the full sensitive surface of the detectors and not just its center, we used the temperature calibration results obtained from the average of all four thermocouples and kept the IR results as redundant test. Once a reliable calibration for the internal temperature sensors was established, we used them as temperature monitor for each measurement performed during the CMOS sensors characterization.

4. CHARACTERIZATION OF CMOS: TESTED QUANTITIES AND METHODOLOGY ADOPTED

The general aim of this paper is to characterize the CMOS sensors and evaluate the impact of the curving process on their performances. The measured characterization quantities include 6 main criteria [18, 19]: gain of the detector, dark current, readout noise (RON), pixel response non-uniformity (PRNU), dynamic range (DR) and full well capacity (FW). These features are briefly described in the following Section.

A. Measured quantities for characterization

The dark current is due to the thermal agitation of the electrons within the semiconductor and it is extremely sensitive to the temperature of the detector itself. In Section 3 we established our own temperature calibration system which allowed us to calibrate the internal temperature sensor of the CMV20000 chip, used as temperature monitor during the characterization measurements.

The dark current is a source of "unwanted" signal that puts stringent limits to the performances of the detector and it has to be carefully characterized and subtracted to any image, to improve its quality. As the averaged number of counts on the detector grows linearly as a function of exposure time, the dark current is measured by reading out the detector at different exposure times in complete darkness conditions and a fit to

Table 2. Values from the fit on the internal temperature sensor calibration for each of the CMOSIS sample analyzed in this paper. The second and third columns are from the fit from the average of the four values of the thermocouples and the last two columns are using only the thermocouple at the center of the system. The fourth and fifth columns are from the IR camera values.

	l_{ter}	q_{ter}	l_{IR}	q_{IR}	l_{Cter}	q_{Cter}
A	0.32±0.01	-357.3±13.5	–	–	0.330±0.008	-371.4±10.6
B	0.32±0.01	-297.1±11.1	0.34±0.02	-311.6±16.6	0.342±0.008	-313.2±7.9
C	0.321±0.003	-293.9±3.4	0.33±0.01	-298.9±9.3	0.338±0.006	-310.1±5.9
D	0.295±0.004	-276.4±4.7	0.33±0.01	-314.5±13.1	0.311±0.002	-292.3±1.9
E	0.309±0.004	-292.7±3.9	0.307±0.003	-290.3±3.6	0.324±0.005	-308.2±4.7
F	0.333±0.006	-321.6±6.5	0.31±0.03	-300.2±28.2	0.345±0.006	-332.8±6.8

these measurements is performed. By computing the mean signal of a dark frame, readout after 0 s of exposure time, we also obtain the bias level – a positive offset due to the constant voltage applied by the electronic.

The readout noise (RON) is due to the scatter generated by the non perfectly reproducible conversion between analog to digital number, and the random fluctuation in the output signal introduced by the readout electronic. The RON is obtained from the temporal noise, which in turn estimates the change of the output value of the pixels from contiguous exposures to a constant illumination level (valid also for dark frames). As the temporal noise, σ_{temp} is composed of the RON and of the shot noise (due to the dark current or to the exposure to light) its value, when obtained from a set of dark frames at 0 s exposure time, is equivalent to the RON itself.

The gain of a detector determines how many charges collected in each pixel are assigned to a digital number in the image. The gain and the square of the temporal noise are in a linear relation as in the following Equation:

$$\sigma^2_{\text{temp}} = \text{const} + k(S_{\text{mean}} - S_{\text{offset}}), \quad \textbf{(2)}$$

where k is the gain in units of DN/e$^-$ and $S_{\text{mean}} - S_{\text{offset}}$ are the mean signal of the frame and the bias level (mentioned before) respectively. Here we assumed that the sensor is exposed to a uniform – across the detector surface – and stable illumination.

For high illumination level (or longer exposure times), the PRNU starts becoming a dominant source of noise. The pixels of a sensor have slightly different responses to incoming light and this effect generates the PRNU noise, which is directly proportional to the number of electrons detected, N_e, as in: $N_e = f_{\text{PRNU}}\sigma_{\text{PRNU}}$. The proportionality factor is called PRNU factor, f_{PRNU}, and σ_{PRNU} is the PNRU noise.

In a frame, the total noise can be written as [19]:

$$\sigma_{\text{tot}} = \sqrt{\sigma_e^2 + \sigma^2_{\text{RON}} + \sigma^2_{\text{PRNU}}} \quad \textbf{(3)}$$

where σ_e is the photon noise, σ_{RON} is the readout noise, and σ_{PRNU} is the PRNU noise. By considering that the PRNU noise has a spatial dependence but not a temporal one, the subtraction of two frames, obtained at the same exposure time and the same uniform level of illumination, provides a new frame that contains only the RON and the photon noise. From this the σ_e is obtained and by substituting it in Equation 3, σ_{PRNU} and f_{PRNU} are measured.

Finally the dynamic range – the capability of the detector to be sensitive at high and low signal levels at the same time – and the full well capacity – the amount of charges a pixel can hold before saturating – are defined as follows:

$$\text{DR} = 20log(S_{\text{max}}/\text{RON}),\ \text{FW} = S_{\text{max}} - S_{\text{offset}}, \quad \textbf{(4)}$$

where S_{max} is the saturation limit, RON is the readout noise and S_{offset} is the bias level.

B. Data acquisition

A set of measurements was performed for each of the CMOS die listed in Section 2. The exposure time used for these tests varied between 0.0002 s and the values at which saturation of the detector was reached, for exposures to uniform light – also called flat fields – and up to 0.96 s for exposures in complete darkness – or dark exposures.

The measurements were made by acquiring frames with shorter and longer exposure times in mixed order. The alternation of these reduces (if not eliminates altogether) the impact of systematic effects due to light level drifts or small temperature fluctuations ($< 0.1^o$C). Thirty frames were acquired for each exposure time, with camera gain set to 1. For each of the 30-block frames, the values of the internal temperature sensor were readout (Section 3).

The setup used for the flat field frames included an integrating sphere, illuminated by a tungsten bulb located inside another smaller integrating sphere. The integrating sphere was placed at a distance of 1.0 m from the sensor to achieve a uniform illumination of its surface. Care was taken to reduce the scattered light, by using light baffles along the path from the integrating sphere to the detector housing.

The measurements were performed at a room temperature of 21.0±1.0^{o}C, where the error is considered over the acquisition time for all the samples, $\sim$ 5 days. The variation during the full testing of a single detector was ±0.1^{o}C. The temperature of the CMOS chips was monitored by the internal temperature sensor, calibrated as explained in Section 3. Table 3 shows the temperature measured in average during the full characterization of a single detector and the errors in these estimates are the standard

Table 3. Averaged temperature values for the different CMOS sensors, during the characterization measurements.

	T (^{o}C)
A	34.9±0.2
B	33.1±0.2
C	35.2±0.2
D	40.1±0.5
E	35.1±0.1
F	34.9±0.1

deviations from the average temperature measured. For sample A, C, E and F the temperature was $\sim 35.0^o$C.

Sample D was always at a higher temperature of 40.1 ± 0.5^oC. As we do not have a measurement of its temperature when the sensor was still flat, we do not know if this characteristic was introduced during the curving process. This different operating temperature might be due to intrinsic properties of the die. For sample B we have to consider that the measured temperature of 33.1 ± 0.2^oC (in Table 3), corresponds to 35.1^oC, as its plastic substrate creates a $\sim 2^o$C bias between the real surface temperature and the measured one (see Section B).

C. Methodology adopted for the characterization of curved CMOS

As specified in Section B a set of 30 frames were acquired for each exposure time in the dark frames. From these, a median image was obtained and a mean dark signal level was estimated from the average over all pixels. The dark current and the bias level were, hence, obtained by fitting these estimates as function of the exposure time.

The temporal noise, described in Section A, was evaluated by building an image of the standard deviation of the 30 frames. If in the previous case we computed the median image, this time we estimated the standard deviation, among the the 30 frames, of each pixel in the image, creating a single image made of standard deviations. Then, we obtained the temporal noise for a specific exposure time, by averaging over the pixels of this standard deviation image. From this we obtained the RON as explained in Section A.

We applied the same process to create the median image/mean signal level and the standard deviation image/temporal noise, also from the flat field frames. The measured temporal noise and the mean signal level for several exposure time values were, thus, fitted according to the linear relation in Equation 2, and the gain, k, was obtained.

The noise of an image contains also the PRNU, which does not depend on time. Thus,by subtracting two frames exposed to the same uniform light level for the same amount of time and measuring the noise of this resulting image, we obtained the PRNU noise and the PNRU factor, as detailed in Section A. However by using only two frames we still have the influence of the temporal noise. We suppressed this effect by subtracting a randomly extracted frame to each of the other 29 frames acquired per exposure time and then we computed the noise, σ_d. With the average of the 29 σ_d, scaled by a factor of 2, we estimated the shot noise. This, thus, led to σ_{PRNU} and f_{PRNU}, which is usually expressed as a percentage of the mean signal (Equation 3).

5. RESULTS

In this Section we show the results of the characterization of all the curved samples and we compare them to the ones from the flat sample. We use this comparison to statistically asses the impact of the curving process on the performances of the detectors.

A. Measured dark current and RON

On the left column of Figure 4 are shown the dark current measurements (as described in Section 4) and the linear fits for all samples (each row in the Figure 4 is a different detector). For exposure times larger than 0.048 s the measured signal increases linearly, as the charges due to the dark current accumulate in the pixels. The black line in the plots are the linear fits to the data, from which the dark current value in DN/s (the slope of the fit) and the bias level (the intercept of the fit) are obtained.

After applying the gain to each detector (see Section B), we find the dark current values in Table 4. As already mentioned these measurements were performed at a temperature of $\sim 35^o$C for all samples (except for sample D) and the dark current values for the curved detector samples are consistently smaller than the one of the flat detector. More specifically they differ of: sample B 28%, sample C 32%, sample E 39% and sample F 38%. The higher temperature of sample D makes the comparison of its dark current with the dark current of the other samples harder, but as most of the detector characteristics do not depend on temperature, we anyway show its results for completeness. The errors associated to the dark current in Table 4 are the 1σ errors on the linear fits.

The plots on the left column of Figure 4 show that, for very short exposure times, the counts on the sensors increase and the responses are not linear. This feature is found in all sensors, thus, we concluded that it is an intrinsic characteristic of the CMV20000 CMOS. This also implies that the measured value of the bias level is higher than the value from the fit of the dark current. We used this higher value for the bias level in the rest of the paper (it is also the one written in Table 4), as we followed the definition of bias: the mean value of the median frame with the shortest exposure time acquired in darkness.

From the median image of the dark exposure with the shortest exposure time, we additionally evaluated the column temporal noise, by computing the standard deviation from the mean value of each column in the image. These results are plotted vs column number in the middle column of Figure 4. The column temporal noise of the curved samples does not present any large variation with respect to the flat sample case, and it shows the same behavior with increasing noise values towards the center and decreasing values at the edges. The measurements of the curved sensors also present mostly smaller values with larger scatter, compared to the flat sensor values.

The column temporal noise of the C sample shows significantly larger scatter due to the presence of one or more hot pixels per column. The surface of this sample is slightly deformed, especially around the center. The deviation from a perfect sphere is visible from Figure 1. This, however, does not imply that the surface deformation has an impact on the noise of the detector, as the dark current did not show any sign of difference with

respect to the other samples. As the quality of the wafer of this specific chip was graded lower with respect to the other detectors presented here, those hot pixels could have been present even before the thinning and curving process. We can not draw conclusive reason for this peculiar behavior, since the properties of the sensors, before the curving process, are unknown.

The RON was estimated from the temporal noise of the dark exposures acquired at the shortest exposure time, as explained in Section 4. These values are shown in Table 4.

B. Measured gain, dynamic range and full well capacity

The gain was measured as explained in Section 4, from a set of flat fields where the sensors are exposed to uniform and stable illumination. The average signal measured on the frames grows linearly for exposure times larger than 0.048 s until it reaches the saturation limit of 4095 DN (set by the Analog Digital Converter, 12-bit per pixel) and plateaus. The saturation limit is specified in Table 4 for all the detectors tested. All of them reach it at 4095 DN except for sample C that saturates at 3951 DN. By using the measured saturation limit, RON and bias level, we obtained the values (in Table 4) of dynamic range and full well capacity as in Equation 4.

The right column of Figure 4 shows the squared values of the temporal noise of the detectors against the mean signal subtracted by the bias level. The linear trend due to the accumulation of the charges inside the pixels (described by Equation 2), appears for values of mean signal - offset between 1000 DN and 3000 DN. The black lines in the plots on the right column of Figure 4 are the fits to the data from which we obtain the gain values (the slope of the fits) in Table 4. The errors here are the 1σ errors on the linear fit.

The gain values of the curved samples differ from the one of the flat sample by 10%, 16%, 12%, 5% and 5% respectively. As the gain quoted by the manufacturer[3] is of 0.25 DN/e^-, 12% larger than the gain of the flat sensor measured in this paper, the variation found among the gain values is considered within the manufacturing scatter and therefore not pointing to any specific effect due to the curving process.

The last characteristic quantity shown in Table 4 is the PRNU factor, f_{PRNU}, computed as explained in Section C. The PRNU factor values do not present large differences among the samples, flat and curved.

6. CONCLUSIONS

The recent progress made towards the manufacturing of curved detectors represents a step forward to the creation of more compact and performing optical systems with very wide applications. It also opens the possibility to new designs, whose realization was technologically impossible before. Here, we presented the characterization results of a sample of five curved CMOS detectors developed within a collaboration between CEA-LETI and CNRS-LAM. These detectors are CMV20000 with 20 Mpix (manufactured by CMOSIS) and they have been curved with different shapes and radii of curvature over the full sensitive area of 24x32 mm^2. The curved detector sample is composed of two concave curved down to R_c =150 mm, another concave with R_c =170 mm and two convex with R_c =280 mm.

Since the packaging of the detectors is the same as the original one, it is possible to plug the detectors in directly in any interface or camera that was already built for the flat off-the-shelf sensor.

[3] http://www.cmosis.com/products/product_detail/cmv20000

In order to perform the tests and readout the detectors, we used the CMV20000 Evaluation Kit (from CMOSIS). This also allowed us to readout the internal temperature sensors of the CMV20000 chips.

These temperature sensors were calibrated against four thermocouples for all the detectors tested in this paper (Section 3). The thermocouples were glued at the back of small copper blocks, that were in turn thermally linked to the back of the ceramic support located below the detector sensitive area. Such thermocouples have been readout at the same time of the internal temperature sensor. The measured temperature was sampled from room temperature ($\sim 19^o$C) until full thermalization of the sensors ($\sim 35-40^o$C). Once the calibration of the internal temperature sensors was achieved, the thermocouples were removed.

In Section 4 we described the quantities to characterize, the setup used, and the methodology for performing the measurement and analyzing the results. The same characterization steps were repeated for all the sensors in the test sample. From Table 4 we have an overview of the results and we find them to be mostly homogeneous between the flat and curved samples. A large difference (with respect to the other detectors) in dark current is measured for sample D (one of the convex shaped). For this sample the dark current is almost 3 times larger than the dark current measured for the others, and this is due to the larger temperature that the sensor reached while performing its characterization. While all the other samples reached a stable characterization temperature of $\sim 35.0^o$C, sample D was tested at $\sim 40.0^o$C.

When we compared the dark current value for the flat sensor, to the dark current measured for the other samples (excluding sample D), we obtained substantially lower values for the latter ones: from 28%, up to a maximum of 39% difference. A similar decrease of dark current in curved CMOS sensors was already found in other works [5, 9] and has been attributed to an alteration of the band gap in the sensitive area of the devices due to the strain induced in the curving process. As in our case the curving process is made with an edge free method (as in [5]) some decrease in dark current is expected in all of our spherically curved samples. Their strain does not change sign in the concave and convex shape case [20]. However it is not excluded that some amount of this difference might be due to intrinsic properties of the samples themselves.

We also measured a smaller readout noise of 10 e^- for all the curved sensors with respect to the 11 e^- for the flat sensor. This smaller RON generates a larger dynamic range >66 dB, against the 64.74 dB of the flat sensor. We find no significant difference in the bias level, as the values mostly match within the errors. We also find similar behavior of the column temporal noise between all sensors, where the curved samples presented smaller values, with larger scatter, compared to the flat one. From the measurements, the gains show a discrepancy from 5% to 16% between the curved sensors compared to the flat one, which might be due to an intrinsic characteristic that the chips already had before curving them.

The PRNU factors of the curved samples show an increase of $\sim$0.8% with respect to the value for the flat sensor. The difference between these is not significant. This also holds true for sample C, that even having a deformed shape, does not present any particular degradation in its performances.

From the overall performances tested in this paper, we conclude that the curving process shown here does not impact the main electrical characteristics of the detectors and in some cases,

Table 4. Values for the electro-optical characterization of the flat and curved CMV20000 CMOS sensors. Note that the same methodology has been applied to all sensors and that sample D was measured at a different temperature with respect to the others.

	A	B	C	D	E	F
Shape	Flat	Concave	Concave	Convex	Convex	Concave
R_c (mm)	∞	150	150	280	280	170
Bias (e^-)	595.9±24.2	622.8±24.2	588.4±21.7	637.9±24.5	603.5±24.8	574.2±22.7
Dark current	431.4±2.7	309.5±3.4	293.8±2.9	770.6±2.3	263.2±3.3	265.3±1.0
(e^-/s) @ 35°C				@ 40°C		
Gain (DN/e^-)	0.220±0.003	0.200±0.002	0.190±0.002	0.196±0.006	0.210±0.002	0.209±0.005
RON (e^-)	11	10	10	10	10	10
Saturation (DN)	4095	4095	3951	4095	4095	4095
Dynamic range (dB)	64.74	66.26	66.44	66.26	65.98	66.14
Full well (e^-)	18018	19852	20206	19331	18896	19019
PRNU factor	1.2%	2.0%	2.1%	1.9%	2.0%	1.9%

e.g. the dark current, it might even improve them. The astronomical community can particularly gain from this characteristic.

The next step for this work is to verify the quality of the detector surface, and if necessary, improve the curving technique until it reaches the required precision for astronomical applications. Once this is achieved, a new prototyping phase can begin to develop curved CCDs.

Funding Information. ERC (European Research Council) (H2020-ERC-STG-2015-678777 ICARUS program), the French Research Agency (ANR) through the LabEx FOCUS ANR-11-LABX-0013. Acknowledgments. The authors acknowledge the support of the European Research council through the H2020-ERC-STG-2015-678777 ICARUS program.

REFERENCES

1. G. H. Sanders, "The Thirty Meter Telescope (TMT): An International Observatory," J. Astrophys. Astron. **34**, 81–86 (2013).
2. M. Johns, C. Hull, G. Muller, B. Irarrazaval, A. Bouchez, T. Chylek, C. Smith, A. Wadhavkar, B. Bigelow, S. Gunnels, B. McLeod, and C. Buleri, "Design of the Giant Magellan Telescope," in *Ground-based and Airborne Telescopes V,* , vol. 9145 (2014), p. 91451F.
3. J. O'Meara and LUVOIR Science and Technology Definition Team, "The LUVOIR Large Mission Concept," in *American Astronomical Society Meeting Abstracts #231,* , vol. 231 of *American Astronomical Society Meeting Abstracts* (2018), p. 103.02.
4. C. Atkins, C. Feldman, D. Brooks, S. Watson, W. Cochrane, M. Roulet, P. Doel, R. Willingale, and E. Hugot, "Additive manufactured x-ray optics for astronomy," in *Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series,* , vol. 10399 of *Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series* (2017), p. 103991G.
5. 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," Opt. Express **25**, 13010 (2017).
6. O. Iwert, D. Ouellette, M. Lesser, and B. Delabre, "First results from a novel curving process for large area scientific imagers," in *High Energy, Optical, and Infrared Detectors for Astronomy V,* , vol. 8453 of *Proc. SPIE* (2012), p. 84531W.
7. D. Dumas, M. Fendler, N. Baier, J. Primot, and E. le Coarer, "Curved focal plane detector array for wide field cameras," Appl. Opt. **51**, 5419 (2012).
8. K. Tekaya, M. Fendler, K. Inal, E. Massoni, and H. Ribot, "Mechanical behavior of flexible silicon devices curved in spherical configurations," in *14th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems,* (IEEE - Institute of Electrical and Electronics Engineers, Wroclaw, Poland, 2013), pp. 7 pages – Article number 6529978.
9. K. Itonaga, T. Arimura, K. Matsumoto, G. Kondo, K. Terahata, S. Makimoto, M. Baba, Y. Honda, S. Bori, T. Kai, K. Kasahara, M. Nagano, M. Kimura, Y. Kinoshita, E. Kishida, T. Baba, S. Baba, Y. Nomura, N. Tanabe, N. Kimizuka, Y. Matoba, T. Takachi, E. Takagi, T. Haruta, N. Ikebe, K. Matsuda, T. Niimi, T. Ezaki, and T. Hirayama, "A novel curved cmos image sensor integrated with imaging system," in *2014 Symposium on VLSI Technology (VLSI-Technology): Digest of Technical Papers,* (2014), pp. 1–2.
10. P. Swain and D. Mark, "Curved CCD detector devices and arrays for multispectral astrophysical applications and terrestrial stereo panoramic cameras," in *Optical and Infrared Detectors for Astronomy,* , vol. 5499 of *Proc. SPIE* J. D. Garnett and J. W. Beletic, eds. (2004), pp. 281–301.
11. K. Tekaya, M. Fendler, D. Dumas, K. Inal, E. Massoni, Y. Gaeremynck, G. Druart, and D. Henry, "Hemispherical curved monolithic cooled and uncooled infrared focal plane arrays for compact cameras," in *Infrared Technology and Applications XL,* , vol. 9070 of *Proc. SPIE* (2014), p. 90702T.
12. W. J. Borucki, D. Koch, G. Basri, N. Batalha, T. Brown, D. Caldwell, J. Caldwell, J. Christensen-Dalsgaard, W. D. Cochran, E. DeVore, E. W. Dunham, A. K. Dupree, T. N. Gautier, J. C. Geary, R. Gilliland, A. Gould, S. B. Howell, J. M. Jenkins, Y. Kondo, D. W. Latham, G. W. Marcy, S. Meibom, H. Kjeldsen, J. J. Lissauer, D. G. Monet, D. Morrison, D. Sasselov, J. Tarter, A. Boss, D. Brownlee, T. Owen, D. Buzasi, D. Charbonneau, L. Doyle, J. Fortney, E. B. Ford, M. J. Holman, S. Seager, J. H. Steffen, W. F. Welsh, J. Rowe, H. Anderson, L. Buchhave, D. Ciardi, L. Walkowicz, W. Sherry, E. Horch, H. Isaacson, M. E. Ev-

erett, D. Fischer, G. Torres, J. A. Johnson, M. Endl, P. MacQueen, S. T. Bryson, J. Dotson, M. Haas, J. Kolodziejczak, J. Van Cleve, H. Chandrasekaran, J. D. Twicken, E. V. Quintana, B. D. Clarke, C. Allen, J. Li, H. Wu, P. Tenenbaum, E. Verner, F. Bruhweiler, J. Barnes, and A. Prsa, "Kepler Planet-Detection Mission: Introduction and First Results," Science. **327**, 977 (2010).

13. S. R. Kulkarni, "The Zwicky Transient Facility," in *American Astronomical Society Meeting Abstracts #227*, , vol. 227 of *American Astronomical Society Meeting Abstracts* (2016), p. 314.01.
14. D. Valls-Gabaud and MESSIER Collaboration, "The MESSIER surveyor: unveiling the ultra-low surface brightness universe," in *Formation and Evolution of Galaxy Outskirts,* , vol. 321 of *IAU Symposium* A. Gil de Paz, J. H. Knapen, and J. C. Lee, eds. (2017), pp. 199–201.
15. E. Muslimov, D. Valls-Gabaud, G. Lemaître, E. Hugot, W. Jahn, S. Lombardo, X. Wang, P. Vola, and M. Ferrari, "A fast, wide-field and distortion-free telescope with curved detectors for surveys at ultra-low surface brightness," ArXiv e-prints (2017).
16. A. Kelz, S. Kamann, T. Urrutia, P. Weilbacher, and R. Bacon, "Multi-Object Spectroscopy with MUSE," in *Multi-Object Spectroscopy in the Next Decade: Big Questions, Large Surveys, and Wide Fields,* , vol. 507 of *Astronomical Society of the Pacific Conference Series* I. Skillen, M. Balcells, and S. Trager, eds. (2016), p. 323.
17. B. Chambion, C. Gaschet, T. Behaghel, A. Vandeneynde, S. Caplet, S. Gétin, D. Henry, E. Hugot, W. Jahn, S. Lombardo, and M. Ferrari, "Curved sensors for compact high-resolution wide-field designs: prototype demonstration and optical characterization," in *Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series,* , vol. 10539 of *Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series* (2018), p. 1053913.
18. J. R. Janesick, *Photon Transfer DN to* λ (SPIE, 2007).
19. S. B. Howell, *Handbook of CCD Astronomy* (2006).
20. J. A. Gregory, A. M. Smith, E. C. Pearce, R. L. Lambour, R. Y. Shah, H. R. Clark, K. Warner, R. M. Osgood, D. F. Woods, A. E. DeCew, S. E. Forman, L. Mendenhall, C. M. DeFranzo, V. S. Dolat, and A. H. Loomis, "Development and application of spherically curved charge-coupled device imagers," Appl. Opt. **54**, 3072 (2015).

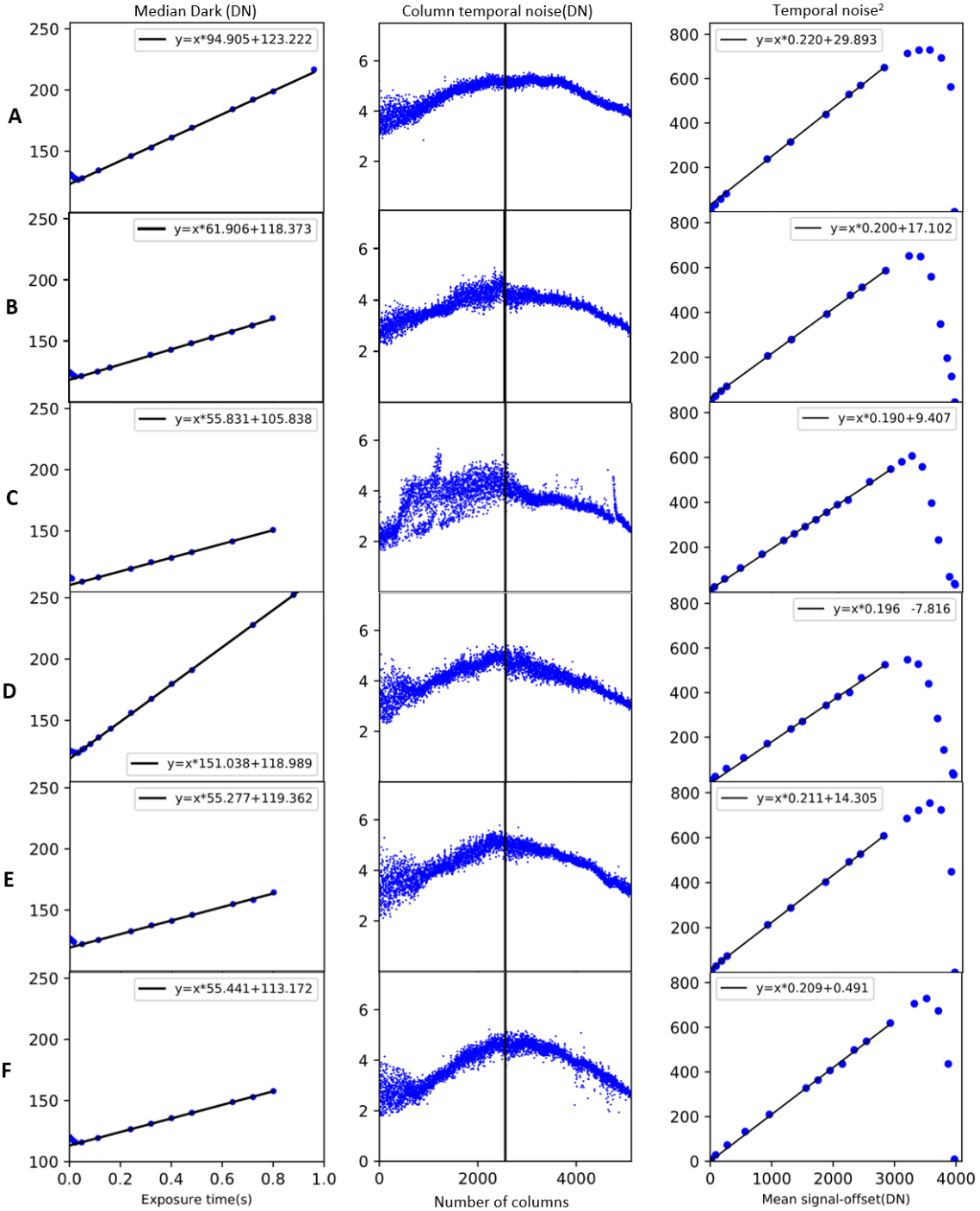


Fig. 4. Left column: the blue solid circles are the median values of the dark exposure frames as function of exposure time, the black solid lines are the fits to the data. Middle column: column temporal noise vs column number of the sensor. The vertical black line indicates the column in the middle of the frame. Right column: squared temporal noise of flat field frames as function of mean signal-offset (bias level). The black lines are the fits to the data for mean signal-offset between 1000 DN and 3000 DN. Each row of the Figure represents the measured quantities for a single detector (specified on the left side of the Figure).

Annexe 5

Optical design for a Cubesat: Unobscured Telescope Using Freeform mirrors and a Curved Detector

Implication :

- Participation aux réflexions théoriques sur les designs
- Dimensionnement optique

* Design optique pour un CubeSat (Nano satellite) ; Telescope non obstru à base de mirroirs freeforms et de détecteurs courbes

ISSN 1068-7998, Russian Aeronautics (Iz.VUZ), 2018, Vol. 61, No. 1, pp. 1–7. © Allerton Press, Inc., 2018.
Original Russian Text © E.R. Muslimov, E. Hugot, M. Ferrari, T. Behaghel, N.K. Pavlycheva, 2018, published in Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii, Aviatsionnaya Tekhnika, 2018, No. 1, pp. 5–10.

AIRCRAFT EQUIPMENT

Optical Design for a Cubesat: Unobscured Telescope, Using Freeform Mirrors and a Curved Detector

E. R. Muslimov[a, b], E. Hugot[a], M. Ferrari[a], T. Behaghel[a], N. K. Pavlycheva[b, *]

[a]*Aix Marseille Université, CNRS, LAM, Laboratoire d'Astrophysique de Marseille, 38 rue Frédéric Joliot-Curie, Marseille, France*

[b]*Tupolev Kazan National Research Technical University, ul. Karla Marksa 10, Kazan, 420111 Tatarstan, Russia*

**e-mail: nkpavlych@rambler.ru*

Received August 28, 2017

Abstract—The possibility of constructing an optical scheme of a telescope for a small satellite based on mirrors with freeform surfaces and a curved photodetector is considered. It is shown that the use of a new element base allows the effective area of the main mirror to be maximized and the field of view up to 9.4 times to be increased in comparison with the classical scheme of the Ritchey–Chretien scheme in ensuring the high image quality.

DOI: 10.3103/S1068799818010014

Keywords: small satellites, ground observations, telescope, freeform mirrors, curved detector.

INTRODUCTION

In the past decade, the space industry experienced an increased interest in development of small spacecraft missions [1, 2], mainly those based on the CubeSat standard. CubeSats were initially considered as educational tools or low cost technology demonstration platforms that could be developed and launched within one or two years. However, a number of recent advanced CubeSat-based missions have proofed that the platform can be used not only for educational and demonstrative purposes, but also can be used to reach real scientific goals [3].

The CubeSat standard defines a standard 1U unit as a 10 cm cube (100×100×100 mm^3) with a mass of up to 1.33 kg. Such a 1U CubeSat could either serve as a standalone satellite or could be combined together to build a larger spacecraft (see for example [3, 4]). This approach provides a high flexibility of the spacecraft design, while keeping its cost relatively low.

One of the most common payload types of the CubeSats are telescopes used for observation of the underlying terrain. The telescope performance depends on the primary mirror diameter. In the case of CubeSat, this value is strictly limited by the satellite dimensions. Moreover, in a case of classical reflective telescope optical schemes, which are used in the majority of CubeSats, the actual effective area of the primary mirror becomes even smaller because of the obscuration. One approach to overcome this disadvantage is use of deployable mirrors [5, 6]. Though they allow us to achieve very high resolution, they require use of a complex automatic control and actuators on board. In addition, application of the deployable mirrors cannot help to solve another problem typical for classical reflector designs, namely, their small field of view.

In this paper, we consider possibilities of using the recent developments in optical systems design for building of a compact unobscured wide-field telescope for a CubeSat. The key idea of the design consists of a "forced"' change of the components rotation angles in a reflective triplet in order to create an unobscured geometry fitting the CubeSat format and the following aberration correction by means of the surface shape modification. The latter one includes use of freeform surfaces to compensate aberrations (mainly the astigmatism) and use of a curved detector to rid of the field curvature. Below we describe

two examples of such optical designs. The specifications for these demonstrative designs were compiled on the basis of telescope parameters for 3U CubeSats given in [7, 8]: the maximum volume—100×100×190 mm; primary mirror diameter—80 mm; relative aperture (the ratio of the primary mirror diameter to the focal length)—1:3, field of view—3×3 deg.

OPTICAL DESIGN

The optical design was developed following the concept outlined above. For description of the freeform mirror surfaces two sets of polynomials were used, namely, the standard Zernike polynomials and Legendre polynomials. Effectiveness of using the Legendre polynomials was demonstrated, for instance, in [9] for the wavefront analysis tasks and then in [10] for the optical design purposes. Two options were used for the detector surface shape, namely, a spherical shape and a toroidal one. Eventually, two configurations were considered:

1) telescope with three freeform mirrors described by the Zernike polynomials and a toroidal detector;

2) telescope with three freeform mirrors described by the Legendre polynomials and a spherical detector.

Both configurations have similar geometry shown in Fig. 1. It fits to the CubeSat dimensions. The exact volume for the first configuration is 93.3×79.6×176.1 mm, and that for the second one is 97.4×81.6×186.4 mm.

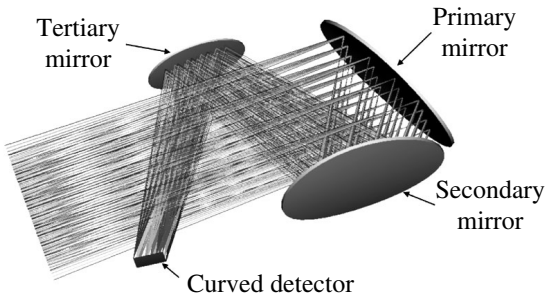


Fig. 1.

Shape of the freeform mirrors can be described by the best fit sphere (BFS) parameters and the sag deviation from the BFS or asphericity. The BFS data is listed in the table.

Table

Best fit sphere parameters	Mirror		
	Primary	Secondary	Tertiary
The first configuration			
BFS radius, mm	–776.0	2.07×10^{8}	776.3
BFS center position, mm	0	0.17	–0.28
RMS deviation, mm	0.182	0.552	0.174
The second configuration			
BFS radius, mm	2.41×10^{8}	-8.9×10^{7}	1.86×10^{7}
BFS center position, mm	18.26	–8.06	5.24
RMS deviation, mm	0.509	0.704	1.05

Further we present the asphericity maps for the freeform mirrors in the first (Fig. 2) and the second (Fig. 3) configurations, respectively. Here (a) primary mirror, (b) secondary mirror, and (c) tertiary mirror.

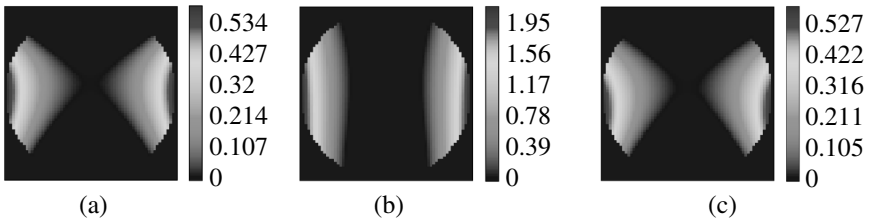


Fig. 2.

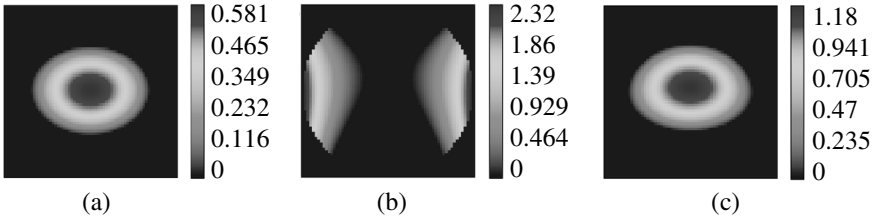


Fig. 3.

It is thus evident from the table and diagrams that the root-mean square (RMS) deviation from the sphere is relatively large. This allows us to classify the mirrors as extreme freeforms/aspheres [11]. However, recent advantages in freeform and asphere manufacturing make fabrication of such complex surfaces possible [12, 13].

CURVED DETECTOR OPTIONS

In either case, the detector size is 15.6×15.6 mm. The detector sag maps are shown in Fig. 4.

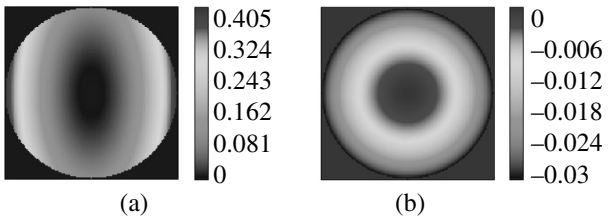


Fig. 4. Sag of the curved detector: (a) toroidal detector used in the first configuration; (b) spherical detector used in the second configuration.

Such a shape of the detector surface can be reproduced by means of the technology proposed in the Laboratoire d'Astrophysique de Marseille (LAM) and CEA LETI. This technology implies application of active mirror technology combined to flexible dies to generate detectors with variable curvature [14]. The active mirror technology available for this application allows us to generate either variable curvature detectors, variable astigmatic detectors or even more, multi-mode detectors. The variable curvature mirror (VCM) technology consists of using a circular membrane with a variable thickness distribution. A force F applied at the center of the structure and perpendicularly to the membrane surface results in an accurate spherical bending of the top surface of the membrane with a radius of curvature depending on the force F. The thinned CMOS sensor attached on top of the VCM surface follows this curvature variation (convex to concave) [15]. Another promising technology uses

a tunable active mirror technology [16] developed for space mission. The thinned CMOS sensor can be attached to the surface of such a mirror that makes it able to generate several different shapes.

This approach allows us to fabricate a 20-megapixels full frame CMOS detector (24×32 mm²) for the visible spectral range curved down to a curvature radius of 150 mm [17].

IMAGE QUALITY ANALYSIS

To assess the image quality attained in each design, we use the spot diagrams and energy concentration plots. The spot diagrams for the configurations designed with the Zernike polynomials and Legendre polynomials are shown in Figs. 5 and 6, respectively : (a) for points with angular coordinates (–1.5; 1.5 deg), (b)—(0; 1.5 deg), (c)—(1.5; 1.5 deg), (d)—(–1.5; 0°), (e)—(0; 0 deg), (f)—(1.5; 0 deg), (g)—(–1.5; –1.5 deg), (h —(0; –1.5 deg), (i)—(1.5; –1.5 deg).

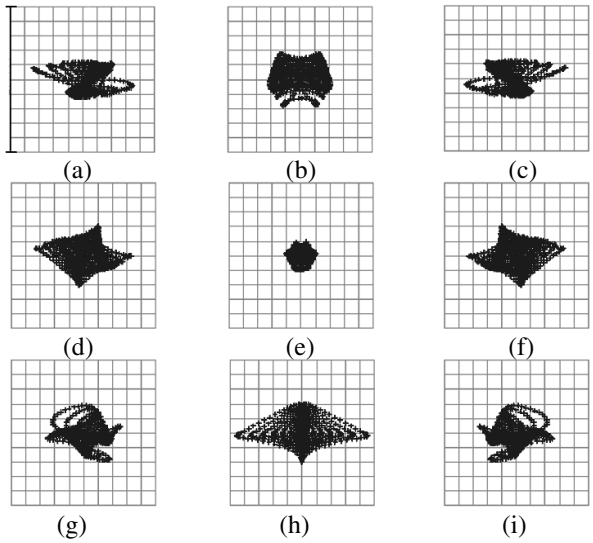


Fig. 5. Spot diagrams of the telescopes designed using the Zernike polynomials.

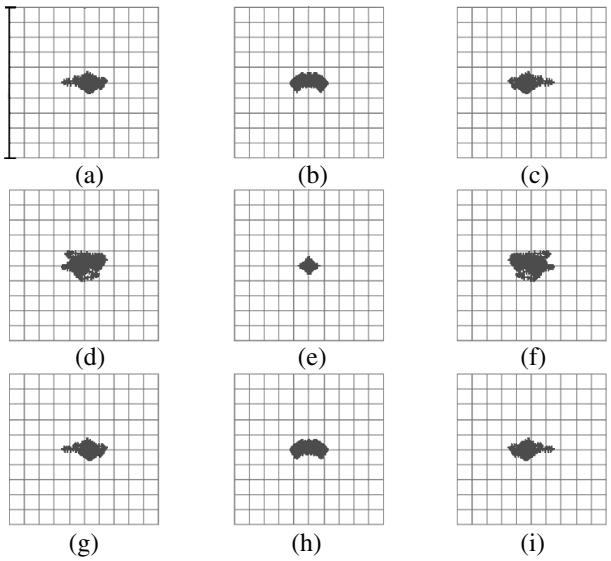


Fig. 6. Spot diagrams of the telescopes designed using the Legendre polynomials.

In the first case, the RMS radii of the spots are 6.6–16.3 μm, while in the second one, they are 1.9–8.1 μm. Thus, this example confirms advantages of applying the Legendre polynomials for design and optimization of freeform mirrors [11].

The energy concentration plots shown in Figs. 7 and 8 correspond to the first and second design configurations, respectively. Here *y*' is the radius from centroid; *I* is the fraction of enclosed energy. They confirm the conclusions on the image quality made before.

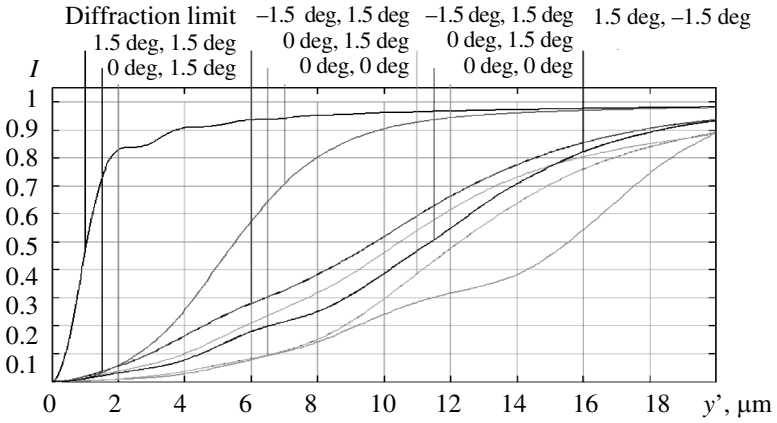


Fig. 7. Energy concentration plots for the telescope designed using the Zernike polynomials.

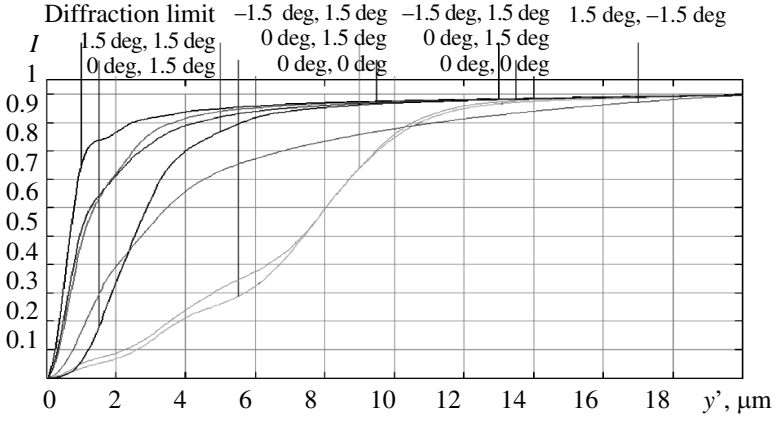
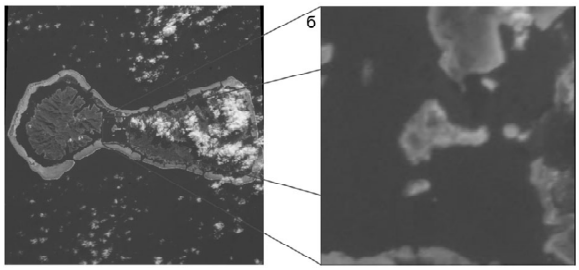


Fig. 8. Energy concentration plots for the telescope designed using the Legendre polynomials.

It should be noted here that both designs are not free of distortion. This disadvantage is common for optical systems with an extended field of view. However, the distortion is only 1.92 and 1.47 % for the first and second configuration, respectively.

To illustrate the gain of the extended field of view achieved with the freeform-based design and its image quality, we simulated the images of the Earth surface taken from a 700 km altitude. The original image is a photo of Tahaa and Raiatea islands in French Polynesia taken by NASA from the International Space Station. Figure 9a presents the simulated image obtained with the second configuration of the freeform-based telescope scheme. It demonstrates the image distortion and influence of the aberrations, which can be noted at the field edges. The image in Fig. 9b was obtained with an off-axis Ritchey-Chrétien-type telescope similar to that described in [7]. This telescope also has the focal ratio of three and fits within two units of a 3U CubeSat. It provides a high-quality image over a small field of view equal to 0.32×0.32 deg.



(a) (b)

Fig. 9.

CONCLUSIONS

We proposed an advanced optical design of unobscured telescope intended for use at a CubeSat. It is based on such rapidly progressing developments as extreme freeform mirrors and curved detector technology. The best results were achieved with a triplet of freeform mirrors described by the Legendre polynomials and a spherical curved detector. The design allows us to maximize the effective area of the primary mirror and cover a large 3×3 deg field of view.

Implementation of such a telescope design would allow attaining two main goals. On the one hand, it would be a great opportunity to test the new optical and electronic components in a real space environment. We hope that the technologies mentioned will become the basement of the next generation large-scale space missions, so at the current stage accumulation of experience looks to be a crucial task. On the other hand, the telescope could be used for real Earth observation tasks. Due to the extended field of view it would allow us to cover large areas with moderate-to-high resolution in a short time.

REFERENCES

1. Glushchenkov, V.A. and Yusupov, R.Yu., Controlled Separation of Nanosatellites by Means of the Pulsed Magnetic Field, *Izv. Vuz. Av. Tekhnika*, 2017, vol. 60, no. 1, pp. 3–9 [Russian Aeronautics (Engl.Transl.), vol. 60, no. 1, pp. 1–8].
2. Alifanov, O.M., Egorov, Yu.G., Kul'kov, V.M., Terent'ev, V.V., and Firsyuk, S.O., An Approach to Forming the Design Performance of the Attitude Control System for Small Spacecraft, *Izv. Vuz. Av. Tekhnika*, 2015, vol. 58, no. 4, pp. 15–20 [Russian Aeronautics (Engl.Transl.), vol. 58, no. 4, pp. 376–382].
3. Poghosyan, A. and Golkar, A., Cubesat Evolution: Analyzing CubeSat Capabilities for Conducting Science Missions, *Progress in Aerospace Sciences*, 2017, no. 88, pp. 59–83.
4. Bouwmeester, J. and Guo, J., Survey of Worldwide Pico- and Nanosatellite Missions, Distributions and Subsystem Technology, *Acta Astronautica*, 2010, vol. 67, nos. 7–8, pp. 854–862.
5. Andersen, G., Asmolov, O., Dearborn, M.E., and McHarg, M.G., FalconSAT-7: A Membrane Photon Sieve CubeSat Solar Telescope, *Proc. SPIE*, 2012, vol. 8442, pp. 84421C-1-8.
6. Schwartz, N., Pearson, D., Todd, S., Vick, A., Lunney, D., and MacLeod, D., A Segmented Deployable Primary Mirror for Earth Observation from a CubeSat Platform, *Proc. 30th Annual AAIA/USU Conference on Small Satellites*, 2016, SSC16-WK-3.
7. Jin, H., Lim, J., Kim, Y., and Kim, S., Optical Design of a Reflecting Telescope for CubeSat, *Journal of the Optical Society of Korea*, 2013, vol. 17, pp. 533–537.
8. Chen, C.-W. and Chen, C.-R., Optical Design and Tolerance Analysis of a Reflecting Telescope for CubeSat, *Proc. SPIE*, 2015, vol. 9602, pp. 96020P-1-9.
9. Ye, J., Gao, Z., Wang, S., Cheng, J., Wang, W., and Sun, W., Comparative Assessment of Orthogonal Polynomials for Wavefront Reconstruction over the Square Aperture, *Journal of the Optical Society of America A*, 2014, vol. 31, no. 10, pp. 2304–2311.

10. Muslimov, E.R., Hugot, E., Jahn, W., Vives, S., Ferrari, M., Chambion, B., Henry, D., and Gaschet, C., Combining Freeform Optics and Curved Detectors for Wide Field Imaging: A Polynomial Approach over Squared Aperture, *Optics Express*, 2017, vol. 25, no. 13, pp. 14598–14610.
11. Agócs, T., Navarro, R., Venema, L., and Kroes, G., Optimizing an Active Extreme Asphere Based Optical System, *Proc. SPIE*, 2012, vol. 8550, pp. 85501G-1-13.
12. Kim, S., Chang, S., Pak, K., Lee, K.J., Jeong, B., Kim, G.H., Kim, G.H., Shin, S.K., and Yoo, S.M., Fabrication of Electroless Nickel Plated Aluminum Freeform Mirror for an Infrared Off-Axis Telescope, *Applied Optics*, 2015, vol. 54, no. 34, pp. 10137–10144.
13. Wolfs, F., Fess, E., DeFisher, S., Torres, J., and Ross, J., Freeform Grinding and Polishing with ProSurf, *Proc. SPIE*, 2015, vol. 9633, pp. 96331G-1 -11.
14. Ferrari, M., Development of a Variable Curvature Mirror for the Delay Lines of the VLT Interferometer, *Astron. Astrophys. Suppl. Ser.*, 1998, vol. 128, pp. 221–227.
15. Chambion, B., Nikitushkina, L.I., Gaeremynck, Y., Jahn, W., Hugot, E., Moulin, G., Getin, S., Vandeneynde, A., and Henry, D., Tunable Curvature of Large Visible CMOS Image Sensors: Towards New Optical Functions and System Miniaturization, *Proc. of the IEEE 66th Electronic Components and Technology Conference*, Las Vegas, 2016, pp. 178–187.
16. Laslandes, M., Hugot, E., Ferrari, M., Hourtoule, C., Singer, C., Devilliers, C., Lopez, C., and Chazallet, F., Mirror Actively Deformed and Regulated for Applications in Space: Design and Performance, *Optical Engineering*, 2013, vol. 52, no. 9, pp. 091803-1-12.
17. Gaschet, Ch., Chambion, B., Gétin, S., Moulin, G., Vandeneynde, A., Caplet, S., Henry, D., Hugot, E., Jahn, W., Behaghel, T., Lombardo, S., Roulet, M., Muslimov, E.R., and Ferrari, M., Curved Sensors for Compact High-Resolution Wide Field Designs, *Proc. SPIE*, 2017, vol. 10376, pp. 1037603 1-11.

Annexe 6

Design of optical systems with toroidal curved detectors

Implication :

- *Participation aux réflexions théoriques*
- *Dimensionnement du système complet, définition des limites de courbure*
- *Mise en place du process de courbure non sphérique*
- *Mise en place des premiers prototypes tests des capteurs*
- *Mise en place en parallèle d'un prototype à base de miroirs simples sphériques*
- *Test et validation des caractéristiques optiques du prototype*

* Design de systèmes optiques avec des détecteurs courbes toroïdaux

3092 Vol. 43, No. 13 / 1 July 2018 / Optics Letters Letter

Optics Letters

Design of optical systems with toroidal curved detectors

Eduard Muslimov,[1,2,*] Emmanuel Hugot,[1] Marc Ferrari,[1] Thibault Behaghel,[1] Gerard R. Lemaitre,[1] Melanie Roulet,[1] and Simona Lombardo[1]

[1]Aix Marseille University, CNRS, CNES, LAM, Marseille, France
[2]Kazan National Research Technical University named after A.N. Tupolev–KAI, 10 K. Marx, Kazan 420111, Russia
*Corresponding author: eduard.muslimov@lam.fr

Received 6 April 2018; revised 25 May 2018; accepted 30 May 2018; posted 31 May 2018 (Doc. ID 327818); published 21 June 2018

We consider using toroidal curved detectors to improve the performance of imaging optical systems. We demonstrate that some optical systems have an anamorphic field curvature. We consider an unobscured reimaging three-mirror anastigmat as an example ($f' = 960$ mm, $F/5.3, \omega_x \times \omega_y = 4° \times 4°$). By assuming that the image is focused on a toroidal detector surface and performing reoptimization, it becomes possible to obtain a notable gain in the image quality—up to 40% in terms of the spot root mean square radius. Through analytic computations and finite-element analysis, we demonstrate that this toroidal shape can be obtained by bending of a thinned detector in a relatively simple setup. © 2018 Optical Society of America

OCIS codes: (040.1520) CCD, charge-coupled device; (220.1000) Aberration compensation; (220.1080) Active or adaptive optics; (110.6770) Telescopes.

https://doi.org/10.1364/OL.43.003092

Manufacturing of curved detectors is one of the emerging technologies which will define the performance of next generation optical instruments. Since the topic was introduced for the first time [1,2] and the early practical results with such detectors in imaging systems were shown [3], their advantages have been explored in a number of publications (see, for example, [4,5]). Recent use of curved detectors in large instruments like the Space Surveillance Telescope [6] has demonstrated the impact of these advantages in groundbreaking applications. With a curved detector there is no need to compensate for the Petzval curvature in focal planes. This implies that a certain number of degrees of freedom can be released to correct other aberrations. Thus, a better image quality can be achieved. On the other hand, the optical design can be considerably simplified, with a decrease of the number of surfaces, their shape complexity, and the volume and weight of the system. On top of these advantages, the use of curved focal planes allows gains in the image relative illumination. A number of functional detectors were fabricated with use of different techniques like etching of silicon microsprings [7], bending of a thinned chip with an electromagnetic force [8], mechanical force [9], air pressure [10], or thermal deformation [11]. However, all of these developments considered only generation of a spherically shaped focal plane array. Meanwhile, there are a large number of optical systems for which the actual shape of the image surface is more complex. Moreover, in some cases this shape is anamorphic, that is, it has no rotational symmetry. Recently the authors explored the possibility of using toroidal detectors in a high-performance telescope [12]. This work represents a more systematic study of the topic. The main goal of the present Letter is to demonstrate that by accounting for this anamorphic shape of the image surface, it is possible to achieve a notable gain in terms of the image quality. At the same time we will show that practical implementation of such a detector shape requires only a slight modification of the existing bending technique and does not introduce any significant complexity to the manufacturing process. The Letter is organized as follows: first we briefly describe the design strategy and algorithm, then we present a sample three-mirror anastigmat (TMA) design and show the image quality gain achievable with a toroidal focal plane; the feasibility of this curved detector is demonstrated with finite element analysis, and we end with concluding remarks.

The main idea of this study consists in using a toroidal detector shape to fit an anamorphic image surface. In order to show the potential advantages of this concept and its practical feasibility, we perform the following steps:

1. We consider an optical system containing a deviation from rotational symmetry and calculate the field curvature separately for the X and Y directions.
2. The image surface is turned into a toroid. The values defined at the previous step are assigned to the curvature radii; they are set as variables.
3. The optical system is reoptimized with standard tools. The boundary conditions require maintenance of the main optical parameters and the principle geometry.
4. For the found radii of curvature, the corresponding shape of deformable substrate is computed. The X and Y sections are considered separately.
5. A solid model of the substrate is created and tested with a finite-element analysis (FEA) technique.

0146-9592/18/133092-04 Journal © 2018 Optical Society of America

6. The analysis is repeated for an assembly including the substrate and the detector chip glued on the top. The mechanical load is adjusted iteratively to fit the required sag.

Here we show the proposed design approach on an example of a re-imaging unobscured TMA telescope [13,14]. Such optical schemes provide relatively high image quality for an extended field of view and are widely used for different applications. This particular design is notable for having a real exit pupil, which is often required in infrared systems. Since the design is based on off-axis aspheres, the Petzval curvature should be different along the x and y axes. Thus this case should fit our concept, and below we demonstrate it in detail.

The general view of the telescope optical system is shown in Fig. 1. The demonstrative example under consideration has a focal length of $f' = 960$ mm, an aperture of $F/5.3$, and a rectangular field of view $\omega_x \times \omega_y = 4° \times 4°$.

All the three mirrors are hyperbolic sections with a common axis, and they are used off-axis in both aperture and field angle. The surface of each mirror is described by the conic section equation:

$$z(\rho) = \frac{\frac{1}{R}\rho^2}{1 + \sqrt{1 - (1 + k)\frac{\rho^2}{R^2}}}. \tag{1}$$

In contrast with a spherical surface, the curvature varies with the coordinates, and it depends on the direction. The curvature radii along x and y (i.e., in the tangential and sagittal directions) are

$$R_y(x, y) = \frac{\left[1 + \left(\frac{\partial z}{\partial y}\right)^2\right]^{3/2}}{\frac{\partial^2 z}{\partial y^2}}; \qquad R_x(x, y) = \frac{\left[1 + \left(\frac{\partial z}{\partial x}\right)^2\right]^{3/2}}{\frac{\partial^2 z}{\partial x^2}}. \tag{2}$$

It is then possible to calculate the Petzval curvature radii along x and y separately:

$$R_{fy(x)} = \frac{1}{\sum_{i=1}^{k} \frac{2}{R_{y(x)}}}. \tag{3}$$

By applying Eqs. (2) and (3) to the current design, we obtain for the focal surface radii $R_{fy} = -1699.7$ mm; $R_{fx} = -1134.4$ mm. Then we reoptimize the entire design with the standard tools implemented in the Zemax software, varying the radii, conic constants, and distances, but keeping the focal length and the principal geometry to avoid obscuration. After the optimization we obtain $R_{fy} = -1808.2$ mm; $R_{fx} = -1188.9$ mm. The mirrors' surfaces remain standard second order aspheres, though their exact shape slightly changes: the root mean square (RMS) deviations from the best fit spheres in the initial design are 53.9, 25.6, and 60.9 μm for the primary, secondary, and tertiary, respectively, while in the reoptimized design they are 47.8, 22.1, and 60.9 μm, respectively. Further, we demonstrate the image quality achieved in this design.

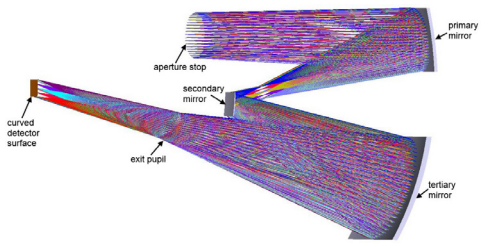


Fig. 1. Optical scheme of a reimaging unobscured TMA telescope ($f' = 960$ mm, $F/5.3$, $4° \times 4°$). The same principal geometry is used in the initial design with a flat detector and in the reoptimized design with a toroidal detector.

To asses the image quality, we consider the map of spot RMS radii depending on the field (see Fig. 2) and the encircled energy plot (see Fig. 3).

In order to demonstrate the gain obtained by use of the toroidal detector, we consider the difference between the spot radii maps for the initial design with a flat detector and the new one (Fig. 4). The advantage of the toroid-based design is substantial.

We assume that the curved detector is manufactured by warping a back-thinned detector chip attached to a deformable substrate [15]. In this particular case, we consider a variable thickness distribution (VTD) plate deformed by a uniform pressure and reaction at the edge [16,17]. This case leads to a cycloid-type VTD, which remains relatively simple when extending it to the case of toroidal shape. There are other options,

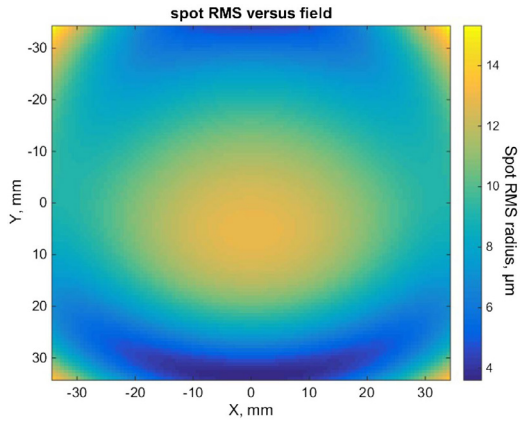


Fig. 2. Field map of the telescope: spot RMS radius versus linear coordinates on the detector surface. The maximum value is 15.3 μm, and the mean is 8.9 μm.

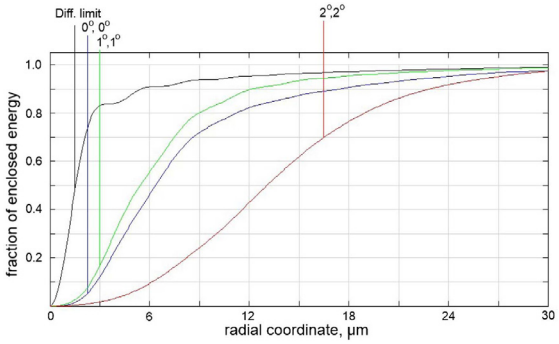


Fig. 3. Energy concentration plot for the telescope with toroidal detector at three control field points. All the values approach the diffraction limit at 30 μm (the reference wavelength is 550 nm).

3094 Vol. 43, No. 13 / 1 July 2018 / Optics Letters Letter

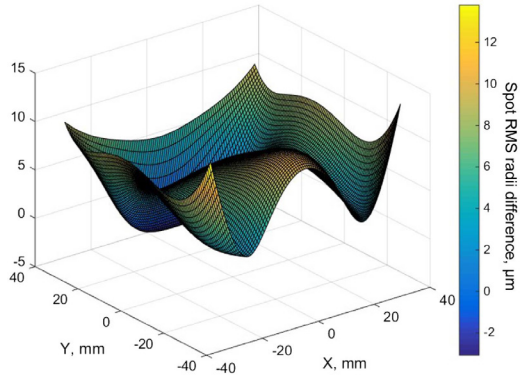


Fig. 4. Difference of the spot RMS radii between the telescope designs with flat and toroidal detectors. Similarly, the map is given in the linear coordinates on the detector surface. The maximum value is 13.8 μm, the mean is 5.4 μm.

such as deformation by a center force and an edge reaction, or center force combined to a uniform load. Using a constant thickness plate controlled by a number of individual actuators is also possible. However, this option is out of preference due to the complexity of the actuator calibration and possible generation of high-order deformations [18].

For the chosen geometry type, we can use the following equation to define the VTD plate profile:

$$t(r) = -\left[3(1-\nu)\frac{qR_f}{Ea}\left(1-\frac{r^2}{a^2}\right)\right]^{1/3} a. \quad (4)$$

Here ν is the plate material Poisson ratio, E is the Young's modulus, q is the uniform load value, and a is the plate semi-diameter. Equation (4) is applied separately for the x and y directions. Besides, the condition should be matched to keep the same center thickness:

$$a_x = \sqrt{\frac{R_{fy}}{R_{fx}}}a_y. \quad (5)$$

Assuming that the substrate is made out of an aluminum alloy (see the mechanical properties, for example, in [19]) and that the uniform load is 10^5 Pa, we obtain the profiles shown in Fig. 5.

To finalize the elasticity design we built a solid 3D model of the bending mechanism, where the deformable substrate is connected to a bulky ring by a thin collar. The anamorphic substrate is obtained by combination of the two analytical profiles with an elliptical generating curve. More details about the

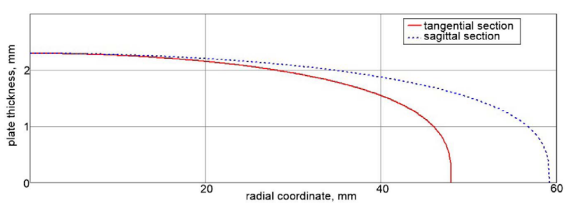


Fig. 5. Theoretical thickness distribution for the deformable plate in the tangential and sagittal sections. Further, they are used to construct the variable thickness distribution plate as the generating curves.

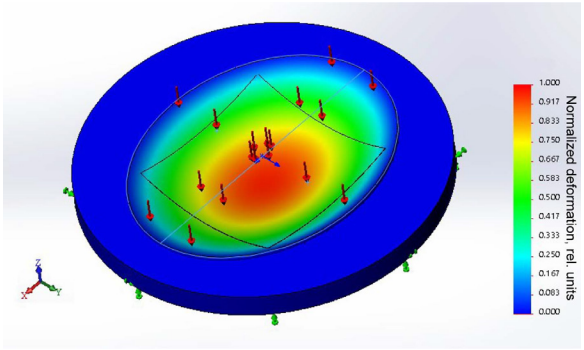


Fig. 6. Results of the FEA. The color map represents normalized deformation of the plate, the green arrows indicate fixed geometry, and the red ones are for the bending load.

approach to design an analogous bending mechanism can be found in [20]. We must note that this shape can be manufactured by computer numerical control milling or by 3D printing [21]. The silicon chip is thinned down to 100 μm and attached on top of the substrate with a silicone glue.

The detector bending was modelled with FEA software. In order to account for the additional layers' influence and minor changes in the plate geometry, the pressure was changed. The final adjusted value is $1.12 \cdot 10^5$ Pa. The results of the FEA simulation are shown in Fig. 6.

When comparing the obtained shape with the required toroid, we find that the residual discrepancy is quite small, with an RMS value lower than 2.0 μm and the peak-to-valley (PTV) of 7.4 μm (see the deviation plot in Fig. 7). This difference cannot affect the image quality.

We proposed an approach to design optical systems with toroidal detectors. It was successfully shown on the example of an off-axis TMA telescope that reoptimization with a toroidal detector makes it possible to achieve a notable gain in the image quality (up to 40% in terms of the spot RMS radius). The optical scheme has the same principal geometry and uses similar aspherical mirrors as the initial one. At the same time, the toroidal detector can be manufactured with use of a bending mechanism designed on the basis of analytical computations. In conclusion, we would like to mention a few of the key potential applications of this design approach. It can be applied for existing off-axial optical designs like the one presented here. It can also be extremely useful when creating

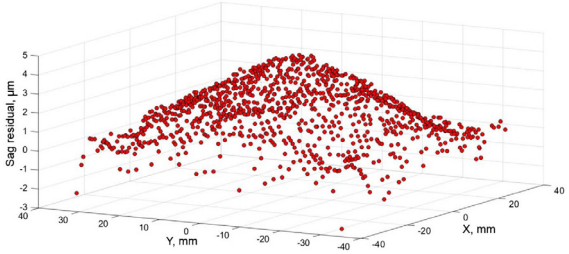


Fig. 7. Residual sag error of the curved toroidal detector shape: difference between target toroidal shape and the FEA results (PTV = 7.4 μm, RMS = 1.9 μm). This deviation cannot affect the image quality.

new, unobscured, decentered imaging systems. Other classes of optical schemes without rotational symmetry such as spectrographs and systems with image slicers [22] can benefit from using toroidal detectors. However, one should perform a thorough aberration analysis before performing the reoptimization. If the image quality is dominated by other aberrations (especially coma-type aberration), the advantage of use of the toroidal detector can be negligible.

Funding. H2020 European Research Council (ERC) (H2020-ERC-STG-2015–678777); Agence Nationale de la Recherche (ANR) (LabEx FOCUS ANR-11-LABX-0013).

Acknowledgment. The authors thank Bertrand Chambion, David Henry, and Christophe Gaschet from CEA-LETI (Grenoble) for their crucial contribution to the curved detectors development.

REFERENCES

1. S. Nikzad, A. Jewell, T. Jones, D. L. Broen, and T. J. Cunningham, in *IEEE Workshop on Advanced Image Sensors* (2003).
2. S. Nikzad, M. Hoenk, and T. Jones, "Solid-state curved focal plane arrays," U.S.patent 7,786,421 (August 31, 2010).
3. H. C. Ko, M. P. Stoykovich, J. Song, V. Malyarchuk, W. M. Choi, C.-J. Yu, J. B. Geddes III, J. Xiao, S. Wang, Y. Huang, and J. A. Rogers, Nature **454**, 748 (2008).
4. S.-B. Rim, P. B. Catrysse, R. Dinyari, K. Huang, and P. Peumans, Opt. Express **16**, 4965 (2008).
5. D. Dumas, M. Fendler, N. Baier, J. Primot, and E. le Coarer, Appl. Opt. **51**, 5419 (2012).
6. J. A. Gregory, A. M. Smith, E. C. Pearce, R. L. Lambour, R. Y. Shah, H. R. Clark, K. Warner, R. M. Osgood, D. F. Woods, A. E. DeCew, S. E. Forman, L. Mendenhall, C. M. DeFranzo, V. S. Dolat, and A. H. Loomis, Appl. Opt. **54**, 3072 (2015).
7. R. Dinyari, S.-B. Rim, K. Huang, P. B. Catrysse, and P. Peumans, Appl. Phys. Lett. **92**, 091114 (2008).
8. K. Hatakeyama, "Image capturing apparatus and control method for the same," U.S. patent 15/070, 933 (2016).
9. K. Tekaya, M. Fendler, D. Dumas, K. Inal, E. Massoni, Y. Gaeremynck, G. Druart, and D. Henry, Proc. SPIE **9070**, 90702T (2014).
10. 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, Opt. Express **25**, 13010 (2017).
11. S. Itonaga, "Solid-state imaging device and electronic equipment," Japan Patent JP2012182194A (September 20, 2012).
12. E. Muslimov, E. Hugot, W. Jahn, S. Vives, M. Ferrari, B. Chambion, D. Henry, and C. Gaschet, Opt. Express **25**, 14598 (2017).
13. L. G. Cook, "Three-mirror anastigmatic optical system," U.S. patent US4265510A (May 05, 1981).
14. H. Gross, *Handbook of Optical Systems* (Wiley-VCH, 2005).
15. W. Jahn, M. Ferrari, and E. Hugot, Proc. SPIE **9904**, 99041D (2016).
16. G. R. Lematre, C. R. Acad. Sci. Paris **282 B**, 87 (1976).
17. G. R. Lematre, *Astronomical Optics and Elasticity Theory–Active Optics Methods* (Springer-Verlag, 2009).
18. M. Laslandes, E. Hugot, and M. Ferrari, J. Eur. Opt. Soc. **7**, 12036 (2012).
19. K. Lingaiah, *Machine Design Databook* (McGraw-Hill, 2003).
20. M. Ferrari and F. Derie, Proc. SPIE **3350**, 830 (1998).
21. E. Hugot, W. Jahn, B. Chambion, L. Nikitushkina, C. Gaschet, D. Henry, S. Getin, G. Moulin, M. Ferrari, and Y. Gaeremynck, Proc. SPIE **9915**, 99151H (2016).
22. F. Henault, R. Bacon, C. Bonneville, D. Boudon, R. L. Davies, P. Ferruit, G. F. Gilmore, O. LeFevre, J.-P. Lemonnier, S. Lilly, S. L. Morris, E. Prieto, M. Steinmetz, and P. T. de Zeeuw, Proc. SPIE **4841**, 1096 (2003).

124.131.232.27 (ts 2018-08-03 15:10:54)

Annexe 7

Monocentric Cameras design for 3D scenes capturing and projection

Implication :

- *Idée originale*
- *Participation aux réflexions théoriques*
- *Ecriture et création des graphiques*

* Design de cameras à objectifs monocentriques pour la captation et la projection de scènes en 3 dimensions

Monocentric cameras design for 3D scenes capturing and projection

Thibault Behaghel[a] and Eduard Muslimov[a,b,c]

[a]Aix Marseille Univ, CNRS, CNES, LAM, Marseille, France
[b]Kazan National Research Technical University named after A.N. Tupolev KAI, 10 K. Marx, Kazan, Russia, 420111
[c]NOVA Optical IR Instrumentation Group at ASTRON Oude Hoogeveensedijk 4, 7991 PD Dwingeloo, The Netherlands

ABSTRACT

Due to the historical reasons all the image capturing and projection systems work with a "flat-to-flat" configuration: the image is detected in a camera focal plane and then projected to a flat display or a flat screen. Recently, we entered a new era with two major technical levers – curved sensors and 3D/immersive imaging. This new combination allows us, on the one hand, to easily capture spherical images and, on another hand, to view spherical images without any intermediate plane picture. Indeed, the image used in an immersive projection system can be assimilated to a sphere where the user can move his head in different directions. Meanwhile, a camera based on curved sensor would be able to capture almost a perfect spherical scene. All the basic processes for editing and post-production can thus be done on a spherical data basis. In this work we consider design of lenses for capturing and projecting images on spherical surfaces. Due to the spherical symmetry reasons it is just natural to use monocentric lenses for these purposes. Such a design evolves from a simple ball lens, where the pupil center coincides with the center of symmetry, to a more realistic design with 4 components in 2 groups. We consider a lens with 12 mm focal length and F/1.77 aperture, covering the field of view up to 90 degrees. It works with an object located 3 m away from the camera and the spatial resolution reaches 57 lines/mm. The same design can be re-scaled and modified to serve as a projection system working with a curved screen. We consider a spherical screen with 12 m radius, which can be related to a planetarium cupola. We analyze image quality of such a system and show that the image distortion should be re-defined and the corrected value is lower than a conventional one by factor of 1.4. Also, we perform an end-to-end image simulation to demonstrate that the projected wide-angle scene is close enough to a one observed directly by a human eye.

Keywords: Curved detectors, Lens Design, Distortion, Image simulation, Monocentric lens

1. INTRODUCTION

Historically, the first images were captured onto flat substrates such as tin plate, silver films and were meant to be shown on a flat surface (wall, screens). The late optics history is still working with this flat-to-flat configuration: we are talking about focus "plan" and in order to optimize our lenses or any optical system, we are talking about "field flattener" because most of our sensors are still flat due to historical and industrial technical reasons and most of the screens are still flat yet.

In the past decade the technology of silicon dyes curving has been elaborated from a level of concepts[1] to fully functional prototypes,[2] ready for use in scientific and commercial instruments. Nowadays, both sensors[3,4] and displays[5] can be curved to a relatively steep shape, spherical or aspherical.[6] It allows to exclude the field curvature compensation from the optical design, decrease the distortion and moderate the image illumination non-uniformity. Also, it becomes possible to decrease the number of optical components and/or improve the

Further author information: (Send correspondence to T.Behaghel)
T.Behaghel.: E-mail: tbehaghel@gmail.com
E. Muslimov.: E-mail: eduard.mulimov@lam.fr

image quality due to the additional degrees of freedom in the design. These advantages play a key role in wide-field panoramic optical systems. Also it is just natural to consider curved focal surfaces in such systems, since the human eye's field of view is spherical.

This last consideration leads us to the second driver of this study. The technologies of immersive imaging have experienced an extensive growth and continue their development. By this general term we mean the 3D projection, augmented reality (AR) and virtual reality (VR) technologies. For this cases it's necessary to match the natural human vision properties as close as possible in terms of the field of view, depth of focus, distortion and resolution. If we take into account the retina shape and the accommodation ability of an eye, the objects observed in-focus are placed on a few spheres. Usually one considers far, mid and near object distances and they can't be accommodated simultaneously.[7]

In the current paper we consider a pair of capturing camera and projection system, which use curved focal units to imitate the natural panoramic view as close as possible. Although, VR applications seem to be the most attractive option for our concept, designing a wearable miniaturized optical system is too challenging. For this reason we consider a simpler case of projection to a curved screen. Thus in our system spherical surrounding scenes are projected onto a curved sensor. Then the captured image is projected to a curved screen. And finally, this image is observed by a human eye. So, the image is transferred through 3 optical systems, but it it never focused on a flat surface. Therefore we refer to this concept as "curved-to-curved".

The paper is organized as follows: Section 2 presents the optical design, including the the image quality estimation; in Section 3 we show the end-to-end simulation and its' results; Section 4 contains conclusions and our vision of the further developments of this concept.

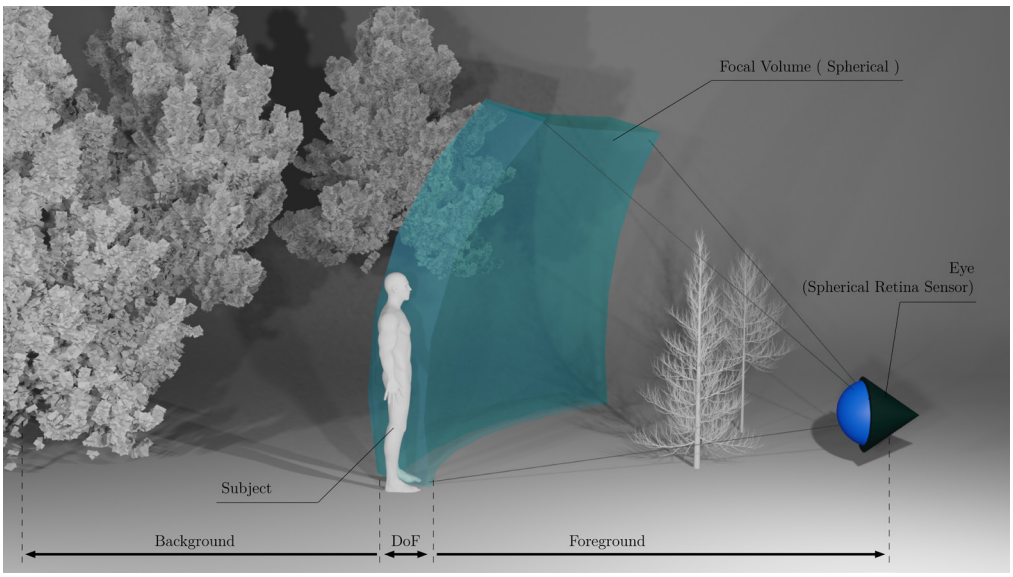


Figure 1. Optical description of an natural spherical scene observed by an human eye.

2. OPTICAL DESIGN

2.1 Needs and prospects

Our basic setting will be a spherical scene-object (Fig. 1) to be shown onto a spherical screen, assuming that we can properly curve a large screen. This will be technically feasible in a reasonable amount of time. Let's define

our basic needs: share a curved view of your environment with good quality at a fixed focal length value.

We can compare this situation to a wide-field camera ("GoPro") situation : a single focal length to picture a unique field of view, typically a landscape or a action in a large field of view (action around 3-10m from the camera) to be shown on a classical flat screen (computer screen or TV screen 1-5m from the observer). This configuration transposed to our specific spherical needs would lead to:

- grab a typical curved scene (action on a sphere with 3-10m distance from the camera)
- show the result picture on a spherical screen (cupola, 12m around the observer)

Typically,[8] in a classical scene for a human being, objects are placed in an environment with a average distance around 3-10 meters. In our case, we will settle 3 different distances : the main object/subject sphere (3 m), one for the background (25m) and one for the foreground (0.5 m)

2.2 Definition of the main geometric parameters

For the described application we consider monocentric lens designs. By definition such a design is constrained to have only spherical surfaces centered on a single point of symmetry. Monocentric lenses can produce a high-resolution image on a spherical image surface, while the object surface is spherical as well due to the symmetry. Both the image-capturing and projection lenses in our study are based on the design described in.[9] Taking into account the above-listed considerations, we use the following design specifications: focal lengths – $12mm$ for capturing and $36mm$ for projection; field of view $\pm 45°$; $F/\# = 1.77$; wavelengths – $0.4 - 1\mu m$ for capturing and $0.486 - 0.656\mu m$ for the projection. In turn, for the image-capturing setup we consider the near distances of $0.5m$, the middle distance of $3m$ and the far one of $25m$ and use the corresponding concentric spheres. For the projection and observing setup we assume that the screen has radius of 12 m and is also concentric with respect to the projecting device. One can imagine a planetarium cupola[10] as an example of such a screen.

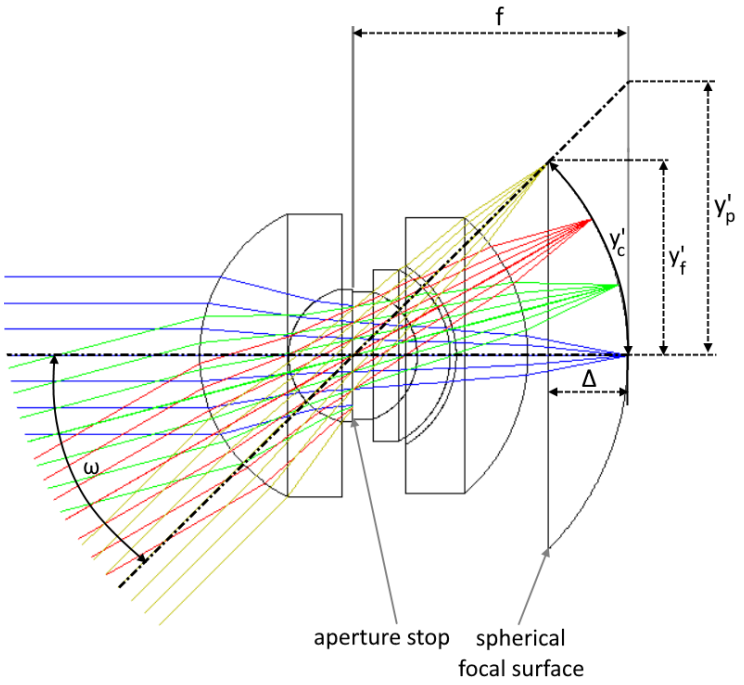


Figure 2. Monocentric camera lens design and definition of the distortion.

A general view of the image-capturing lens design is shown in Fig. 2.

The corresponding design parameters are presented in Table 1 . It is based on the *"A3"* design from[9] and the projecting camera represents just its' scaled copy.

Table 1. Optical design parameters

Surf.#	R, mm	d, mm	Glass	Diam.,mm
1	6.925	3.91	LASFN15	12.4
2	2.988	2.83	N-PSK57	5.84
3	-	2.83	N-PSK57	4.4
4	-2.988	1.45	N-LAK14	5.58
5	-4.274	0.27	AIR	7.55
6	-4.584	3.14	N-KZFS11	7.87
7	-8.037	4.44	AIR	12.18

2.3 Image quality analysis

To assess the spatial resolution achievable with the lens we compute its module transfer function (MTF). The MTF plot is shown in Fig. 3 and it indicates that the image quality is quite high and stable across the entire field of view. The image quality is mainly limited by the astigmatism. If we assume the contrast threshold of 0.5, the resolution limit is 57 lines/mm on the focal surface.

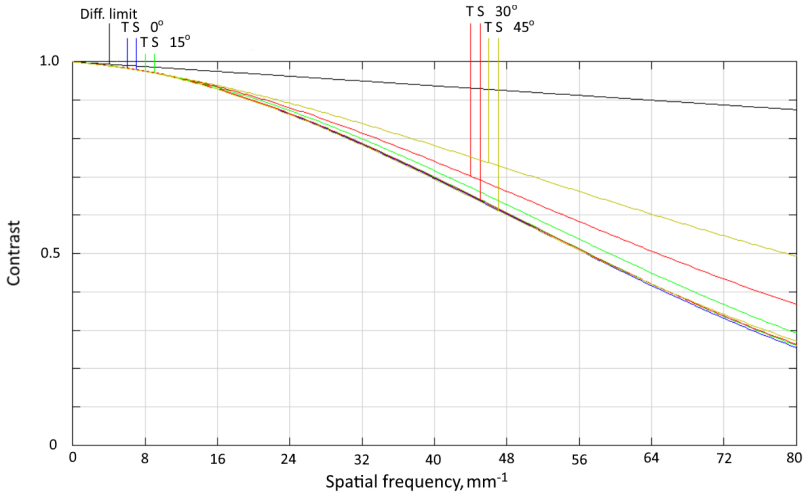


Figure 3. Module transfer function of the monocentric camera lens.

We would like to pay more attention on the distortion computation for such cameras.[4] Usually it is defined as the chief ray coordinate deviation with respect to the perfect optical system case, where he paraxial approximation is valid (see also the notation in Fig. 2):

$$y'_p = f \cdot tan\omega, \tag{1}$$

If we use directly the distortion definition for a flat focal surface, we should use the following equation:

$$\eta_f = \frac{y'_f - y'_p}{y'_p} \cdot 100\% = \frac{(f-\delta)tan\omega - y'_p}{y'_p} \cdot 100\%, \tag{2}$$

But in a case of curved focal surface this means that we replace the actual point by its' projection onto the tangent plane. In practice the pixels of detector keep the same shape, but they are arranged along the spherical surface. So, to define the chief ray coordinates adequately in our case, we should consider "unwrapping" of the image and use an arc length instead of projection. So the distortion formula takes the following form.

$$\eta_c = \frac{y'_c - y'_p}{y'_p} \cdot 100\% = \frac{ftan\omega - y'_p}{y'_p} \cdot 100\%, \tag{3}$$

If we apply the eq.(1-3) to the image capturing lens with ±45° diagonal field of view, we obtain the pattern shown in Fig. 4.

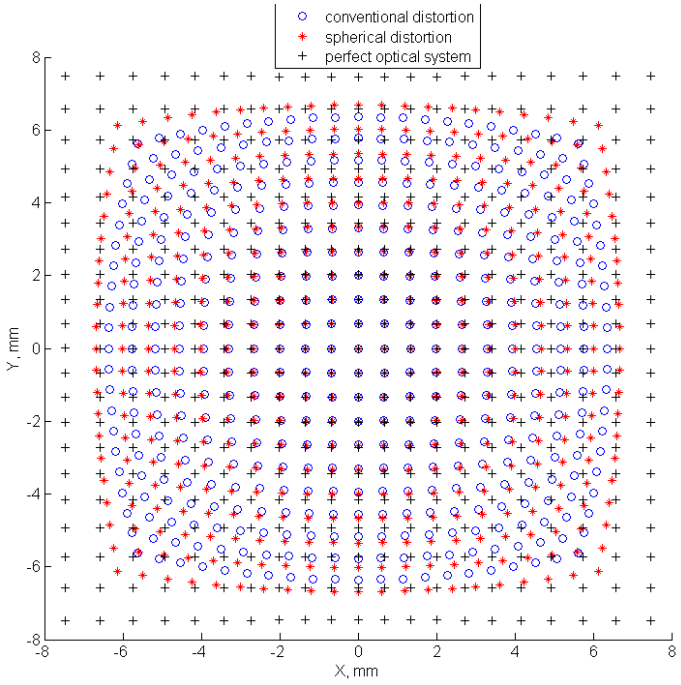


Figure 4. Distortion grid for a plane-based and sphere-based definition in comparison.

The plot shows that conventional plane-based distortion for the 90°-diagonal field of view is $\eta_f = 14.95\%$, while the corrected value for the spherical focal surface is $\eta_c = 10.58\%$. So the distortion may be overestimated by a factor of 1.4 when using the conventional definition. This point should be taken into account in design and simulations.

3. IMAGE SIMULATION

3.1 Simulation algorithm

In order to estimate and visualize the image quality achieved with the curved-to-curved concept we perform an image simulations in the following mode. First, we split the virtual scene into three layers, representing concentric spheres at $0.5m$ (near), $3m$ (middle) and $25m$ (far). We place sample objects with some testing charts at each sphere. Then, we use the existing image simulation tool of $OpticsStudio^{TM}$ to form an image on the capturing camera focal surface. This tool applies the computed transverse aberrations $\delta\rho'$, distortion η and relative illumination E_{rel}. The image is simulated separately for the three distances and then overlapped digitally at the focal surface. The camera is always focused at the middle distance. This simulation stage is shown in Fig. 5, *A*. On the next stage we use a scaled-up projection lens focused onto a spherical screen located $12m$ away with the simulated image from stage *A* as the input. Then we again preform the image simulation accounting for the aberrational blurring, distortion and illumination change. The stage of projection on the screen is shown in Fig. 5, *B*.

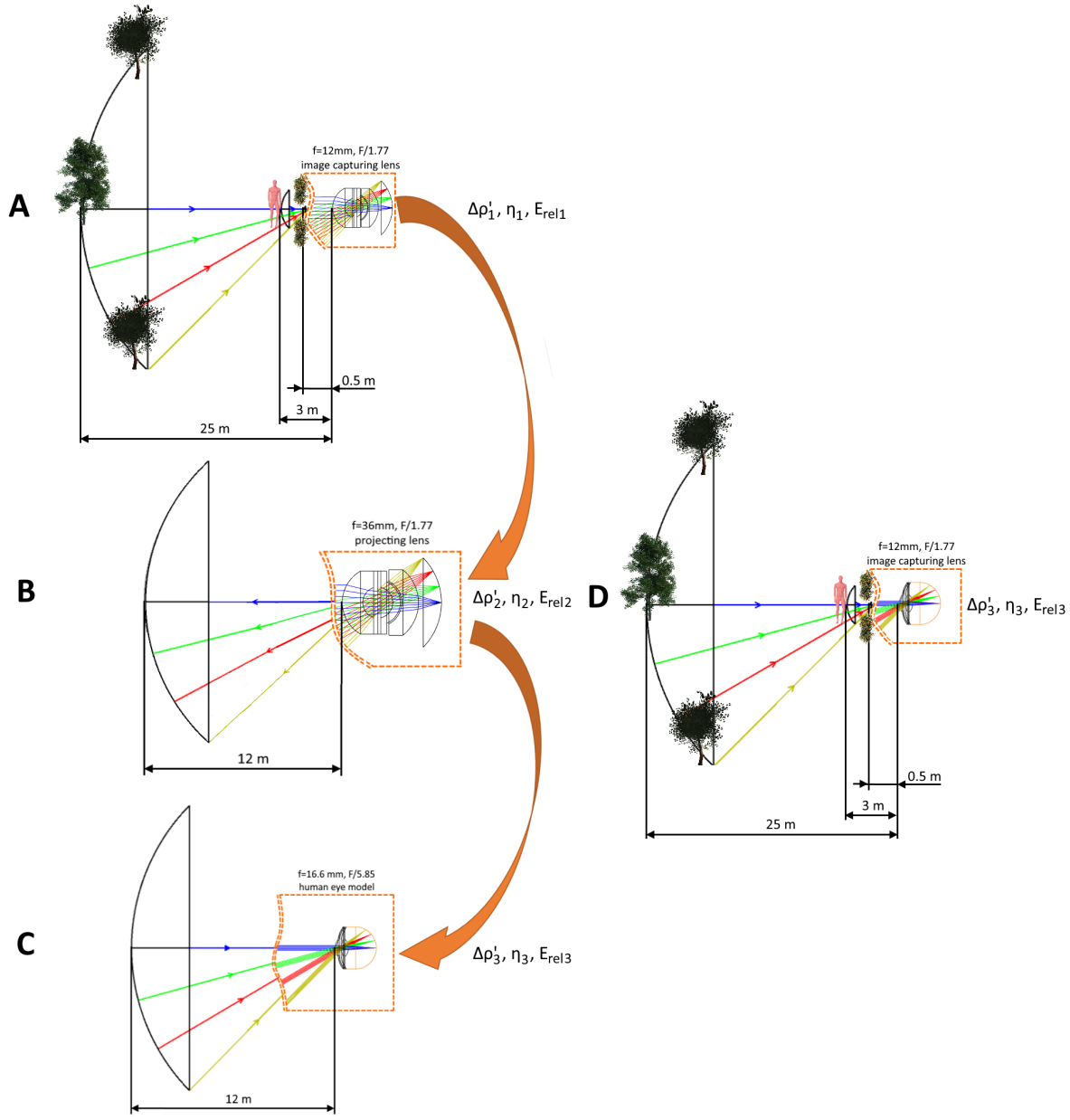


Figure 5. Image simulation steps: A – capturing of a 3D scene with a monocentric lens and curved detector; B – projecting the image on a curved screen with a curved display and monocentric lens; C – observation of the curved screen with a human eye; D – direct observation of the 3D scene with a human eye.

At the last stage we use the existing human eye model[11] to simulate the observed image. The eye model has a fixed pupil diameter of $2.5mm$ and it is accommodated exactly on $12m$. This last stage is shown in Fig. 5, *C*.

For comparison we model a direct observation of the same 3D scene by a human eye. In this case we again split the scene between the 3 sphere as in Fig. 5, *A* and use the eye model from case *C* accommodated at the middle distance. An important difference consists of introduction of a tilt angle. the chief ray entering the eye is tilted by 10° for the middle distance and 30° for the near distance to account for the effects of binocular vision.

This reference case is presented in Fig. 5, *D*.

3.2 Simulation results



Figure 6. Simulated images: A – camera lens; B – projecting lens; C – screen observed by a human eye; D – 3D scene observed by a human eye.

The results of simulations are shown in Fig. 6. The notation of stages/modes is identical to that in Fig. 5. There are a few qualitative and quantitative conclusions, which we can make by comparing the simulated images:

- Comparing the stages *A* and *B* we can note that the distortion of captured image is partially compensated in projection due to the symmetry. However, the scales do not match and it is not exactly inverse case of the image-capturing setup, so the compensation is not perfect.

- The image quality in the center at middle distance is quite high in all the cases and almost identical in the projected (C) and directly observed images (D).
- The aberrational blurring for the field edge is compatible between the C and images D cases. However, the horizontal distortion is different. A possible explanation for it is an impact of the eye parallax, accounted by the tilt angle.
- The blurring at near distance is similar for the projected image and the one observed directly.
- The chromatic aberrations are negligible and appear in the 2 simulations only because of the eye model chromatism (see B and C).
- The main and most obvious drawback of the projection system is a notable illumination decrease in the image corners. This effect is intrinsic to the design, since at large field angles we have to account for the pupil tilt (see Fig. 2). To some extent this loss of illumination can be compensated by an according adjustment of the image intensity - once the image is recorded by the first camera, we can apply an "intensity mask" on this digital image. Other solutions imply some compromises with the camera lens focal length and $F/\#$.
- The maximum distortion in the projected image C is 12.88%. The corresponding value for the directly observed image D is 7.65%. This represents a relatively close match.

4. CONCLUSIONS AND FUTURE WORK

In the present paper we have proposed a new concept of capturing and projecting images. This curve-to-curve concept implies that the image is recorded on a curved sensor and then projected with a curved display. This approach will allow to create large-field panoramic images closely following the natural view thanks to the high resolution and moderated distortion. In particular, it was demonstrated that for a wide-field spherical field the distortion should be re-defined and this new definition allows to decrease the value by a factor of 1.4 for a 90° field. We considered an example, where a couple of monocentric lenses, which operate with spherical object and image surfaces by default, are used to capture and project. A 3-stages image simulation was performed, where the image is transferred from a spherical object surface to a spherical sensor, then to a spherical display and a spherial screen and, finally, to a spherical retina, thus passing five consecutive surfaces, neither of which is planar. A comparative study shows that the obtained image is close to the one directly observed by eye, though it has a notable decrease of the image illumination towards its' corners.

The next steps of the study may include:

- Considering the trade-offs for the focal length and $F/\#$;
- Comparing the curve-to-curve setup with some known conventional examples;
- Making the monocentric design more realistic with the technologically feasible radii and thicknesses;
- Replacing the screen projection by a VR system.

5. ACKNOWLEDGEMENTS

The authors would like to thank their colleagues from Laboratoire d'Astrophysique de Marseille - Emmanuel Hugot, Wilfried Jahn, Lombardo Simona, Kelly Joaquina, who worked on the ICARUS project in the past, for inspiring this research.

REFERENCES

[1] Dinyari, R., Rim, S.-B., Huang, K., Catrysse, P. B., and Peumans, P., "Curving monolithic silicon for nonplanar focal plane array applications," *Applied Physics Letters* **92**, 091114 (Mar. 2008).

[2] Hugot, E., Jahn, W., Chambion, B., Nikitushkina, L., Gaschet, C., Henry, D., Getin, S., Moulin, G., Ferrari, M., and Gaeremynck, Y., "Flexible focal plane arrays for UVOIR wide field instrumentation," in [*High Energy, Optical, and Infrared Detectors for Astronomy VII*], Holland, A. D. and Beletic, J., eds., **9915**, 514 – 522, International Society for Optics and Photonics, SPIE (2016).

[3] Chambion, B., Gaschet, C., Behaghel, T., Vandeneynde, A., Caplet, S., Gétin, S., Henry, D., Hugot, E., Jahn, W., Lombardo, S., and Ferrari, M., "Curved sensors for compact high-resolution wide-field designs: prototype demonstration and optical characterization," in [*Photonic Instrumentation Engineering V*], Soskind, Y. G., ed., **10539**, 240 – 249, International Society for Optics and Photonics, SPIE (2018).

[4] Gaschet, C., Jahn, W., Chambion, B., Hugot, E., Behaghel, T., Lombardo, S., Lemared, S., Ferrari, M., Caplet, S., Gétin, S., Vandeneynde, A., and Henry, D., "Methodology to design optical systems with curved sensors," *Appl. Opt.* **58**, 973–978 (Feb 2019).

[5] T. Maindron, B. Chambion, M. P. e. a., "Curved oled microdisplays," *J. Soc. Inf. Display* **27**, 1–11 (2019).

[6] Muslimov, E., Hugot, E., Ferrari, M., Behaghel, T., Lemaitre, G. R., Roulet, M., and Lombardo, S., "Design of optical systems with toroidal curved detectors," *Opt. Lett.* **43**, 3092–3095 (Jul 2018).

[7] Atchison, D. A. and Smith, G. G., [*Optics of the human eye*], Butterworth-Heinemann, Oxford (2006).

[8] Yssaad, R., [*Psychophysical analysis of the visual field : Detection, identification, crowding and perceptual learning, Doctoral thesis*], Université Lumière Lyon 2, Lyon (2001).

[9] Stamenov, I., Agurok, I., and Ford, J. E., "Optimization of high-performance monocentric lenses," *Appl. Opt.* **52**, 8287–8304 (Dec 2013).

[10] "Zeiss-Planetarium Jena." https://www.planetarium-jena.de/. (Accessed: March 07, 2022).

[11] Tocci, M., "How to model the human eye in OpticStudio." https://support.zemax.com/. (Published: March 31, 2021).

Annexe 8

Communiqué de presse CNRS:

Premier Capteur courbe industriel pour le projet MESO-CORTEX Institut de Neurosciences de la Timone (INT)

CURVE
CURVED SENSORS FOR IMAGING SYSTEMS

cnrs

Aix*Marseille université
Initiative d'excellence

vendredi 11 décembre 2020

COMMUNIQUÉ DE PRESSE

Premier capteur courbe commercial à application scientifique : une révolution dans le domaine de l'imagerie issue de la recherche en astronomie

Décembre 2020

Le premier capteur courbe commercial à application scientifique a été livré par la jeune start-up CURVE

Deux ans après sa création, la société CURVE vient de livrer ses premiers capteurs courbes à deux laboratoires scientifiques croisant leur savoir-faire – l'optique astronomique pour l'un, les neurosciences pour l'autre – pour développer de nouveaux outils d'études du fonctionnement de la vision. Avec la fourniture de ces capteurs, la société CURVE signe l'avènement d'une nouvelle ère pour les caméras compactes à grand champ de vue et contribue à la réalisation du projet tout autant avant-gardiste que ces deux laboratoires développent dans le cadre de programmes de la commission européenne.

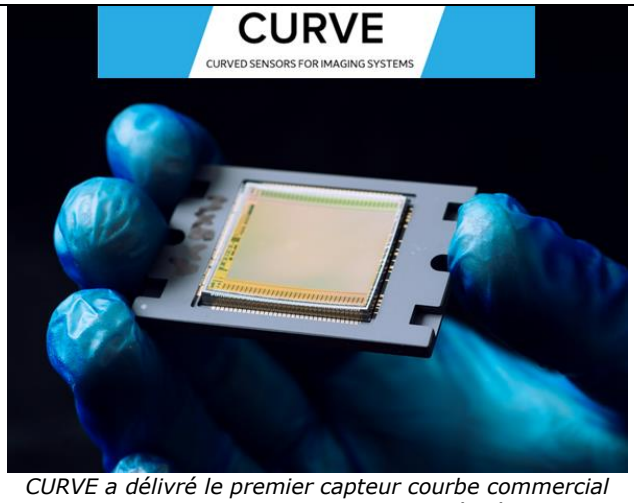
C'est une petite révolution qui s'opère dans le domaine de l'optique et des caméras. Attendus de longue date, jamais la technologie des capteurs courbes n'a atteint le stade de produit commercial. Il a fallu la volonté des chercheurs du CNRS et d'Aix-Marseille Université (AMU) pour faire émerger une spin-off, CURVE dont l'activité est dédiée à la commercialisation de ces composants d'un nouveau genre. Fruit des activités de R&D en astrophysique menées à Marseille depuis 2012, la commercialisation des capteurs courbes et freeform s'impose désormais dans le paysage de l'industrie optique

Fondée en 2017, il a à peine fallu deux ans à CURVE pour développer un procédé de fabrication propriétaire, et ainsi pouvoir participer au projet MESO-CORTEX porté par l'Institut de Neurosciences de la Timone et par le Laboratoire d'Astrophysique de Marseille. Ce projet vise à étudier le fonctionnement du système visuel à partir de l'imagerie de la surface du cortex à l'échelle mésoscopique. Ces recherches sont fondamentales pour comprendre le fonctionnement du cerveau à des échelles très peu étudiées.

La réussite de ce projet ouvre la voie à de nombreuses applications. En effet, la technologie de capteurs courbes touche à l'ensemble des systèmes d'imagerie et apporte simultanément une baisse du nombre d'optiques et de la complexité des systèmes, tout en augmentant la qualité d'image.

Avec le capteur CURVE-One, la société CURVE vient de réaliser une prouesse technologique donnant naissance à un nouveau concept optique qu'elle espère valoriser à travers des programmes spatiaux de l'Agence Spatiale Européenne (ESA) et le futur programme de l'European Innovation Council (EIC) dans le cadre d'Horizon Europe.

COMMUNIQUÉ DE PRESSE



CURVE a délivré le premier capteur courbe commercial pour une application scientifique. Ce modèle à 12MPixels et un rayon de courbure de 150mm, présente une régularité de surface de 5 microns.
Picture credit: © Cyril Frésillon / Curve One / CNRS Photothèque

CURVE s.a.s. est une spin-off du CNRS, dont l'activité se base sur les résultats originaux des travaux de recherche menés dans le cadre du programme ERC-ICARUS et ERC-CURVE-X de la commission européenne, ainsi que dans le cadre du LabEx FOCUS financé par l'ANR. CURVE a bénéficié de l'accompagnement du programme RISE de CNRS-Innovation lors de ses premiers 18 mois d'existence.

Le projet MESO-CORTEX est quant à lui soutenu par le programme H2020-ATTRACT et le programme INOPTIC-80 prime du CNRS. Il est porté par l'Institut de Neurosciences de la Timone (AMU/CNRS), le Laboratoire d'Astrophysique de Marseille (AMU/CNRS) et la société CURVE.

First commercial curved and freeform sensor delivered to neuroscience: a revolution for imagery, fruit of research in astronomical instrumentation

The first commercial curved CMOS sensor delivered by the start-up CURVE

With the delivery of the first commercial curved sensors for Neurosciences optical instrumentation, the young start-up CURVE becomes a major stakeholder in the field of curved CMOS sensors. This is the advent of a new era in optical machine vision, which became true with the support of the European commission and the French center for scientific research.

The first public studies in the field of curved sensors are back in the 2000's. If most of the largest world class sensors companies developed their home-made process, none of them made it a commercial product. The go-to-market strategy applied by the start-up CURVE, supported by the European Commission through the European Research Council programs, made it become an available product. Fruit of years of research and development for astrophysical instrumentation, the commercialisation of curved and freeform sensors is now a reality.

The imaging of extended scenes (wide field), has always been a challenge as optical systems naturally curve the focal surface. The bending of photographic plates has been used routinely in many fields, even astronomy with the use of Schmidt telescopes which naturally have a convex focal surface.

COMMUNIQUÉ DE PRESSE

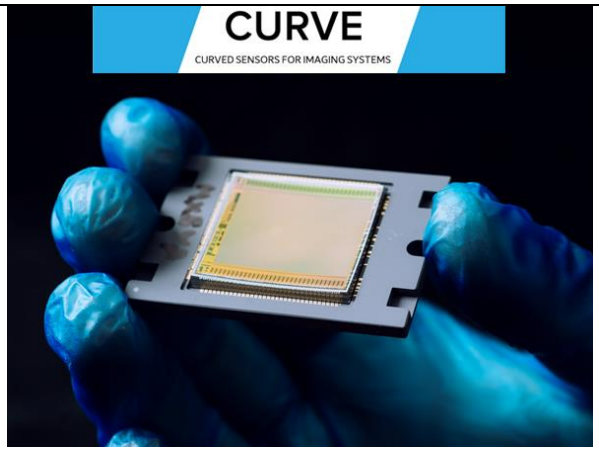
The advent of flat electronic sensors has been a revolution, forcing optical designers to introduce additional optics to fit the flatness of these sensors surface. The classical problem of the planisphere appeared then: a huge distortion is created by the imaging system on the edge of the field. Additional complexity came along with the distortion: field flatteners increase the volume and mass of systems, and chromatic aberrations appear. Also, the imaging response is not uniform across the field.

The development of curved sensors is a bio-inspired approach. Mimicking the eye retina, this new technology impacts every future imaging system. By directly correcting the field curvature in the focal plane of imagers, the use of curved sensors suppresses the field flatteners. Less optics means less misalignments and instrumental errors, increases the stability and image homogeneity, and reduces the dependence to environmental condition. Thereby it improves image acquisition quality and then reduces image post-processing costs.

The MESO-CORTEX project: Optical imaging is one of the very rare technique that offers the opportunity to measure brain activity at the "mesoscopic" scale while the vast majority of neuronal recording techniques are indeed restricted to microscopic scale (i.e. the neuron, intra or extracellular recordings) or macroscopic scale (i.e. the whole brain). However, the technique is currently limited in its field of view and signal-to-noise because of the curvature of the brain and its physiological pulsations, respectively.

The project was launched by an original collaboration between and laboratories in Astrophysics (LAM (AMU/CNRS), and ONERA) and Neuroscience (Institut de Neurosciences de la Timone, (AMU/CNRS) aiming at improving optical cortical imaging with advanced photonics to unravel the brain's activity at unexplored scales with a single high-resolution image of a very large surface of the brain. Recent preliminary studies with strawman optical designs demonstrated that the imaging techniques used for cortical imaging will dramatically improve with the use of curved sensors developed by CURVE.

CURVE is now targeting the mass production of its curved sensor, with the support of the European Commission as well as the support of the European Space Agency.



CURVE delivered the very first commercial curved sensor for a scientific application. This 12 MPixels model has a curvature radius of 150mm with a 5 microns regularity over the surface.
Picture credit: © Cyril Frésillon / Curve One / CNRS Photothèque

CURVE s.a.s. is a CNRS spin-off. Its activity is based on original research results out of two programs of the European Research Council as well as a LabEx from the French National Research Agency.

CURVE benefitted from the CNRS-RISE support.

The MESO-CORTEX project has been funded by the CNRS 80Prime program as well as the H2020-ATTRACT program of the European Commission. It gathers the Institute of Neuroscience of Timone (AMU/CNRS), the Laboratoire d'Astrophysique de Marseille (AMU/CNRS) and the CURVE company.

CONTACTS PRESSE :

COMMUNIQUÉ DE PRESSE

HUGOT Emmanuel CSO CURVE s.a.s Chargé de recherche CNRS. Tel : +33495044112 Mail : emmanuel.hugot@lam.fr	**FERRARI Marc** Astronome AMU Laboratoire d'Astrophysique de Marseille Mail : marc.ferrari@lam.fr	**CHAVANE Frédéric** Directeur de Recherche CNRS Institut de Neurosciences de la Timone Mail : frederic.chavane@univ-amu.fr

CNRS Délégation Provence et Corse
Karine Baligand – Responsable de la communication
karine.baligand@cnrs.fr
06.82.99.41.25

Aix-Marseille Université
Delphine Bucquet – Directrice de la communication
delphine.bucque@univ-amu.fr
06 12 74 62 32

Rejoignez le réseau !

Annexe 9

Cover page

Applied Optics

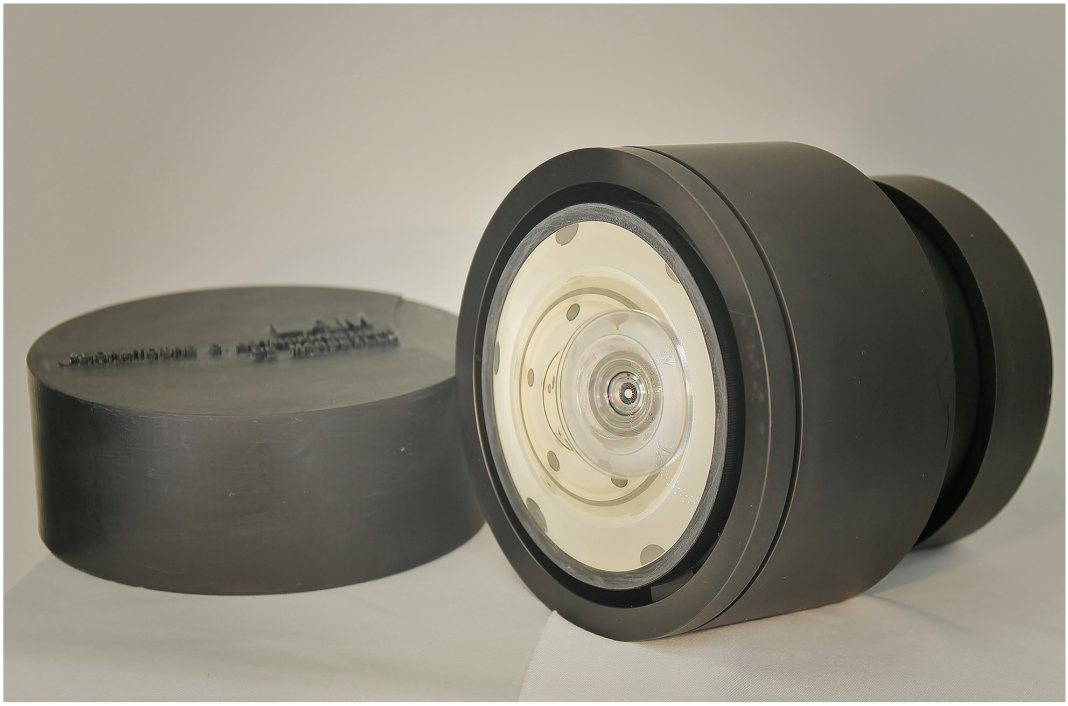
The first Wide Angle lens designed for Curved sensor

* Page de couverture du journal Applied Optics, Février 2019. L'objectif réalisé au LAM est le premier objectif grand angle optimisé pour un capteur courbe. Il a été conçu au LAM par l'équipe capteurs courbes. Je l'ai entièrement optimisé et intégré pour qu'il soit fonctionnel.

Volume 58 • Issue 4 | 1 February 2019

applied optics

APPLICATIONS-CENTERED RESEARCH IN OPTICS



OSA® The Optical Society | 100 Since 1916

ISSN: 1559-128X

ao.osa.org

front_cover.indd 1 2/4/2019 7:12:46 AM

Bibliographie

[1] *State of Mobile Report 2021*, https://www.data.ai/en/insights/market-data/state-of-mobile-2021/

[2] ARCEP - Autorité de Régulation des Communications Electroniques, des postes et de la Distribution de la presse - *Le baromètre du Numérique*, édition 2021. https://www.arcep.fr/cartes-et-donnees/nos-publications-chiffrees/barometre-du-numerique/le-barometre-du-numerique.html

[3] Yole Group, *Status of CMOS Image Sensor Industry 2021*, https://www.i-micronews.com/products/status-of-cmos-image-sensor-industry-2021/

[4] L'Usine Digitale, https://www.usine-digitale.fr/article/les-capteurs-d-image-ccd-sont-morts-vive-les-imageurs-cmos.N325817

[5] M. Seguin & B. Villeneuve, *Astronomie & Astrophysique*, éditions MASSON, 1995

[6] Jean Andouze, Grands textes, *Clés et enjeux de l'astronomie*

[7] Radiation Domymetry : Qu'est-ce que la détection des rayonnements ionisants ? https://www.radiation-dosimetry.org/fr/quest-ce-que-la-detection-des-radiations-definition/

[8] Van Breemen, A.J., Simon, M., Tousignant, O. et al. *"Curved Digital X-ray detectors"*. Flexible Electronics 4(22), 2397-4621 (9 sept 2020)

[9] Fendler, Manuel et al. "Hemispherical infrared focal plane arrays: a new design parameter for the instruments." Other Conferences (2012).

[10] D. Dumas, M. Fendler, F. Berger et al. "*Infrared Camera Based on a curved retina".* Optics Letters 37(4), 653-5 (15 février 2012)

[11] J. Sasian, *"Introduction to aberrations in optical imaging systems", ISBN 9781107006331 ,* Cambridge University Press (janvier 2011)

[12] Michael J. Kidger, "*Fundamental optical Design"*, ISBN: 9780819495990, SPIE Press, Bellingham, Whasiington USA (12 décembre 2001)

[13] Brian Guenter et Al. "*Highly curved image sensors: a practical approach for improved optical performance",* Optics Express 25, 13010-13023 (2017)

[14] Appareils à Sténopé - Site Vermeer handcraft cameras http://vermeercamera.com/

[15] Seung-Bum Rim, Peter B. Catrysse, Rostam Dinyari, et al. *"The optical advantages of curved focal plane arrays"*. Optics Express 16.7, pp. 4965–4971. DOI: 10.136 4/OE.16.004965 (Mar. 2008)

[16] Delphine Dumas, Manuel Fendler, Nicolas Baier, et al. *"Curved focal plane detector array for wide field cameras"*. Applied Optics 51.22, pp. 5419–5424. DOI: 10.1364 /AO.51.005419. (Aug. 2012)

[17] R. Dinyari, S. B. Rim, K. Huang, P. B. Catrysse, and P. Peumans, *"Curving monolithic silicon for nonplanar focal plane array applications"* Applied Physics Letters 92(9), 091114 (2008)

[18] I. Stamenov, *"Panoramic monocentric imaging using fiber-coupled focal planes"*, Optics Express 22(26), 31708–31721 (2014).

[19] O. Iwert and B. Delabre, *"The challenge of highly curved monolithic imaging detectors"* Proceedings SPIE 7742,774227 (2010)

[20] P. Swain et al. *"Curved CCD's and their application with astronomical telescopes and stereo-panoramic cameras, optical and infrared detectors for astronomy"*, Proceedings SPIE 5301, 109–129 (2004).

[21] 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).

[22] Dumas, D et al. *"Infrared Camera Based on a Curved Retina"*, Optics Letters 37(4), 653–655 (2012).

[23] K. Tekaya, M. Fendler, K. Inal, E. Massoni, and H. Ribot, *"Mechanical behavior of flexible silicon devices curved in spherical configurations"* 14th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi- Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems, paper 6529978 (EuroSimE, 2013)

[24] B. Guenter,et al, *"Highly Curved Image Sensors : A Practical Approach for Improved Optical Performance"*, Optics Express 25(12), 13010 (2017).

[25] K. Itonaga, et al *"A novel curved CMOS image sensor integrated with imaging system"*, Digest of Technical Papers - Symposium on VLSI Technology, 6894341 (2014).

[26] https://fr.wikiversity.org/wiki/Signaux_physiques_(PCSI)/Optique_g%C3%A9om%C3%A9trique_:_l%27%C5%93il

[27] Schaefer, John. (2006). Single Point Diamond Turning: Progress in Precision. 10.1364/ IODC.2006.ThB1.

[28] The Virgo Collaboration, Beauville, F. & Buskulic, D. & Flaminio, R. & Marion, F. & Masserot, A. & Massonnet, L. & Mours, B. & Moreau, F. & Ramonet, J. & Tournefier, E. & Verkindt, D. & Veziant, O.. (2004). The VIRGO large mirrors: a challenge for low loss coatings. Classical and Quantum Gravity - CLASS QUANTUM GRAVITY. 21.

[29] Jimmy ROUSSEL, Physique, Optique géométrique
https://femto-physique.fr/optique/

[30] Braat, Joseph & Dirksen, Peter & Janssen, Augustus. (2023). Detailed description of the ENZ approach.

[31] V. Mahajan, *Optical Imaging and Abberations : Part I. Ray Geometrical Optics* (SpIE Press, 1998)

[32] Welford, W.T.. (2017). Aberrations of Optical Systems. 10.1201/9781315136530. CRC Press, 1986

[33] Xu, Fenggang & Huang, Wei & Liu, Jun & Pang, Wubin. (2016). Design of lenses with curved Petzval image surfaces. Journal of Modern Optics. 63. 1-9. 10.1080/09500340.2016.1189007.

[34] Kyle Fuerschbach. Freeform, "polynomial optical surfaces: optical design, fabrication and assembly".
PhD thesis, University of Rochester, 2014

[35] Lakshminarayanan, Vasudevan & Fleck, Andre. (2011). Zernike polynomials: A guide. Journal of Modern Optics - J MOD OPTIC. 58. 1678-1678. 10.1080/09500340.2011.633763.

[36] Michael J. Kidger, *Fundamental optical Design*, SPIE Press, Bellingham, Washington USA

[37] C. Gaschet, *"Détecteurs courbes et déformables: applications multidisciplinaires"*, PhD thesis, Aix Marseille Université (10 décembre 2018)

[38] Stamenov, Igor & Agurok, Ilya & Ford, Joseph. (2013). Optimization of high-performance monocentric lenses. Applied optics. 52. 8287-304. 10.1364/AO.52.008287.

[39] Liu, Fei & Wei, Ya-Zhe & Han, Ping-Li & Liu, Jia-Wei & Shao, Xiao-Peng. (2019). Design of monocentric wide field-of-view and high-resolution computational imaging system. Acta Physica Sinica. 68. 084201. 10.7498/aps.68.20182229.

[40] K. Joaquina, *"Curved sensors for ultraviolet aurora monitoring from space"*, PhD yhesis, Aix Marseille Université (14/12/2021)

[41] Stamenov et al, Optimization of two-glass monocentric lenses for compact panoramic imagers: general aberration analysis and specific designs, Applied optics 2012

[42] Bourbousson, Manon & Racicot, Isabelle & Muslimov, Eduard & Blaize, Kevin & Bourdet, Audrey & Chemla, Sandrine & Hugot, Emmanuel & Roux, Sébastien & Vanzetta, Ivo & Weber, Pascal & Sauvage, Jean-François & Chavane, Frédéric & Ferrari, Marc. (2020). Imaging multiple cortical areas with high spatio-temporal resolution, using innovative wide-field imaging system (Conference Presentation). 1. 10.1117/12.2556793.

[43] https://www.nasa.gov/directorates/heo/scan/engineering/technology/technology_readiness_level

[44] https://www.grenoble-inp.fr/fr/recherche-valorisation/trl-a-quoi-ca-sert

[45] Hugot, Emmanuel & Jahn, Wilfried & Chambion, Bertrand & Moulin, Gaid & Nikitushkina, Liubov & Gaschet, Christophe & Henry, David & Getin, Stéphane & Ferrari, Marc & Gaeremynck, Yann. (2016). Flexible focal plane arrays for UVOIR wide field instrumentation.

[46] W. Jahn, *"Innovative focal plane design for high resolution imaging and earth observation : freeform optics and curved sensors"*,
PhD Aix Marseille Université, déc 2017

[47] Selberg, Lars. (1992). Radius measurement by interferometry. Optical Engineering. 31. 10.1117/12.59905.

[48] Malacara, Z. (2006). Optical Shop Testing, Third Edition. 10.1002/9780470135976.ch17.

[49] https://www.iso.org/fr/standard/7748.html

[50] https://www.imatest.com/solutions/lens/

[51] Lombardo, Simona & Behaghel, Thibault & Chambion, Bertrand & Caplet, Stephane & Jahn, Wilfried & Hugot, Emmanuel & Muslimov, Eduard & Roulet, Melanie & Ferrari, Marc & Gaschet, Christophe & Henry, David. (2019). Curved detectors for astronomical applications: Characterization results on different samples. Applied Optics. 58. 2174. 10.1364/AO.58.002174.

[52] 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," Opt. Express 25, 13010 (2017).

[53] O. Iwert, D. Ouellette, M. Lesser, and B. Delabre, "First results from a novel curving process for large area scientific imagers," in High Energy, Optical, and Infrared Detectors for Astronomy V, , vol. 8453 of Proc.

[54] SPIE (2012), p. 84531W.
https://ams.com/cmv20000#tab/documents

[55] Gaschet, Christophe & Jahn, Wilfried & Chambion, Bertrand & Hugot, Emmanuel & Behaghel, Thibault & Lombardo, Simona & Lemared, Sabri & Ferrari, Marc & Caplet, Stephane & Gétin, Stéphane & Vandeneynde, Aurélie & Henry, David. (2019). Methodology to design optical systems with curved sensors. Applied Optics. 58. 973. 10.1364/AO.58.000973.

[56] Pixcurve - CEA LETI
https://www.leti-cea.fr/cea-tech/leti/Pages/innovation-industrielle/Demonstrateurs/Pixcurve.aspx

[57] Apertus Axiom https://apertus.org/axiom

[58] CURVE-ONE https://www.curve-one.com/

[59] Lombardo, Simona & Prada, Francisco & Hugot, Emmanuel & Basa, S. & Bautista, J. & Boissier, Samuel & Boselli, A. & Bosma, Albert & Cuillandre, J. & Duc, P. & Ferrari, Marc & Grosso, N. & Izzo, Luca & Joaquina, Kelly & Junais, & Koda, J. & Lamberts, A. & Lemaitre, G. & Longobardi, A. & Vola, P.. (2020). CASTLE: performances and science cases.

[60] Shafer, David & Shafer, David. (2020). The Evolution of a Fast Speed Wide Angle Telescope Design using Freeform Aspherics. 10.13140/RG.2.2.13733.86249.

[61] Dynamically Curved Sensor for Optical Zoom Lens
US20140049683A1
https://patents.google.com/patent/US20140049683

[62] Image capturing apparatus and control method for the same
US20160277692A1 Patent
https://encrypted.google.com/patents/US20160277692

[63] Image capturing apparatus and control method thereof, and storage medium
US20160212315A1
https://patents.google.com/patent/US20160212315

[64] Lemaitre, Gerard & Lemaitre, Gerard & Lemaitre, Gerard. (2009). Astronomical Optics and Elasticity Theory - Active Optics Methods.

[65] Ferrari, Marc. (1998). Development of a variable curvature mirror for the delay lines of the VLT interferometer. http://dx.doi.org/10.1051/aas:1998137. 128. 10.1051/aas:1998137.

[66] Jahn, Wilfried & Ferrari, Marc & Hugot, Emmanuel & Chambion, Bertrand & Gétin, Stephane & Gaeremynck, Yann & Moulin, Gaid & Nikitushkina, Liubov & Gaschet, Christophe & Henry, David. (2017). Flexible focal plane arrays for UVOIR wide field instrumentation. 277. 10.1117/12.2296238.

[67] Bourbousson, Manon & Racicot, Isabelle & Muslimov, Eduard & Blaize, Kevin & Bourdet, Audrey & Chemla, Sandrine & Hugot, Emmanuel & Roux, Sébastien & Vanzetta, Ivo & Weber, Pascal & Sauvage, Jean-François & Chavane, Frédéric & Ferrari, Marc. (2020). Imaging multiple cortical areas with high spatio-temporal resolution, using innovative wide-field imaging system (Conference Presentation). 1. 10.1117/12.2556793.

[68] Ferrari, Marc & Chambion, Bertrand & Gaschet, Christophe & Hugot, Emmanuel & Gétin, Stéphane & Behaghel, Thibault & Jahn, Wilfried & Caplet, Stephane & Vandeneynde, Aurélie & Henry, David & Lombardo, Simona. (2018). Curved sensors for compact high-resolution wide-field designs: prototype demonstration and optical characterization. 40. 10.1117/12.2291472.

[69] Chambion, B. & Nikitushkina, Liubov & Gaeremynck, Y. & Jahn, Wilfried & Hugot, Emmanuel & Moulin, G. & Getin, S. & Vandeneynde, A. & Henry, David. (2016). Tunable Curvature of Large Visible CMOS Image Sensors: Towards New Optical Functions and System Miniaturization. 178-187. 10.1109/ECTC.2016.142.

[70] Zhao, Jie-Hua & Tellkamp, J. & Gupta, Vikas & Edwards, Darvin. (2009). Experimental Evaluations of the Strength of Silicon Die by 3-Point-Bend Versus Ball-on-Ring Tests. Electronics Packaging Manufacturing, IEEE Transactions on. 32. 248 - 255. 10.1109/TEPM.2009.2028329.

[71] Roulet, Melanie & Atkins, Carolyn & Hugot, Emmanuel & Snell, Rob & van de Vorst, Bart & Morris, Katherine & Marcos, Michel & Todd, I. & Miller, Christopher & Dufils, Joris & Farkas, Szigfrid & Mezo, Gyorgy & Tenegi, Fabio & Vega, Afrodisio & Schnetler, Hermine. (2020). Use of 3D printing in astronomical mirror fabrication.

[72] Hugot, Emmanuel & Ferrari, Marc & EL HADI, Kacem & Dohlen, Kjetil & Vola, Pascal & Ernst, Nicolas & Lemaitre, Gerard & Montiel, Pierre. (2008). Stress polishing of toric mirrors for the VLT-SPHERE common path. Proc SPIE. 7018. 10.1117/12.787607.

[73] Roulet, Melanie & Hugot, Emmanuel & Atkins, Carolyn & Marcos, Michel & Lombardo, Simona & Bonnefoi, Anne & Ferrari, Marc & caillat, amandine. (2020). Off-axis parabolas super polished under stress: the case of the Roman Space Telescope Coronagraphic instrument mirrors. Optics Express. 28. 10.1364/OE.400284.

[74] Barjot, Kevin & Martinez, P. & Beaulieu, Mathilde & Gouvret, C. & Marcotto, A. & Guyon, Océane & Belhadi, Manssour & Amandine, Caillat & Behaghel, Thibault & Duigou, Jean-Michel & Dohlen, Kjetil & Vigan, A.. (2021). A metrological characterization of the SPEED test-bed PIAACMC components.

[75] Hugot, Emmanuel & Madec, Fabrice & Vives, Sebastien & Ferrari, Marc & Le Mignant, David & Cuby, Jean-Gabriel. (2010). Toward high-dynamic active mirrors for LGS refocusing systems. Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering. 7739. 10.1117/12.855992.

[76] Xie, Xiaopeng & Zhao, Hui & Hugot, Emmanuel & Liang, Xu & Lemared, Sabri & Liu, Meiying & Fan, Xuewu & Li, Chuang. (2019). Elastic bending of Variable Curvature Mirrors: validation of a simplified analytical method. Applied Optics. 58. 10.1364/AO.58.007121.

[77] Ferrari, Marc & Lemaitre, Gerard & Mazzanti, Silvio & Derie, Frederic & Huxley, Alexis & Lemerrer, J. & Lanzoni, Patrick & Dargent, Pascal & Wallander, Anders. (2003). Variable Curvature Mirrors - Implementation in the VLTI delay-lines for field compensation. Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering. 4838. 10.1117/12.458246.

[78] https://spie.org/photonics-west/presentation/Parametric-study-results-on-the-electro-optical-performances-of-curved/12415-20

[79] Bourbousson, Manon & Racicot, Isabelle & Muslimov, Eduard & Blaize, Kevin & Bourdet, Audrey & Chemla, Sandrine & Hugot, Emmanuel & Roux, Sébastien & Vanzetta, Ivo & Weber, Pascal & Sauvage, Jean-François & Chavane, Frédéric & Ferrari, Marc. (2020). Imaging multiple cortical areas with high spatio-temporal resolution, using innovative wide-field imaging system (Conference Presentation). 1. 10.1117/12.2556793.

[80] Racicot, Isabelle & Muslimov, Eduard & Chemla, Sandrine & Blaize, Kevin & Ferrari, Marc & Chavane, Frédéric. (2022). High resolution, wide field optical imaging of macaque visual cortex with a curved detector. Journal of neural engineering. 19. 10.1088/1741-2552/aca123.

[81] Joaquina, Kelly & Hugot, Emmanuel & Behaghel, Thibault & Lombardo, Simona & Muslimov, Eduard. (2020). Curved sensors for compact and high-performance imaging systems (Conference Presentation). 35. 10.1117/12.2557782.

[82] Pyxalis www.pyxalis.com
HDPYX-300 https://pyxalis.com/products/hdpyx-300/

[83] Spice VR www.spicevr.com
https://www.spherie.com/drones

[85] Nokia www.nokia.com
https://nokians.fr/2017/09/02/nokia-ozo-ameliorations-et-prix-en-baisse/

[86] www.gopro.com
https://www.cnet.com/pictures/gopro-omni-360-video-vr-rig-has-a-surprise-inside-pictures/null/

[87] Behaghel, Thibault & Muslimov, Eduard. (2022). Monocentric cameras design for 3D scenes capturing and projection. 40. 10.1117/12.2622339.

[88] Muslimov, Eduard & Behaghel, Thibault & Hugot, Emmanuel & Joaquina, Kelly & Guskov, Ilya. (2020). Variable Curvature Displays: Optical Designs and Applications for VR/AR/MR Headsets. Applied Sciences. 10. 712. 10.3390/app10020712.

Résumé

Les capteurs courbes constituent une révolution technologique dans le monde du design optique. Cette technologie attendue depuis plusieurs décennies par les designers opticiens représente un levier spécifique qui permet d'améliorer significativement la majorité de nos systèmes optiques actuels.

A l'aube de l'ère "courbe", les détecteurs plans sont ce qu'on pourrait appeler une "erreur historique industrielle". En effet les systèmes actuels possèdent quasiment tous des correctifs optiques appelés "applanisseurs de champs" pour focaliser l'image sur un capteur plan. Or la plupart des systèmes optiques ne focalisent pas naturellement sur un plan. En courbant les détecteurs, on peut supprimer une des principales aberrations optiques: La courbure de champ. Ce procédé de courbure du capteur va permettre également un gain significatif sur les performances générales du système: il représente un véritable degré de liberté supplémentaire pour les concepteurs au moment du choix du design du système ouvrant la porte à de nouvelles perspectives techniques et permettant de débrider l'inventivité des ingénieurs. Les capteurs courbes constituent une technologie dite de "rupture", et le futur du design optique sera sans aucun doute un futur "courbe".

Les six années de travail sur lesquelles portent cette thèse m'ont permis d'aborder les deux thématiques suivantes essentielles: l'apport théorique des designs optiques dits "à capteurs courbes" et l'étude de différents procédés de fabrication de ces capteurs. Nous verrons comment cette technologie ouvre des portes en matière de réduction de masse, d'espace et en gain de performances, devenant une technologie indispensable pour certaines situations complexes (spatial notamment). Puis nous aborderons les différentes méthodes de fabrication, leurs avantages, leurs limitations et leur potentialité à être décliné à grande échelle pour le *mass-product market*.

Abstract

Curved sensors are definitely a technological revolution in the realm of optical design. Optical designers were waiting for this specific technology for decades now because it gives them an extra lever for the design of almost all optical systems.

The new optical era is now curve, and the flat sensors are now considered as a "historical error". Almost all the optical systems we are using today are using a field flattener in order for the design to stick to flat focal plane. But almost no system focus on a flat focal plane, but a curve. By curving the sensors, we are able to definitely suppress one of the main optical aberration : the field curvature. This process allows us to give a significant gain on the overall performances of almost any system. It is therefore a real lever and a extra degree of freedom for optical designers, opening the gate to new perspectives for engineer creativity. Curved sensors are a disruptive technology, and the future of optical design will definitely be curve.

This thesis is about six years of work on the curved sensors and will be written with two main approaches : the theoretical gain of the curved sensors and the development of the process to curve sensors.

We will first explore how this technology can be key technology and a game changer for some specific situations (gain in term of mass, in term of volume), especially for space optics. We will then explain the different processes and the ability for scalability for the mass product market.