



HAL
open science

RESEAUX DE MICROBOBINES PLANAIRES ET MEMBRANES MAGNETIQUES DEFORMABLES APPLICATION A L'OPTIQUE ADAPTATIVE

Claire Divoux

► **To cite this version:**

Claire Divoux. RESEAUX DE MICROBOBINES PLANAIRES ET MEMBRANES MAGNETIQUES DEFORMABLES APPLICATION A L'OPTIQUE ADAPTATIVE. Energie électrique. Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG, 1998. Français. NNT: . tel-00820215

HAL Id: tel-00820215

<https://theses.hal.science/tel-00820215>

Submitted on 3 May 2013

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THESE

présentée par

Claire DIVOUX

pour obtenir le grade de
Docteur de l'Institut National Polytechnique de Grenoble
(arrêté ministériel du 30 mars 1992)

Spécialité : Génie Electrique

**RESEAUX DE MICROBOBINES PLANAIRES
ET MEMBRANES MAGNETIQUES DEFORMABLES
APPLICATION A L'OPTIQUE ADAPTATIVE**

Date de soutenance : vendredi 30 octobre 1998

Composition du Jury :

Président : Mr M. de LABACHELLERIE (rapporteur)
Examineurs : MM M. JUFER (rapporteur)
 O. CUGAT
 J-M. FEDELI
 S. BASROUR
 A. FOGGIA
 A. MARTINEZ

Thèse préparée au
Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble

Remerciements :

Je remercie M. SABONNADIÈRE pour m'avoir accordé sa confiance.

Je remercie Jean-Louis COULOMB pour m'avoir si bien accueillie au sein de la formation doctorale « Génie Electrique ».

Je remercie Orphée CUGAT pour avoir encadré ce travail. J'espère avoir l'occasion de travailler avec lui de nouveau et avec le groupe microsystemes du LÉG.

Je remercie les membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail :

Michel de LABACHELLERIE,
Marcel JUFER,
Skandar BASROUR,
Jean-Marc FEDELI,
Augustin MARTINEZ,
Albert FOGGIA,
Orphée CUGAT.

Je remercie chaleureusement mes collaborateurs, indissociables de ce travail :
Jumana BOUSSEY-SAID, Skandar BASROUR, Michel de LABACHELLERIE, Patrick MOUNAIX, Pierre KERN, Jean-Philippe BERGER, Jérôme DELAMARE, Gilbert REYNE, Martine GRI, Jean-Michel TERREAU, Pascal BLINT, J. Claude JEANNOT.

Je tiens à saluer les personnes que j'ai eu le plaisir de cotoyer : Etienne GALLEGHER, Jacqueline DELAYE, Marie-Thérèse LOUBINOUX, Florence FRANCOIS, Claude BRUN, Bruno MALLET.

Je remercie pour leur soutien :

Aaron, Laurent, Lucas, Bruno FERRARI, Patrick GUILLOT, Stéphane, Gwënaelle, Afef, Mauricio, Luc, Son, Jumana, Séverine, Neila, Hicham, Patrice LABIE, Patrick P. et Anne, Patrice J., Laure-line, Till. Je leur souhaite à tous un avenir radieux.

Et les amis : Laure, Séverine, Claude et Jackie, Elizabeth, Anne, Karole, Myriam, Salim.

Merci Maman, Patrick, Marie-Laure, et toute la famille.

Merci J-P.

À ma grand mère Angèle



Table des Matières

INTRODUCTION GÉNÉRALE	3
CHAPITRE I : OPTIQUE ADAPTATIVE ET ETAT DE L'ART DES MIROIRS DÉFORMABLES ...	5
INTRODUCTION.....	6
1 – L'OPTIQUE ADAPTATIVE.....	8
1.1 Définition et description de l'Optique Adaptative.....	9
1.2 Applications de l'Optique adaptative.....	11
1.3 Enjeux des nouvelles technologies pour l'Optique adaptative.....	12
2 - MIROIRS D'OA À ACTIONNEMENT PIÉZO-ÉLECTRIQUE	13
2.1 Principe et matériaux piézo-électriques	13
2.2 Structures à actionneurs discrets et technologies associées.....	13
2.3 Structures à actionneur unique monolithique.....	16
2.4 Structures à miroir bimorphes et technologies.....	16
3 - MIROIR D'OPTIQUE ADAPTATIVE À ACTIONNEMENT ÉLECTROSTATIQUE.....	20
3.1 Principe	20
3.2 Structures segmentées à micro-miroirs	21
3.3 Structures à miroir continu et technologies associées.....	23
4 - LES AUTRES MIROIRS D'OPTIQUE ADAPTATIVE	27
4.1 Miroirs électro-optiques ou modulateurs spatiaux de lumière.....	27
4.2 Miroirs à actionnement magnétique à aimants permanents.....	28
4.3 Miroir tip-tilt magnétostrictif	32
RÉFÉRENCES	33
CHAPITRE II : CHOIX DES ÉLÉMENTS D'UN MIROIR DÉFORMABLE	35
1 - CAHIER DES CHARGES.....	36
2 - JUSTIFICATION DU PRINCIPE D'ACTIONNEMENT MAGNÉTIQUE	37
2.1 Introduction.....	37
2.2 Analyse de l'existant.....	38
2.3 Enjeux.....	39

3 - CHOIX DE LA STRUCTURE DU MIROIR.....	40
3.1 Remarques préliminaires.....	40
3.2 Action à distance.....	41
3.3 Surface réfléchissante continu.....	42
3.4 Solutions retenues.....	43
4 - CHOIX DU MATÉRIAU DÉFORMABLE.....	44
5 - CHOIX DES BOBINES.....	45
5.1 Remarques préliminaires.....	45
5.2 Optimisation des bobines.....	46
5.4 Caractéristiques électriques et alimentation.....	49
5.5 Applications des bobines de champ.....	50
6 - CONCLUSION.....	51
RÉFÉRENCES :	52
CHAPITRE III : TECHNOLOGIES.....	53
1 – INTRODUCTION.....	54
2 - LA RÉALISATION DES BOBINES	56
2.1 Réalisation des bobines 2D.....	56
2.2 Les bobines 3D ou bobines épaisses.....	66
3 - LES MEMBRANES ET LES AIMANTS	84
3.1 Matière déformable pour la membrane à usage optique.....	84
3.2 Les aimants.....	89
RÉFÉRENCES	92
CHAPITRE IV : MODÉLISATIONS MAGNÉTIQUES.....	95
INTRODUCTION.....	96
1 – LOGICIELS	98
1.1 Calcul du potentiel magnétique.....	98
1.2 Calculs de force.....	99
2 – ÉTUDE DU CHAMP CRÉÉ PAR DES BOBINES PLANAIRES	101
2.1 Comparaison avec les bobines classiques.....	101
2.2 Influence du rayon des spires et bobines sur le champ B_z et son gradient.....	104
2.3 Étalement du champ dans le plan $B(r)$	111
2.4 Influence de la géométrie des pistes.....	113

3 - INTERACTIONS BOBINE/AIMANTS	115
3.1 Types d'aimants.....	115
3.2 Aimants massifs miniatures (SmCo frittés).....	116
3.3 Forces sur les aimants.....	117
3.4 Aimants en couche.....	124
3.5 Aimants en poudre et sérigraphie.....	127
3.6 Comparatif des forces sur les différents aimants.....	127
4 – INTERACTIONS AVEC LES AUTRES COMPOSANTS MAGNÉTIQUES.....	128
4.1 Forces créées sur les matériaux doux	128
4.3 Influence de la culasse.....	131
5 – INTERACTIONS PARASITES.....	132
5.1 Amenées de courant.....	132
5.2 Interactions de voisinage.....	133
5.3 Composant magnétique voisin : cas des aimants	134
6 – MAGNÉTOSTRICION.....	135
CONCLUSION.....	137
RÉFÉRENCES	138
CHAPITRE V : MODELISATIONS MÉCANIQUES ET THERMIQUES	139
1 – ETUDE THERMIQUE DU SYSTÈME.....	140
Introduction.....	140
1.1 Influence du substrat des réseaux de microbobines	141
1.2 Résistances électriques, puissances dissipée et limites de courant	143
1.3 Equation de la chaleur	144
1.3 Calcul thermique	145
1.5 Discussion de la validité du modèle 1D	145
1.6 Conclusions et perspectives.....	146
2 – ETUDE DES DÉFORMATIONS MÉCANIQUES	147
Introduction.....	147
2.1 Données du problème	147
2.2 Déformations statiques.....	150
2.3 Etude dynamique.....	154
2.4 Paramètres de la membrane complétée avec les aimants	156
Conclusions et perspectives.....	157
RÉFÉRENCES	157
CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET PERSPECTIVES.....	158

Introduction générale

Les récents progrès simultanés des microtechnologies dans divers axes ouvrent de nouveaux champs d'applications. La lithographie des résines épaisses sur silicium permet de réaliser des conducteurs micrométriques peu résistifs ; ils supportent des courants élevés d'où découlent des forces importantes. La voie est ainsi ouverte pour réaliser des micro-actionneurs magnétiques performants. De leur côté les membranes optiques déformables peuvent être réalisées avec des procédés eux aussi issus des micro technologies.

Dans ce contexte, l'objet de notre étude est le couplage d'actionneurs magnétiques de type microbobines planaires avec des membranes magnétiques déformables. Ce type de système peut servir à la réalisation de microactionneurs tels que pompes ou miroirs à focale variable. Nous avons choisi comme support pour cette étude une application qui intéresse plus particulièrement les astronomes : notre contribution porte sur les miroirs déformables dans les télescopes spatiaux. De tels miroirs sont utilisés en astronomie pour compenser les aberrations induites sur le front d'onde de la lumière incidente par les turbulences atmosphériques, grâce à une correction de la courbure locale en temps réel.

L'état de l'art présente principalement des miroirs semi-rigides déformés par des réseaux d'actionneurs piézo-électriques. Du fait de leur taille, les nombreux actionneurs (jusqu'à quelques centaines) mis en place pour augmenter la résolution requièrent une large surface, et le système global est lourd et encombrant. D'autres approches, en cours d'industrialisation, font appel à des miroirs réalisés à partir de couches bimorphes piézo-électriques comme matériau actif ; certaines sont basées sur un fonctionnement électrostatique.

Il semble cependant que les actionneurs magnétiques présentent certains avantages spécifiques comme l'action à distance et l'importance des forces potentiellement développées par les matériaux actifs de petite dimension. Parallèlement le domaine des couches magnétiques de matériaux magnétostrictifs, de matériaux doux ou d'aimants permanents est en plein développement. D'autre part l'intégration de tels actionneurs est devenue réalisable grâce aux technologies de la microélectronique classique, et grâce aux microtechnologies de volume sur silicium qui permettent la réalisation reproductible et à faible coût de conducteurs peu résistifs.

La technologie que nous développons a pour but de miniaturiser les actionneurs jusqu'à quelques centaines de micromètres. Dans cette nouvelle approche, le miroir est une membrane très souple sur laquelle on a déposé d'un côté une couche réfléchissante, et de l'autre côté une couche magnétique. La membrane est localement actionnée par les champs magnétiques générés par un réseau de microbobines planaires placé en vis à vis.

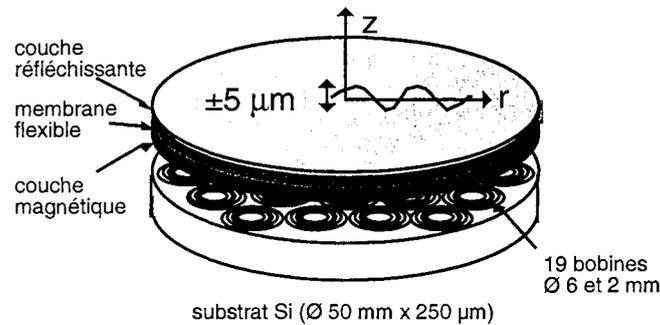


Fig. 1. Structure proposée de miroir déformable

Le premier chapitre de cette thèse fait l'état de l'art dans le domaine des miroirs déformables, il est issu d'une analyse bibliographique. Il décrit les différents principes physiques utilisés et les technologies spécifiques employées. Nous verrons que l'intégration des actionneurs est un critère important dans l'évolution des miroirs adaptatifs. Nous expliquons globalement les différents choix de conception et de réalisation.

Les choix technologiques qui ont orienté notre étude seront détaillés dans le chapitre 2. Les autres applications des composants magnétiques développés sont aussi discutées.

Les techniques utilisées et développées pour la fabrication de réseaux de bobines et de membranes magnétiques sont décrites au chapitre 3. Les réalisations sont expliquées, ainsi que les mises au point préliminaires des nouveaux procédés associés, notamment pour les bobines réalisées en lithographie profonde. Les caractéristiques des bobines sont présentées. Le chapitre 4 concerne la modélisation magnétique. La géométrie des bobines planaires est discutée. Les efforts magnétiques des bobines sur différents composants magnétiques sont analysés, et quantifiés dans le cadre des dimensions actuellement exploitables.

Le comportement mécanique et le comportement thermique sont décrits succinctement dans le chapitre 5. Les déformations de la membrane sont évaluées par rapport à ces caractéristiques mécaniques. Ce chapitre fera le point sur les performances à attendre d'un tel système, sur les perspectives de ce travail dans le domaine de l'optique adaptative, et dans le cadre d'autres applications éventuelles.

CHAPITRE I

OPTIQUE ADAPTATIVE ET ETAT DE L'ART DES MIROIRS DEFORMABLES

INTRODUCTION.....	6
1 – L’OPTIQUE ADAPTATIVE.....	8
1.1 <i>définition et description de l’Optique Adaptative</i>	9
1.2 <i>Applications de l’Optique adaptative</i>	11
1.3 <i>Enjeux des nouvelles technologies pour l’Optique adaptative</i>	12
2 - MIROIRS D’OA À ACTIONNEMENT PIÉZO-ÉLECTRIQUE.....	13
2.1 <i>Principe et matériaux piézo-électriques</i>	13
2.2 <i>Structures à actionneurs discrets et technologies associées</i>	13
2.3 <i>Structures à actionneur unique monolithique</i>	16
2.4 <i>Structures à miroir bimorphes et technologies</i>	16
3 - MIROIR D’OPTIQUE ADAPTATIVE À ACTIONNEMENT ÉLECTROSTATIQUE.....	20
3.1 <i>Principe</i>	20
3.2 <i>Structures segmentées à micro-miroirs</i>	21
3.3 <i>Structures à miroir continu et technologies associées</i>	23
4 - LES AUTRES MIROIRS D’OPTIQUE ADAPTATIVE.....	27
4.1 <i>Miroirs électro-optiques ou modulateurs spatiaux de lumière</i>	27
4.2 <i>Miroirs à actionnement magnétique à aimants permanents</i>	28
4.3 <i>Miroir tip-tilt magnétostrictif</i>	32
RÉFÉRENCES	33

Introduction

Les objectifs de cet état de l'art sont de faire un tour d'horizon des miroirs utilisés en astronomie pour la correction de la lumière et de leurs spécifications, en les classant par le principe physique de fonctionnement utilisé en faisant apparaître le plus précisément possible les technologies utilisées et leurs limites. Avant cela, cette introduction devrait permettre de définir succinctement l'Optique Adaptative dans le champ de l'instrumentation astronomique et dans les autres domaines, et le rôle du miroir déformable. A partir de là, nous montrerons dans le prochain chapitre quelle exploitation du principe d'actionnement magnétique est envisageable, et nous expliquerons les technologies nécessaires pour aboutir à une réalisation réussie, les intérêts et les perspectives du miroir déformable magnétiquement et de ses composants.

A quoi servent ces systèmes optiques et comment les définir ?

Guidés par la volonté de scruter le ciel, les astronomes ont sans cesse amélioré la résolution angulaire des instruments d'observation. Depuis la lunette de Galilée au début du XVII^e siècle, beaucoup d'efforts furent déployés pour augmenter la surface collectrice. Récemment, une nouvelle génération de télescopes de la classe des 10 m a vu le jour, augmentant significativement le flux collecté et améliorant potentiellement leur résolution angulaire. Le VLT (Very Large Telescope) est un exemple de cette évolution avec 4 miroirs primaires de 8 m de diamètre. De cette façon, deux objectifs sont atteints simultanément : la résolution angulaire théorique (λ/D) est améliorée, de plus le flux collecté est accru. Mais la résolution angulaire effective reste limitée par les effets de la turbulence atmosphérique et par la qualité des éléments optiques. C'est cette limitation principale dans l'élaboration des systèmes d'observation qui motive notre travail.

Il s'agit d'obtenir des images de bonne qualité des étoiles malgré la difficulté qu'a la lumière à parvenir jusqu'à nos yeux ou nos télescopes. L'image source d'une étoile subit non seulement la diffraction naturelle liée au diamètre de l'instrument, mais aussi les détériorations introduites par la qualité des éléments optiques, ainsi que les effets de la turbulence atmosphérique (fig. 1). Ces deux derniers points sont en partie résolus par l'Optique Adaptative.

Les défauts optiques sur les miroirs sont liés soit aux déformations initiales (malgré le soin apporté au polissage), soit au vieillissement des matériaux, aux contraintes thermiques et mécaniques engendrées par les rythmes saisonniers ou journaliers. Si le miroir coûte cher et surtout s'il est inaccessible (utilisation dans l'espace), il devient intéressant de prévoir un système de correction quasi statique intégré. Pour les gros miroirs au sol, on appelle ce procédé de correction des lourdes structures du miroir primaire « Optique Active ». Ce procédé peut être étendu aux autres miroirs de la chaîne optique d'un télescope.

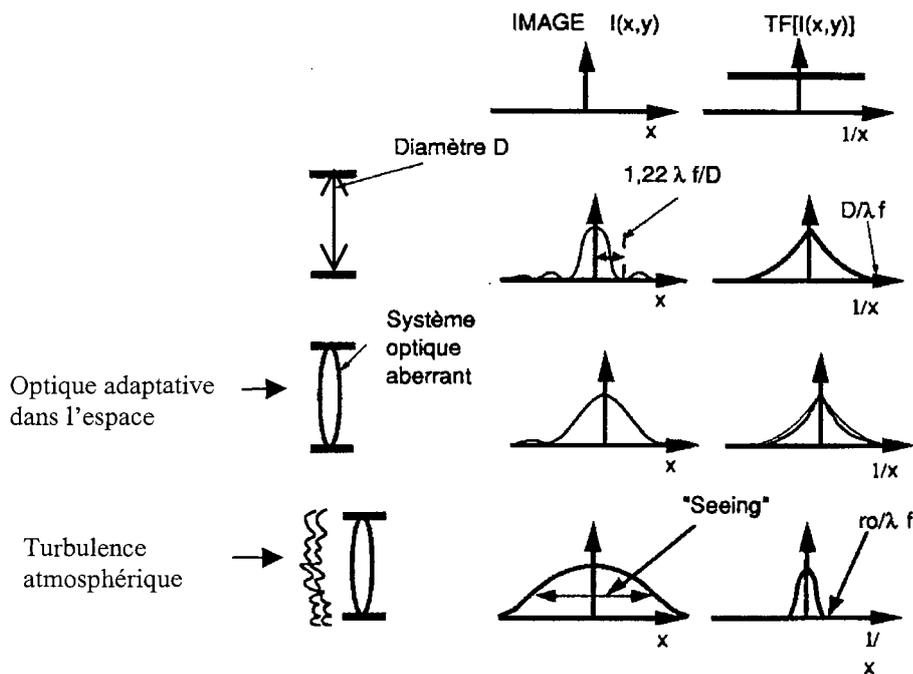


Fig.1. Dégradations des images

La plus importante utilisation au sol de l'optique adaptative est liée aux perturbations atmosphériques. Les variations turbulentes de la vitesse du vent dans l'atmosphère mélangent des couches différentes en température. D'où une fluctuation de l'indice de réfraction de chaque niveau de l'atmosphère dans l'espace et dans le temps. En conséquence, le front d'onde incident sur le télescope subit des variations spatiales et temporelles de phase.

On décompose habituellement les perturbations et les corrections en différents modes optiques. Le premier mode est le mode de tip/tilt ou basculement, qui évoque la rotation du front d'onde autour d'un axe perpendiculaire à la lumière incidente. Le deuxième mode est la défocalisation, contrôlée par la variation de la concavité d'un miroir par exemple (à l'aide d'un actionneur au centre du miroir). Les autres modes, de plus en plus complexes, mais de moins en moins influents définissent toute autre déformation du front d'onde (astigmatisme, coma, ...), ils nécessitent des corrections plus locales et plus fines (donc plus d'actionneurs).

1 – L'Optique Adaptative

Deux familles complémentaires de techniques se sont développées parallèlement depuis les années 80 pour restaurer les images : les traitements a posteriori permettent de restaurer des données après leur réception par un détecteur. La deuxième famille rassemble les techniques de correction optique en temps réel qui permettent de compenser en partie les perturbations avant la détection. Celle-ci bénéficiera d'un meilleur rapport signal sur bruit (fig.2). C'est celle qui nous intéresse.

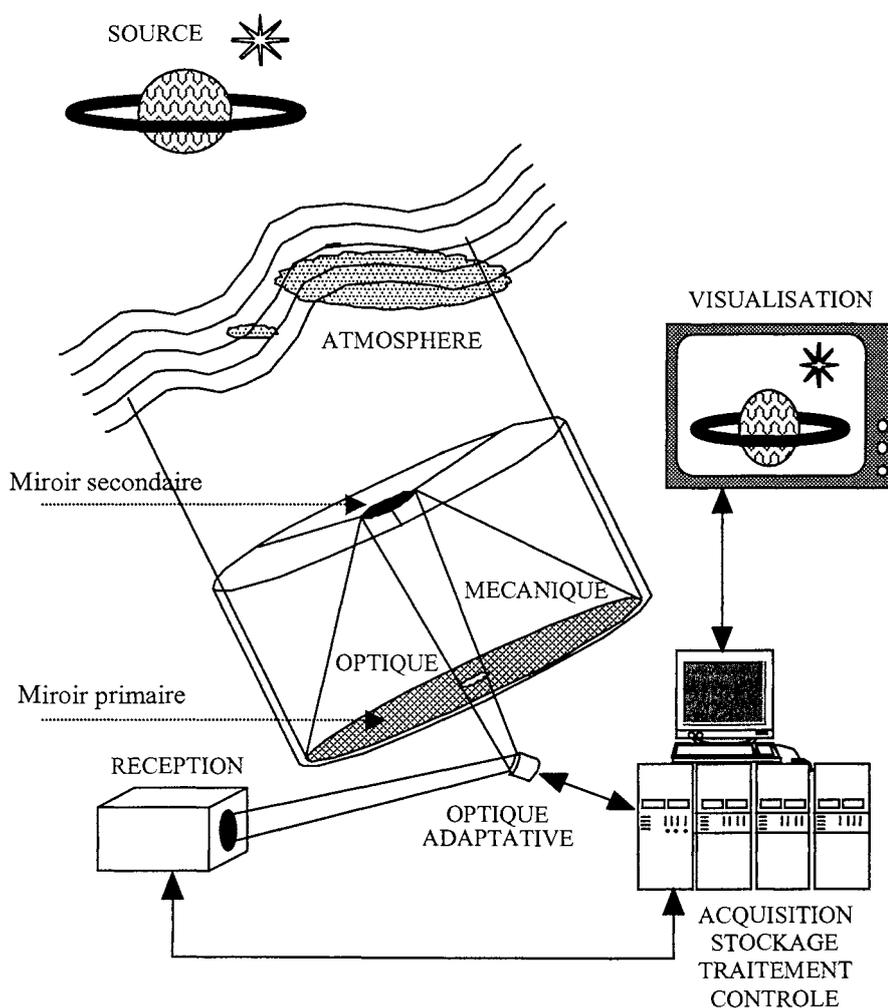


Fig. 2. Chaîne optique d'un télescope

Les miroirs déformables sur lesquels porte notre contribution font partie de cette deuxième famille. Ils appartiennent au train optique situé derrière le télescope.

Le miroir déformable est l'élément actif de la chaîne optique et de l'instrumentation, comme le montre la figure 3 et la figure 2. En général, il est placé dans le plan d'une lentille intermédiaire.

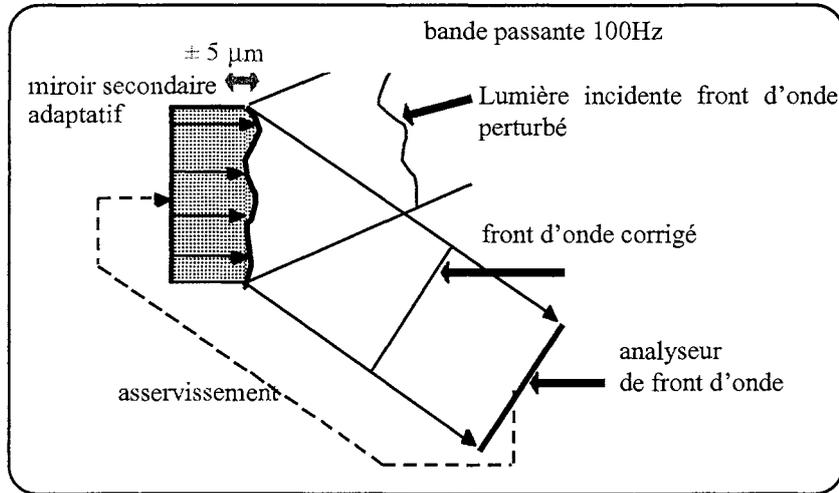


Fig. 3. Chaîne de l'optique adaptative

1.1 définition et description de l'Optique Adaptative

Cette chaîne comprend l'analyseur de surface d'onde qui génère la mesure de l'erreur de la boucle d'asservissement, la boucle d'asservissement, la commande des actionneurs et le miroir déformable.

Un système d'optique adaptative s'optimise grâce à l'erreur de phase résiduelle du front d'onde corrigé. Les performances s'expriment par :

- le nombre de modes optiques contrôlés,
- le taux d'échantillonnage de la mesure de la phase,
- la réduction du bruit,
- la bande passante de l'asservissement (mode propre du miroir, vitesse du calculateur).

Les systèmes sont généralement conçus avec le souci d'atteindre une sensibilité significative en magnitude pour assurer une bonne couverture du ciel.

On trouve souvent sur les installations un miroir distinct pour la correction du tip/tilt (par la rotation d'un miroir plan autour de deux axes dans le plan du miroir). Ce premier mode de perturbation a de loin les effets les plus amples sur la dégradation du front d'onde et les capacités de correction de ce mode par un miroir adaptatif sont généralement faibles.

Trois paramètres fixent les dimensions de toute expérience d'imagerie haute résolution au sol dont le but est de s'affranchir des turbulences atmosphériques :

- ♦ λ : la longueur d'onde d'observation, dont dépend la quasi-totalité des paramètres qui entrent en jeu. Le déphasage produit par une perturbation s'écrit en fonction de la variation du chemin optique $\Delta\delta$ et de la longueur d'onde λ du rayonnement :

$$\Delta\phi = \frac{2\pi}{\lambda} \Delta\delta$$

Le chemin optique est le produit du chemin géométrique l par l'indice de réfraction de l'air n , qui est lui-même dépendant de la température et de la longueur d'onde :

$$\delta = l.n(\lambda, T)$$

On met en évidence qu'une variation locale de la température affecte le chemin optique et donc la phase de l'onde. Dans la pratique, au premier ordre, on considère que les écarts de chemin optique (ceux mesurés par un analyseur Shack-Hartmann notamment) sont achromatiques :

$$\delta = l.n(T)$$

Il est important de noter que la valeur des déformations du front d'onde est indépendante de la longueur d'onde. Par contre, pour atteindre la limite de résolution λ/D , il faudra corriger le front d'onde de telle sorte que l'amplitude de la déformation résiduelle ne dépasse pas $\lambda/4$. Par exemple pour des longueurs d'ondes de 1 à 5 μm , on se fixera comme objectif de réduire l'amplitude des déformations à 0,25 μm .

- ♦ r_0 : le diamètre de cohérence, caractéristique spatiale de la turbulence. C'est le diamètre de l'onde incidente sur lequel l'erreur est inférieure à la diffraction.

r_0 fixe le pas maximal pour échantillonner la phase dans la pupille de façon à obtenir une information non altérée par la turbulence atmosphérique. r_0 est fonction de la longueur d'onde. Quand r_0 est très inférieur au diamètre D du miroir primaire du télescope (ce qui est toujours le cas dans le visible), il faut nécessairement un nombre d'actionneurs et un nombre de points de mesure N supérieur à $(D/r_0)^2$.

- ♦ t_0 : la constante de temps d'évolution du phénomène.

On considère que le terme temporel dominant est celui du déplacement des couches turbulentes traversées par l'onde se propageant. Dans la pratique, la valeur du temps d'évolution est estimée par :

$$t_0 = \frac{r_0}{v}$$

Où v représente la vitesse moyenne des vents dans la couche turbulente (typiquement 10 m/s). t_0 fixe les temps de pose pour obtenir un échantillonnage temporel correct. En conséquence, les temps de réponse des systèmes d'Optique Adaptative sont inférieurs à la seconde et peuvent descendre jusqu'à la milliseconde.

Quelles valeurs prennent ces paramètres dans le cas de bonnes conditions d'observation, quelle correction doit-on apporter, et avec quel nombre d'actionneurs ?

Tab.1. Valeurs des paramètres de l'optique adaptative

Longueur d'onde	0,5 μm (visible)	2,2 μm	10 μm (Infrarouge)
Diamètre de cohérence r_0	0,1m	0,6 m	3,6 m
r_0 rapporté au miroir adaptatif*	0,5 mm	3 mm	18 mm
Constante de temps t_0 ($v=10\text{m.s}^{-1}$)	10 ms	60 ms	360 ms
Nombre minimal d'actionneurs $(D/r_0)^2$ pour $D = 8 \text{ m}$	6400	180	4

*Le diamètre de cohérence est rapporté au miroir déformable grâce au rapport de grossissement $G = 1/200$ qui correspond au rapport de taille du miroir primaire (8 m) au miroir secondaire (40 mm).

Le nombre d'actionneurs utiles est donc très variable en fonction de la longueur d'onde. La taille de l'actionneur doit atteindre des dimensions faibles pour avoir des systèmes adaptatifs performants et compacts avec un grand nombre d'actionneurs. Le recours à des micro-actionneurs et des micro-capteurs apparaît déjà utile.

1.2 Applications de l'Optique adaptative

Où en est l'optique adaptative concrètement ?

L'optique adaptative est devenue une réalité pour l'astronomie. Tous les projets en cours concernant les grands télescopes vont incorporer des systèmes d'optique adaptative. L'intérêt est multiple :

- en imagerie haute résolution : l'optique fournit des images dont la résolution est la limite de diffraction (possible pour $\lambda > 1,5 \mu\text{m}$),
- en interférométrie multi-télescopes comme le VLTI (Very Large Telescope Interferometer), la combinaison interférométrique de grands télescopes apporte un gain signal/bruit, quand les pupilles sont phasées par l'optique adaptative,
- en spectroscopie, la réduction de la tache image réduit d'autant la largeur de fente du spectrographe, donc son encombrement total à résolution spectrale égale ou bien permet d'augmenter la résolution à encombrement égal, jusqu'à être limité par la diffraction du télescope.

Les systèmes classiques sont les premiers qui ont fourni des résultats depuis qu'ils ont été mis en service à partir de 1990 (il s'agissait du télescope de l'ESO au site de la Silla au Chili).

Ils regroupent les miroirs de type piézo-stack et les miroirs piézo-bimorphes. Une configuration encore très utilisée aujourd'hui est l'association du miroir piézo-stack avec un analyseur de front d'onde de type Shack-Hartmann (composé d'un réseau de micro-lentilles et d'un réseau de détecteurs, il permet à chaque section du faisceau entrant dans une micro-lentille d'être analysée par rapport à son barycentre lumineux par focalisation sur le

détecteur). Les miroirs piézo-bimorphes étudiés depuis 1989 et en service depuis 1994 se sont imposés également avec d'excellents résultats. Tous ces miroirs sont réalisés avec des technologies macroscopiques. Les études menées sur les miroirs à principe électrostrictif et les miroirs électrostatiques sont à suivre de très près comme nous le verrons dans ce chapitre. Elles sont très proches de notre étude et montrent clairement que le champ des miroirs adaptatifs et celui des microtechnologies forment une intersection très prometteuse, et l'avenir du premier est tributaire du deuxième. Cette constatation a son écho dans toute l'instrumentation optique des télescopes, par exemple dans l'interférométrie avec l'intégration de l'instrument de recombinaison dans un système unique d'optique intégrée [Berger, 98], des analyseurs de front d'onde constitués de micro-lentilles. Les gains en coût entraîneraient un élargissement de la demande et les gains en stabilité, en compacité et légèreté répondent à beaucoup de problèmes des systèmes spatiaux. Les projets spatiaux tels que NGST (Next Generation Spacial Telescope), SIM (Space Interferometry Mission)-DS3-TPF (NASA), DARWIN, et GAIA (ESO) sont demandeurs de systèmes légers et fiables. L'optique adaptative est complémentaire de la coronographie dans l'espace [Malbet, 96]. Des études sont menées aussi chez les militaires mais les documents sont rares et comportent peu d'éléments (en Angleterre, un programme militaire a permis de développer un miroir adaptatif, pour le suivi de cibles en vol, et pour le codage et le décodage de signaux transmis [OLE, 97b]).

1.3 Enjeux des nouvelles technologies pour l'Optique adaptative

Quels sont les enjeux de l'utilisation des microtechnologies dans la fabrication de miroirs déformables ? Des miroirs de nouvelle génération permettraient d'étendre le domaine d'application de l'optique adaptative, avec de très grands nombres d'actionneurs [Kern, 97]. Soulignons 3 enjeux :

- correction à de plus courtes longueurs d'onde,
- réalisations d'instruments de dimensions réduites ou intégration de miroirs déformables dans une instrumentation globale. Cet enjeu porte aussi sur la réduction des coûts.
- Utilisation de l'optique adaptative pour les applications spatiales.

Les autres applications de l'optique adaptative peuvent avoir lieu notamment dans le domaine de l'ophtalmologie, pour l'observation de la rétine de l'œil. Ainsi on pourrait observer les premières images claires de la rétine vivante [OLE, 97c] avec des instruments spécifiques, et permettre des diagnostics plus rapides de maladies rétinienne, et potentiellement développer des lentilles de contact pour malvoyants. Des facteurs neuraux pourraient un jour fixer la limite de la vision humaine, si on pouvait donner à l'œil des performances équivalentes ou meilleures que celles de l'œil de l'aigle....

L'utilisation de l'optique adaptative dans la propagation des faisceaux lasers, aussi bien dans la cavité interne qu'à travers l'atmosphère est envisagée. Les faisceaux laser de découpe et de soudure utiliseraient l'optique adaptative et permettraient d'obtenir une distance focale de 15 mm [LFT, Allemagne], cela permettrait d'assister les procédés d'usinage laser en augmentant la précision, la vitesse et la flexibilité, et le contrôle des lasers pour les recuits de circuits imprimés.

Nous allons détailler les technologies utilisées pour la fabrication du miroir, qui fixent les limites actuelles de l'Optique Adaptative. Cette bibliographie rassemble des informations concernant les systèmes déjà installés sur les télescopes et des éléments concernant certaines études de miroirs de nouvelle génération. Elle n'est pas exhaustive, d'autant que de nombreuses études restent confidentielles.

2 - Miroirs d'OA à actionnement piézo-électrique

Ces structures équipent presque tous les plus grands télescopes du monde :

2.1 Principe et matériaux piézo-électriques

Les matériaux piézo-électriques génèrent une tension électrique lorsqu'ils subissent une contrainte. L'amplitude et la fréquence du signal varient directement en fonction de la déformation mécanique. Il s'agit pour la plupart de céramiques et, de manière plus récente, de polymères. Les céramiques piézo-électriques sont utilisées pour des applications acoustiques et à ultrasons et pour l'amortissement de vibrations.

Les miroirs piézo-électriques exploitent le phénomène inverse. De façon réversible, la déformation induite dans ces matériaux est contrôlée par la différence de tension appliquée sur les électrodes situées aux extrémités des actionneurs. Un barreau de matériau piézo-électrique soumis à une différence de tension ΔV va se déformer et va obliger la surface du miroir duquel il est solidaire à suivre son mouvement.

Les matériaux piézo-électriques sont classés par leur sensibilité au champ électrique et par leur caractéristique de dureté (importante pour la transmission d'une force d'actionnement par piston par exemple). La céramique PZT (Plomb - Zirconate - Titanate de Plomb) se caractérise par une grande déformation (coefficient de $0,7 \text{ V}/\mu\text{m}$, contre $40 \text{ V}/\mu\text{m}$ pour un polymère). Ils se trouvent sous forme massive, en plaque, et de nouveaux procédés apparaissent permettant de les déposer en couches.

Les structures proposées sont toutes des structures de miroir continu, avec des actionneurs qui sont soit discrets soit en plaques.

2.2 Structures à actionneurs discrets et technologies associées

Ces structures utilisent des actionneurs piézo-électriques en barreaux PZT indépendants, placés en réseau et alignés sur un plan de référence. Ils sont solidaires d'une membrane mince réfléchissante en différents points du plan et lui imposent des déformations transverses par effet de piston (fig. 4). L'évolution des matériaux piézo-électriques a permis de diminuer les tensions de commande (de 3000 V à 200 V). Les actionneurs plus récents, composés d'un empilement de disques (environ 40) de céramiques PZT atteignent des courses plus importantes, de l'ordre de $5 \mu\text{m}$ d'un bord à l'autre du miroir et de $2,5 \mu\text{m}$ entre deux actionneurs voisins, [Tyson, 91]. Dans ce cas, la contrainte est longitudinale, l'actionneur tire et pousse sur la surface à déformer. La membrane suit la courbe imposée avec un déplacement proportionnel à la tension.

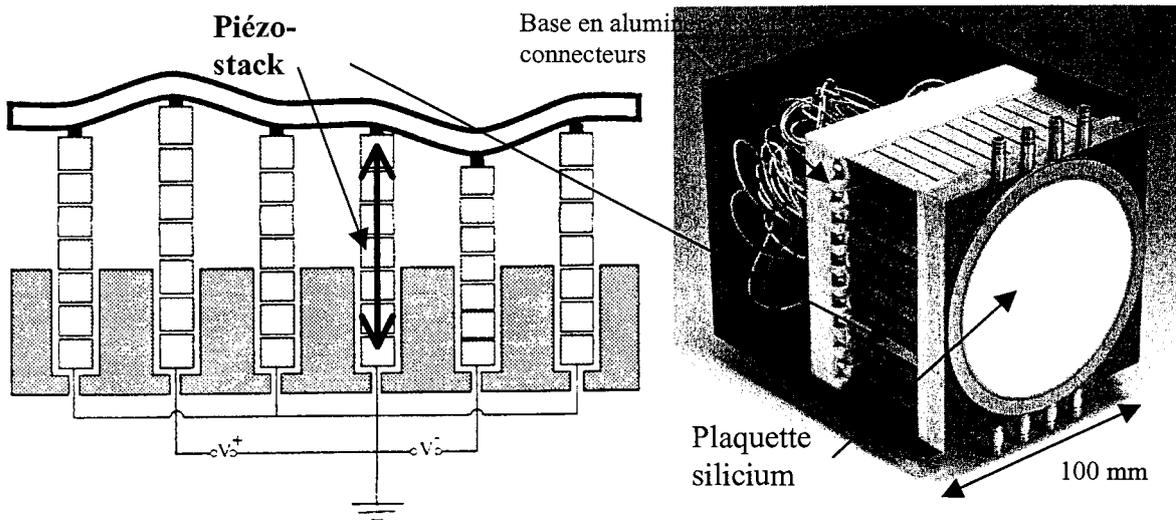


Fig. 4. Schéma du miroir à actionnement piézo-stack et photo du miroir SAM 52 de Cilas

Utilisation en astronomie :

ADONIS (ADaptive Optics Near Infrared System) sur le télescope de l'**ESO (European Southern Observatory)** installé au Chili, mis en service en 1991 avec 52 actionneurs. Ce fut le premier instrument scientifique à avoir fourni des résultats astronomiques [Beuzit, 95].

SOR (Starfire Optical Range) au Nouveau Mexique, ce système militaire dédié à la surveillance des satellites comporte 241 actionneurs ! [Fugate, 94].

ACE (Atmospheric Correction Experiment) du Mont Wilson, en Californie. 341 actionneurs fonctionnent sur ce système (lui aussi militaire) depuis 1995 [Shelton, 95].

Keck II, (de la fondation **Keck**, en association avec le **California Institute of Technology**) dont le système sera mis en service en 99-2000 [Wizinowich et al. , 95], [Wizinowich et al. , 96].

GEMINI, (Consortium canadien, américain, britannique et chilien) et ses deux télescopes conjugués, l'un au sommet du Mauna Kea à Hawaii, l'autre au Chili. L'optique adaptative devrait être installée en 98 [Ellerbroek, 96].

NAOS (Nasmyth Adaptive Optics System) pour le **VLT (Very Large Telescope, 8m)**, va être équipé d'un miroir de 250 actionneurs en 2000. [Hubin, 95].

Tous ces projets ont donc adopté le miroir piézo-stack. La moitié d'entre eux sont opérationnels, en association avec un analyseur de front d'onde dédié de type Shack-Hartmann [LAI, 96].

Tab. 2. Caractéristiques du miroir stack (extraits des miroirs Xinetics et Cilas)

dimensions	dimension du miroir	de 66 mm (52 act.) à 1,5 m (341 act.)
	Forme	Surface optique circulaire (boîtier 120 x 120 x 180 mm ² (52 act.)
	poids	4,5 kg (52 act.)
surface réfléchissante	Réflexion	96 % pour $0,6 < \lambda < 10,6 \text{ }\mu\text{m}$
	rugosité crête à crête	Polissage <2 nm rms
actionneurs	Nombre d'actionneurs	jusqu'à 341
	Dimension d'un actionneur	7 mm à 9,5 mm
force et déformation	déformation maximale	5 μm bord à bord 2,5 μm entre 2 act.
	tension maximale	+/- 400 V
	Stabilité thermique	Pas de données
	Hystérésis	6 %
	Bande passante temporelle	1 ^{ère} résonance > 10 kHz
puissance	Consommation	Pas de données
	refroidissement	possible
	Seuil d'endommagement	
production	Production	Par pièce, procédé de collage et d'assemblage des éléments
	Coût par actionneur (le système complet à 19 actionneurs = 40000\$)	1000 à 2500\$

Le miroir de tilt est généralement découplé. Le miroir tilt associé est généralement constitué de 4 moteurs magnétiques linéaires à course importante associés 2 à 2 et contrôlant l'inclinaison d'un miroir rigide autour des axes X et Y du plan du miroir.

Ces miroirs ont été les premiers utilisés pour l'observation en astronomie. Ils ont prouvé leur efficacité avec des surfaces de très bonne qualité optique, et un nombre d'actionneurs record. Mais le poids de 2 tonnes d'un appareillage complet d'optique adaptative installé sur NAOS donne une idée des proportions et laisse imaginer le coût d'un tel système. L'inconvénient majeur de ces systèmes en dehors des tensions à appliquer, de la puissance dissipée, et de l'instabilité thermique, réside en leur encombrement irréductible : les actionneurs sont larges de 6,5 mm, pour un poids total du miroir de 4,5 kg. Chaque actionneur supplémentaire alourdit la structure et son coût. La densité est limitée par les technologies mises en œuvre. Par ailleurs, ils cumulent également une forte hystérésis.

Xinetics Inc. (Littleton, USA) propose également un miroir piézo-stack comparable à ceux fabriqués par Cilas [Ealey, 94]. L'objectif est réduire le coût à 2500\$ à 1000\$ par actionneur, avec des matériaux plus performants (PZT-5H), des tensions de commande plus faibles (130 V), dont l'assemblage devrait permettre une réparation des actionneurs. Par contre, les déplacements autorisés sont de 4 μm seulement. Le miroir possède 37, 97, et 349 actionneurs espacés de 7 mm.

Autres applications :

Ces miroirs sont étudiés aussi pour la correction des aberrations de l'œil à l'université de Rochester, US, avec 37 actionneurs en PZT dans un réseau carré, au dos d'une plaque de verre aluminisée. La course obtenue est de 2 μm en 4096 pas grâce sans doute à un astucieux empilement commandé numériquement. [OLE, 97a].

2.3 Structures à actionneur unique monolithique

Une structure en bloc monolithique piézo-électrique sur laquelle on a collé un miroir et des électrodes de commande a été étudiée [Feinlib, 74].

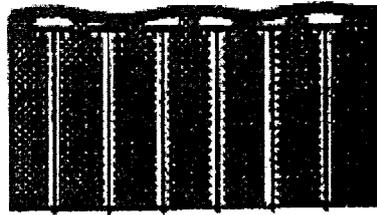


Fig. 5. Schéma du miroir monolithique

Les débattements obtenus se sont montrés très réduits, de l'ordre du micromètre, à cause de la « liaison directe » intrinsèque entre actionneurs. Par contre, la bande passante se révèle très large et ce système bénéficie d'une très bonne stabilité mécanique. Ces miroirs ont été abandonnés avec l'arrivée des miroirs à actionneurs discrets (§2.2)

2.4 Structures à miroir bimorphes et technologies

D'autres technologies dans les matériaux piézo-électriques ont permis la réalisation d'un miroir bimorphe, constitué de deux ou trois plaques (dont l'une au moins ou deux sont piézo-électrique) de quelques cm. Sous l'effet d'une différence de tension, la déformation différentielle des lames va induire une courbure contrôlable. La loi de déformation de la surface est alors :

$$\frac{\partial^2 z}{\partial t^2} = A \nabla^4 z + B \nabla^2 V(x, y, t)$$

Où $V(x,y,t)$ est la tension appliquée au point (x,y) du miroir à l'instant t , A et B sont des constantes qui dépendent de la configuration du miroir. Des modélisations ont été proposées [Kolorowski, 78], [Haveli, 83].

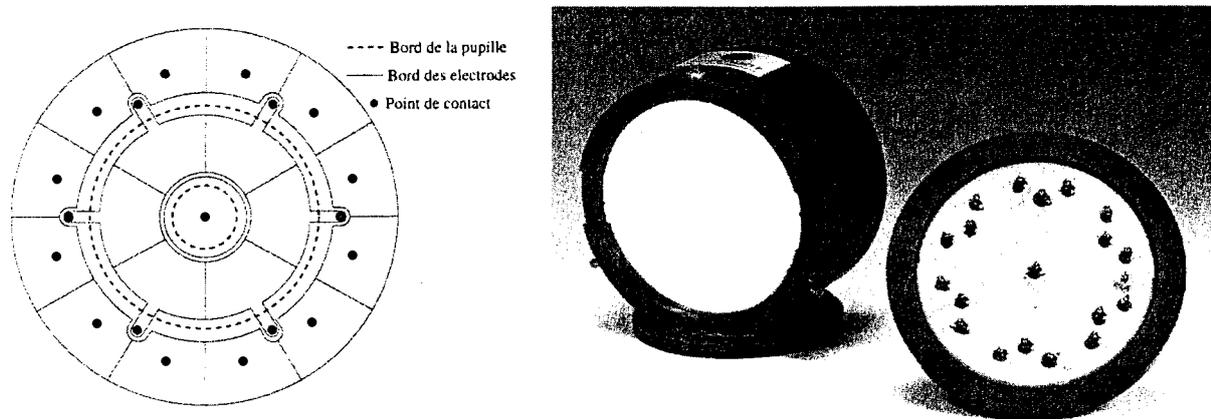


Fig. 6. Disposition des électrodes d'un miroir de type bimorphe BIM 19 de chez Cilas et photo du miroir

Cette dernière version du miroir piézo-électrique, en plaque, plus récente, mais néanmoins déjà largement expérimentée, trouve une utilisation un peu différente. Ils ont été ou vont être utilisés dans les projets d'astronomie suivants :

Utilisation en astronomie :

UH AO (University of Hawaii Adaptive Optics) pour le **TCFH (Télescope Canada-France-Hawaii)** et le **UKIRT**, mis en service en 1994. C'est le premier à fonctionner, il a permis des observations fantastiques. Conçu au départ avec 13 électrodes, il sera amélioré à 36 électrodes.

PUEO (Hibou hawaïen) pour le **TCFH** en est inspiré avec ses 19 actionneurs [Lai, 96].

AAT (Anglo-Australian Telescope), situé à Siding Springs, en Australie, possède un système à 19 éléments, fruit du travail de l'Université de Sydney [O'Byrne et al. , 95].

SUBARU (Grand télescope national Japonais), est le seul télescope de la classe des 8 m à s'être équipé d'optique adaptative de courbure. 36 pupilles le composent [Takami et al. , 95].

VLTI (Very Large Telescope Interferometer) compte utiliser un miroir bimorphe à 31 actionneurs de diamètre 150mm (MACAO). L'optique adaptative fournit un faisceau partiellement corrigé dont dépend fortement la sensibilité du senseur de frange de l'interféromètre. [Coudé du Foresto et al. , 97]

Ces miroirs permettent de corriger plus facilement les perturbations atmosphériques qui se modélisent aisément suivant la même loi de Poisson.

2.4.1 Les technologies

De nombreuses réalisations ont vu le jour [Jagourel, 90], [Gaffard, 94], construites par la société Cilas (ex-Laserdot, voir photo fig. 6). Nous décrivons ce miroir plus en détail, car il a fait l'objet de beaucoup d'études et de publications. Citons aussi l'Imperial College à Londres qui produit des miroirs bimorphes avec des ouvertures de 45 mm typiquement avec 9 ou 17 actionneurs. D'autres sont fabriqués chez Turn, à Moscou, et au Centre for Technological Laser à Shatura.

Décrivons plus précisément le miroir équipant le TCFH dans le projet PUEO [Lai, 96]. La commande est réalisée par une mosaïque d'électrodes collées entre deux plaques piézo-électriques dont une des faces - recouverte d'or ou de molybdène - est réfléchissante.

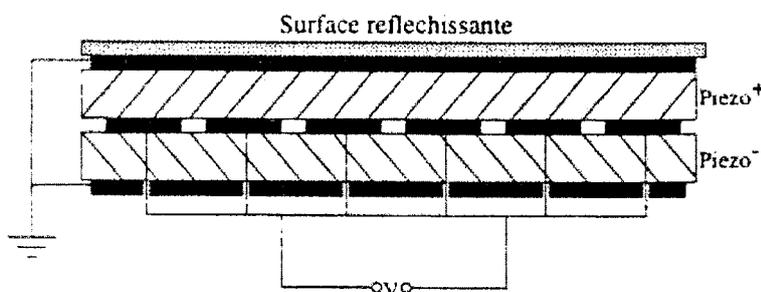


Fig. 7. Dessin sur la tranche du miroir bimorphe du projet PUEO

Ces plaques maintenues à la périphérie par 3 points fixes sont polarisées en opposition. Lorsqu'une tension est appliquée sur une électrode, l'effet piézo-électrique tend à tendre une plaque et à contracter l'autre, ce qui induit une courbure du miroir. Les 7 électrodes centrales servent effectivement à la correction tandis que celles à la périphérie sont utilisées pour créer les bonnes conditions limites. Les électrodes centrales sont alimentées au moyen de via à travers la céramique, ce qui entrave la planéité de la surface. Pour cette raison, les contacts sont à l'extérieur de la surface utile. L'influence d'une électrode s'arrête au voisinage de la suivante. La céramique utilisée supporte jusqu'à 400 V, sans risque de claquage.

2.4.2 Les résultats obtenus et les perspectives

Tab. 2. Caractéristiques du miroir bimorphe piézo-électrique de Cilas

dimensions	dimension du miroir	Diamètre total 100 mm Epaisseur 80 mm Diamètre plaque piézo 60 mm Diamètre pupille 30 mm
	Forme	circulaire
	poids	< 1 kg
surface réfléchissante	Réflexion	96 % pour $0,6 < \lambda < 2,5 \mu\text{m}$
	rugosité crête à crête	< 2 nm rms
actionneurs	Nombre d'actionneurs	19, 21, 36
	Dimension d'un actionneur	> 6 mm
force et déformation	déformation	+/- 10 μm bord à bord +/- 4 μm avec un seul actionneur
	tension	+/- 400 V
	Stabilité thermique	Pas de données
	Hystérésis	6 %
	Bande passante temporelle	1 ^{ère} fréquence de résonance 2,2 kHz fonctionnement jusqu'à 500 Hz
puissance	Consommation	Pas de données
	refroidissement	Pas de données
	Seuil d'endommagement	Pas de données
production	Production	unitaire
	Coût par actionneur	1000 à 2000\$

2.4.3 Les limitations

Les problèmes d'hystérésis liés au matériau persistent mais la plus grande limitation est due aux technologies utilisées qui interdisent une plus grande densité d'actionneurs. La plaque déformable épaisse (2 mm) n'est pas assez souple pour être déformée avec une grande fréquence spatiale, et l'actionneur ne délivre pas assez de force. Par ailleurs, des tensions élevées (400 V) sont nécessaires, et aucun refroidissement ne semble envisagé sur ce modèle. La taille limite de l'électrode pour appliquer les forces nécessaires est également un facteur à prendre en compte. Les progrès des matériaux piézo-électriques notamment dans le champ des couches minces et de la microfabrication permettront peut-être un jour de surmonter ces difficultés.

3 - Miroir d'Optique Adaptative à actionnement électrostatique

Il existe de nombreuses utilisations potentielles à ces miroirs, qui pour l'instant sont en phase d'étude. Depuis quelques temps, des travaux sont réalisés pour acquérir les technologies nécessaires à la fabrication de miroirs électrostatiques performants, sous l'impulsion des astronomes, qui sont impatients d'améliorer leurs outils. En 1994, le professeur Takami penche pour une membrane électrostatique comme miroir adaptatif pour Subaru [Takami, 94], mais se décide finalement pour un miroir bimorphe en 1995 [Takami, 95]. Les technologies ne sont alors pas assez avancées.

Deux types de miroirs cohabitent. D'un côté les miroirs à membrane continue qui ont la préférence des opticiens, et de l'autre les miroirs segmentés, constitués de réseaux de micromiroirs unitaires qui séduisent les manipulateurs de microtechnologies et de microstructures. En effet dans le cas des micromiroirs segmentés, les membranes sont réalisées avec des procédés collectifs dont la mise en œuvre peut paraître plus simple.

3.1 Principe

Il s'agit d'une membrane très fine et très souple sur laquelle on exerce des forces électrostatiques à l'aide d'électrodes placées en regard. La force F d'attraction entre les électrodes s'exprime comme suit :

$$F = \frac{\epsilon\epsilon_0 V_c^2 S}{d^2}$$

Où $\epsilon\epsilon_0$ est la constante diélectrique du matériau entre les électrodes, S est la surface des électrodes, d est la distance entre les électrodes, et V_c est la tension de contrôle. Les grandeurs des forces transverses sont nettement favorisées par une géométrie plane. L'intérêt est double : augmenter la surface, et diminuer la distance entre les électrodes. Dans le cas de systèmes électrostatiques, la force est inversement proportionnelle au carré de la distance entre les électrodes, par conséquent la tension à appliquer sur une membrane en une seule partie lorsqu'elle s'éloigne peut devenir importante. Ceci est un facteur limitant pour les miroirs continus.

Les surfaces segmentées ont des inconvénients : elles donnent naissance à des effets de diffraction plus larges [Enguehard, 93]. L'existence de structures de maintien de chaque élément ne rend pas la surface utile optimale. Enfin, la discontinuité entre miroirs unitaires est une source de lumière parasite (on travaille souvent dans l'infrarouge) et peut parfois avoir l'effet « d'un néon dans la nuit ».

De plus, un miroir adaptatif s'emploie d'abord à corriger les effets de tilt, et de défocalisation qui représentent la perturbation la plus ample, et demandent une amplitude de déformation élevée. Prenons l'exemple d'un tilt important. La membrane continue prend une pente qui corrige cet effet par le jeu de tous les actionneurs combinés. Les micromiroirs prennent tous également cette pente. L'amplitude de variation de la pente va se réduire pour corriger les autres modes. Or, donner de grands angles à de petites membranes devient technologiquement plus difficile.

3.2 Structures segmentées à micro-miroirs

Les micro-miroirs sont à l'étude depuis 1983, avec les travaux de L.J. Hornbeck [Hornbeck, 83], qui a réalisé un miroir divisé en 128x128 miroirs déformables de 51 μm de côté avec comme objectif de réaliser un modulateur de lumière. Plus tard, d'autres ont cherché à rendre le système plus intelligent pour l'utiliser comme correcteur de front d'onde [Miller, 93].

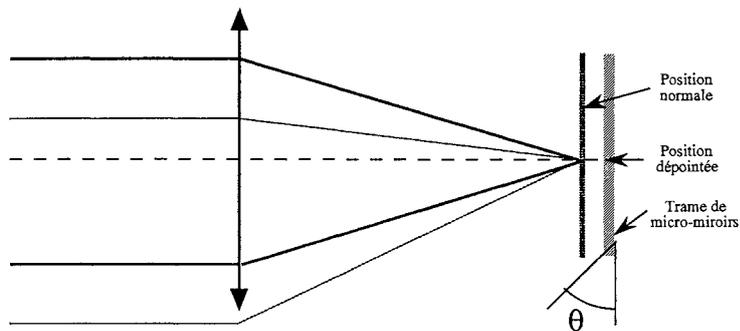


Fig. 8. Principe du réseau de micromiroirs

Une étude est actuellement menée au LETI sur des micro-miroirs permettant un débattement de 2 μm , avec 8 x 8 micromiroirs hexagonaux de 20 μm de côté espacés de 300 μm .

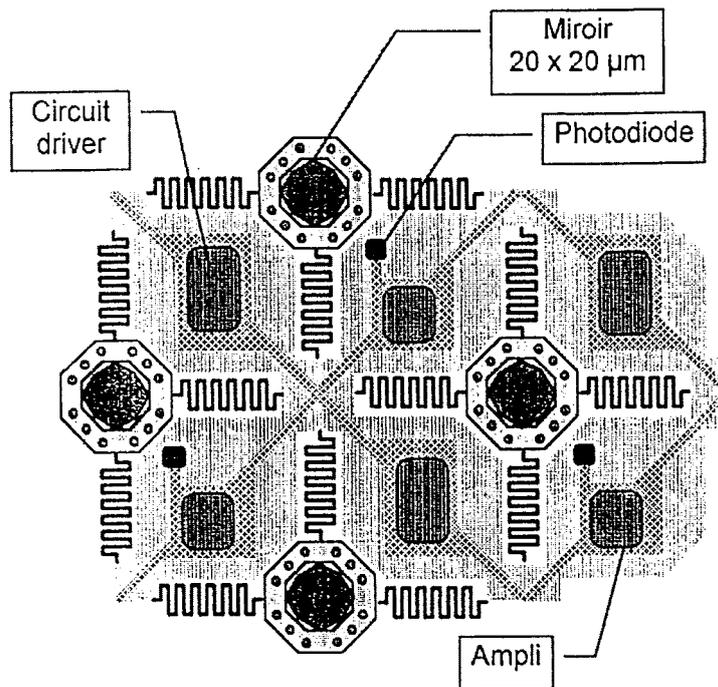


Fig. 9. Disposition des micromiroirs du LETI

Un astucieux jeu de micro-lentilles permet de conserver la totalité de la surface :

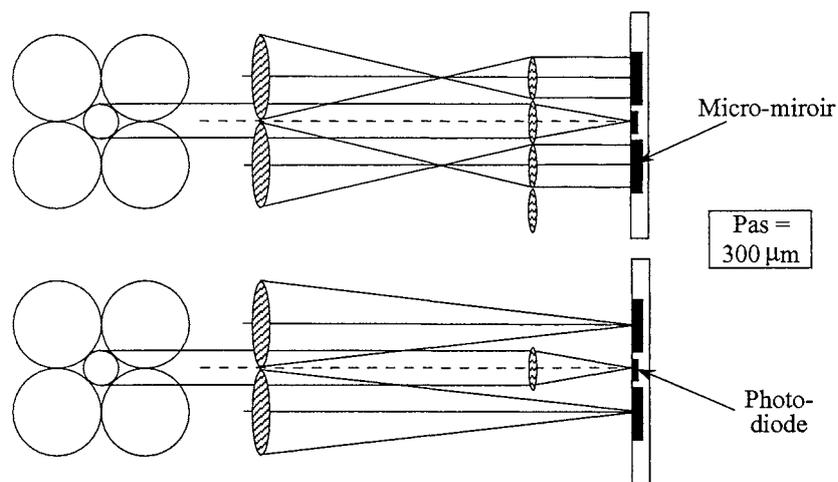


Fig. 10. Dispositif avec le réseau de microlentilles

L'inconvénient majeur tient à la complexité du système à mettre en œuvre et à la difficulté de permettre de grands débattements avec des structures fragiles. Par ailleurs, l'utilisation du réseau de microlentilles contraint l'utilisateur à travailler en monochromatique Le Phillips Laboratory à Kirtland fabrique des miroirs segmentés agissant comme des pistons [Roggemann, 97].

3.3 Structures à miroir continu et technologies associées

Pour ces miroirs, il est indispensable d'apporter un biais en tension pour pouvoir agir sur la membrane à la fois en attraction et en répulsion, et aussi pour augmenter la sensibilité du système. Une tension de biais de 100-300 V permet de fléchir la membrane et d'obtenir des courbures dans les deux sens avec une tension de contrôle bipolaire variant de +/- 10 à 50 V, rendant plus envisageable une commande intégrée sur le substrat.

On trouve principalement les miroirs vendus par OKO, résultat des technologies développées par TU Delft et par Delft Institute of Microelectronics and Submicron Technology (DIMES). Les caractéristiques de ce miroir sont décrites précisément ici, car les recherches effectuées sont très proches des nôtres et les plus avancées. Il faut citer les travaux de SFIM Industries, France, spécialisée dans l'optique active, qui étudie la réalisation d'un miroir électrostatique avec des technologies comparables, et des aspirations identiques. La collaboration avec l'ESIEE, spécialisé dans la micro-électronique et les technologies silicium dédiées s'inscrit dans cette ligne [Coville, 97 ou 98]. Le projet est de réaliser une membrane carrée de 3 cm de côté déformable de +/- 5 μm avec des tensions de 100 V. Une autre étude intéressante utilise un miroir électrostatique continu déposé sur une couche viscoélastique pour réaliser des valves de lumière [Kück, 96].

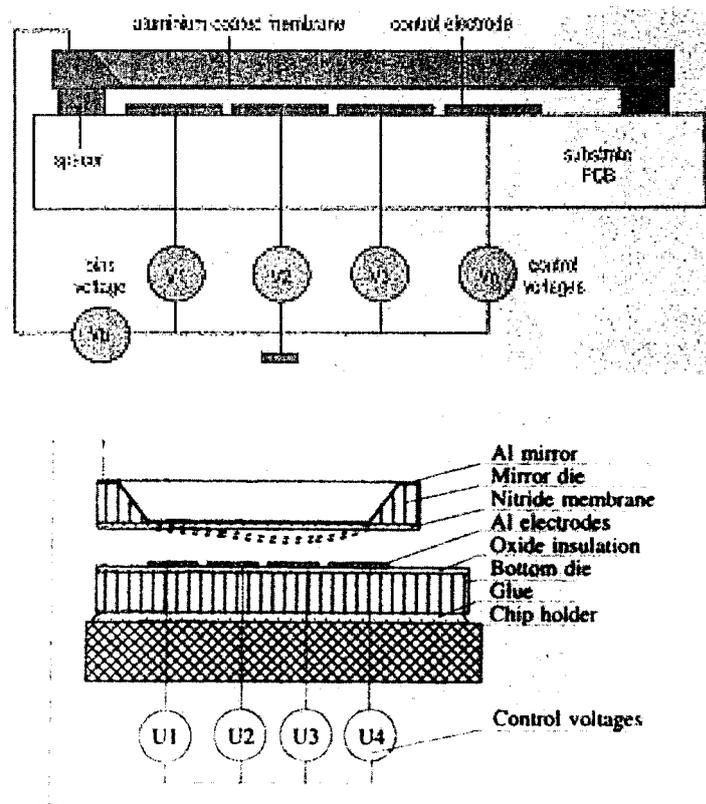


Fig. 11. Schémas en coupe du miroir DIMES [OLE, 97a]

Ces systèmes sont nés de technologies éprouvées comme les dépôts d'aluminium et de technologies plus récemment mises au point telles que la gravure silicium.

Les membranes en nitrure de $0,3$ à $0,8 \mu\text{m}$ d'épaisseur (fig. 12) sont obtenues par gravure anisotrope du silicium dans une solution d'hydroxyde de potassium (KOH) avec une assez bonne sélectivité, la gravure isotrope n'étant pas assez sélective pour conserver intact le nitrure. Les membranes carrées, d'une taille typique de 10 à 15 mm maximum de côté présentent un astigmatisme initial de $0,1$ à $2 \mu\text{m}$, elles sont réalisées dans des substrats de silicium $4''$.

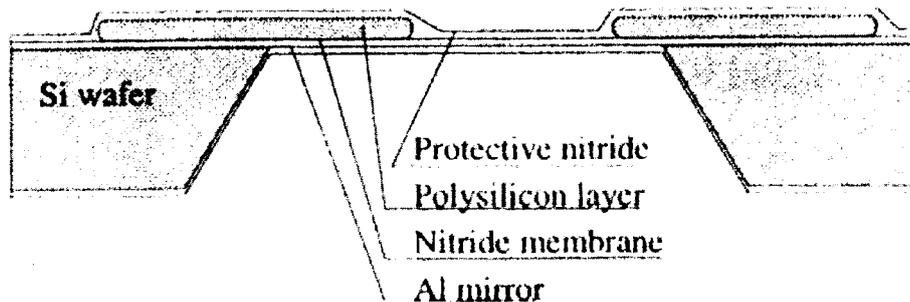


Fig. 12. Coupe d'une membrane DIMES

Des modélisations du comportement mécanique d'une membrane souple en nitrure de silicium déformée électro-statiquement montrent la complexité des hypothèses et la nécessité d'un modèle non linéaire [Wang et al. , 96]. Les électrodes sont disposées suivant un réseau hexagonal :

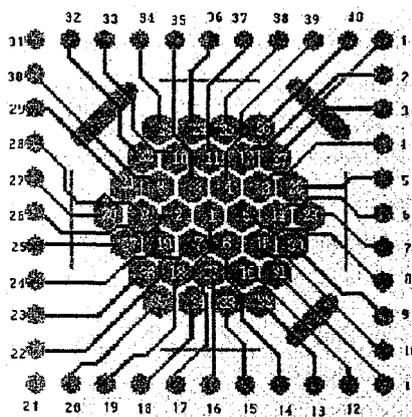


Fig. 13. Disposition des électrodes [OLE, 97a]

Remarque : les électrodes du miroir construit par SFIM Industries débouchent face arrière du silicium, ce qui rend la surface face avant entièrement disponible pour la correction du faisceau. Les électrodes sont toutes réalisées en aluminium. Les technologies de fabrication des électrodes sont simples et totalement maîtrisées si la membrane est rapportée dessus par un collage à sa périphérie. Elles sont plus compliquées à réaliser si elles sont fabriquées dans le même substrat que la membrane, ce qui est le cas pour les micromiroirs, mais jamais pour les miroirs continus. La principale difficulté réside dans la fabrication des membranes.

3.3.1 Les résultats ou caractéristiques

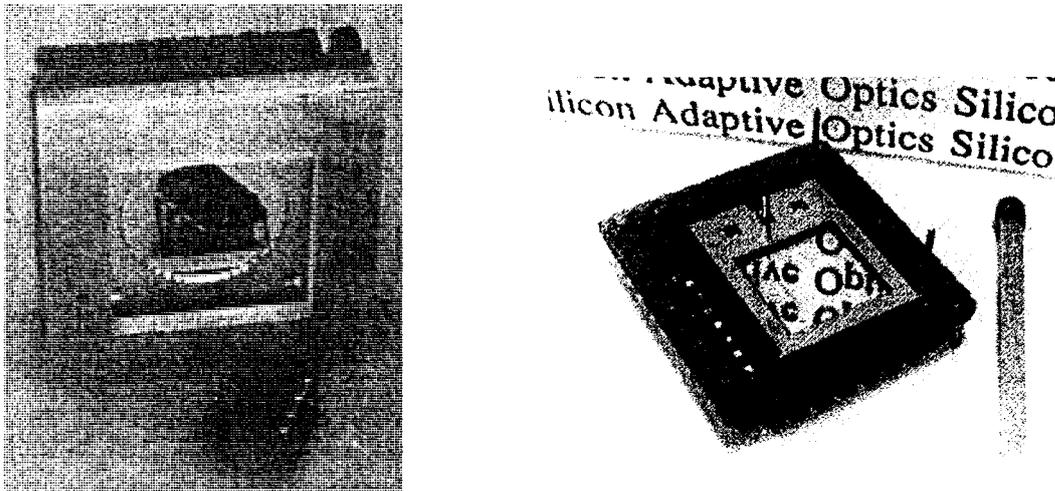


Fig. 14. Photos du miroir DIMES (OLE)

Tab. 3. Caractéristiques des miroirs électrostatiques continus DIMES

dimensions	dimension du miroir	10 - 15 mm
	Forme	Circulaires et carrées
	poids	< 1 kg (hors refroidissement)
surface réfléchissante	matériau	dépôt : Al face gravée et Cr/Au ou Ni/Au au-dessus
	Réflexion	médiocre
	rugosité crête à crête	λ
actionneurs	Nombre d'actionneurs	19 ou 37
	Dimension d'un actionneur	< 3 mm
force et déformation	matériau membrane	nitride
	déformation	$10 \times \lambda$
	tension	100-300 V de biais + 10-50 V de contrôle
	Stabilité thermique	
	Hystérésis	négligeable
	Bande passante temporelle	1 kHz
puissance	Consommation	20 W
	Seuil d'endommagement	300 W/cm ²
production	Production	Collective
	Coût par actionneur Coût d'une membrane	10-100 \$ environ 2000 \$*

*[OKO, 98].

3.3.2 Les limitations

Les technologies utilisées pour la fabrication de membrane permettent une taille maximale de la membrane de 2 cm. Ces membranes très fines permettant de grandes déformations sont fragiles (nitride). La réflexion obtenue par les couches réfléchissantes déposées n'est pas très satisfaisante.

La densité des actionneurs est limitée par la puissance maximale dissipée dans le substrat avec refroidissement ($300\text{W}/\text{cm}^2$). Les fabricants ne donnent ni la densité limite d'actionneurs, ni la limite d'intégration des électrodes sur le substrat et les valeurs des forces dans ce cas extrême. L'amplitude de la déformation bord à bord sur le miroir est relativement faible, due à l'affaiblissement de la force électrostatique avec la distance entre les électrodes (distance membrane/actionneur). Un miroir tip-tilt associé peut cependant prendre en charge cette déformation.

3.3.3 Conclusion sur les miroirs électrostatiques

Ils sont actuellement, parmi tous les miroirs décrits ici, les plus compatibles avec une haute intégration, en miroir continu ou en miroir segmenté. Ils promettent donc des dispositifs à plus grand nombre d'actionneurs et moins encombrants. Ils sont les instruments les plus intéressants pour le domaine spatial actuellement.

4 - Les autres miroirs d'Optique Adaptative

4.1 Miroirs électro-optiques ou modulateurs spatiaux de lumière

4.1.1 Principe et matériaux

Pour effectuer une correction sur le chemin optique, les systèmes interviennent soit sur la longueur du trajet optique parcouru par le photon (réflexion), soit sur l'indice du milieu de propagation (transmission-réfraction, donc la vitesse du photon). Les systèmes à modulation d'indice sont électro-optiques ou acousto-optiques.

On distingue notamment les cristaux KDP qui introduisent un retard de chemin optique $\Delta\delta$ pour une longueur l lorsqu'on applique un champ longitudinal (effet Pockels) :

$$\Delta\delta = n_0^3 r_{63} E(x, y) l = n_0^3 r_{63} V(x, y)$$

Où n_0 est l'indice ordinaire du KDP (matériau biréfringent), r_{63} est la constante électro-optique, et E est le champ électrique appliqué. Pour obtenir un décalage de $\lambda/2$, avec une longueur d'onde de $0,5 \mu\text{m}$, il faut appliquer une tension de l'ordre de 7 kV et du même ordre de grandeur pour un ADP (8 kV) et pour un Niobate de Lithium (LiNbO_3 , 2 kV). Les charges sont parfois appliquées par canon à électrons.

Les cristaux liquides répondent à des tensions beaucoup plus faibles, et possèdent un effet de mémoire qui permet un adressage par ligne et colonnes. Les temps de réponse sont typiquement de l'ordre de 40 ms pour les cristaux liquides nématiques (25 Hz , NLC) [Ealey, 90]. Ils sont utilisés pour les lentilles à focale variable, et des focalisations en différents points du plan (pointage). Par contre les cristaux liquides ferromagnétiques (FLC) fonctionnent à des fréquences qui peuvent atteindre plusieurs kHz, en binaire, car ils ne peuvent produire que des changements de phase de 0 ou π lorsqu'ils sont bien configurés. Cependant, ils peuvent quand même être utiles à l'optique adaptative pour certaines applications spécifiques (occultation de pixels en coronographie) [Birch et al. , 97]. Des études basées sur les cristaux liquides ferromagnétiques (FLCs) sont réalisées par Meadowlark, US [Birch et al. , 97].

4.1.2 Limitations et résultats

Ils ont l'avantage d'une très faible consommation, mais ils sont facilement endommageables, notamment par la chaleur. Ils absorbent dans l'infrarouge et sont très sensibles à la polarisation. Le temps de réponse est de $0,02$ à $0,1 \text{ s}$. Un prototype a fonctionné à 6 Hz .

4.2 Miroirs à actionnement magnétique à aimants permanents

[Bruns, 97], [Bruns, 95], [Modisett, 95]

Un miroir déformable d'optique adaptative à actionnement magnétique à aimants permanents a été réalisé pour le MMT (Multi Mirror Telescope) par la société Thermotrex (fig. 15). Ce miroir a la particularité d'être le miroir secondaire de ce télescope, directement au foyer du miroir primaire. Il est par conséquent de taille importante, et par sa situation il est incontournable sur le chemin optique. Sa taille permet d'utiliser des gros actionneurs, mais elle impose une structure lourde à forte consommation. L'autre particularité, c'est son principe, unique dans l'Optique Adaptative qui permet d'exercer les forces et les déformations nécessaires pour cette structure.

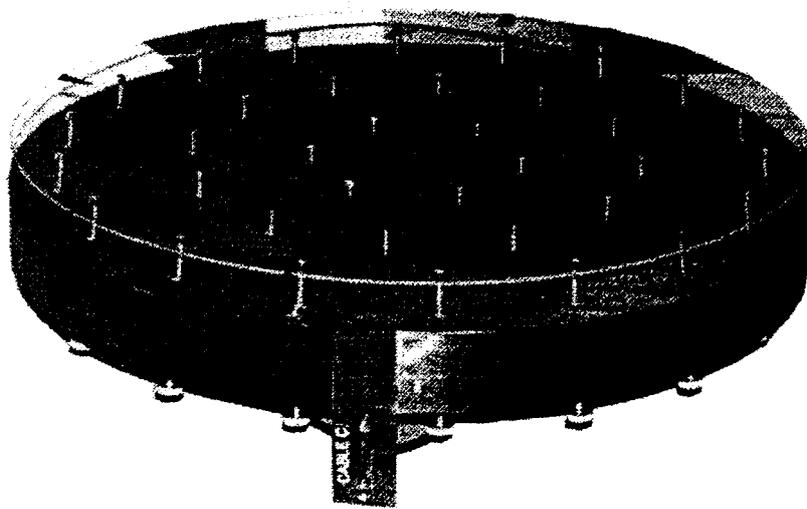


Fig. 15. Photo du prototype du miroir secondaire du MMT [Bruns, 97]

Le miroir secondaire est déformé grâce aux 300 actionneurs et contrôlé par des capteurs capacitifs qui mesurent la position par rapport à la plaque de référence en aluminium.

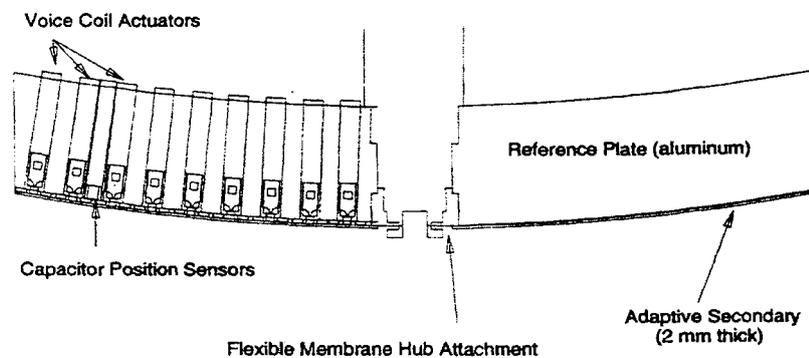


Fig. 16. Schéma en coupe du miroir adaptatif secondaire

4.2.1 Principe d'actionnement et actionneurs

Les actionneurs sont composés d'un aimant collé sur la «membrane» et d'une bobine en vis à vis intégrée dans l'actionneur (fig.17).

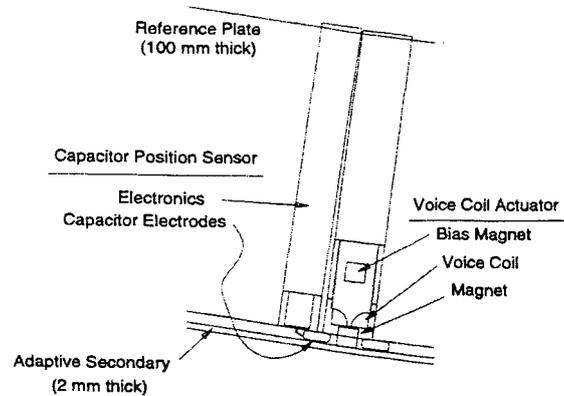


Fig. 17. Schéma de l'actionneur couplé à son capteur

Un aimant permanent sert d'offset pour supporter le poids du verre et pour réduire la puissance requise par un actionneur.

4.2.2 Résultats et limitations du miroir secondaire MMT

Tab. 5. Caractéristique du miroir à actionneurs magnétiques du MMT [Bruns, 97]

dimensions	dimension du miroir	53 cm de diamètre
	Forme	rond
	poids	Pas de données
surface réfléchissante	matériau	Pas de données
	Réflexion	Pas de données
actionneurs	Nombre d'actionneurs	60 (300 en projet)
	Dimension d'un actionneur	Pas de données
force et déformation	matériau miroir	Plaque de référence alu (100 mm) « Membrane » de 2mm en verre
	écartement	100 μm de gap
	Déformations	Quelques microns
	forces	50 mN (moy) jusqu'à 250 mN
	Stabilité thermique	Refroidissement à liquide
	Hystérésis	Non communiquée
puissance	Bande passante temporelle	Non communiquée
	Consommation	Non communiquée
production	Seuil d'endommagement	Non communiqué
	Production	pièce
	Coût par actionneur	Non communiqué

On voit que pour des grands déplacements et des couples importants, à plus grande distance, le choix s'est porté sur des actionneurs magnétiques avec des technologies classiques. Cet instrument mesure 60 mm de diamètre pour une épaisseur de 8 mm (miroir seul). Le système et sa commande et son installation représentent un encombrement et un poids importants.

Le miroir étudié principalement dans notre étude n'a en commun avec ces miroirs que le principe, sa taille nécessitant l'usage de microtechnologies pour la réalisation et l'intégration de microbobines, de microaimants et de membranes.

Enfin, il est également à noter que dans le miroir tip-tilt fabriqué par Cilas, 4 moteurs magnétiques linéaires couplés 2 à 2 inclinent un miroir rigide suivant les axes X et Y de 206 arc sec (1 mrd). Ils sont composés également d'un aimant permanent et d'une bobine. Le concept est illustré sur la fig. 18.

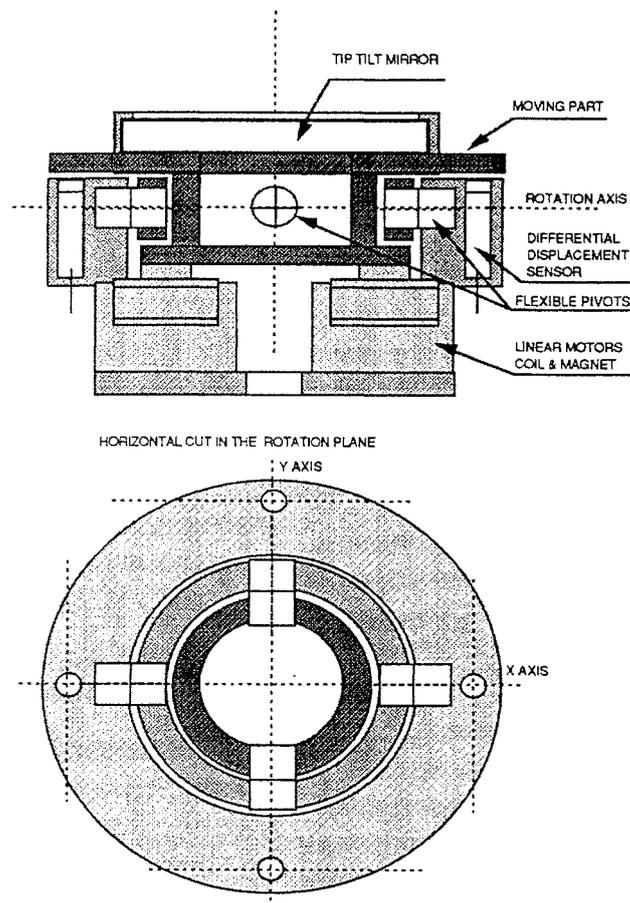


Fig. 18. Schéma général du Tip-Tilt [Gaffard, 94]

4.3 Miroir tip-tilt magnétostrictif [Strohbehn, 94]

Ce miroir tip-tilt présente l'originalité de son principe, rompant avec la batterie d'actionneurs piézo-électriques et d'actionneurs de type bobine/aimant. Il est rendu possible par les progrès récents des matériaux magnétostrictifs en barreau (magnétostriction géante du Terfenol), qui ont fait leur preuve et qui présentent deux grands avantages :

- une grande course de déplacement,
- une grande force, proportionnelle à la longueur du barreau,

tout en évitant d'avoir à manipuler des hautes tensions. Dans ce miroir destiné au projet Flare Genesis pour une utilisation dans un ballon à haute altitude et à pression faible (8 torr), les arcs électriques se forment plus facilement qu'à pression atmosphérique. Un champ constant préétabli (par un aimant permanent ou une bobine de champ) permet d'exercer un contrôle bipolaire de l'actionneur. La bande passante de ce miroir est de 200 Hz, il fonctionne avec une alimentation de +/- 15 V et peut s'incliner sur +/- 400 arcsec, ce qui est très performant. (+/-206 arcsec pour le tip/tilt magnétique [Gaffard, 94], et +/- 65 arcsec pour un tip/tilt piézo-stack).

La miniaturisation d'un système magnétostrictif de miroir tip-tilt ou déformable pose des problèmes similaires à celle de miroirs piézo-électriques : la taille de l'actionneur est tributaire des matériaux actifs utilisés et des progrès dans la réalisation de couches minces et épaisses. Un miroir déformable magnétostrictif en couche mince est envisagé au chapitre 4.

Références

Berger, 98 « Integrated optics components for interferometric beam combination » J.P Berger, K. Rousselet-Perraut, P. Kern, F. Malbet, I. Schanen-Duport, L. Nabias, P. Benech -

Beuzit, 95 « ADONIS : a user-friendly adaptive Optics system for the ESO 3,6 m telescope », J.-L. Beuzit, N. Hubin, L. Demailly, E. Gendron, P. Gigan, F. Lacombe, D. Rouan, F. Chazallet, D. Rabaud, P.-Y. Madec, G. Rousset, P. Fautrier, H. Geoffray, F. Eisenhauer, R. Hofman, D. Bonaccini, E. Prieto, OSA/ESO Topical Meeting on Adaptive Optics, octobre 1995, p. 57-62, ESO conference and workshops proceedings 54. M. Cullum Ed.

Birch, 97 « Real time adaptive optics correction with a ferroelectric liquid crystal spatial light modulator and Shack-Hartmann wavefront sensor » P.M Birch, J. Gourlay, N.P Doble, A. Purvis. Proceeding of SPIE. Vol 3126 Active and Adaptive Optics, p. 185-190, 1997.

Bruns, 95 « Design and prototype tests of an adaptive secondary mirror for the new 6,5 m single mirror MMT » D.G Bruns, D.G Sandler, B. Martin, G. Brusa. Proceeding of SPIE. Vol 2534, p. 130-139, 1995.

Bruns, 97 « Final prototype design for the adaptive secondary mirror of the 6,5 m MMT » D.G Bruns, T.K Barrett, T.J Brinkley, D. Goyena, D.G Sandler, H.M. Martin, G. Brusa, J.R.P Angel. Proceeding of SPIE, Vol 3126, p. 164-171, 1997.

Coudé du Foresto et al., 97 « Etude préliminaire de l'instrument proche-infrarouge/rouge du VLTI et de GI2T », V. Coudé du Foresto, F. Malbet, D. Mékarnia, R. Petrov, F. Reynaud, M. Tallon, mars 1997.

Coville et al., 97 ou 98 « Micro Miroir Actif : un composant d'optique adaptative », A. Coville, G. Robert, L. Babadjian, X. Bozec, R. Mercier-Ythier, J.L. Carel, Proceedings d'ADEMIS, Paris

Demailly, 96 thèse de Laurent Demailly sur l'optique adaptative, DESPA – Bat. Lyot (6), Observatoire de Paris – Meudon, 92195 Meudon cedex.

Ealey, 94 « Xinetics Low Cost Deformable Mirrors with Actuator Replacement Cartridges » M.A Ealey, J.A Wellman. 1994. SPIE Vol 2201, Adaptive Optics in Astronomy, p. 680-687.

Ellerbroek, 96 « Comparison of adaptive optics technologies for large astronomical telescope », B.L Ellerbroek, M.J Northcott, F. Rigaut, D. Simons. 1996. Adaptive Optics. Vol 13. OSA Technical Digest series, p. 220-222.

Enguehard, 93 « Diffractive errors in segmented adaptive optics » S. Enguehard, B. Hatfield. Proceeding of SPIE, vol 1945, p. 431-434. 1997.

Fugate, 94 « First observations with the starfire Optical Range 3.5 m telescope », R.Q Fugate, B.L Ellenbroek, E.J Stewart, D.N Colucci, R.E Ruane, J.M Spinhirne, R.A Cleis, R. Eager. 1994. Proc SPIE Vol 2199. p. 481-493. Advanced Technology Optical Telescopes.

Gaffard, 94 « Adaptive Optics : description of available components at LASERDOT », J.-P. Gaffard, P. Jagourel, P. Gigan, Proc. of SPIE, vol. 2201, Adaptive Optics in Astronomy, p. 688-702, 1994.

Hornbeck, 83 « 128 x 128 deformable mirror device », L.J. Hornbeck, IEEE Trans. Electron Devices, vol. ED-30, p. 539-445, 1983.

Hubin, 95 « The ESO adaptative optics program », N. Hubin. October 2-6 1995. OSA/ESO Topical Meeting on Adaptative Optics, p. 38. ESO Conference and Workshops proceeding 54. M. Cullum Ed.

Jagourel, 90 « Adaptive Optics : a bimorph mirror for wavefront correction » P. Jagourel, P.Y Madec, M. Sechaud. Proceeding of SPIE, vol 1271. Adaptive Optics and Optical Structures, p. 160-171. 1990.

Junzhong Liang, 1997 « Super-normal vision and high resolution retinal imaging through adaptive optics », Junzhong Liang et al. 1997 J. Opt. Soc. Am. A. 14(11), p. 2884-2892.

Kern, 90a « Optique Adaptative et Grands Téléscopes », thèse de P. Kern, Université de Paris VII, Observatoire de Meudon, 25 juin 1990.

Kern, 90b « Adaptive optics prototype system for infrared astronomy, I: system description » P. Kern, P. Lena, F. Rigaut, G. Rousset, J.C Fontanella, J.P Gaffard, C. Boyer, P. Jagourel, F. Merkle. Proceeding of SPIE. Vol 1271. Adaptive Optics and Optical Structures. p 243-251. 1990

Kern, 97 « Astronomie et Micro-Optique » P. Kern. Journée ADEMIS du 6 juin 1997.

Kück, 96 « Deformable micromirror devices as phase-modulating high-resolution light valves », K. Kück, W. Doleschal, A. Dehner, W. Grundke, R. Melcher, J. Paufler, R. Seltmann, G. Zimmer, Sensors and Actuators A 54, p. 536-541, 1996.

Lai, 96 « L'optique adaptative du télescope Canada-France-Hawaii et son utilisation pour l'étude des cœurs de galaxies à flambée d'étoiles », Thèse de Olivier Lai, docteur de l'Université de Paris VII, 11 décembre 1996.

Malbet, 96 « High angular resolution coronagraphy for adaptive optics » F. Malbet, Astron. Astrophys. Suppl. Ser. 115, p. 161-174, 1996.

Miller et al., 93 « Fabrication and Characterization of a micromachined deformable mirror for adaptive optics », L.M. Miller et al., in proc. SPIE Space Astronomical Telescopes and instruments II, April 1993, vol.1945, pp. 421-430.

Modisett, 95 « Optical measurement of a prototype adaptive optic secondary mirror » D.L Modisett, H.M Martin. Proceeding of SPIE. Vol 2534, p. 140-147, 1995.

O'Byrne, 95 « Adaptive Optics at the Anglo-australian Telescope » J.W O'Byrne, J.J Bryant, R.A Minard, PW Fekete, LE Cram. 1995. Publ. Astron. Soc. Australia 12, p.106-116.

OLE, 97a « Adaptive Optics clears the view for industry », OLE, novembre 1997, p. 17-20.

OLE, 97b « Military may share adaptive optics », OLE, novembre 1997, p. 5.

OLE, 97c « Corrective mirror makes people see like eagles », OLE, novembre 1997, p.5.

OKO, 98, <http://www.xs4all.nl/~oko/mirrors/index.html>.

Roggemann, 97 « Experimental demonstration of using micro-electro-mechanical deformable mirror to control optical aberrations », Michael C. Roggemann, Victor M. Bright, Byron M. Welch, Shaun. R. Hick and al., SPIE proceedings vol. 3126, 1997, p. 173-183.

Shelton, 95 « Results from the Cassegrain adaptive optics system of the Mount Wilson 100-inch telescope », J.C Shelton, T.G Schneider, D. McKenna, S.L Baliunas. Adaptive Optics. Vol 13. 1996. OSA Technical Digest series, p. 43-45.

Strohbehn, 94 « A fast, wide dynamic range, low voltage tip/tilt mirror » K. Strohbehn, B. Kluga, D.M. Rust. 1994. SPIE Vol 2221, p. 414-417.

Takami, 94 « Membrane deformable mirror for SUBARU Adaptive optics » H. Takami, M. Iye. 1994. SPIE Vol 2201. Adaptive Optics in Astronomy, p. 762-767.

Takami, 95 « SUBARU Adaptive optics program » H. Takami, M. Iye, N. Takato, Y. Hayano, M. Otsubo, K. Nakashima. October 2-6 1995. OSA/ESO Topical Meeting on Adaptive Optics, p. 43-48. ESO Conference and Workshops proceeding 54. M. Cullum Ed.

TI 10, Techniques de l'Ingénieur vol. 10.

Tyson, 91 « Principles of adaptive Optics » R.K Tyson. 1991. Academic Press Inc.

Vdovin, 95 « Technology, characterisation and applications of adaptive mirrors fabricated with IC-compatible machining » G. Vdovin, S. Middelhoek, M. Bartek. Proceeding of SPIE. Vol 2534. p 116-129. 1995.

Vdovin, 96 « Adaptive Mirror Micromachined in Silicon », thèse de G. V. Vdovin, Delft, Directeur : Prof. dr. ir. S. Middelhoek, 1^e geldstroom. Uitgave : Delft University Press, the Netherlands, 1996, 136 p. (cat.1).

Wang, 1996 « Computation of static shapes and voltages for Micromachined Deformable Mirrors with Nonlinear Electrostatic Actuators », P.K.C. Wang, F.Y. Hadaegh, Journal of Microelectromechanical Systems, IEEE, vol. 5, N°3, septembre 1996.

Wizinowich, 95 « Keck adaptive optics program », P.L Wizinowich and A.D Gleckler. October 2-6 1995. OSA/ESO Topical Meeting on Adaptive Optics, p. 31-33. ESO Conference and Workshops proceeding 54. M. Cullum Ed.

Wizinowich, 96 « Keck observatory adaptive optics facility » P.L Wizinowich, D.S Acton, A.D Gleckler, T. Gregory, P. Stomski, K. Avicola, J. Brase, H. Friedman, D. Gavel, C. Max. 1996. Adaptive Optics. Vol 13. OSA Technical Digest series, p. 8.

CHAPITRE II

CHOIX DES ÉLÉMENTS D'UN MIROIR DÉFORMABLE

1 - CAHIER DES CHARGES	36
2 - JUSTIFICATION DU PRINCIPE D'ACTIONNEMENT MAGNÉTIQUE	37
2.1 <i>Introduction.....</i>	37
2.2 <i>Analyse de l'existant.....</i>	38
2.3 <i>Enjeux.....</i>	39
3 - CHOIX DE LA STRUCTURE DU MIROIR	40
3.1 <i>Remarques préliminaires</i>	40
3.2 <i>Action à distance</i>	41
3.3 <i>Surface réfléchissante continu</i>	42
3.4 <i>Solutions retenues</i>	43
4 - CHOIX DU MATÉRIAU DÉFORMABLE	44
5 - CHOIX DES BOBINES.....	45
5.1 <i>Remarques préliminaires</i>	45
5.2 <i>Optimisation des bobines</i>	46
5.3 <i>Les prototypes</i>	46
5.4 <i>Caractéristiques électriques et alimentation.....</i>	49
5.5 <i>Applications des bobines de champ</i>	50
6 - CONCLUSION.....	51
RÉFÉRENCES :.....	52

Cette étude se situe dans le domaine des actionneurs magnétiques de faibles dimensions, millimétriques¹ et micrométriques.

1 - Cahier des charges

Nous envisageons dans cette thèse les applications basées sur la déformation magnétique d'une membrane. Il existe déjà des systèmes à un seul actionneur exploitant les forces magnétiques comme celle qui s'exerce entre une bobine et un aimant permanent, l'un sur la membrane et l'autre sur le substrat. C'est le principe des micro pompes [Feustel, 96], [Behrens, 96] qui trouvent leur utilisation dans le domaine du biomédical pour l'administration de micro doses et c'est aussi le principe des miroirs à focalisation variable.

De notre côté, il nous a paru intéressant de développer les applications à réseau d'actionneurs magnétiques. D'une part les pièces nécessaires à cette conception manquaient pour la réalisation de beaucoup de micro systèmes conçus au laboratoire, et d'autre part les applications de ces pièces de base sont nombreuses et avantageuses. Avant tout, il est nécessaire de développer les technologies d'élaboration de composants magnétiques en petites dimensions et de les intégrer. En parallèle avec la réalisation de micro composants magnétiques, il nous a paru intéressant de comparer les différentes interactions magnétiques à l'aide de simulation et d'en choisir une en particulier pour développer une application.

En particulier, nous avons axé l'étude sur la réalisation de microbobines de champ et de réseaux de microbobines destinés à la construction d'un miroir magnétique déformable pour l'optique adaptative. En effet, les miroirs actuellement en service apportent de grands progrès dans la haute résolution, mais ils présentent certains inconvénients, autant au sol que dans l'espace, notamment en raison de leur poids, et de leur encombrement. D'autre part, il semble très profitable d'augmenter le nombre d'actionneurs pour accroître la résolution [Kern, 97] et il convient dans ce cas de trouver des principes de fonctionnement différents.

¹ Dans les systèmes millimétriques, certaines cotes sont micrométriques (largeur de conducteur, dimensions de composants, épaisseur de couche). Dans ce cas, nous les considérons comme micrométriques si la fabrication exige des procédés spécifiques à ces tailles.

Voici les caractéristiques du miroir déformable souhaité par l'Observatoire de Grenoble pour l'optique adaptative:

- une déformation transverse de $\pm 5 \mu\text{m}$ d'un bord à l'autre du miroir et de $\pm 2 \mu\text{m}$ entre 2 actionneurs voisins.
- un fonctionnement jusqu'à une fréquence de 100 Hz.
- une surface optique continue de rugosité inférieure à $0,1 \mu\text{m}$ pour limiter les pertes d'intensité liées au miroir lui-même et la diffraction induite.
- une faible dissipation thermique préservant une température de fonctionnement autour de 0°C avec un écart de température $\Delta t = 15^\circ\text{C}$ non perturbant.
- un moindre coût de fabrication.

La taille envisagée pour le système est celle d'un substrat standard de silicium de 50 mm de diamètre. Elle est limitée par l'encombrement qui résulte de son intégration dans un banc optique et par l'appareillage de commande et d'actionnement. Cette dimension constitue la surface totale du système, dont la surface utile (miroir proprement dit) est de 30 mm de diamètre. La périphérie jusqu'à 2'' sert au maintien de la membrane, aux connections, ainsi qu'à la manipulation des éléments. La surface utile appelée la pupille est ajustée pour observer l'action de 19 actionneurs disposés en réseau hexagonal, de taille équivalente aux actionneurs actuellement utilisés (6 mm de diamètre).

Cette application ainsi que les nombreuses applications optiques, mécaniques et médicales, nous ont amenés à nous pencher sur les technologies de fabrication de membranes magnétiques miniaturisées. C'est l'autre élément indispensable sur lequel porte notre contribution.

L'objectif est de valider un principe de miroir, capable d'apporter des améliorations dans le domaine de l'optique adaptative, ce qui revient à repousser la limite d'intégration des actionneurs. Nous verrons à quel point la réalité physique d'un tel miroir est complètement dépendante des possibilités technologiques satisfaisant les exigences liées à l'utilisation.

Pour mener à bien ce type de projet, il existe deux familles de technologies : celles qui existent et qu'il faut adapter pour les utiliser, et celles qu'il faut développer pour satisfaire les exigences du cahier des charges.

2 - Justification du principe d'actionnement magnétique

2.1 Introduction

A cette échelle, très peu d'actionneurs fonctionnent sur le principe magnétique, les actionneurs et les capteurs piézo-électriques et électrostatiques ayant été développés plus tôt pour des raisons de facilité de conception (modélisation et simulation de force), d'avancée technologique des matériaux (matériaux piézo-électriques), et de procédé de fabrication. Les systèmes électrostatiques utilisent les technologies planaires de la micro-électronique pour la

réalisation des électrodes (dépôt de matériaux conducteurs par pulvérisation cathodique ou par évaporation, utilisation de résines classiques), et les hautes tensions sont plus faciles à obtenir (par ces technologies classiques), que les courants qui de surcroît introduisent des problèmes d'échauffement importants (résistances des conducteurs en faibles épaisseurs). Pour preuve, l'électronique de puissance a développé des amplificateurs de tension bien avant les amplificateurs de courant.

2.2 Analyse de l'existant

Les progrès dans les microtechnologies permettent la fabrication de nouveaux composants magnétiques intégrés, plus performants par leurs caractéristiques intrinsèques, par leurs dimensions, leur intégration et la possibilité de les produire en série. Beaucoup de domaines sont concernés et les applications sont multiples : depuis les gyroscopes [Lee, 98], jusqu'aux capteurs de force [Jin, 98], en passant par les têtes de lecture magnétiques [Albertini, 94]. Les capteurs électromagnétiques continuent de profiter de cette évolution et de nombreuses applications médicales (capteurs implantés [Neagu, 97]) et téléphoniques sont envisagées.

Grâce à la réduction de la taille des aimants, toujours usinés par des technologies classiques (électroérosion), des valves cardiaques ont été réalisées avec des micro aimants de taille 500 μm environ [Delamare, 93]. Ils conservent quasiment les caractéristiques du matériau massif. Ces aimants sont utilisés couramment dans l'industrie micro horlogère (Comadur...)

Parmi les micro actionneurs, citons également les réseaux de microbobines fabriqués par le CSEM pour la société Nipson. Ces bobines de diamètre 200 μm et de section 3 x 3 μm^2 (voir page 39) sont matriciellement alimentées par une électronique intégrée sur la même plaque. Placées face à un tambour d'impression, elles magnétisent en temps réel –à chaque tour de tambour- les pixels de 40 x 40 μm^2 où vient se fixer une gouttelette d'encre magnétique avant d'être pressée sur le papier [Cardot, 94]. Une induction de 1,4 T est générée à chaque impulsion de 1 A.

Avec les résines épaisses, il est maintenant possible d'obtenir par électroformage des structures métalliques et/ou magnétiques en 3 dimensions (composées de Nickel, Fer-Nickel, Cuivre, etc...). De nouvelles résines sensibles au rayonnement UltraViolet vont montrer des aptitudes à former des structures millimétriques avec des facteurs de forme² proches de 20.

Avec ces résines en cours d'optimisation, des micro bobines de champ en conducteur épais, donc faiblement résistives peuvent être intégrées. Le champ des applications des micro systèmes magnétiques s'élargit ainsi avec l'arrivée des micro bobines de champ dans le micro actionnement. Les enjeux deviennent plus intéressants car cela s'avère être une solution pour augmenter les forces d'actionnement sans accroître la puissance dissipée.

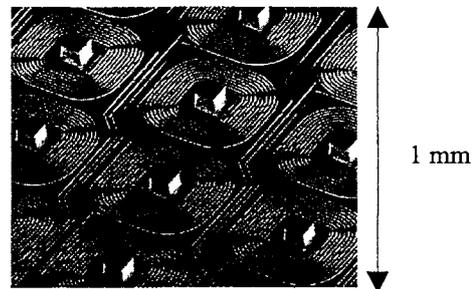
² Facteur de forme : c'est le rapport hauteur sur largeur des structures fabriquées. C'est un critère de fabrication en 3 dimensions.

Du coup, la solution magnétique devient un candidat séduisant pour activer des micro relais avec les forces nécessaires [Fullin, 98]. Les réalisations actuelles qui n'intégraient pas la bobine vont pouvoir le faire [Hosaka, 93]. Cette solution a déjà été choisie lors de la réalisation de switches [Tonnesen, XX]. Les rouages mécaniques et les micro moteurs sont en grand essor, ils attendaient eux aussi les progrès des résines épaisses pour évoluer vers des dimensions micrométriques.

En parallèle, les membranes actuellement fabriquées par gravure chimique sont d'excellente qualité optique, extrêmement souples et robustes. Le procédé étendu à notre application permettra de fabriquer des membranes jusqu'à 40 mm de diamètre et de quelques μm d'épaisseur.

2.3 Enjeux

Or, un des principaux intérêts des actionneurs magnétiques, c'est la potentialité d'intégration et de miniaturisation des actionneurs (voir photo [Cardot, 94]). Les bobines planaires 3D ont l'avantage de pouvoir se fabriquer également en réseau pour former des systèmes plus complexes à réseau d'actionneurs, comme les miroirs déformables pour l'optique adaptative avec les applications et les enjeux déjà cités (chap. 1).



Les actionneurs magnétiques permettent une action très locale, par la gestion du champ magnétique dans l'espace avec l'aide de la modélisation des forces et du conditionnement du chemin du flux magnétique (les têtes de lecture et d'enregistrement magnétique SILMAG sub-miniatures en sont l'illustration [Albertini, 94]). Il existe une distance optimale entre le réseau et les composants en vis-à-vis pour d'une part, découpler l'action des éléments du réseau, et d'autre part, obtenir soit de grandes forces s'il s'agit d'un actionneur, soit une bonne sensibilité s'il s'agit d'un capteur. Suivant les matériaux utilisés, les forces exercées dépendent de l'induction magnétique, de sa dérivée ou de sa fréquence.

L'induction magnétique créée et le gradient sont importants : 20 mT dans l'air pour une bobine de 6 mm de diamètre sans noyau, avec une densité de 180 A/mm². Les forces exercées sont elles aussi importantes, elles varient suivant les composants utilisés. Les forces entre un microaimant et une microbobine magnétique peuvent varier entre 1 mN et 10 mN suivant le courant et cela avec très peu de puissance dissipée.

La force diminue lentement avec l'écartement entre les deux éléments interagissant, ce qui laisse une marge de manœuvre plus confortable dans la conception du système que pour des actionneurs électrostatiques qui fonctionnent à très courte distance et dépendent fortement de la distance.

D'autre part, la force est contrôlable dans les deux sens (attraction et répulsion), ce qui évite d'avoir à utiliser un offset pour rendre la commande bipolaire. D'autres forces magnétiques (magnétostrictive, bobine/matériau doux) sont à prendre en compte depuis que les matériaux montrent des caractéristiques exploitables et que leurs techniques d'élaboration progressent. Par conséquent, on obtient des forces très importantes, même avec ces dimensions.

Ensuite vient la possibilité d'action à distance. Elle évite les phénomènes d'usure et de déformation plastique, dans le cas de membranes fragiles dont les actionneurs agissent à distance. Cela permet également de commander des éléments inaccessibles (éléments implantés dans le corps humain par exemple) ou d'établir facilement un offset de champ sans dépense d'énergie en utilisant un aimant permanent.

L'élément en vis-à-vis des bobines reste à choisir parmi les nombreuses possibilités offertes par les matériaux magnétiques. De récents développements concernant par exemple les couches minces magnétostrictives, les couches épaisses d'aimants déposés ou l'usinage de milli-aimants frittés, offrent des possibilités attrayantes. La réalisation d'une pompe magnétostrictive [Body, 96], [Ludwig, 98], laisse envisager la construction d'un miroir déformable magnétostrictif par extension, pour lequel les microbobines seraient intégrées. Le développement de nouveaux matériaux permet d'améliorer les performances, soit en permettant des dimensions d'aimants plus petites (moins d'oxydation lors de l'usinage), soit des performances nouvelles (par exemple, une perméabilité μ proche de 10000 pour le permalloy, une aimantation rémanente $M = 1\text{T}$ pour les aimants samarium cobalt SmCo , et $M > 1,2\text{T}$ pour certains aimants néodyme fer bore NdFeB). Enfin, des nouvelles techniques d'obtention de matériaux magnétiques en petites dimensions sont en développement (sérigraphie d'aimants, couches minces, usinage, et composants magnétiques intégrés). Elles contribuent à la diversification des composants magnétiques intégrés. Notre projet s'intéresse également aux progrès de la fabrication de micro aimants moulés et de couches épaisses d'aimant.

3 - Choix de la structure du miroir

La structure doit comporter un plan magnétique déformable réfléchissant et une commande de cette surface par des actionneurs magnétiques localisés.

3.1 Remarques préliminaires

Les bobines sont commandées en courant, quantité en général proportionnelle à l'induction dans les matériaux (hors saturation). De cette manière, on contrôle plus précisément l'induction et les forces développées. Nous avons vu que les forces sont de nature différente suivant le composant magnétique en vis à vis. Les aimants, électro-aimants ou bobines fonctionnent en attraction ou en répulsion suivant le sens du courant dans la bobine (fig. 2a). Inversement, les éléments magnétiques doux ou conducteurs développent une force unidirectionnelle quel que soit le sens du courant dans la bobine : répulsion dans le cas des courants induits, et attraction des matériaux doux. Les couches magnétostrictives présentent une courbure dans un sens précis défini par la nature de la couche. Les déformations ne peuvent donc pas suivre un profil quelconque (fig. 2b). Par contre pour des débattements dans

un seul sens, comme le pompage ou la défocalisation (cas b), on peut utiliser des matériaux doux, magnétostrictifs ou conducteurs et contrôler la forme de la concavité.

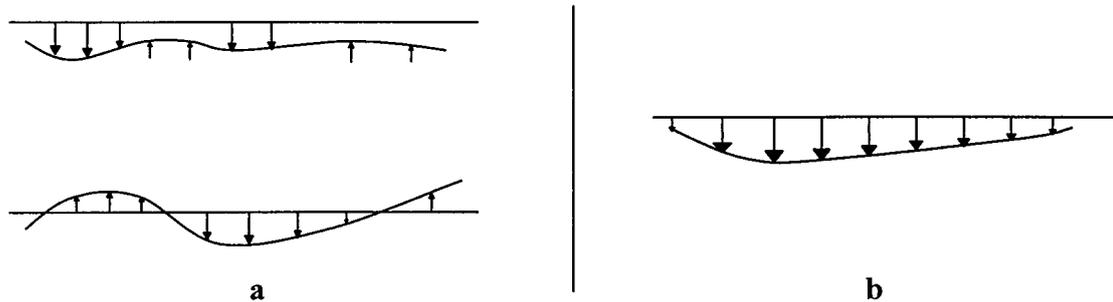


Fig. 2. Profil de déformation suivant le type de force magnétique
- a) bidirectionnelle - b) unidirectionnelle

La solution la plus simple est donc d'utiliser un couple bobine/aimant ou bobine/bobine permettant un profil de déformation bidirectionnel. Dans ce cas, il n'y a pas besoin de contact avec la membrane.

On peut cependant imaginer de coupler la force répulsive par courants induits à la force attractive sur les matériaux doux, et/ou à la courbure d'une couche magnétostrictive. Ou une force magnétique attractive par inductance couplée à une pression d'air sous la membrane. Nous verrons dans le chapitre 3 si ces solutions, de technologies a priori plus complexes, fournissent les forces nécessaires.

Plusieurs approches ou structures alternatives ont été envisagées, mais une seule structure a été retenue pour les diverses raisons qui vont suivre.

3.2 Action à distance

L'action à distance est un avantage des forces magnétiques que nous souhaitons conserver. Il y aurait bien une solution en contact qui se rapproche des systèmes utilisés actuellement. Elle consisterait à utiliser des barreaux magnétostrictifs, adossés d'un côté à une plaque rigide de référence, collés à la membrane de l'autre côté, et entourés d'une bobine induisant un allongement variable du barreau. Un champ extérieur donne l'offset pour une commande bipolaire (fig. 3). C'est l'équivalent magnétique des systèmes piézoélectriques stack (chap. 1).

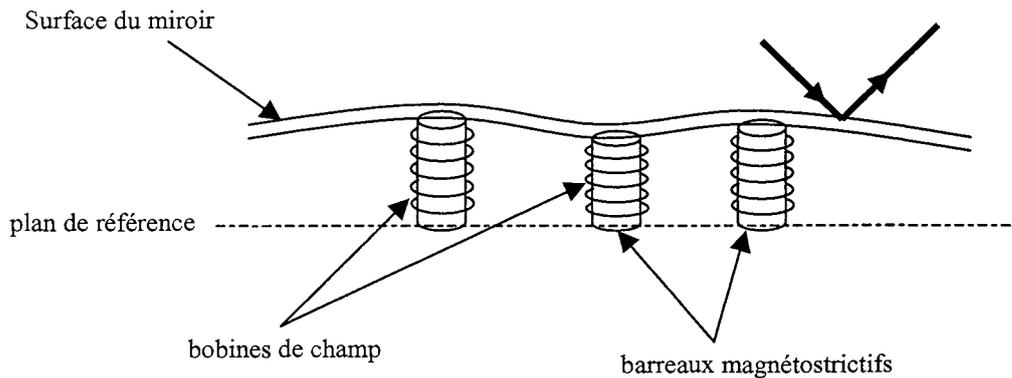


Fig. 3. Structure à barreaux magnétostrictifs

La déformation par contacts ou points d'attache par des actionneurs magnétostrictifs en barreaux présente des inconvénients : ces actionneurs sont gros et limitatifs, le système de commande est lourd. De plus, le champ extérieur à appliquer pour avoir $10\ \mu\text{m}$ de débattement est de l'ordre de 1 T pour du Terfenol (TbFe_2 , $\lambda = 1700 \cdot 10^{-6}$) pour des barreaux de 1 cm au minimum, et beaucoup plus faibles pour du Nickel (Ni , $\lambda = 60 \cdot 10^{-6}$) mais avec des barreaux de 10 cm minimum ! D'autre part, la surface doit résister au contact direct avec les actionneurs poussoirs (usure par frottement, collage, déformation). Elle est donc vouée à s'abîmer ou à se rompre si elle n'est pas suffisamment épaisse. La force à exercer sur une « membrane » épaisse étant plus importante, cela implique d'alimenter avec des courants plus élevés. Cette méthode est coûteuse en énergie et elle n'est pas compatible avec les microtechnologies actuelles.

Dans cette étude, nous privilégions l'action à distance des actionneurs sur la membrane pour les raisons suivantes : qualité de la surface réfléchissante, déformation libre en attraction et répulsion sans points fixes, et durée de vie de la membrane.

3.3 Surface réfléchissante continue

Nous avons préféré une structure à miroir continu de 40 mm de diamètre total, car les systèmes à miroirs segmentés présentent de plus grandes limitations (chap.1 § 3.2).

Comme on l'a vu dans le chapitre 1, un système segmenté de micro miroirs inclinables juxtaposés en réseau permet, en théorie, de retrouver l'image, mais pose l'inconvénient pratique d'une optique non continue, avec les problèmes de perte d'intensité, de diffraction et de recombinaison de faisceau que cela comporte.

Une autre approche similaire mais conservant la continuité de la surface optique consisterait à réaliser une membrane continue alvéolée, composée d'un réseau de petites membranes juxtaposées et délimitées par des cloisons (fabrication par gravure de couche sacrificielle). Un aimant collé sur chaque membrane réagit avec la bobine située en vis-à-vis (fig.4).

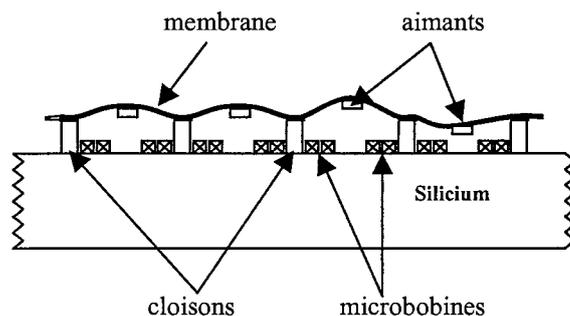


Fig. 4. Membrane alvéolée fixée par cloison dans le substrat

Le miroir est toujours continu, mais le problème de cette technique est que tout débattement de la membrane est impossible à la verticale des cloisons, où les points d'attache aux cloisons sont à hauteur fixe. Si on raisonne en angle de déflexion, ces points « collés » ont toujours une pente nulle ce qui est incompatible avec la vocation d'un miroir adaptatif. Nous avons donc opté pour un système à miroir continu.

3.4 Solutions retenues

Nous choisissons la continuité de la surface en cherchant à fabriquer une membrane de diamètre 40 mm. Cette membrane doit être très flexible de façon à permettre une grande déflexion avec des forces réduites. La structure retenue est donc de la forme suivante (fig. 5) :

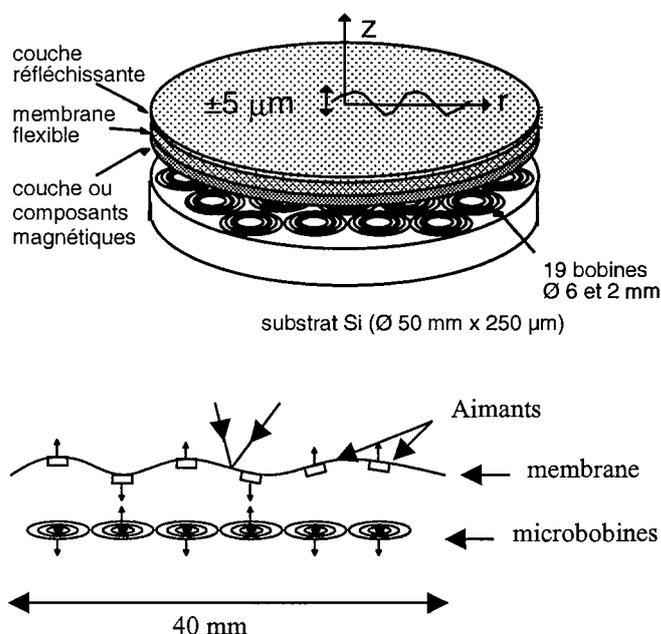


Fig. 5. Structure choisie : membrane continue actionnée à distance

4 - Choix du matériau déformable

Le matériau constituant la membrane doit être adapté pour présenter de larges déflexions transverses et en même temps pour fournir une réponse locale aux sollicitations des actionneurs. Du point de vue mécanique, il doit se montrer résistant à la fatigue et à la rupture, aux variations de la température et présenter une faible dilatation thermique.

Les contraintes internes naissant dans la membrane lors de sa réalisation et dont les déformations sont très fortement tributaires sont un facteur primordial à prendre en compte. D'autres facteurs secondaires sont le contrôle de l'homogénéité de l'épaisseur, et de l'uniformité et de la planéité de la surface optique.

Enfin, la mise en œuvre du procédé de fabrication, son coût, sa reproductibilité sont des paramètres clés. Les polyimides sont des candidats très prometteurs d'après ces critères. Ce sont des matériaux plastiques qui présentent de grandes déformations pour de faibles forces. Les forces à exercer pour les mêmes déformations augmentent avec l'épaisseur de la membrane et avec la tension dans la membrane.

L'avancée récente des polymères a révélé des matériaux ayant des propriétés mécaniques de souplesse, et de solidité en très faible épaisseur. Nous avons fait le choix de nous y intéresser pour la fabrication de grandes membranes flexibles.

En illustration, la valeur de la flèche mesurée au centre d'une membrane encastrée de 2 et 4 μm d'épaisseur et de dimension $8 \times 4 \text{ mm}^2$, sur laquelle on applique une pression homogène, est un bon indicateur de leur souplesse (tab. 1).

Tab. 1. Forces nécessaires pour des déflexions au centre de 10 et 100 μm
Membrane de 2 et 4 μm d'épaisseur, de surface $4 \times 8 \text{ mm}$

Épaisseur de membrane	Surface	Pression et Force (100 μm au centre)	Pression et Force (10 μm au centre)
4 μm	$4 \times 8 \text{ mm}^2$ (32 mm^2)	5000 Pa 160 mN	400 Pa 12,8 mN
2 μm	$4 \times 8 \text{ mm}^2$	4000 Pa 128 mN	300 Pa 9,6 mN

Ces essais sous pression (IEMN, LMA) montrent que l'on obtient des déformations suffisantes pour des forces de 10 mN, en l'absence d'une distribution avantageuse des forces, et sur des surfaces très petites. Nous verrons par la suite quelles forces peuvent fournir les actionneurs magnétiques (cf. chapitre 4).

Le procédé de fabrication et d'encastrement que nous utiliserons est dérivé du savoir-faire de la microélectronique. Les résultats optiques sont bons.

Les applications optiques de telles membranes concernent les masques polymères pour rayons X (en concurrence avec les masques en carbure de silicium, ...), les lames semi-réfléchissantes, et tous les types de miroir (tilt, défocalisation...) (cf. chapitre 1).

5 - Choix des bobines

5.1 Remarques préliminaires

Avec des membranes continues de bonne planéité et le faible débattement recherché, on peut utiliser des actionneurs magnétiques à faible distance et créer ainsi des forces bien localisées. Pour conserver cette proximité, tout incite à développer également des actionneurs planaires. Les bobines sont spiralées à la surface du substrat de telle sorte que le champ créé sur l'axe soit perpendiculaire au substrat. L'objectif est double : d'une part, l'action du champ doit décroître lentement avec la distance entre les éléments, pour pouvoir faciliter l'assemblage des éléments du miroir dans la marge permise et faciliter le contrôle des déformations. D'autre part, l'action doit s'annuler en s'éloignant de l'axe de la bobine, de telle sorte que l'influence sur les composants voisins soit négligeable. Avec un réseau ainsi conçu, on obtient une distribution planaire de force, commandée par le courant dans chaque bobine.

Le temps d'établissement du champ dans la bobine seule (dans l'air) équivaut au temps d'établissement du courant : la constante de temps ($\tau = L/R$) est très faible, à l'image de l'inductance (typiquement 10^{-7} H pour les bobines 2D du CIME de résistance $R = 15\Omega$) elle vaut $\tau = 10$ ns. Ce chiffre n'est valable que pour une interaction aimant/bobine ou bobine/bobine dont les matériaux ont la perméabilité de l'air. Il devient beaucoup plus élevé avec l'introduction de matériaux doux.

La potentialité de miniaturisation des bobines de champ est importante. En diminuant la taille d'une spire, simple conducteur linéaire, dont la largeur critique est uniquement liée aux possibilités de la photolithographie, on peut multiplier le nombre de spires et diminuer ainsi le courant à fournir (courant dans une spire x nombre de tours = constante). Pour un tour, la dimension limite avec l'utilisation de résine épaisse est une spire de $200\ \mu\text{m}$ de diamètre ($80\ \mu\text{m}$ de hauteur) qui passe un courant de 6 A (à raison de $1000\ \text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$) et une puissance dissipée $P = 40\ \text{mW}$ ($R = 1\ \text{m}\Omega$, $P/S = 130\ \text{W}\cdot\text{cm}^{-2}$).

Parmi les technologies existantes, les microsystèmes s'intéressent de très près aux technologies de la microélectronique classique car elles ont été éprouvées dans un cadre technique déjà en place. Elles sont adaptées pour réaliser un réseau de microbobines sur silicium [Cardot, 94], mais présentent des limites notamment en épaisseur et donc en courant. Dans notre cas, les techniques 3D sur silicium, plus poussées, sont très avantageuses pour améliorer l'intégration des actionneurs. Cependant, elles requièrent des technologies

spécifiques comme la photolithographie de résines épaisses, la LIGA UV, l'électroformage ou les technologies de gravure 3D. Nous avons dû mettre au point ces technologies pour les utiliser à nos fins. Elles seront développées dans le 3^{ème} chapitre.

5.2 Optimisation des bobines

Comment optimiser la force produite par ces bobines ?

La force exercée en chaque point de la membrane est fonction de l'induction magnétique ou de sa dérivée. L'induction créée est proportionnelle au courant I circulant dans une spire et au nombre de spires N en vis-à-vis (induction magnétique). Le courant total vu par la membrane est peu différent du produit du courant I par le nombre de ces spires N .

$$I_t = I \cdot N$$

$$\text{et } I_{t\max} = j_{\max} \cdot S \cdot N$$

j_{\max} est la densité de courant maximale et S est la section du conducteur ($S = h \cdot l$ avec l la largeur du conducteur et h sa hauteur). Les principales limitations du courant total maximal sont j_{\max} et h la hauteur de conducteur.

Dans ces conditions, le substrat silicium est incontournable car il permet une densité de courant de 2000 A/mm² avec un refroidissement dans certains métaux (supérieure à la limite d'électromigration de l'aluminium par exemple : 1000 A/mm²). Pour comparaison, la densité de courant maximale dans les circuits cuivre sur époxy est de 100 A/mm². Nous avons définitivement choisi le substrat silicium après quelques essais préliminaires sur circuits imprimés.

5.3 Les prototypes

Les trois étapes principales de cette étude ont pris corps à travers la réalisation de trois prototypes de réseaux de bobines avec des technologies différentes, allant de la plus simple à la plus sophistiquée. Les raisons de cette chronologie en sont la facilité de mise en œuvre et la proximité des installations et des savoir-faire.

La première étape est de montrer qu'une membrane revêtue d'une couche magnétique est sensible à l'environnement de champ créé par une bobine planaire proche. Les bobines tests sont réalisées sur circuit imprimé, le premier réseau au standard d'épaisseur 105 μm (fig. 7a), et l'autre en double face de classe 5, épais de 30 à 100 μm avec des largeurs de piste et d'interpiste plus fines, donc une surface mieux remplie (fig. 7b). Ces bobines présentent une résistance électrique de 0,3 Ω . Ces bobines ne peuvent pas supporter un courant total supérieur à 4 A, c'est le principal facteur limitant.

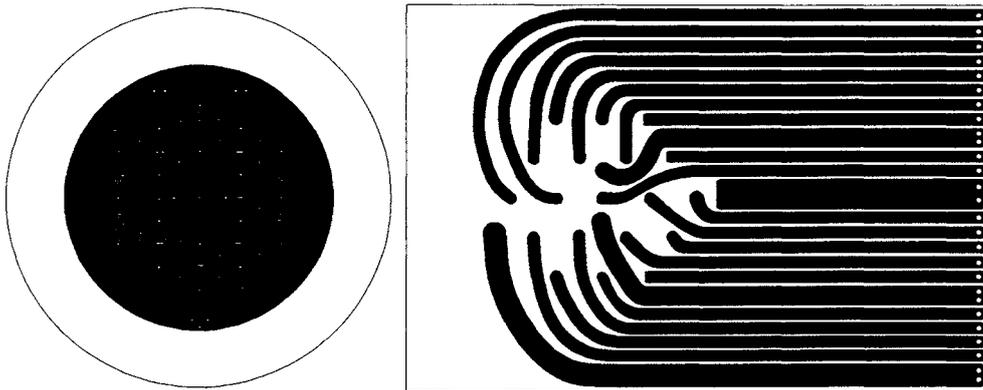


Fig. 6. Négatif photo du réseau sur circuit double face classe 5

Le réseau en circuit imprimé est un exemple de structure 3D limitée en facteur de forme et en résolution. Demander une résolution contre-nature au procédé des C. I., c'est élever le prix de manière très significative. Cependant, les réseaux de 9 bobines fabriqués au LEG (fig. 7-a) de facteur de forme 0,3, d'épaisseur $105\ \mu\text{m}$ sur epoxy et de largeur critique $300\ \mu\text{m}$, ont permis de passer 4 A.t avec une résistance de $0,3\ \Omega$. La puissance dissipée est trop élevée et la valeur du courant total trop faible, cependant ces structures ont servi de test pour la validation des déformations exercées sur les membranes. D'autres réseaux de classe 5 ont été réalisés avec une largeur critique de $150\ \mu\text{m}$ permettant des motifs plus fins mais hélas moins épais.

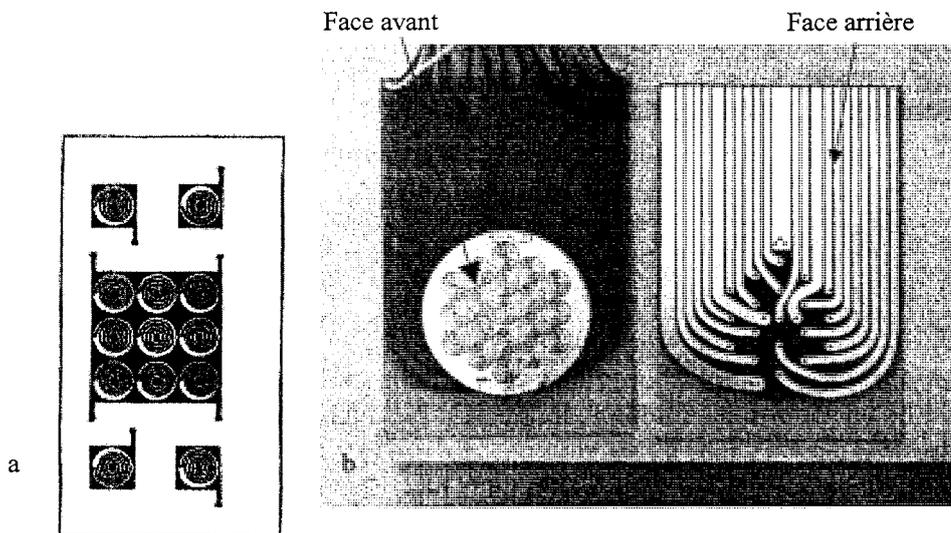


Fig. 7. Les réseaux sur circuit imprimés a) classe 3 b) classe 5 (échelle 1)

Les déformations sont observées sur une membrane en polyimide ®Kapton de 10 μm sur laquelle est fixé un aimant NdFeB d'aimantation rémanente 1 T de taille millimétrique. La membrane, non tendue, est attachée par quelques points d'accrochage sur une couronne en matériau amagnétique et placée à 1 mm au-dessus de la bobine alimentée. L'expérience montre que l'effort est insuffisant pour actionner des tout petits aimants. Pour les plus gros (2,5 x 1 mm), la réponse mécanique est satisfaisante en déformation, mais la membrane ne répond en aucun cas aux spécifications optiques. L'objectif de cette première étape n'est donc pas atteint avec les technologies mises en œuvre.

La deuxième étape met en œuvre la technologie silicium classique : un prototype 2" avec une plus grande finesse des motifs (approx. 100 μm) et une plus grande densité de courant (Fig. 7). Ces deux paramètres permettent une meilleure optimisation de la géométrie des actionneurs dans le plan.

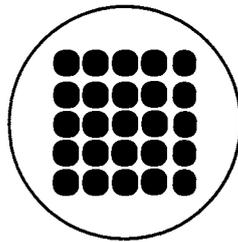


Fig. 8. Photo du réseau sur silicium -a

Cependant, c'est l'épaisseur du conducteur (2 à 3 μm) qui limite le courant total. Ces bobines passent au maximum 4 A au total (ce qui équivaut quand même à 1000 A/mm² !). L'objectif n'est pas atteint complètement. Les forces n'ont pas augmenté, il faut de plus utiliser un refroidisseur efficace pour utiliser ces bobines.

Enfin, les prototypes finaux sont réalisés par des technologies 3D sur silicium, qui permettent d'augmenter l'épaisseur des conducteurs jusqu'à quelques centaines de microns, sans perdre la finesse des motifs, jusqu'à des facteurs de forme de 10. Ces technologies sont dérivées de la technologie LIGA détaillée au chapitre 2. La surface active tient sur un diamètre de 30 mm. L'intérêt est de pouvoir diminuer la taille des actionneurs tout en diminuant leur résistance électrique. Le prototype -b comporte un réseau hexagonal de 19 bobines de 6 mm de diamètre. Les 7 bobines centrales forment la pupille, le rôle de la couronne périphérique de 12 bobines est de corriger les premiers modes optiques : basculement global de la surface d'onde induit par la turbulence atmosphérique, et défauts de pointage du télescope (correction du tilt et de la défocalisation - cf. chap.1). Dans la variante -c, la pupille de 7 bobines de 6 mm est remplacée par une pupille de 19 bobines de 2 mm de diamètre.

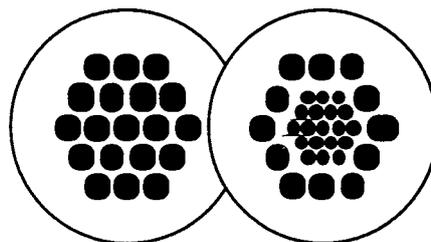


Fig. 9. Configuration des prototypes LIGA UV -b et -c

Tab. 2. Caractéristiques géométriques des bobines des différents prototypes

prototype	Etape 1		Etape2	Etape 3	
	Circuit imprimé	Circuit imprimé	a	b	c
technologie	Classe 1	Classe 5	Si	Si LIGA UV	Si LIGA UV
largeur critique (μm)	300	120	50	15	15
piste (μm)	300	150	150	80	80
interpiste (μm)	300	150	150	20	20
épaisseur (μm)	105	70 + 30	2 à 4	80	80
diamètre (mm)	6	6	6	6	2 & 6
nombre de tours	4	8	8	25	8 & 25

Les résultats de la 3^{ème} étape sont très satisfaisants, par la qualité des procédés mis en œuvre et les épaisseurs de cuivre obtenues. Ils peuvent encore être améliorés, mais ils apportent déjà une réponse à la fabrication de microbobines de champ.

5.4 Caractéristiques électriques et alimentation

L'alimentation est indépendante pour chaque bobine. Une commande numérisée permettra d'alimenter les bobines avec 128 valeurs de courant positif et 128 négatives, jusqu'à ± 2 A. Les connexions sont réalisées nécessairement par deux niveaux du fait de la géométrie planaire des bobines spiralées. L'extrémité interne doit être connectée sur un autre niveau que l'extrémité externe : soit on réalise deux couches conductrices séparées par un isolant (l'une permettant l'arrivée et l'autre la sortie du courant – possibilités 1), soit une seule couche mais avec des via permettant des sorties de l'autre côté du substrat (possibilité 2).

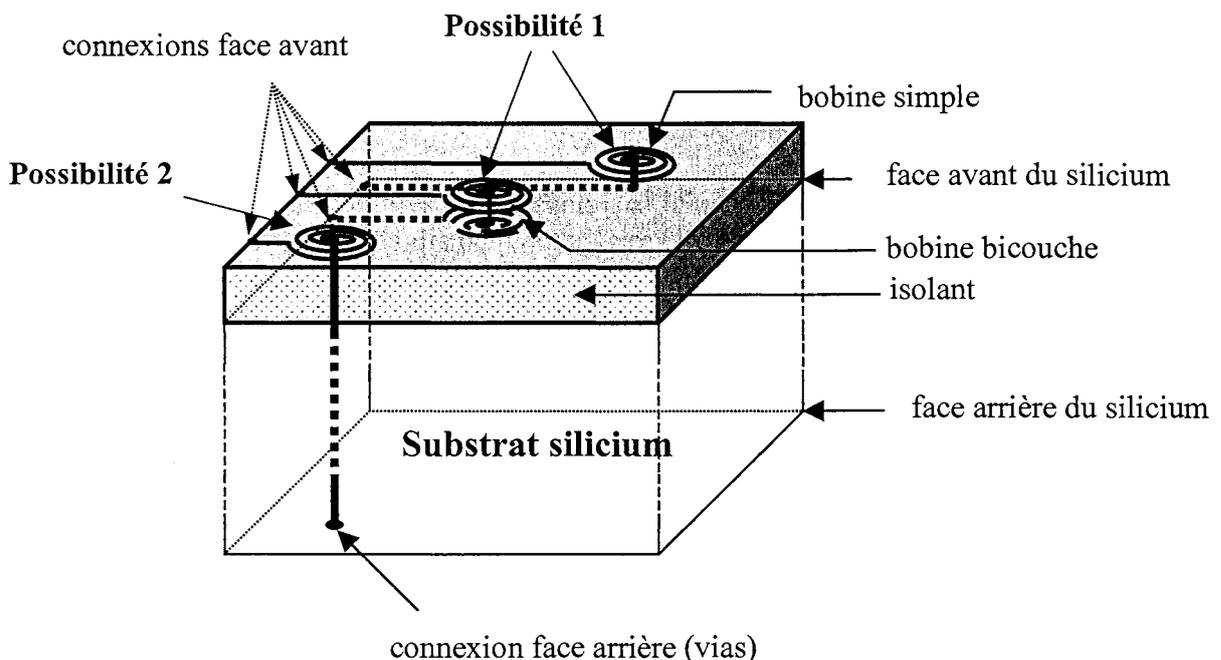


Fig. 10. Niveaux d'alimentation et connexion

Dans le prototype -a, le substrat silicium est collé sur une plaque de céramique (Al_2O_3) d'environ $600 \mu m$ d'épaisseur. Elle permet de relier les pistes silicium à des plots plus larges, avec des micro fils d'argent de $250 \mu m$ pouvant passer 1 A et soudés par ultrasons.

Dans le meilleur des cas (b & c), toute la connectique est reportée à l'arrière, pour minimiser l'encombrement et faciliter l'installation de la membrane devant le réseau en face avant. La technologie requise est alors plus délicate, car il faut percer le substrat de façon contrôlée puis métalliser ce trou.

Généralement, le métal déposé dépend des technologies et des équipements disponibles, la différence de résistivité étant relativement faible. Le prototype -a est réalisé avec des pistes en aluminium de résistivité $3,2 \pm 0,4 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot cm$, tandis que sur les prototypes -b & -c a été électroformée une couche de cuivre à partir d'une sous-couche du même matériau. Les résistances des bobines d'un même réseau ne sont jamais identiques. Ces variations dépendent de plusieurs paramètres (et bien sûr des erreurs de mesure) :

- L'épaisseur du dépôt est très inhomogène sur la surface d'une tranche : elle peut varier de 10 % entre le centre et à la périphérie.
- L'électrodéposition peut se faire plus ou moins bien suivant la résistance des motifs initiaux de la sous-couche.
- Les pistes d'amenée de courant du prototype -a ne sont pas équivalentes, puisque la longueur dépend de la position dans le réseau (possibilité 1).
- Les jonctions entre les deux couches de métal.

5.5 Applications des bobines de champ

Les bobine de champ peuvent être utilisées de multiples façons

a) de façon indépendante : micro relais, micro contacteur, micromoteur (suspension magnétique et entraînement),

b) indépendante en conjugaison avec une membrane : micropompe, micromiroir, optique adaptative

c) bobines en réseau : déplacement d'objets par pallier stabilisé, contrôle de la phase d'un signal optique pour l'astronomie ou l'ophtalmologie.

6 - Conclusion

L'objectif est de développer les briques constituantes du miroir déformable. Avant cela, nous avons choisi une structure à miroir continu actionnée à distance. Les étapes de fabrication nous amènent à mettre au point une résine épaisse sur un substrat silicium pour la fabrication de réseaux de microbobines de champ, suite à la réalisation de prototypes préliminaires 2D, et à développer des techniques de fabrication de grandes membranes polyimides souples. L'étude magnétique des interactions entre les bobines et les différents composants magnétiques va nous permettre de choisir la plus intéressante.

Les deux principaux objectifs sont de réaliser :

des micro actionneurs magnétiques développant des forces importantes sur un substrat en silicium qui évacue la chaleur dissipée,

une membrane mince, flexible et réfléchissante constituant un miroir continu.

Références :

- Albertini, 1994** « Magnetic flying integrated head for magneto-optical recording with magnetic field modulation », J. B. Albertini, MORIS'94, Tokyo
- Behrens, 1996** « Electromagnetic Actuation for Micropumps and –Valves, J.Behrens, A. Meckes, M. Gebhard, W. Benecke, ACTUATORS 96, 5th Conference on New Actuators, juin 1996, Bremen, Allemagne.
- Body, 96** « Application of magnetostrictive films for microdevices », C. Body, G. Reyne, G. Meunier, Proceeding of CEFC'96, mars 1996.
- Cardot, 1994** « Fabrication of a magnetic transducer composed of a high-density array of microelectromagnets with on-chip electronics », Sensors and Actuators A, 43 pp.11-16, 1994.
- Delamare, 93** « A Cardiac Valve Enhanced by Permanent Magnet », J. Delamare, E. Olivier-Rullière, J.-P. Yonnet, 1993.
- Feustel, 96** « Electromagnetic membrane actuator with a compliant silicon suspension », A. Feustel, O. Krusemark, U. Lehmann, J. Müller, T. Sperling, ACTUATORS 96, 5th Conference on New Actuators, juin 1996, Bremen, Allemagne.
- Fullin, 98** « A new-basic technology for magnetic micro-actuators », E. Fullin, J. Gobet, H. A. C. Tilmans, J. Bergqvist, Proc. MEMS'98, p. 143-147, IEEE 1998.
- Hosaka, 93** « Electromagnetic microrelays : concepts and fundamental characteristics », H. Hosaka, H. Kuwano, K. Yanagisawa, p. 12-17, IEEE, 1993.
- Jin, 98** « A six-component silicon micro force sensor », W. L. Jin, C. D. Mote, Jr., Sensors and Actuators A 65, p. 109-115, 1998.
- Kern, 97** « Astronomie et Micro-Optique » P. Kern. Journée ADEMIS du 6 juin 1997.
- Lee, 98** « A planar vibratory gyroscope using electromagnetic force », Shang-Hun Lee, Seung-Wan Hong, Yong-Kweon Kim, seung-Ki Lee, Sensors and Actuators A 65, p. 102-108, 1998
- Ludwig, 98** « Fabrication of a magnetostrictive membrane-type micropump by means of magnetron sputtering and laser assisted silicon micromachining », A. Ludwig, W. Pfleging, E. Quandt, proc. Actuator 98, 6th International Conf. on New Actuators, bremen, Allemagne, p. 376-379, juin 1998.
- Neagu, 1997** « Characterization of a planar microcoil for implantable microsystems », Sensors and Actuators A, 62 pp.599-611, 1997
- Tonnesen** « Fabrication and Characterization of acceleration Switches », T. Tonnesen, J. Noetzel, G. Frischmuth, S. Schulze, J. Binder, p. 375-378.



CHAPITRE III

TECHNOLOGIES

1 – INTRODUCTION.....	54
2 - LA RÉALISATION DES BOBINES.....	56
<i>2.1 Réalisation des bobines 2D.....</i>	<i>56</i>
<i>2.2 Les bobines 3D ou bobines épaisses.....</i>	<i>66</i>
3 - LES MEMBRANES ET LES AIMANTS.....	84
<i>3.1 Matière déformable pour la membrane à usage optique.....</i>	<i>84</i>
<i>3.2 Les aimants.....</i>	<i>89</i>
RÉFÉRENCES.....	92

Ce chapitre décrit les procédés de fabrication des différents composants élaborés :

- Réseaux de microbobines 2D sur silicium,
- Réseaux de microbobines 3D sur silicium,
- Membranes déformables,
- Collage des aimants sur la membrane.

1 – Introduction

Tout au long de notre travail, la fabrication des microbobines en réseau, élément clé pour un grand nombre d'applications magnétiques, a systématiquement bénéficié d'une collaboration avec des laboratoires spécialisés soit dans la micro-électronique à l'image du CIME (Centre Inter-universitaire de Micro-Electronique - INPG) et du LPCS (Laboratoire de Physique des Composants à Semi-conducteurs - INPG), soit dans la micro-fabrication comme le LPMO (Laboratoire de Physique et de Métrologie des Oscillateurs, appartenant à l'Institut des Microtechniques de Franche-Comté, IMFC – CNRS Besançon), de façon à coupler connaissances des phénomènes magnétiques, savoir-faire, et moyens de fabrication. Pour tous les laboratoires impliqués, LEG y compris, il s'est agi à chaque fois d'une première réalisation de microbobines et de micro-composants magnétiques par des procédés collectifs avec un réseau sur silicium de 25 bobines de diamètre 6 mm, et de la première réalisation de bobines épaisses par LIGA UV (Skandar Basrour, LPMO-IMFC / LEG).

L'optimisation des résines utilisées est encore en cours, les efforts fournis pour fabriquer des bobines avec la toute nouvelle résine SU-8 d'IBM [Guérin, 97] ayant permis de montrer des résultats très prometteurs même s'il reste des difficultés à surmonter encore pour l'utiliser en tant que moule des microbobines électroformées. Dans les résines plus classiques déjà optimisées par ailleurs mais moins performantes, la fabrication est plus directe.

Nous avons envisagé la fabrication des membranes de grand diamètre en polyimide par procédé collectif à partir de la réalisation à l'IEMN (Patrick Mounaix, Institut d'Electronique et de Micro-électronique du Nord - Lille) de petites membranes sur substrat AsGa pour des applications dans le domaine des hautes fréquences [Salzenstein, 96]. Ce procédé a pu être étendu à notre application en collaboration avec ce laboratoire.

Tous ces travaux ont un point commun : dans les domaines de fabrication de membranes, de masques RX et d'isolants, des résines insolubles ou des colles, les progrès sont toujours tributaires des propriétés des matériaux plastiques utilisés.

Ces matériaux appartiennent à deux familles célèbres, dont les propriétés spécifiques sont complémentaires [Magie des plastiques, 96] :

- les thermoplastiques qui occupent 80 % du marché total des plastiques,
- les thermodurcissables qui se partagent les 20 % restant.

Les thermoplastiques deviennent malléables et pâteux lorsqu'on les chauffe. En se refroidissant, ils se solidifient et peuvent à nouveau être fondus. Le plus connu est le PVC (**Polyvinylchloride**), peu cher et de grande diffusion. C'est aussi la famille des **polyéthylènes** qui sont les plastiques les plus utilisés dans le monde. C'est dans le groupe des **acryliques** que se situe le PMMA (Polyméthacrylate de méthyle), très précieux pour les microsystèmes : ce polymère linéaire (soluble, élastomère et flexible) est structurellement altéré par les rayonnements X et il permet de réaliser des structures 3D micrométriques à grand facteur de forme (d'où son utilisation en LIGA X). Il est issu d'une polymérisation radicalaire, c.à.d. une réaction en chaîne avec plusieurs étapes : amorçage (formation des centres actifs), propagation (addition des monomères en bout de chaîne, accompagnée d'une régénération du site terminal actif), transfert (transfert d'un centre actif à une autre molécule), terminaison (destruction des centres actifs) [G'Sell, 94]. Ses atouts sont la transparence et la brillance, et surtout son bon comportement aux UV, point généralement faible des autres plastiques. Il constitue ainsi les hublots d'avion, les verres de contact et certaines fibres optiques. Nous ne citerons pas les autres matériaux, qui sont moins spécifiquement utilisés dans le domaine des microtechniques (quand même, le polyester-cétone paraît intéressant pour les membranes : il a comme qualités une bonne résistance mécanique, chimique, thermique, au vieillissement et aux radiations, et une bonne isolation électrique). Par contre, ses défauts sont un prix élevé, une transformation à haute température, et pas de propriété évidente de collage.

Les thermodurcissables au contraire, prennent une forme irréversible quand on les chauffe. Par la suite, c'est leur principale qualité : ils sont capables de supporter sans se déformer des températures supérieures aux thermoplastiques. Le plus célèbre et le premier commercialisé est la bakélite, dont sont constitués les supports de circuits imprimés (et les manches de casserole aussi..., c'est vrai). Mais pour la micro-électronique, les résines **époxydes** et les **polyépoxydes** ont des propriétés merveilleuses. La nouvelle résine SU-8 pour LIGA UV et beaucoup d'autres résines de photolithographie UV pour la micro-électronique en font partie. Ces résines sont en développement constant et nous nous attacherons à les utiliser comme moule pour nos bobines. Elles réalisent des collages très résistants (peinture, vernis dans l'automobile, circuits imprimés). Les silicones sont bien connus pour leurs applications médicales et les polyuréthanes sont des mousses très largement employées. Les polyesters insaturés, brillants, possèdent une haute stabilité thermique et de bons aspects de surface : ils se sont imposés dans de nombreuses applications (coques de bateau, carrosserie de voiture, vernis, Mylar...). Enfin et surtout, la famille des **polyimides** nous intéresse avec son exceptionnelle tenue en température : ils résistent à plus de 300°C et jusqu'à -200°C pendant plusieurs centaines d'heures. En particulier, le Kapton vendu en film ou en ruban est l'isolant préféré des moteurs électriques. Du fait aussi de leur bonne résistance mécanique, chimique, et à la fatigue, ces matériaux incombustibles sont utilisés pour des pièces techniques des secteurs de pointe comme l'aéronautique, le nucléaire, et également l'électronique et la micro-électronique, comme planarisateur, isolant et protecteur : belle carte de visite... Certains polyimides conjuguent une faible absorption d'humidité et sont utilisés pour la réalisation de guides d'onde coplanaires sur AsGa grâce à leur faible constante diélectrique et leur aptitude

à former des membranes ultra-fines et résistantes. Les polyimides sont comparativement chers, fabriqués en faible tonnage, mais les propriétés spécifiques qu'ils développent leur apportent une forte valeur ajoutée, comme nous le verrons par la suite.

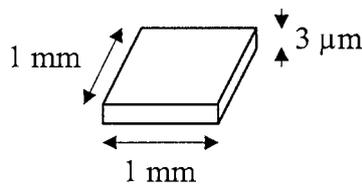
2 - La réalisation des Bobines

2.1 Réalisation des bobines 2D

L'utilisation des technologies de la micro-électronique sur silicium pour réaliser nos réseaux de bobines poursuit plusieurs objectifs :

Tout d'abord, la finesse des motifs est ce qu'on peut faire de plus fin actuellement. De plus, on obtient des alignements entre plusieurs niveaux dont la précision est inférieure à $0,5 \mu\text{m}$, donc des géométries complexes sur plusieurs niveaux.

La densité de courant autorisée est sans comparaison avec les circuits imprimés dont la matière en époxy (composé à partir d'époxyde) est isolante électrique mais aussi thermique. Au contraire, le silicium est un conducteur thermique avéré. En pratique, la limite la plus contraignante est la puissance surfacique que ce substrat peut dissiper. Sans refroidissement, on peut dissiper 4 W/cm^2 sans problème. Avec un radiateur classique à ailettes ventilé, on atteint 100 W/cm^2 . A l'extrême, les progrès des refroidissements à l'eau par micro-canaux des puces en électronique de puissance vont bientôt permettre d'évacuer 400 W/cm^2 [Meysenc, 98]. Pour une piste en aluminium de $3 \mu\text{m}$ d'épaisseur, de longueur 1 mm et de largeur 1 mm (Tab. 1), cette puissance correspond à une densité maximale de courant de 8900 A/mm^2 dans la section refroidie. On dépasse ainsi la limite fixée par l'électromigration de l'aluminium, qui est de 1000 A/mm^2 .



Tab. 1. Limite de courant avec les meilleurs refroidisseurs (400 W/cm^2) pour des épaisseurs de $3 \mu\text{m}$

Puissance maximale évacuée	Résistance carrée	Densité de courant	Courant maximal
$P = 4 \text{ W}$ (400 W/cm^2)	$R_2 = 5,6 \text{ m}\Omega$	$d = 8900 \text{ A/mm}^2$	$I = 26 \text{ A}$

Par conséquent, il faut veiller à la densité maximale de courant dans le conducteur, non seulement pour l'électromigration, mais surtout pour ne pas dépasser les limites d'échauffement du circuit.

Il est à noter que la micro-électronique s'est tellement développé qu'il existe de nombreuses salles blanches (malgré les investissements importants qu'elles impliquent). Les infrastructures, le savoir-faire micro-électronique, la maîtrise des procédés conduisent à un grand contrôle des produits. On obtient des produits peu onéreux grâce aux procédés collectifs. En revanche de nombreux matériaux sont considérés comme polluants pour les installations. Cette pollution se caractérise par une baisse de la qualité des matériaux, des procédés, et de la reproductibilité (par exemple le carbure de silicium ou les terres rares utilisées dans les aimants les plus performants). Ces matériaux nécessitent des machines dédiées pour les dépôts et les gravures sèches ou bien ils doivent constituer de préférence la dernière étape du procédé pour ne pas nuire au reste du produit (pollution des fours, etc.).

Enfin, la technologie CMOS permet d'intégrer des composants sur le même support que les microsystèmes [Stadler, 97] et donc ainsi de commander les matrices de bobines. De plus, dans les prochaines années, il sera peut-être possible d'alimenter directement et individuellement les bobines grâce à des transistors de puissance intégrés eux aussi. Dans ce cas, il n'existe pas d'incompatibilité technologique particulière entre actionneurs et commande puisqu'ils sont fabriqués par les mêmes procédés.

2.1.1 Les technologies spécifiques à la micro-électronique

La photolithographie

La photolithographie date des années 60, elle est née de la micro-électronique. C'est un procédé industriel clé dans les techniques de fabrication. Les procédés de micro-électronique 2D et ceux des microsystèmes 3D ne requièrent pas les mêmes performances.

Le principe de la photolithographie est décrit ci-dessous : elle permet d'insoler des résines photosensibles en les exposant avec des rayons UV ou dans le visible, à travers un masque qui définit les contours de l'objet à construire. Le masque est lui-même constitué de zones transparentes à ces rayonnements et de zones rendues opaques par une fine couche de chrome. Le motif du masque est ainsi reproduit dans la résine dont les propriétés structurales vont être modifiées aux endroits éclairés, ce qui permet ensuite de l'enlever sélectivement. La résine restée sur le substrat sert maintenant de protection pour une gravure locale de la couche inférieure. De cette étape et de la qualité et précision des motifs de résine dépend la dimension des actionneurs, la géométrie des pistes, et par conséquent la miniaturisation des motifs et des lignes tout comme la puissance des ordinateurs. On appelle largeur critique ou résolution minimale la plus petite largeur ou espace qu'une machine arrive à transférer dans la résine photosensible à travers un masque, sans créer de défauts (coupures, courts-circuits). La résolution minimale lors de la réalisation du masque est nécessairement inférieure. Les résines utilisées dans ce cadre sont des résines époxydes pour la plupart (mises au point et testées depuis fort longtemps). Ils sont aussi appelés « photoresists ».

On peut citer trois modes d'exposition optique des photoresists : l'exposition en contact (Fig. 1-A), en proximité (B), et en projection (C). Dans les deux premiers cas, l'exposition de toute la surface se fait en une seule fois. En mode de projection, le masque (ou réticule) peut être fixe tandis que la plaquette se déplace sous la lampe (stepper) afin de reproduire le même motif sur toute la surface du substrat. Ce procédé utilise une lentille de réduction.

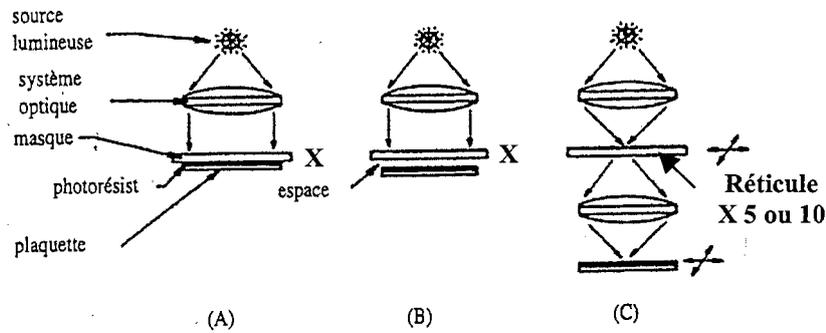


Fig. 1. Les 3 modes d'exposition de résines photosensibles

La résolution minimale en contact est globalement meilleure que celle en proximité car elle limite la diffusion entre le masque et la résine. La largeur critique est donnée par l'équation ci-dessous. Elle dépend essentiellement de l'épaisseur du photorésist L et de s , la distance entre le masque et la résine [Lorentz, 98]. Par conséquent, pour des résines épaisses, le motif est dégradé même si on utilise des résines spéciales :

$$B = \frac{3}{2} \sqrt{\lambda \left(s + \frac{L}{2} \right)}$$

Où λ est la longueur d'onde d'insolation.

La méthode la plus performante est celle par projection. La correction automatique de la planéité de la plaque permet un très fort rendement. Par ailleurs, la réduction optique du motif du masque permet de diminuer les erreurs et d'atteindre des résolutions submicroniques. Certains industriels ont des technologies à $0,18 \mu\text{m}$. Cette solution n'est pas nécessaire dans notre cas.

La méthode par contact implique de ne réaliser que quelques insulations avec un masque. Le coût de cette méthode est à prendre en compte.

Tab. 2. Table des résolutions optimales

Méthodes	contact	proximité	projection
masques	Verre/Cr Ou flexible	Verre/Cr	Verre/Cr
résolution	$0,5 \mu\text{m}$ ($0,3$ flexible)	$5 \mu\text{m}$	$0,18 \mu\text{m}$

La machine que nous avons utilisée pour ce réseau est une machine Karl Süss disponible au CIME qui réalise des photolithographies par contact. Le vide entre les deux éléments sert à améliorer le contact sur toute la surface du substrat en compensant en partie ses défauts de planéité.

Pour notre réseau, les masques ont été réalisés sur un substrat en verre recouvert aux endroits opaques d'un film de gélatine opaque, par transposition d'un négatif photo. Ils ont été dessinés sur Adobe Illustrator (fig. 2).

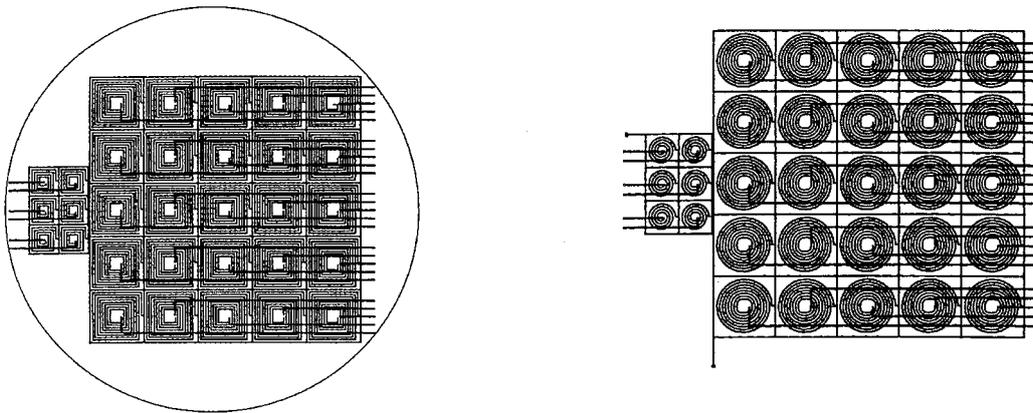


Fig. 2. Photos de 2 masques superposés avec des bobines rondes et carrées

Les dépôts et les limites d'épaisseur

Le dépôt par pulvérisation cathodique

C'est le dépôt d'isolants, de métaux et d'alliages par attaque physique (bombardement avec des ions Ar^+ accélérés) d'une cible constituée des composants. Des atomes sont éjectés de la cible de façon isotrope et se certains se déposent sur le substrat placé en vis à vis. Le principal avantage est de pouvoir déposer plus facilement des alliages de composition contrôlée que le dépôt par évaporation thermique. On dépose notamment les isolants intercouches, dont l'épaisseur est optimisée de façon à éviter tout risque de claquage et pour minimiser la résistance thermique de la couche. La plupart des couches minces d'alliages, comme les couches magnétostrictives et les couches magnétiques, sont réalisées par pulvérisation cathodique (sputtering). Le substrat est toujours refroidi de façon à diminuer les contraintes thermiques à l'interface entre les couches et également pour garder au dépôt une structure amorphe. L'homogénéité de l'épaisseur entre le centre et le périmètre du substrat est typiquement de quelques %, elle est variable en fonction de la taille des cibles, de la puissance du plasma de bombardement et de la distance cible/substrat. L'inconvénient majeur reste la vitesse de dépôt (100 Angström/mn généralement), ce qui est un facteur limitatif pour des épaisseurs supérieures à quelques microns.

L'isolant choisi dans le cas du premier prototype est l'oxyde de silicium pour des raisons de facilité. Cependant le nitrure de silicium Si_3N_4 convient pourtant mieux pour des procédés à basse température. La température est limitée à 450 °C par exemple pour ne pas perturber la stabilité du conducteur en aluminium.

La première couche isole le substrat, c'est un oxyde thermique (oxydation humide) de 0,25 à 0,3 μm obtenu à 1150°C. Dans le cas de nos prototypes, la couche d'oxydation est de 0,1 μm . Le deuxième isolant déposée est un LTO (Loa Température Oxyde), réalisée par PECVD (Plasma Enhanced Chemical Vapor Deposition) à une vitesse de 100 angström/mn. L'épaisseur entre les couches conductrices est de 1,1 μm (mesure par ellipsomètre et profilomètre). La tension de claquage pour les meilleurs oxydes est de 1 MV/cm, et 100 kV/cm pour les moins bons. Sous 15 V, la distance limite est de 0,15 μm à 1,5 μm .

Le dépôt par évaporation thermique

Cette technique permet de déposer des atomes évaporés sur un substrat en vis à vis. Le matériau est porté à sa température de sublimation sous vide. La qualité du dépôt est très comparable à celle par pulvérisation cathodique. L'épaisseur est limitée par le volume de matériau qui peut être fondu soit dans le creuset de l'appareil soit dans un filament de tungstène. On arrive à des épaisseurs maximales de 1 μm en contrôlant la vitesse de dépôt par le courant dans le filament de tungstène chauffant. Par des évaporations successives, nécessitant de casser le vide pour ouvrir le bâti et rajouter du matériau, on atteint 4 μm d'épaisseur de conducteur. Par contre, il s'avère très difficile de déposer des alliages de façon homogène puisque les températures d'évaporation sont différentes. Pour les pistes de nos bobines, le métal utilisé est l'aluminium, très peu résistif.

La résistivité pour les dépôts de 2,2 μm obtenus par 2 évaporations successives d'aluminium est de $3,2 \pm 0,4 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot \text{cm}$, proche de celle du matériau massif $2,82 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$. La résistance carrée (résistance d'une surface carrée) $R_2 = 14,5 \pm 0,8 \text{ m}\Omega$. Par conséquent, la mise à la pression ambiante entre chaque dépôt altère peu la qualité de l'aluminium déposé. Les dépôts de trois couches successives ont permis d'atteindre une épaisseur de 4 μm et ils gardent une bonne adhérence sur l'oxyde. Pour ces épaisseurs, il n'y a pas de surgravure du métal.

De ces deux types de dépôts, aucun ne permet d'obtenir des couches de métaux suffisamment épaisses pour diminuer de manière significative la résistivité du conducteur. Ce sera la principale faiblesse de ce prototype.

2.1.2 Les grands points du procédé

Nous avons réalisé des prototypes de réseaux de bobines suivant la disposition multicouche décrite ci-après : le substrat Si est d'abord recouvert d'une couche d'isolant. Les deux couches conductrices sont ensuite déposées, séparées par une couche d'isolant, dans laquelle des trous d'interconnexion sont réalisés.

La disposition en couches

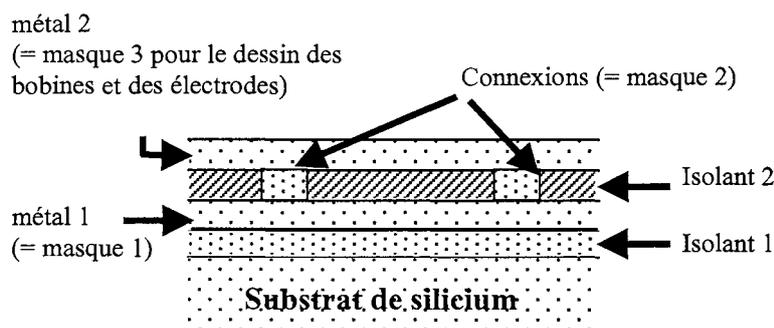


Fig. 3. Composition en couches : la face arrière sous les bobines, libre, permet le refroidissement.

En effet, pour alimenter les bobines, il faut deux couches métalliques au moins. Dans l'une de ces couches (par exemple le plan de masse) peuvent également être déposées les bobines, l'autre couche servant à l'amenée du courant au centre de chaque bobine. Nécessairement, il faut isoler les couches entre elles et les isoler du substrat. De plus des connexions sont nécessaires entre les deux couches au niveau des centres des bobines. La réalisation de ces opérations requiert au moins 3 niveaux de masques.

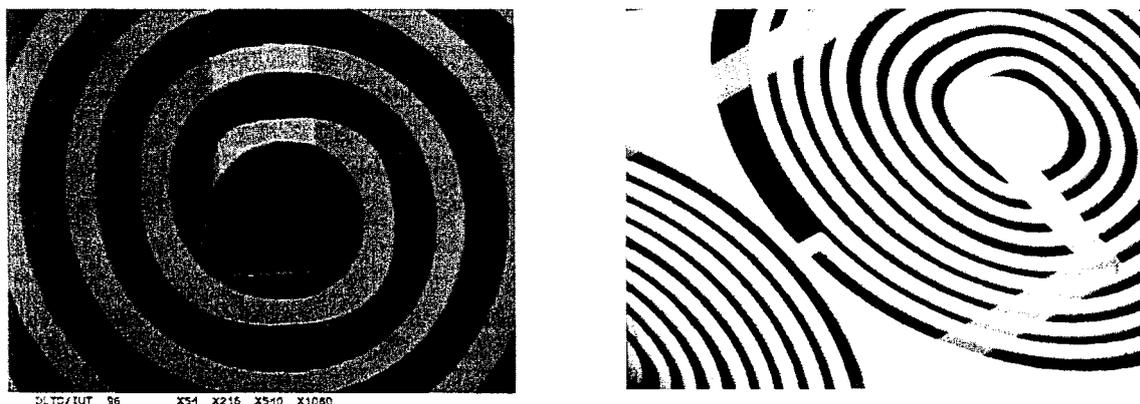


Fig. 4. Superposition des couches : on observe les différentes couches par transparence (Bobine, arrivée de courant et trou d'interconnexion).

Dans ces prototypes, les couches d'alimentation sont toutes en face avant pour des raisons de simplicité du procédé, malgré l'encombrement que cela induit. Il faut donc des connexions d'alimentation indépendantes face avant et des plots permettant de souder les fils d'arrivée, tout ceci ramené à la périphérie du réseau. Enfin, un 4^{ème} masque est nécessaire pour graver les couches supérieures et atteindre les électrodes du métal 1.

Le réseau est placé sur une plaque de céramique (Al_2O_3) de 600 μm d'épaisseur. Ce support permet d'effectuer les soudures nécessaires à l'arrivée du courant d'alimentation tout en étant un bon conducteur thermique (pour améliorer le transfert thermique, on utilisera par la suite l'an de conductivité 70 à 170 $\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$ contre 20 $\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$ pour l' Al_2O_3). Les bobines sont alors reliées à cette plaque et au silicium par microfils (250 μm) grâce à une microsouduse à ultrasons.

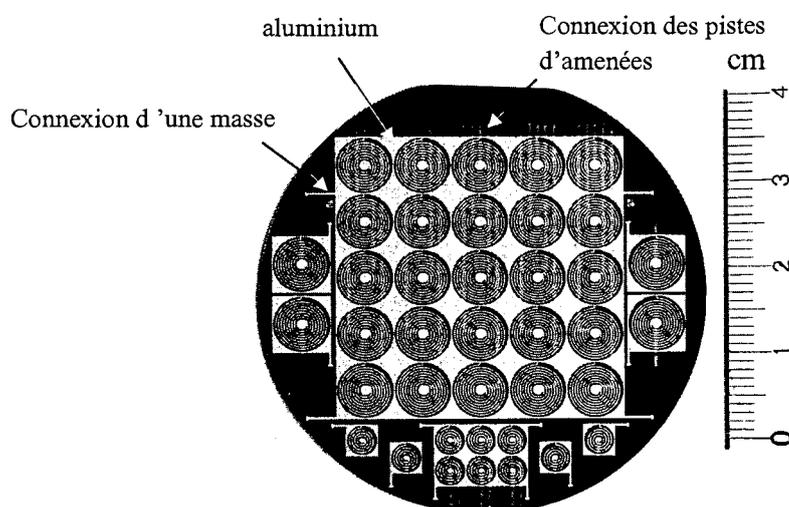


Fig. 5. Photo du prototype

Les principales étapes du procédé :

Cette structure multicouche est obtenue en suivant une série d'étapes successives d'élaboration. Ces différentes étapes du procédé sont listées table 3 et illustrées figure 6.

Tab. 3. Les principales étapes du procédé

- 1 – oxydation du silicium ou du substrat initial (isolant 1)
- 2 - dépôt d'aluminium 1
- 3 - lithographie + gravure de l'aluminium 1: création des bandes d'amenée de courant
- 4 - dépôt d'oxyde LTO (isolant 2)
- 5 - lithographie + gravure de l'oxyde : création des trous d'interconnexion
- 6 - dépôt d'aluminium 2
- 7 - lithographie + gravure de l'aluminium 2
- 8 - lithographie + gravure de l'oxyde : dégagement des plots de contact de l'aluminium. 1

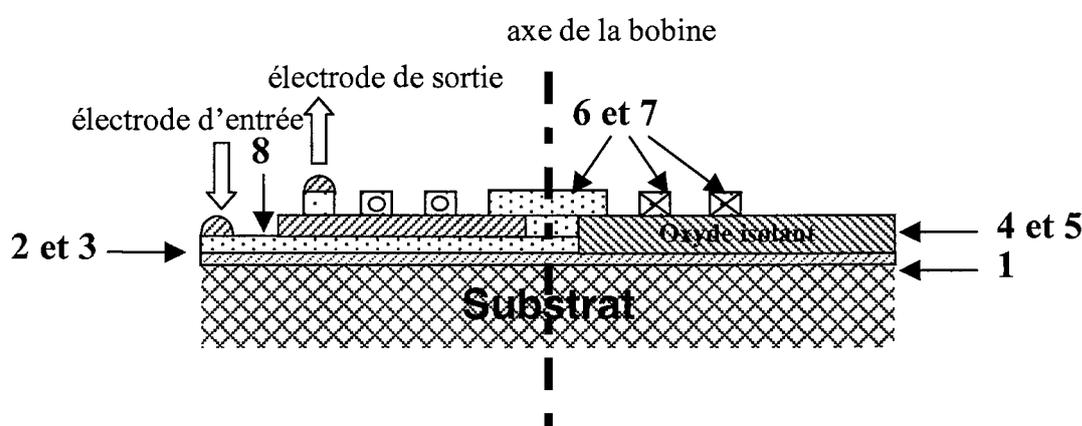


Fig. 6. Schéma du procédé : les différentes opérations (1 à 8)

Le rebouclage du flux magnétique par une sous-couche magnétique

Afin d'améliorer l'efficacité des bobines, on pourrait envisager de placer sous la bobine une sous-couche magnétique permettant le rebouclage du flux magnétique. En diminuant le chemin magnétique, la force entre la bobine et certains composants magnétiques comme le fer ou les matériaux doux peut ainsi être multipliée par 20 (Voir chapitre 3). Il peut s'agir d'une couche de matériau magnétique doux (Fer Ni) d'une épaisseur de 10 μm obtenue par électroformage ($\mu = 100$ à 10000) ou directement d'une plaque 2" de permalloy poli ($\mu = 100000$). Le polissage a permis de montrer qu'on peut obtenir des rugosités de 0,1 μm sur une plaque de permalloy, la rendant compatible avec la lithographie optique.

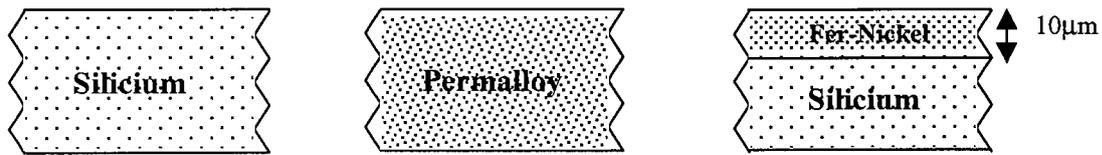


Fig. 7. Les différents substrats contenant une couche de matériau doux

Le problème majeur dans ce cas est d'ordre technologique : c'est l'introduction de matériaux polluants dans les fours. Pour cette raison, une autre solution envisagée mais pas encore mise en application est schématisée ci-dessous.

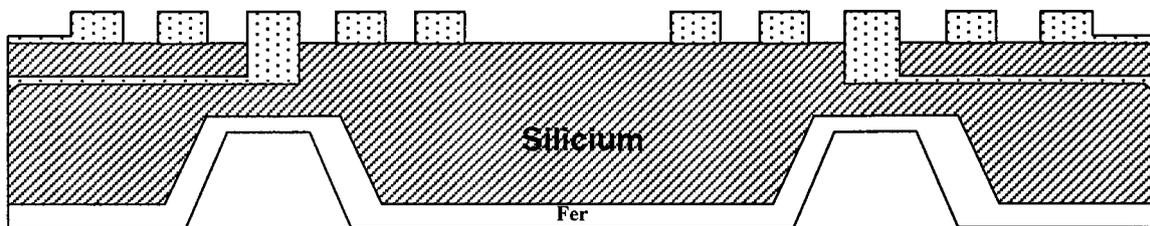


Fig. 8. Sous-couche magnétique déposée en face arrière après gravure anisotrope.

Le silicium étant au préalable gravé en face arrière, une couche magnétique y est déposée en fin de procédé dans les trous préformés, à proximité des bobines. L'action de la culasse magnétique n'est donc pas trop diminuée, et le procédé est alors compatible avec les équipements.

La réalisation n'a pas été poursuivie, car nous avons privilégié le cas d'une interaction bobine/aimant dans laquelle cette culasse n'est pas souhaitable.

Les limites et les défauts

Fig. 9. Défauts dans les réseaux apparaissant à la caméra infrarouge

Des défauts dans les conducteurs sont apparus sur l'écran de la caméra infrarouge lorsqu'on injecte du courant dans les bobines, là où les mesures de résistances sont impossibles (fig. 9). Les points chauds indiquent les pistes altérées, et les mauvais contacts. Des courts-circuits ont été détectés. Ils peuvent provenir d'une mauvaise stabilisation du composé Aluminium/Silicium à l'interface des deux matériaux, ou de la présence d'un oxyde poreux, qui permettrait la pénétration de l'aluminium dans le silicium après échauffement. Nous avons pu détecter les bobines non alimentées, l'insuffisance de fils de masse et surtout les limites de courant pour des bobines non refroidies. L'influence des pistes d'amenée de courant très résistives est significative, la résistance pouvant doubler entre une bobine d'un coté du substrat et une bobine de l'autre coté. Tous ces points ont permis d'améliorer la conception du réseau en 3D et particulièrement le dessin des masques.

2.2 Les bobines 3D ou bobines épaisses

2.1.2 Méthodes de fabrication de structures 3D miniaturisées et discussion

La demande va croissant dans les microsystèmes et de nombreux procédés sont en cours de développement, là où les méthodes conventionnelles d'usinage de précision atteignent leurs limites et peinent à garantir les tolérances et les états de surface. Le facteur de forme et la dimension critique (c'est à dire la dimension en deçà de laquelle elles ne peuvent pas s'aventurer) constituent les principales limitations à leur utilisation pour les microsystèmes. La description de ces techniques suit :

Les technologies d'usinage classique :

- Techniques horlogères ou mécanique : c'est l'usinage par enlèvement de copeaux (tour, perceuse, fraiseuse, mécanique conventionnelle), qui permet la fabrication de petites pièces ou de moules utiles aux horlogers par exemple. Les dimensions critiques atteignent la dizaine de microns dans le meilleur des cas et pour des matériaux dociles, lorsqu'elles frôlent la taille de l'outil. Des trous de 10 μm sont réalisés par perçage sur 100 μm d'épaisseur.
- L'usinage par laser permet de découper des tôles avec une précision de 10 μm . L'ablation laser utilise un laser pulsé de grande énergie pour percer des matériaux jusqu'à 1 mm d'épaisseur.
- L'électroérosion à fil : dans ce procédé, la pièce est découpée dans le matériau conducteur par des arcs électriques entre l'anode (le fil) et la cathode (le matériau) qui détruisent localement la cathode. Le parcours du fil décrit le contour de la pièce. Cette technique tend à remplacer l'usinage par enlèvement de copeaux du fait de sa rapide évolution vers des dimensions inférieures liées au diamètre du fil utilisé : aujourd'hui il fait 20 μm de diamètre et des fils de 2 μm sont en projet [Kobayashi, 95].
- L'électroérosion par enfonçage utilise le même principe mais ici l'outil prête directement sa forme au matériau.

Les technologies d'usinage chimique ou physique par plasma, ultrasons ou laser :

- L'usinage du quartz par sonotrode utilise une sonde à ultrasons, la pièce étant plongée dans un bain permettant la transmission des ultrasons et la concentration de l'onde de choc sur la pièce. Avec des masques, on réalise des motifs de 20 μm avec des facteurs de forme de 5.

- Le sablage permet l'attaque des métaux par projection de poudre d'alumine pour le cuivre, l'or ou des métaux non-attaquables en gravure ionique (fer, Or). Ce procédé est utilisé dans les circuits hybrides pour ajuster des résistances sérigraphiées.
- La gravure humide permet d'attaquer des substrats chimiquement dans des bains spécialement étudiés (voir §2.2.3 pour l'attaque du silicium).
- Attaques par plasma réactif (ou gravure sèche). On distingue 3 méthodes : l'attaque mécanique par projection d'ion de gaz inerte, l'attaque chimique par gaz réactif et l'attaque combinant les deux dernières ou RIE (Reactive Ion Etching). La DRIE (Deep Reactive Ion Etching) est un procédé mis au point pour graver profondément le silicium ou son oxyde. Sa performance est liée soit à l'adjonction d'un gaz qui polymérise les parois, et les rend inertes, permettant une gravure anisotrope, soit au refroidissement de la cible à l'hélium liquide. La vitesse de gravure est de 10 $\mu\text{m/h}$.
- La technique SIGA (acronyme de Silizium, Mikrostrukturierung, Galvanisierung, und Abformung). Cette technique consiste à usiner du silicium par des méthodes conventionnelles telles que : attaque anisotropie KOH, attaque plasma, usinage laser, sciage, électroérosion. Sur cette plaquette sont moulées des pièces métalliques par électroformage, qui peuvent servir elles-mêmes de moule pour l'injection et la duplication de pièces plastiques.

Les technologies dérivées de la micro-électronique

D'autres techniques de micro fabrication sont nées de la demande de résolution, elles utilisent des rayonnements X ou UV pour structurer des matériaux. Ce sont les techniques LIGA (acronyme de Litographie, Galvanisierung und Abformung). Ces techniques élargissent considérablement le champ de la miniaturisation et ont généré une formidable impulsion de recherche dans le domaine sub-millimétrique :

- La LIGA X a été développée au centre de recherches de Karlsruhe (FZK). Le rayonnement X très énergétique mais également très onéreux (source synchrotron) permet de structurer des plastiques épais de plusieurs millimètres avec une résolution submicronique et des facteurs de forme inégalés (>100). Ils peuvent ensuite servir de moule ou de contre moule à des objets 3D de matériaux quelconques.
- La LIGA UV est une technique utilisant un rayonnement UV de moindre énergie. Elle possède des avantages énormes pour des applications ne nécessitant pas une résolution submicronique, mais plutôt une résolution de l'ordre de 10 μm pour des épaisseurs supérieures à 100 μm et un facteur de forme supérieur à 10. En effet, cette solution est très économique : pas besoin de synchrotron. Les matériaux structurables sont des résines épaisses en pleine évolution. Ils forment des cloisons entre lesquelles seront électroformés les motifs choisis. La plus performante du moment est la résine SU-8 (fabriquée par Shell Chemical), qui promet des épaisseurs insolubles de 1 à 2 mm et des facteurs de forme de 20, contrairement aux résines épaisses classiques (La résine SJR a un facteur de forme de 5). La

mise en œuvre de cette résine est en cours d'optimisation. Nous avons opté pour cette résine dont les capacités correspondent à nos exigences de géométrie.

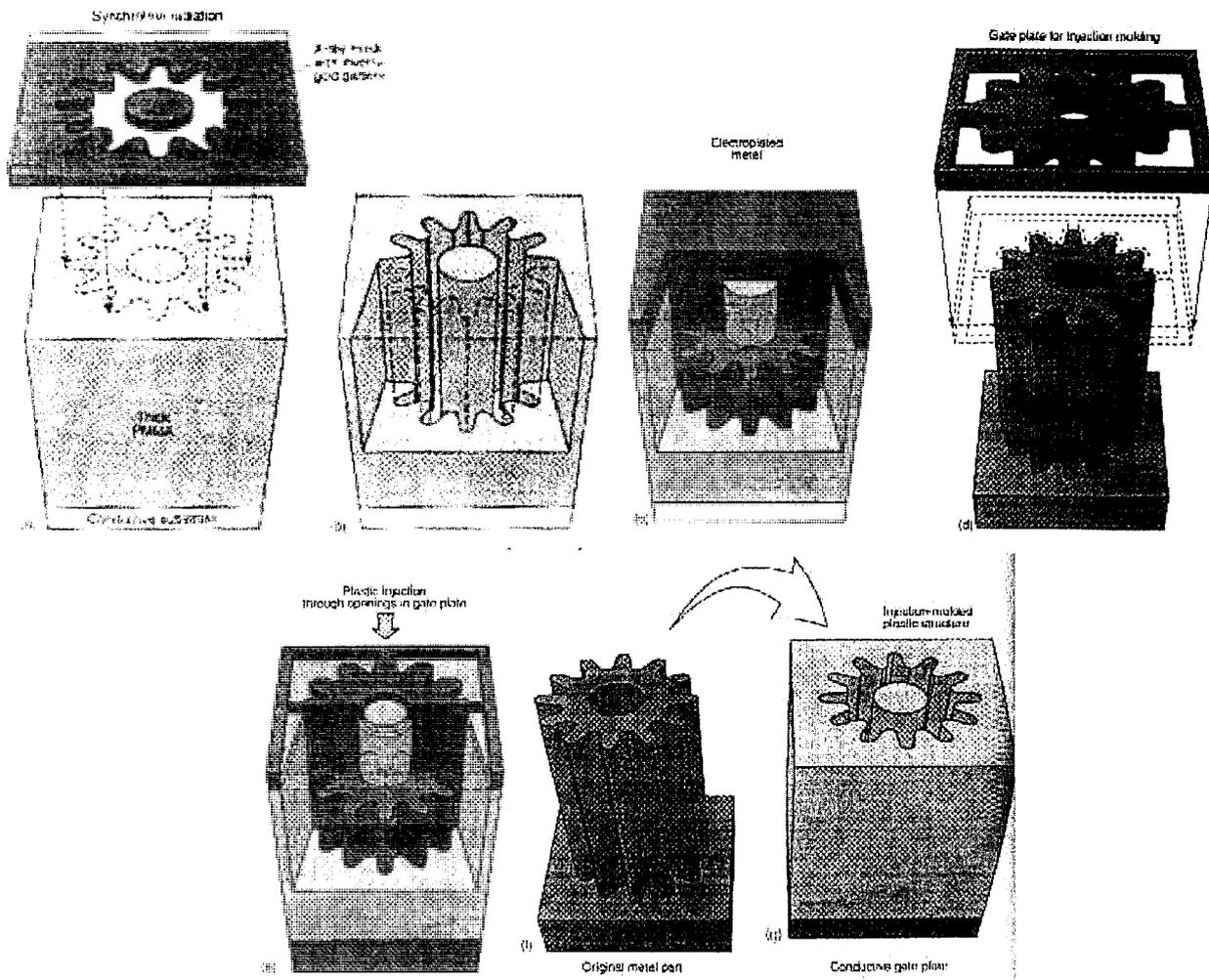


Fig. 10. Etapes du procédé LIGA X [Sze, 94]

Les zones non protégées par le masque en chrome sont polymérisées par le passage du faisceau, ce qui les rend solidaires du substrat et insensibles au produit développant, tandis que les autres, restées « molles », vont s'y dissoudre. La géométrie de l'objet est définie dans les cavités, dont les murs vont ensuite jouer le rôle de tuteur des structures métalliques que l'on va y faire pousser par électroformage. On aura au préalable pris soin de déposer la résine sur un substrat soit métallique soit recouvert d'un film conducteur électrique¹.

¹ Cette couche métallique a été préalablement déposée par pulvérisation cathodique d'un film mince de cuivre ou par le procédé « electroless plating » fonctionnant sans électrode grâce à une réaction d'oxydoréduction entre des atomes de palladium répartis en plots sur le substrat et les atomes de cuivre qui précipitent et forment une couche conductrice [Wanatabe, 96]. L'intérêt est bien entendu d'être libéré des contraintes occasionnées par les électrodes.

Il faut citer aussi la « stéréolithographie » qui permet de fabriquer des structures 3D en focalisant un faisceau laser dans un polymère liquide photosensible [Ikuta, 98].

De toutes ces techniques, la LIGA-UV répond à nos exigences sur l'épaisseur de bobine, la résolution, le moindre coût. Elle est compatible avec la circuiterie CMOS tout comme la LIGA X [Stadler, 97]. Les laboratoires LPMO/IMFC équipés en salle blanche et en bains d'électroformage, m'ont accueillie et ont collaboré à la mise au point du procédé, et au test des différentes étapes critiques (Motifs SU-8, électroformage, enlèvement, attaque KOH). La résine utilisée est la résine SU-8 fabriquée par Shell Chemical, malgré le peu d'expérience dans son utilisation. Ce choix a été déterminé par l'émergence de cette résine sur le marché des microtechnologies et par les possibilités d'épaisseur et de facteur de forme qu'elle permet d'obtenir [Lorenz, 98].

2.2.2 Les grands points du procédé

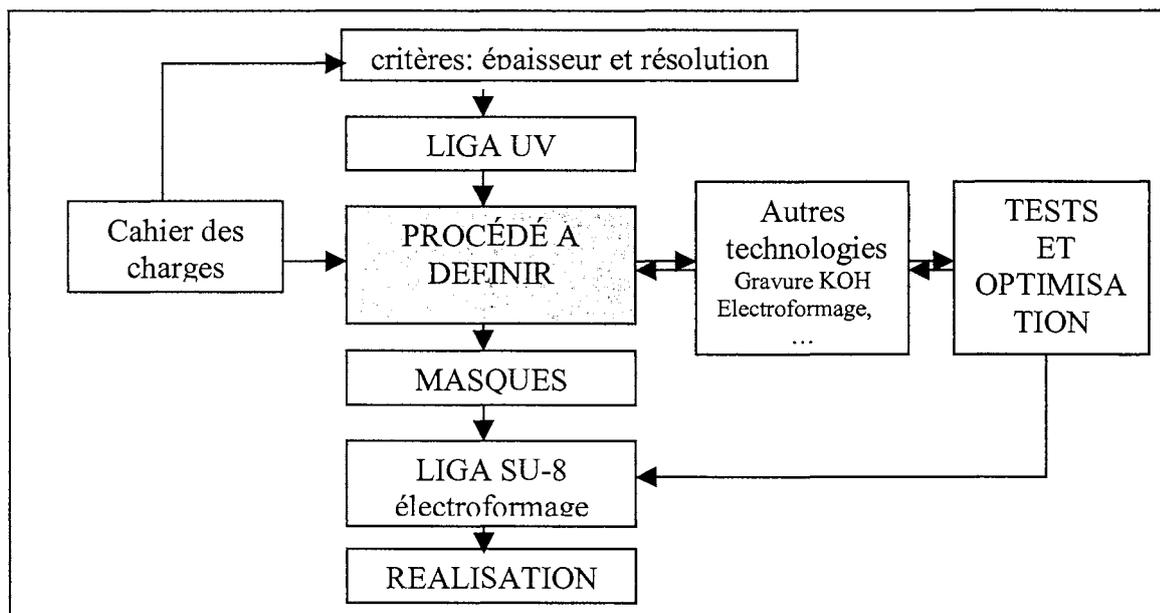


Fig. 12. Choix des technologies et définition de l'étude

Le choix le plus important a été d'utiliser une résine épaisse ou le procédé de LIGA UV pour satisfaire les besoins en couches épaisses de conducteur.

Les connexions d'alimentation sont reportées face arrière. Les couches métalliques conductrices sont toujours au nombre de deux, mais elles sont disposées des deux côtés du wafer (fig. 13). Cela implique un procédé double face et la réalisation des via.

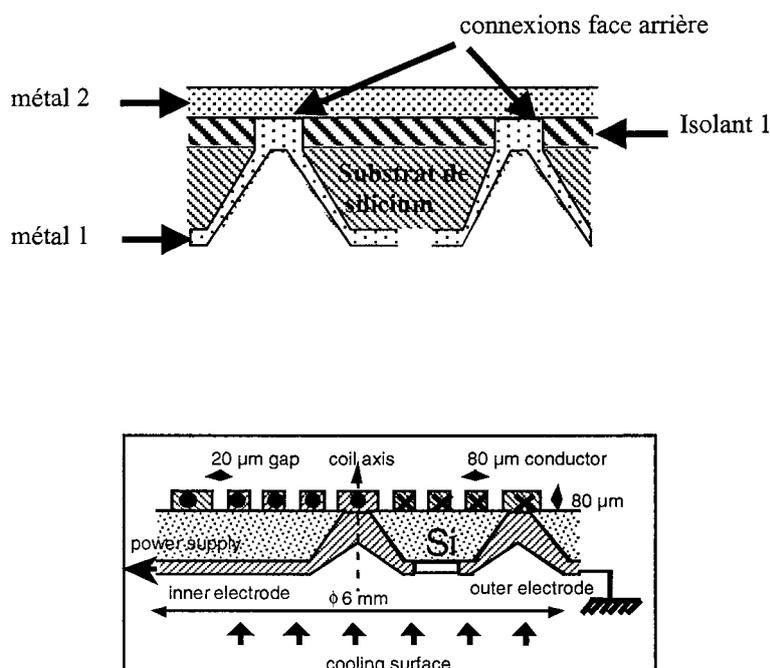


Fig. 13. Disposition en couche des bobines 3D et connexion arrière

De cette façon, tous les contacts sont à l'arrière, les contacts de masse aussi bien que les contacts aux centres des bobines. La face avant est libre pour approcher le miroir déformable, et l'encombrement est réduit. Les via sont fabriqués par gravure KOH dans le silicium.

Les pistes face arrière ramènent les connexions des bobines sur la périphérie du substrat Silicium évitant ainsi d'occulter la surface réservée au refroidissement éventuel des bobines.

Process de réalisation du réseau de bobines 3D

Les étapes sont décrites sur les schéma suivant:

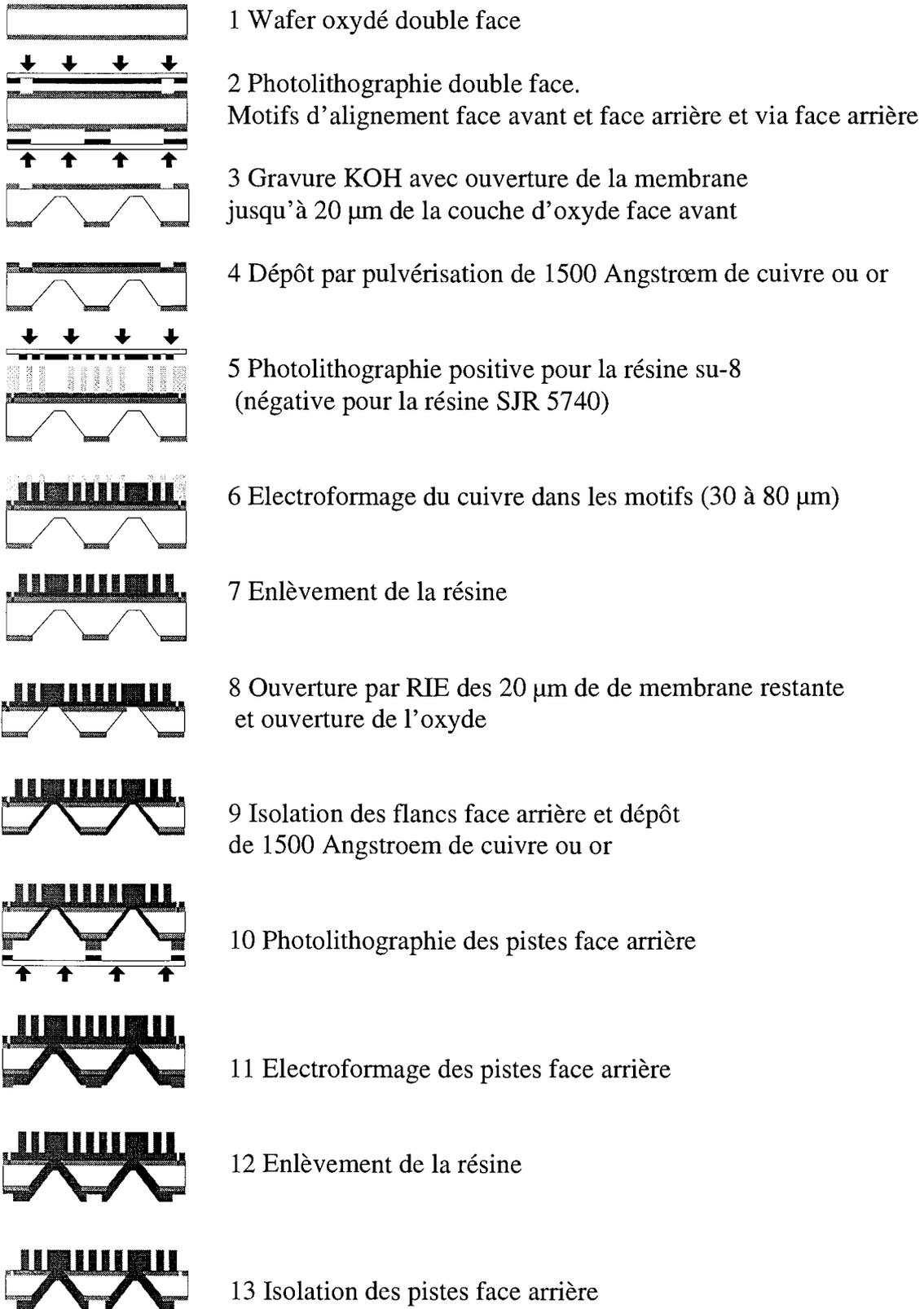


Fig. 14. Les étapes du process des bobines épaisses

2.2.3 Les technologies spécifiques aux bobines 3D

Les masques

Les masques sont dessinés avec le logiciel Cadence. Cadence est un logiciel permettant la réalisation du dessin des masques chrome-verre, et leur fracturation en un fichier qui sera mis sur bande puis confié au laboratoire d'optique pour leur réalisation. Il permet de créer différents niveaux de masques qui sont superposés sur la figure 15 ci-dessous.

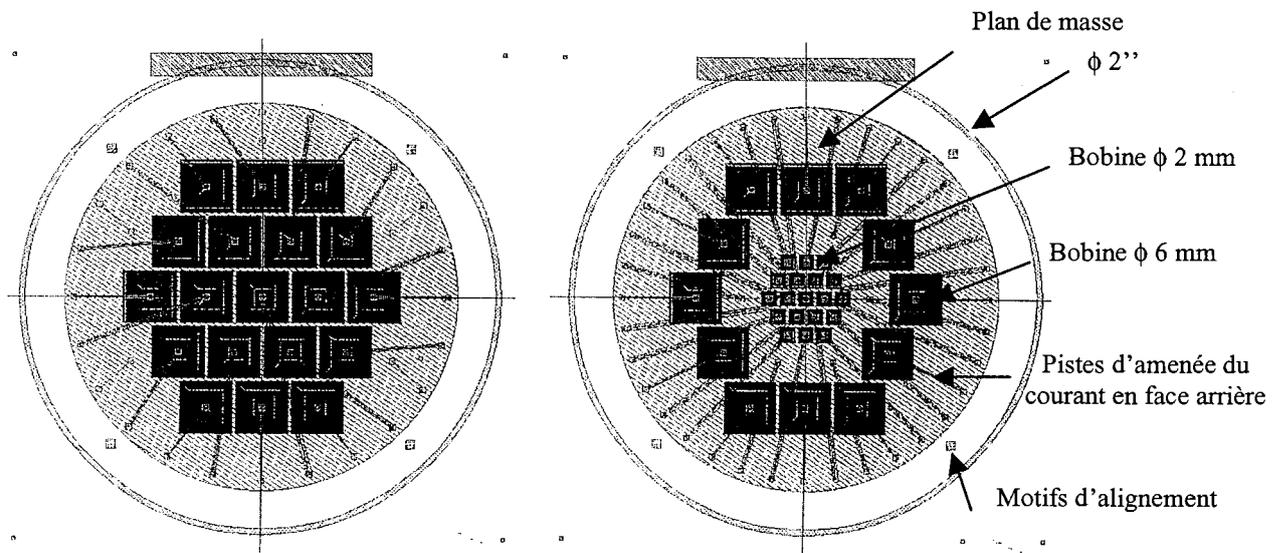


Fig. 15. a) masques superposés du réseau de 19 bobines ϕ 6 mm
b) masques superposés du réseau de 19 bobines ϕ 2 mm + 12 bobines ϕ 6 mm

Ainsi, au centre de chaque bobine arrive la piste d'amenée du courant par un via, tandis que l'extérieur de la bobine est relié au plan de masse face avant (lui-même connecté face arrière par un via). Les masques ont ensuite été réalisés par faisceau d'électrons, ce procédé permettant une très grande précision des motifs, des angles et des traits.

Photolithographie et résine

Dans la littérature, on rencontre les résines épaisses suivantes : les plus répandues sont les résines AZ 4000 (épaisseur 100 μm , facteur de forme 1:10 [Löchel, 94]) et AZ 4562 (épaisseur 15 μm , facteur de forme 1:6 [Tonnesen]), commercialisées par Clarian (anciennement Hoechst), ainsi que les résines polyimides commercialisées par Olin Microelectronics Materials (la probimide 7020 permet de réaliser 150 μm en deux couches [Bischofberger, 97]). Il semble que la résine AZ 9260 (Clariant) permette d'obtenir des facteurs de forme de l'ordre de 20 pour 100 μm d'épaisseur.

La résine SU-8 a été choisie grâce à son grand facteur de forme potentiel

paramètres d'optimisation de la résine SU-8

La résine SU-8 est une résine époxyde thermodurcissable, issue d'une polymérisation par ouverture de cycle. La polycondensation se produit par ouverture de molécules cycliques. Cette ouverture est favorisée par un catalyseur pour former un polymère réticulé (réseau insoluble et infusible)

Les différents paramètres d'optimisation sont liés au conditionnement que la résine subit pendant les étapes successives depuis son extraction de la bouteille jusqu'à la fin de son intervention dans le procédé de fabrication des objets. Les tests effectués sur 4 substrats subissant toutes les étapes de construction des moules en résine prennent une journée entière.

Ces paramètres sont :

- les conditions de dépôt de la résine sur le substrat,
- le séchage de la résine,
- l'exposition au rayonnement sélectif à travers le masque,
- le recuit de durcissement,
- le développement de la résine,
- les opérations intermédiaires destinées à créer les structures entre les motifs (elles peuvent également influencer le comportement de la résine),
- le « stripping » de la résine (c'est à dire l'ablation de la résine du substrat).

Chaque étape doit être définie pour la meilleure performance et doit pouvoir être parfaitement reproductible. Les délais et les conditions d'humidité et de température sont strictement surveillés. Dans ce but, la salle atteint une propreté de classe 100 sur les paillasses, et dispose d'une régulation de température et d'humidité ambiante.

Tab. 3. Table des paramètres variables de la résine SU-8

Date	Dépôt résine				Recuit sur plaque chauffante : Soft Bake			Insolation	
	HMDS	V (rpm)	γ (tr/mn)	t (s)	RP (mn)	Ts (°C)	A (mn)	PL (mW/cm ²)	Ti (s)

A = temps de relaxation à l'ambiante
V = vitesse de dépôt
RP = recuit sur plaque chauffante
 γ = accélération
Ts = température soft bake
t = temps de dépôt
PL = puissance de la lampe
Ti = temps d'insolation

Recuit sur plaque chauffante : Post Bake			Dévelop.		Observation	
RP (mn)	Tp (°C)	A (mn)	Td (mn,s)	Tb (°C)	E (μ m)	Divers (nom, résultats)

Td = durée du développement
E = épaisseur de résine
Tb = température du bain de développement
Tp = température post bake

L'enduction à la tournette.

Le substrat est d'abord minutieusement centré sur le plateau de la tournette. La résine épaisse, très peu fluide, est ensuite versée sur le substrat sans que le poids de résine ou son volume ne soit exactement contrôlable. Ce paramètre influe peu sur l'épaisseur finale, ce sont les paramètres d'accélération au démarrage, de vitesse de rotation et de temps de rotation qui déterminent le profil de la résine sur la plaque. L'épaisseur désirée (130 μ m) est obtenue pour les paramètres de tournette ci-dessous :

Tab. 4. Paramètres de dépôt de la résine par tournette

Épaisseur désirée	Rampe d'accélération	vitesse	temps
130 μ m	100 tr/mn ²	1500 tr/mn	60 s

Après l'enduction, la plaque est laissée au repos pendant 5 mn pour homogénéiser la couche. Le profil obtenu présente une partie relativement plane au centre, et une surcharge proéminente sur la périphérie.

Le séchage de la résine (soft-bake)

Le séchage permet d'évaporer le solvant. Il est effectué sur une plaque chauffante. La résine doit être solidifiée pour que les zones insolées et non insolées ne diffusent pas, mais également pour que la résine ne colle pas au masque au contact. Le séchage fixe le profil de la résine, mesuré optiquement (fig. 16).

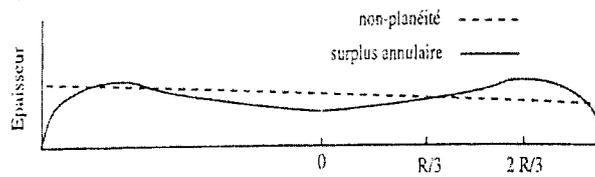


Fig. 16. Influence de la non-planéité de la plaque chauffante et du surplus annulaire sur le profil de la plaque

L'influence du surplus annulaire augmente si on diminue la taille de la plaque. Il est nécessaire de bien équilibrer la plaque de chauffage pour éviter le glissement des structures insolées lors du recuit.

Tous les chocs thermiques sont à éviter absolument, de façon à minimiser les contraintes mécaniques dans la résine. Ils sont à l'origine de décollements imprévus des structures et de déformations. Les substrats ne sont par conséquent jamais posés directement sur la paillasse froide après le séchage ou après le recuit. Après le séchage, la plaquette reste à 30°C sur une plaque intermédiaire. Le séchage dure 45 à 60 mn pour cette épaisseur avec des plaquettes 3". Pour des plaquettes 2" ayant un surplus annulaire plus important et plus proche du motif central, il est important de sécher plus longtemps (1h au moins), sinon le masque colle à la structure.

L'exposition de la résine aux UV

La résine SU-8 est une résine qu'on appelle négative : les parties insolées par le rayonnement UV polymérisent et restent donc sur le substrat, et on obtient l'empreinte inverse des dessins chromés du masque. Les photons émis polymérisent la résine dans son épaisseur. Il faut émettre assez de photons pour polymériser sur toute la hauteur de la résine et permettre la solidification jusqu'à la base des parties insolées. L'insolation n'est jamais parfaite (fig. 17), les flancs sont difficilement verticaux du fait de la diffusion de la lumière. Les réflexions des photons sur le substrat, le masque et la résine peuvent également polymériser en partie des volumes cachés. Dans ces conditions, il est important de ne pas sur-insoler pour ne pas augmenter ces effets. L'insolation pour 130 µm de résine a montré de bons résultats pour 200 à 210 mJ/cm² obtenus pour une durée de 11 s environ.

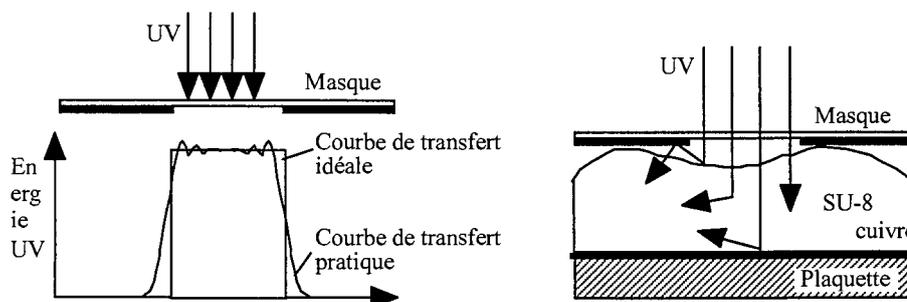


Fig. 17. Les zones de polymérisation des UV et les effets parasites

La cuisson (post-bake)

La cuisson est réalisée avec les mêmes précautions de planarité de la plaque chauffante. Ce recuit permet de réticuler les structures insolées et de les rendre insoluble au produit développant. C'est de ce recuit que proviennent les contraintes mécaniques les plus gênantes, se matérialisant souvent par un décollement des structures fines et longues pendant le développement (fig. 18). Les structures restent accrochées par les angles des bobines, où la surface est plus importante.

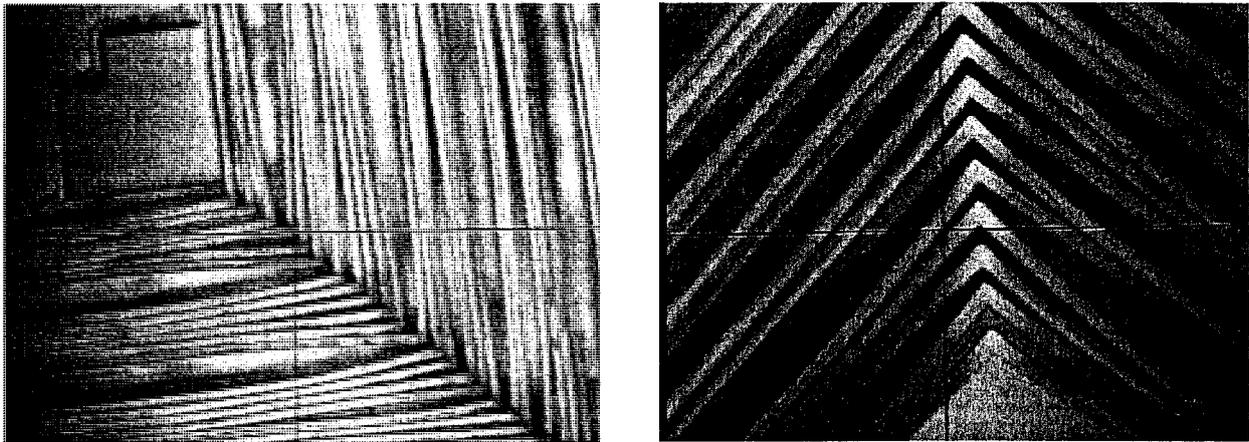


Fig. 18. Exemple de déformation des structures par les contraintes mécaniques.

Nous avons adopté une cuisson à refroidissement lent. La température est de 96°C au début de la cuisson qui dure 40 mn environ, et elle descend linéairement jusqu'à 50 °C.

Le développement

Le développement est réalisé dans la solution de PGMEA (propylène-glycol-monométhyl-éther-acétate), à l'aide de l'agitateur électrique. En deçà de 13 minutes, on continue à observer de la résine résiduelle entre les motifs. Les moules de bobines forment en effet des motifs très étroits, en forme de spirale où le développeur a du mal à circuler. Il faut souligner l'importance de cette étape qui permet de mettre à nu la sous-couche métallique sur laquelle seront électroformées les bobines. Il est difficile de mettre en évidence le reste de résine, parfaitement translucide et inhomogène par des mesures optiques et par le microscope électronique à balayage (MEB). Les mesures de résistances ne sont pas aisées dans l'étroitesse des pistes (80 µm). Une attaque par plasma permettrait d'atteindre la couche inférieure et de nettoyer la couche des pollutions éventuelles (oxydation, poussière, restes de résine...). Cette opération n'a pas encore été réalisée. Le développement a montré de très beaux résultats :

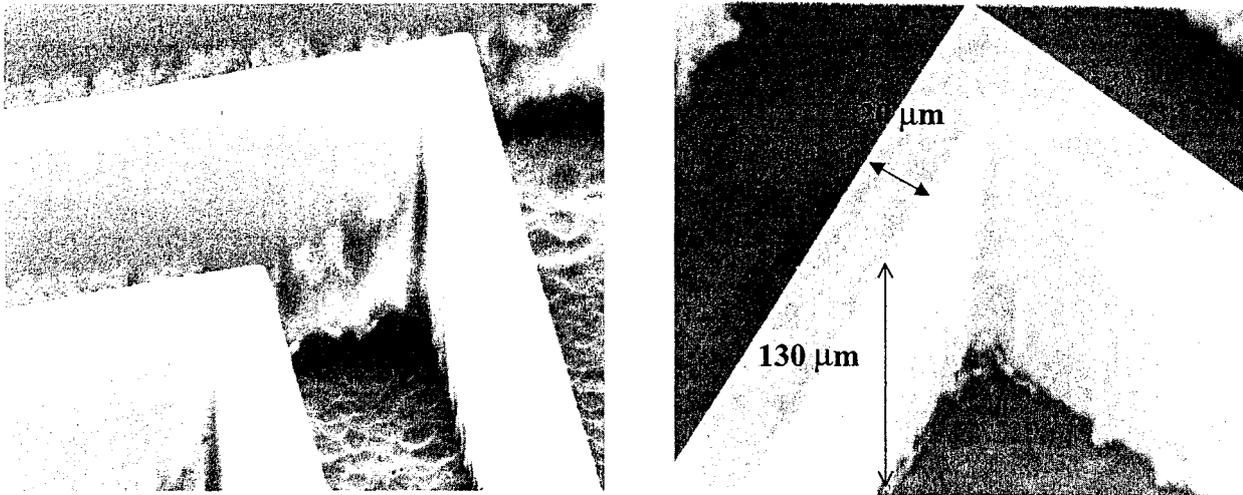


Fig. 19. Photo MEB des angles formés par des murs de résine de 20 μm de large x 130 μm de hauteur.

La figure 20 montre la bonne verticalité des murs de résine, supérieure à 95%, ce qui permet d'envisager des grands facteurs de forme avec cette épaisseur (130 μm). Ici, le facteur de forme est supérieur à 6.

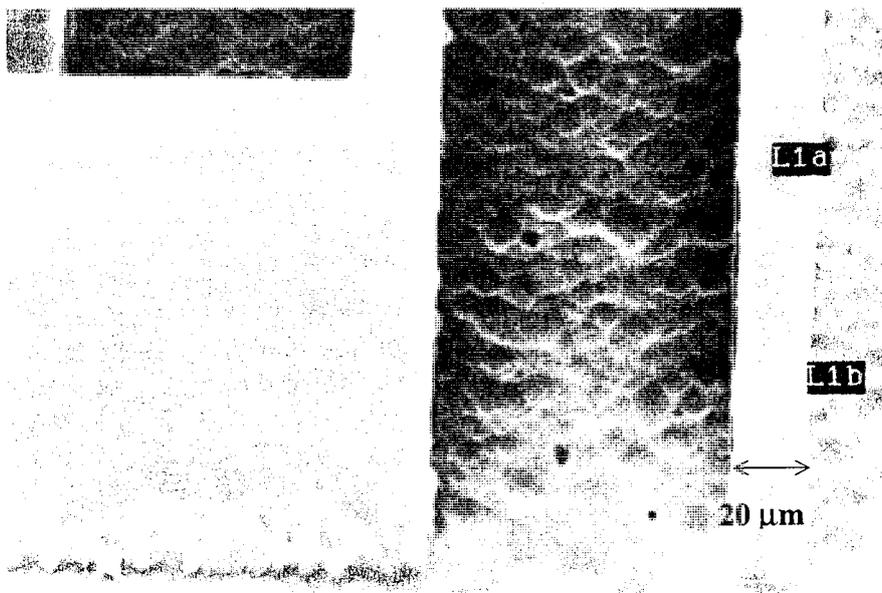


Fig. 20. Photo MEB d'un mur extérieur de bobine

Le moule ne présente aucun défaut sur la totalité du substrat (Fig. 21). L'adhérence est bonne partout, on utilise ici un substrat de silicium dépoli pour assurer une adhérence parfaite.

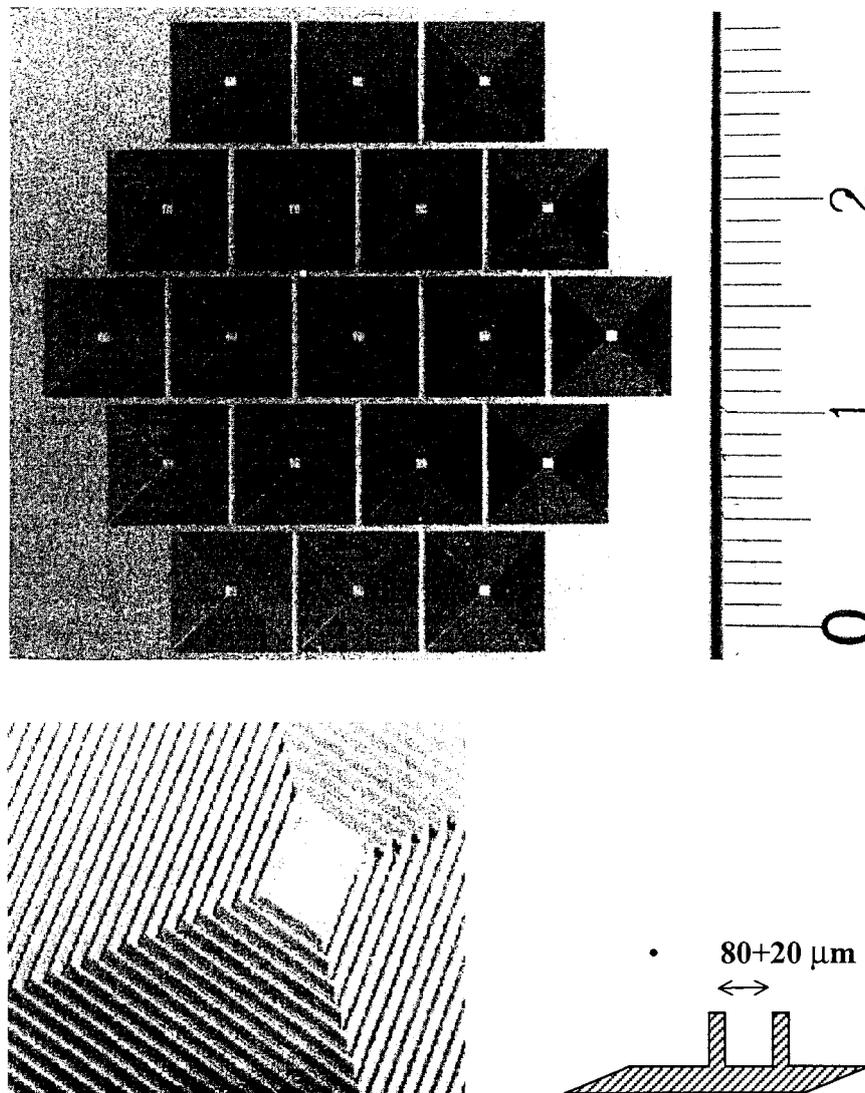


Fig. 21. Photo de l'ensemble du moule à électroformer et détail d'une bobine

L'enlèvement de la résine

L'enlèvement de la résine est le point le plus délicat : elle résiste même au « remove » (pyrolidone) vendu par le fabricant, si le bain n'est pas porté à 80°C et même plus. Plus elle a été recuite en post-bake, plus ce problème est épineux. Le plus simple a été de la laisser dans la structure, puisqu'elle ne gêne pas la suite du procédé et que nous ne souhaitons pas démouler les bobines qui restent au contraire sur le substrat dissipateur de chaleur. La résine semble se comporter très bien mécaniquement et thermiquement, mais il faut encore réaliser

des tests de résistivité. La résine consolide la bobine. Elle permet de faire des bobines multicouches, en rendant la surface supérieure plane.

Conclusion sur la résine SU-8.

Malgré les très bons résultats concernant la définition des moules de résine, le facteur de forme obtenu, et la bonne verticalité des flancs, certains problèmes subsistent encore, comme notamment le développement et l'enlèvement de la résine, et son adhérence sur certains matériaux (le cuivre notamment). Ces opérations sont encore en étude.

Parallèlement, une autre série de bobines a été réalisée avec une résine plus classiquement utilisée, la SJR 5740 de Shipley, dans laquelle on a électroformé des épaisseurs de 26 μm de cuivre.

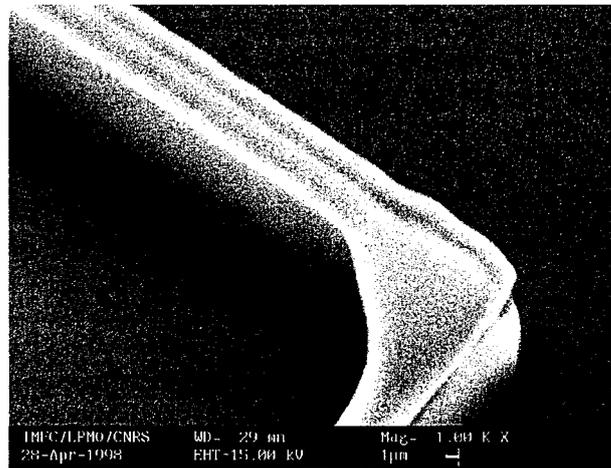
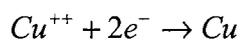


Fig. 22. Photos des moules de bobines en résine SJR

Electrodéposition

L'électroformage est un procédé qui utilise un circuit d'électrolyse pour déposer du métal dans des cavités préformées de diverses géométries. Le métal utilisé pour la formation des conducteurs est le cuivre en raison de sa bonne conductivité électrique. Le principe est basé sur le passage d'un courant direct entre deux électrodes immergées dans une solution conductrice et aqueuse d'un sel de métal (fig. 23). Le flux d'électrons électrolyse une des électrodes (l'anode), tandis que l'autre reçoit un dépôt de cuivre. La réaction électrochimique transforme les cations Cu^{++} en métal à la surface de la cathode.



La quantité de cuivre déposée et celle dissoute à l'anode sont directement proportionnelles au produit du courant et du temps. Le temps de dépôt en fonction de l'épaisseur s'écrit :

$$t = \frac{1}{K} \frac{sA}{aI}$$

Où A représente la surface totale, s est l'épaisseur à déposer, a exprime le rendement pris en moyenne à 0,995 pour le bain industriel utilisé (ce rendement est associé à l'énergie perdue lors de la réduction de l'hydrogène qui accompagne le dépôt du cuivre). K est une constante liée au métal déposé. Pour le cuivre, K vaut : $3,83 \cdot 10^{-11}$ (densité du cuivre 8,6 - masse 63,54 g/mole). Avec un courant de 100 mA (densité de courant de 1 A/dm²), il faut 4,5 mn pour obtenir 1 μm de cuivre (0,2 μm/min) sur un demi-wafer de 2'' ($S = 10^{-3}$ m²).

En comparaison, la vitesse de dépôt par pulvérisation cathodique est typiquement de 100 Angström/mn. L'électroformage permet donc d'obtenir des épaisseurs de 80 μm dans des délais beaucoup plus raisonnables que la pulvérisation cathodique. Malgré tout, il faut environ 6 heures d'électroformage pour obtenir cette épaisseur.

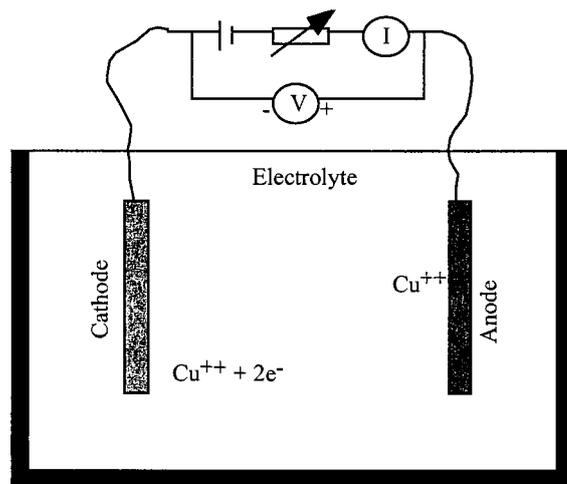


Fig. 23 Principe de l'électrodéposition du cuivre

L'électrolyse de 30 μm de cuivre entre des murs de résine SJR a permis de vérifier l'adhérence des structures pendant l'électroformage et après l'enlèvement de la résine. Les premiers électroformages avec les mêmes motifs ont montré des résultats satisfaisants.

Les murs de la résine sont trapézoïdaux, et le cuivre est plus large à sa surface supérieure que sur sa surface de contact. Le cuivre présente un aspect granuleux par ce procédé de fabrication. L'arrondi des flancs est l'empreinte de la résine SJR. Cependant les pistes sont bien isolées entre elles et présentent une bonne homogénéité.

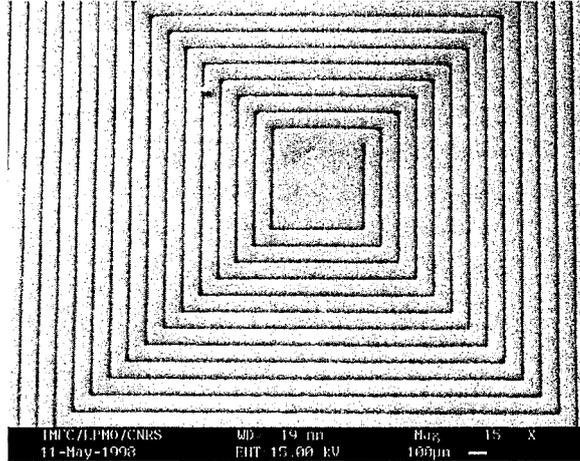


Fig. 24. Photo des bobines 30 μm électroformées (résine SJR)

L'épaisseur de cuivre est limitée par la qualité des motifs de la résine. Mais on envisage d'électroformer 80 μm dans la résine SU-8

Gravure KOH

Les bobines en face avant étant réalisées, il s'agit maintenant d'ouvrir les via à travers le substrat Silicium pour déboucher sur la face arrière où se feront les connections. Ces via sont ouverts par gravure chimique humide.

La gravure en bain KOH en face arrière se réalise sur des substrats d'orientation [100] et attaque le silicium non protégé avec un angle de 54,7° (fig. 25).

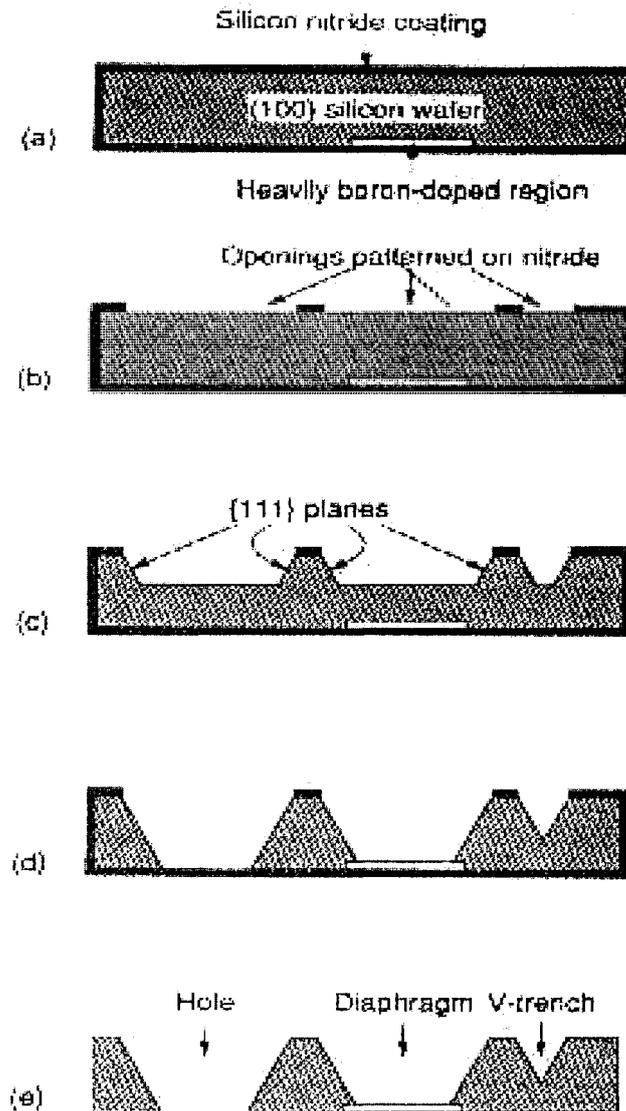


Fig.25. Gravure KOH [Sze, 94]

La gravure KOH est anisotrope, car elle grave préférentiellement les plans 100 et 110 habituellement choisis parallèles à la surface de la plaquette, aux plans 111 qui constituent les flancs du volume gravé. La vitesse de gravure du silicium et l'état de surface dépendent de la température et de la concentration en KOH ($T = 55-85\text{ }^{\circ}\text{C}$, concentration = 40 % en poids). Les vitesses sont précisées ci-dessous pour les plans 110 :

55°C,	0,26 $\mu\text{m}/\text{mn}$
70 °C	0,657 $\mu\text{m}/\text{mn}$
85 °C	1,533 $\mu\text{m}/\text{mn}$

les caractéristiques des bobines

Les longueurs de pistes ont été dessinées de façon à avoir la même résistance pour chaque bobine, pour la facilité de commande en courant ou en tension. Les valeurs suivantes ont été calculées :

- Les bobines de 80 μm d'épaisseur ont une résistance de 0,80 Ω pour un diamètre de 6 mm (dont 10% provient de la piste en face arrière) et 0,07 Ω pour 2 mm de diamètre (idem).
- Les bobines de 30 μm ont une résistance de 2,1 Ω et 0,2 Ω pour 6 et 2 mm de diamètre.

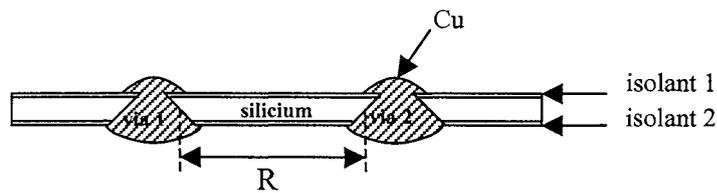


Fig. 26. Isolation des bobines face arrière et face avant.

L'isolement des bobines est assuré par une couche isolante de chaque côté du substrat (Fig.26). Seuls les flancs des via ne sont pas isolés électriquement.

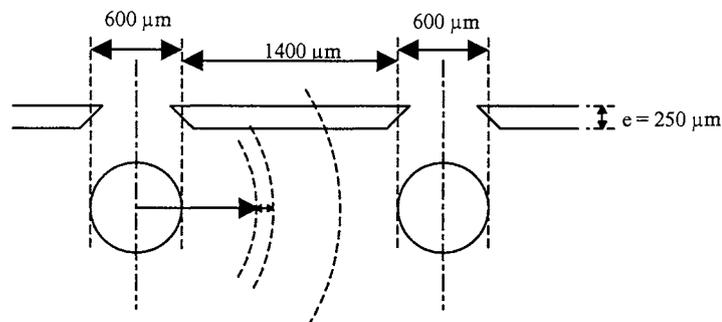


Fig. 27. Calcul de la résistance de fuite entre deux vias espacés de 2 mm

Le calcul de la résistance minimale de fuite par la tranche de silicium de résistivité 300 $\Omega\cdot\text{cm}$ entre deux vias rapprochés de 2 mm (fig. 27) donne les chiffres suivants :

Tab. 5. Résistance minimale dans le silicium entre deux vias espacés de 2 mm

silicium résistif (300 $\Omega\cdot\text{cm}$)	silicium non résistif (10 $\Omega\cdot\text{cm}$)
6600 Ω	220 Ω

Compte tenu des résistances calculées plus haut, les fuites dans le silicium résistif ne sont pas problématiques. Au cas où la qualité du silicium se dégraderait pendant le procédé, il suffira d'isoler ces flancs par dépôt de SiO₂ dans les trous.

Tab. 6. Courant total pour une dissipation de **30 W/cm²**

Prototype	géométrie		résistance Ohms	Surface (par actionneur) cm ²	Densité de courant		Courant total	
	e (µm)	tours			à 10 W/cm ² (A/mm ²)	Limite 200 W/cm ²	à 10W/cm ² (A.t)	Limite 200 W/cm ²
Si 2D	3	8	10 +/- 3	0,36	3147	5960 A/mm ²	8	21
Si 3D (LIGA)	80	26	1,1 +/- 0.1	0,36	494	1326 A/mm ²	82	220

L'inductance obtenue pour les bobines électroformées est supérieure à 10 µH. La constante de temps pour l'établissement du courant dans la bobine est $\tau = L/R = 10^{-5}$ s (s'il n'y a pas de matériaux doux). C'est suffisamment faible pour utiliser ces bobines à des fréquences intéressantes pour les microactionneurs.

3 - Les membranes et les aimants

3.1 Matière déformable pour la membrane à usage optique

L'aspect optique des membranes va dépendre de la fabrication et du maintien des matériaux utilisés, tout comme la flexibilité. Les matériaux doivent allier également quelques qualités, comme la résistance à la température et au vieillissement, la résistance à la cassure et la faible absorption d'humidité. Nous verrons les qualités particulières des plastiques polyimides et celles des membranes à base de silicium.

Ces matériaux peuvent être divisés en trois ensembles en fonction du procédé d'obtention. Dans les deux premiers, on utilise du polyimide, soit déjà mis en forme, soit polymérisé au cours du procédé.

3.1.1 Les membranes obtenues par calandrage

Le calandrage est un procédé industriel de transformation en continu pour fabriquer des films ou des feuilles d'épaisseur variant de 3 à 100 µm. Il consiste à faire passer la matière à l'état pâteux entre deux cylindres chauffants écartés de l'épaisseur désirée.

Le matériau se trouve donc à l'état de film. Il faut ensuite découper la surface voulue et la solidariser à un support. Les procédés de maintien et d'encastrement de la membrane sont les suivants :

- Serrage sur un anneau externe par des vis de serrage. Les points de serrage amènent systématiquement des contraintes ponctuelles très fortes et par conséquent des effets de déformation désastreux sur les bords.
- Pincement sur un anneau circulaire par un joint continu. Les résultats ne sont pas toujours reproductibles et il faut tendre fortement le matériau pour obtenir une bonne planéité.
- Collage sur un anneau métallique : Lorsque le film est détendu par chauffage et aplani sur de l'eau à 80°C, on vient coller l'anneau à température ambiante enduit d'une colle cyanocrylate. En refroidissant, le film se tend et présente une bonne planéité globale quand la colle est répartie de manière homogène sur le pourtour.

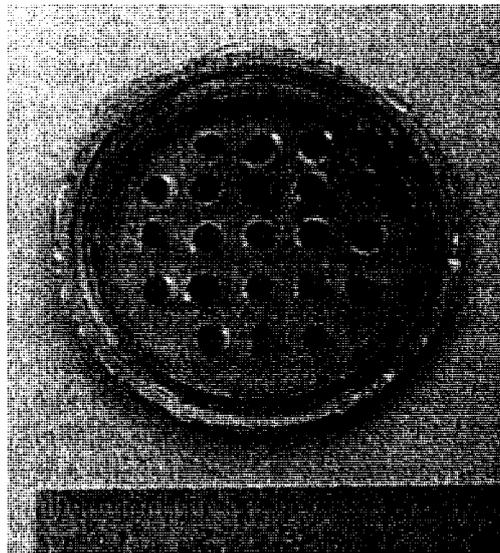


Fig. 28. Membrane fabriquée à partir de film de Kapton industriel

Cette dernière approche fournit une planéité acceptable, mais n'a pas été poursuivie à cause des imperfections du matériau lui-même. En effet, si le calandrage est très approprié et donne de très bons aspects de surface pour la plupart des revêtements, emballages, etc., les inclusions et les froissements liés à l'environnement des machines dans la fabrication industrielle et au principe même de lissage anisotrope entre deux rouleaux ne permettent pas d'obtenir les surfaces optiques nécessaires. D'autre part ces méthodes sont peu avantageuses car elles nécessitent d'utiliser soit de la colle soit des éléments mécaniques et elles sont peu reproductibles. La rugosité d'un film industriel de Kapton obtenu par calandrage est mesurée à l'aide d'un profilomètre.

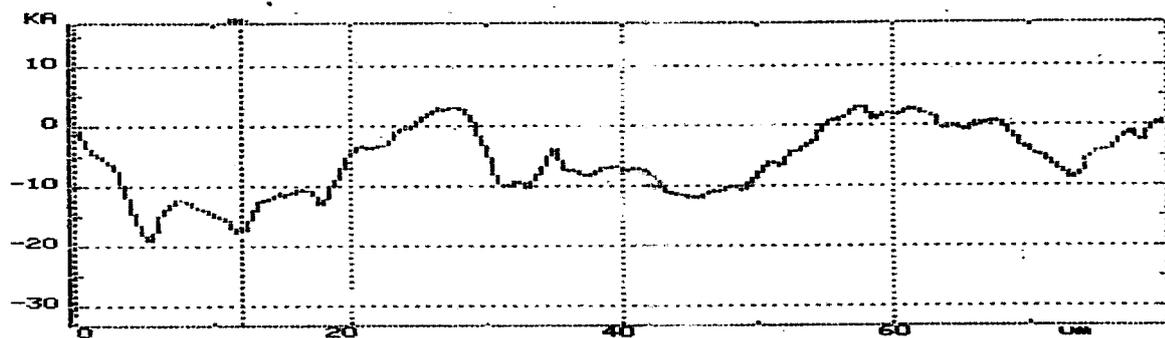


Fig. 29. Mesure alphastep de la rugosité en surface d'un échantillon de Kapton industriel (10^3Å)

Deux points proches présentent des variations de niveau de l'ordre du μm . Avec de si faibles épaisseurs et la faible dureté du matériau, il est difficile d'envisager un polissage.

3.1.2 Les films obtenus par tournette

Ce sont également des films polyimides thermodurcissables, seule la fabrication est améliorée : elle utilise l'aptitude de ces matériaux à reproduire fidèlement la surface sur laquelle ils sont déposés et même à la lisser. Les films sont obtenus de la façon suivante : une résine visqueuse est versée au centre du wafer maintenu sur un plateau tournant. Les paramètres de vitesse, d'accélération et de temps de rotation sont contrôlés pour enduire le substrat avec une couche d'épaisseur et l'homogénéité souhaitée comme précédemment avec les résines épaisses. Ce procédé appliqué aux polyimides est parfaitement maîtrisé puisqu'il est depuis longtemps utilisé pour planariser, isoler et protéger des substrats en micro-électronique [Salzenstein, 96].

Les membranes que nous utilisons ont été réalisées à l'IEMN (Institut d'Electronique et de Micro-électronique du Nord) sur substrat AsGa. La résine utilisée est la résine ®Ultradel 4212. L'épaisseur obtenue varie de 1 à 5 μm en monocouche et peut aller jusqu'à 15 μm en multicouches. Cette résine a comme atout supplémentaire son faible taux d'absorption d'humidité.

Une fois enduite, la résine est alors portée à 200°C pour être solidifiée. Le film obtenu est issu d'une polymérisation par polycondensation. Il possède alors les mêmes caractéristiques de surface que son substrat. Il est donc aisé de produire des films de rugosité 100nm sur cuivre, AsGa, Si etc. Et si les écarts de planéité du substrat sont de 1 μm de bout en bout, la planéité de la couche est très peu modifiée. L'homogénéité de la couche polyimide est typiquement de 1% du fait d'une légère concavité après l'étalement à la tournette. La correction de cette faible déformation est facilement réalisée dans le cas d'un miroir par un offset de courant. Dans le cas d'une lame semi-réfléchissante, il faudra définir la tolérance et le diamètre utile avec le profil d'épaisseur.

Une fois la membrane ainsi déposée, deux problèmes se posent : comment libérer la membrane qui adhère parfaitement sur le substrat ? Et comment la maintenir plane ensuite ?

La membrane est indécollable mécaniquement sans dégâts. Par contre un procédé chimique de gravure attaque le substrat sans endommager le film, et permet de libérer la membrane. Si on protège de cette attaque une couronne externe du substrat (de largeur 5 mm), on obtient une bague sur laquelle la membrane adhère parfaitement.

La gravure de l'AsGa par une attaque à base d'acide sulfurique offre l'avantage d'une grande vitesse de gravure (15 µm/mn) et d'une très grande sélectivité avec les résines et les couches diélectriques. Les masques utilisés sont en résine standard.

Tab. 7. Sélectivité des attaques chimiques

<i>substrat</i>	<i>gravure</i>	<i>résine</i>	<i>sélectivité</i>
AsGa	H2SO4 : 1 / H2O2 : 8 / H2O : 1	Ultradel 4212	>100000
Cuivre	FeCl ₃	PPQ	<1000 ou couche d'arrêt
Silicium	KOH	A déterminer	<1000 ou couche d'arrêt

Cependant la gravure de l'AsGa est très anisotrope et marque un profil prononcé suivant le plan <110>. Le procédé de gravure utilisé pour nos membranes est détaillé ci-dessous :

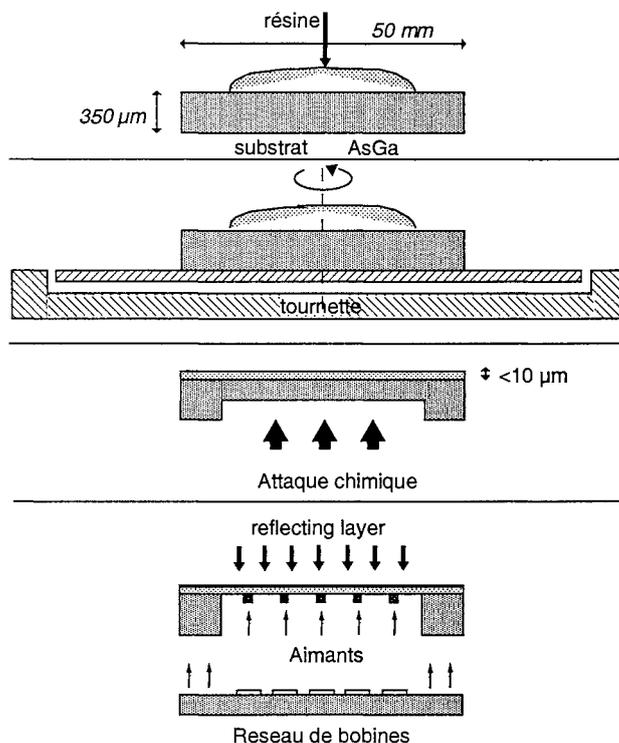


Fig. 30. Fabrication des membranes en polyimide (IEMN)

Ce procédé pourra être transféré sur des substrats en silicium pour réduire les coûts liés au substrat. La sélectivité de la gravure KOH, moins bonne avec ces films est cependant acceptable. En cas de risque (membrane très fine par exemple), il suffit de déposer une couche d'arrêt en titane pour stopper net la gravure. Cette couche d'arrêt pourra ensuite être gravée par plasma sans abîmer la membrane.

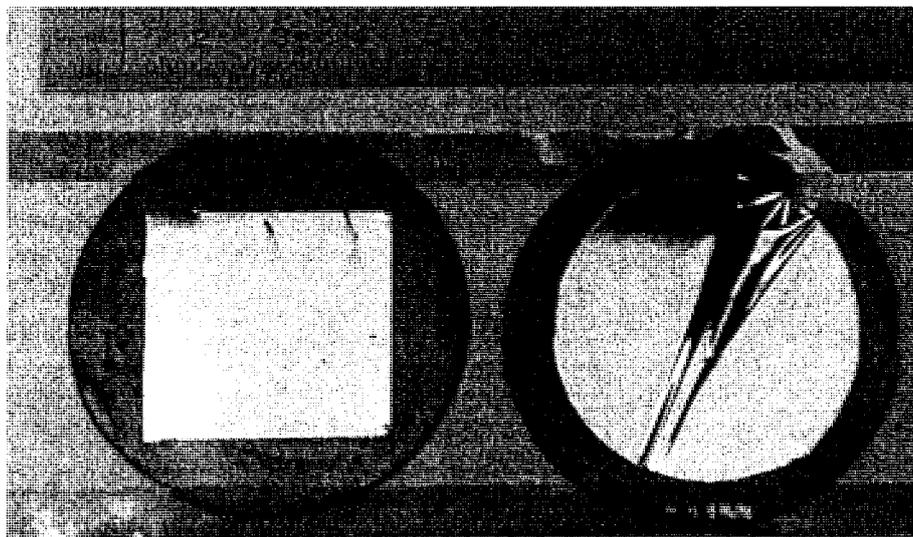


Fig. 31. Photo d'une membrane carrée en polyimide de 30 x 30 mm et d'une membrane ronde de diamètre 40 mm sur substrat AsGa.

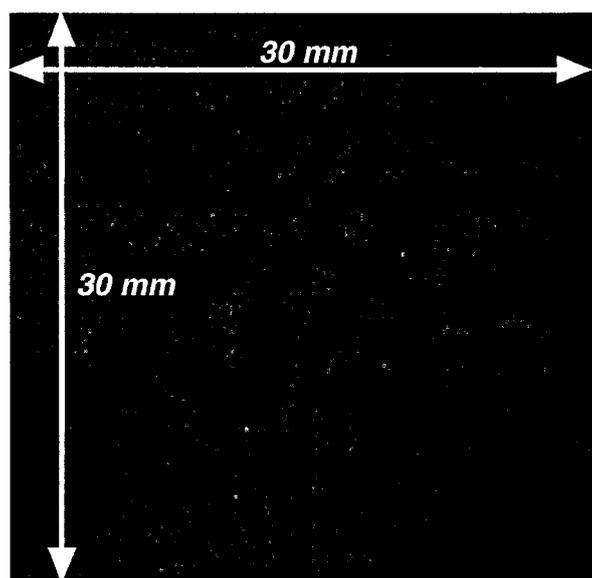


Fig. 32. Interférence sur une membrane carrée de 30 mm de côté (laser de longueur d'onde 632 nm).

Les membranes placées verticalement permettent d'obtenir par réflexion des figures d'interférences (fig. 32) contenant des informations intéressantes. Elles montrent une déformation initiale inférieure à 10 μm (15 franges) sur la partie utile du miroir, qui est liée aux contraintes mécaniques lors de la fabrication de la membrane et du dépôt du film métallique réfléchissant. La figure de déformation est très sensible à la fixation du substrat AsGa sur le support mécanique. D'autre part, la rugosité du miroir est de l'ordre de 10 à 100 nm suivant le polissage du substrat initial. Elles sont par conséquent utilisables à des fins de miroir déformable si le composant magnétique fixé ne perturbe pas trop cet état.

3.2 Les aimants

3.2.1 Les géométries et la fabrication

Electroérosion

Les aimants utilisés sont découpés par électroérosion. Leur taille est de 850 μm de diamètre et 250 μm d'épaisseur pour les plus petits, de 1,5 mm de diamètre et 500 μm d'épaisseur pour les aimants moyens, et de 2,5 mm de diamètre par 1 mm pour les plus gros. Ce sont des aimants en SmCo, le seul matériau performant qui ne perde pas ses propriétés à ces dimensions. Ils sont décrits précisément ainsi que leurs caractéristiques au chapitre 4. Le point qui nous intéresse ici est leur collage sur la membrane à l'aide de résine.

Poudre et sérigraphie

Une autre méthode d'obtention de micro-aimants est l'utilisation de la poudre d'aimant NdFeB liée. La poudre, mélangée à une résine, permet d'obtenir des aimants composites ayant des caractéristiques diminuées par rapport au matériau massif mais offrant l'avantage de pouvoir les mouler ou les sérigraphier. La sérigraphie d'aimant est un axe sur lequel il faut travailler car ce procédé est rapide, industriel, collectif et peu onéreux. Une étude poussée serait intéressante, dans l'objectif d'obtenir le bon dosage pour ce procédé. D'autre part, les moules de bobines en résine peuvent aussi bien servir comme moules d'aimant. Nous avons préféré la solution des petits aimants, plus performants, et de mise en œuvre plus simple.

3.2.2 Le collage sur la membrane

Procédé

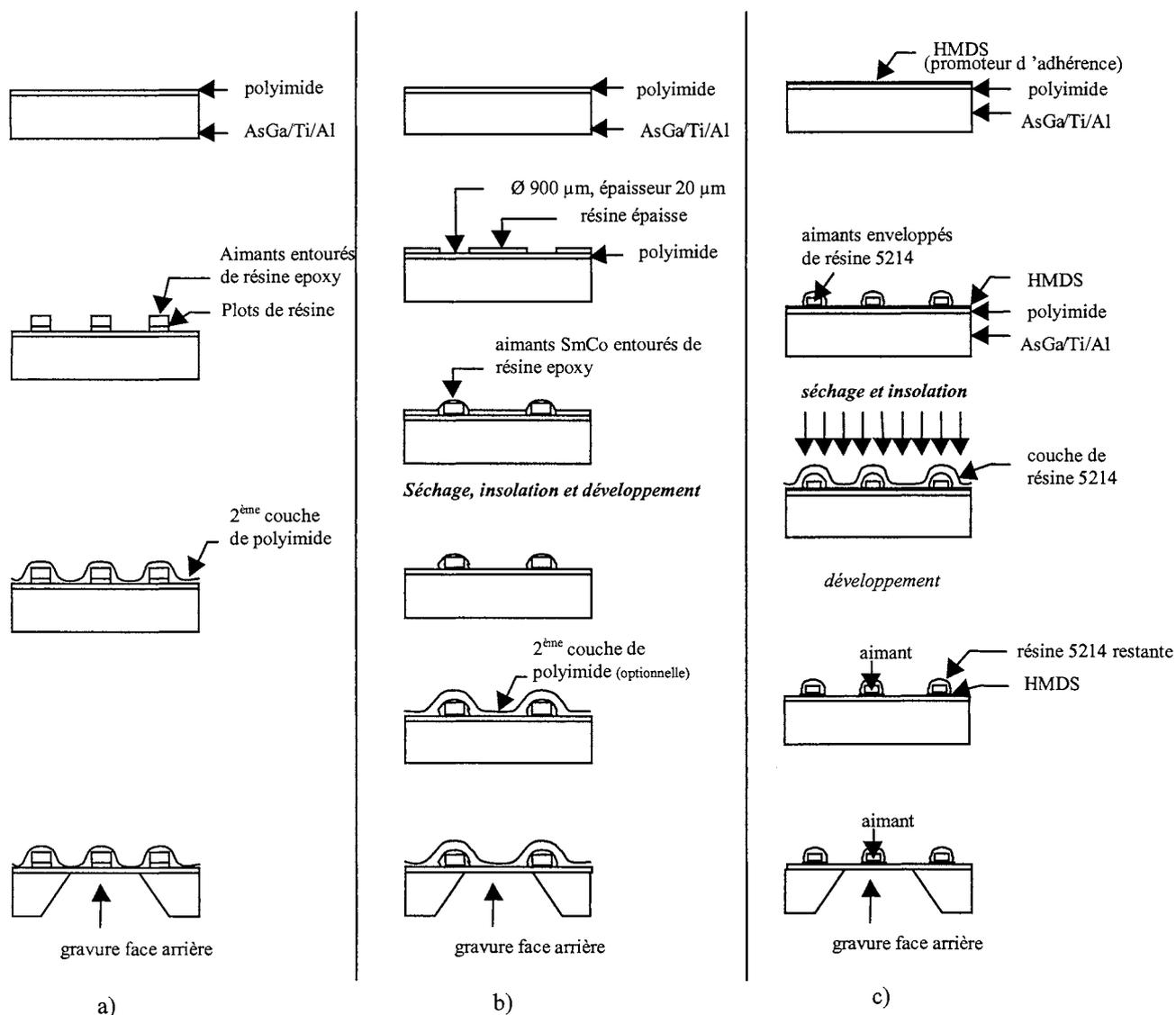


Fig. 33. Les procédés de collage de la membrane

- a) collage epoxy SU-8 à l'aide de plots
- b) collage epoxy SU-8 à l'aide de trous
- c) collage par résine 5214 à l'aide d'un outil de positionnement des aimants « Pick and Place »

Le collage est effectué avant la gravure du substrat en AsGa. En effet la gravure rend la membrane polyimide fragile et on ne peut pas appliquer une pression de collage. On prend garde de ne pas coller les aimants avec des objets pointus qui peuvent créer des micro-fissures du polyimide et provoquer l'éclatement de la membrane lors de sa libération par gravure. Le positionnement des aimants peut être contrôlé par des plots de résine (fig. 33-a) ou par des trous dans la résine (fig. 33-b) aux emplacements appropriés. Enfin, la seule méthode industrielle consiste à utiliser un appareil de positionnement qui ne nécessite ni marquages, ni

la main de l'homme. Cet appareil n'étant pas disponible, nous avons cependant essayé les autres méthodes, la validité du collage et des résultats optiques étant découplée de cette opération.

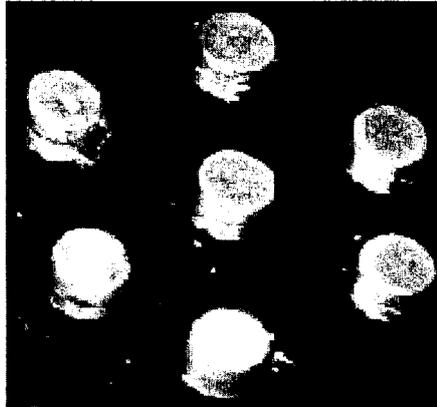


Fig. collage d'aimants par le procédé c) sur un substrat en silicium

La colle utilisée a un impact très important sur la déformation induite. A l'analyse par frange d'interférence, il apparaît que la colle epoxy (SU-8) forme une surépaisseur au niveau des aimants. La déformation induite localement par les aimants eux-mêmes entraîne un saut de frange ($0,3 \mu\text{m}$). Ce défaut n'est pas gênant, tant qu'il ne détériore l'image que localement. Le procédé de collage peut être amélioré avec l'utilisation d'une colle moins épaisse ou de même nature que la membrane. Notamment, les résultats semblent meilleurs avec un collage en polyimide également ou avec une résine beaucoup plus fluide comme la résine 5214. Des essais de vieillissement dans un four ont montré que ce collage résiste bien. Les tests devront cependant être approfondis. Le collage est insuffisant s'il n'englobe pas l'aimant, c'est pour cette raison que l'aimant est toujours préalablement trempé dans la colle.

Tab. 8. Résistivités électriques de quelques matériaux massifs

	Cu	Au	Ag	Al	Fe
ρ ($\mu\Omega\cdot\text{cm}$)	1,69	2,20	1,63	2,61	10,1

Références

G'Sell, 94 « Introduction à la Mécanique des Polymères », C. G'Sell et J.-M. Haudin, ISBN : 2-905267-22-4, déc. 1994.

Ashby, 91 « Matériaux 1 : propriétés et applications », M. F. Ashby, D. R. H. Jones, édition Dunod, ISBN : 2-10-003106-6, sept 1991.

Ashby, 91 « Matériaux 2 : microstructure et mise en œuvre », M. F. Ashby, D. R. H. Jones, édition Dunod, ISBN : 2-04-018979-3, avril 1996.

Bischofberger, 97 « Low-cost HARMS procédé », R. Bischofberger, H. Zimmermann, G. Staufert, Sensors and Actuators A 61, p. 392-399, 1997.

Catanescu, 96 « On-chip coil produced by electroplating », R. Catanescu, J. Noetzel, J. Zacheja, J. Binder, K.-L. Krieger, R. Laur, Actuator 96, 5th International Conference on New Actuators, Bremen, Allemagne, Juin 1996.

Catanescu « An Implantable Microsystem for Biomedical Applications », R. Catanescu, J. Binder, J. Zacheja, p. 717-722.

Duong, 97 « Etude de l'intégration d'une protection par fusible dans les convertisseurs IGBT », Thèse de l'Institut National Polytechnique de Grenoble, juillet 1997.

Guerin, 97 « Simple and Low-Cost Fabrication of Embedded Micro-channels by Using a New Thick-Film Photoplastic », L. Guerin, S. Calmes, M. Demierre, P. Renaud, Transducers'97 p. 1419-1422, International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, Chicago, juin 1997.

Ikuta, 98 « New micro stereo lithography for freely movable 3D micro structure – Super IH Process with Submicron Resolution » K. Ikuta, S. Maruo, S. Kojima, proc. MEMS'98, p. 290-295, IEEE, 1998.

Kobayashi, 95 « The present and future developments of EDM and ECM », K. Kobayashi, Proc. of the XI th. Int. Symp. For Electromachining, Lausanne, p. 29-47, 1995.

Krieger « Calculation and Measurements of Monolithic Integrated Micro Coils for Energy Transmission », K.-L. Krieger, R. Catanescu, R. Laur, p. 287-292.

Lee, 95 « Micromachining applications of a high resolution ultrathick photoresist », K. Y. Lee, N. LaBianca, S. A. Rishton, S. Zolgharmain, J. D. Gelorme, J ; Shaw, T. H.-P ; Chang, J. Vac. Sci. Technol. B, p. 3012, Nov-Dec. 1995.

Löchel, 94 «Magnetically driven microstructures fabricated with multi layer electroplating », Löchel, Maciossek, Quenzer, Wagner, Engelmann, eurosensors VIII, toulouse, France, 1994.

Löchel, 96 « Microcoils fabricated by UV depth litography and galvanopating », B. Löchel, A. Maciossek, M. Rothe, W. Windbracke, Sensors and Actuators A 54, p. 663-668, 1996.

Lorenz, 98 « High-aspect-ratio, ultrathick, negative-tone, near-UV photoresist and its applications for MEMS », H. Lorenz, M. Despont, N. Fahrni, J. Brugger, P. Renaud, P. Vettiger, Sensors and Actuators A 64, P. 33-39, 1998.

Lorenz, 96 « EPON SU-8 : a Low-Cost Negative resist for MEMS », H. Lorenz, M. Despont, N. Fahmi, N. LaBianca, P. Renaud, P. Vettiger, Proc. MME'96, Barcelone, Espagne et dans J. Micromech. Microeng. 7, 1996.

Magie des plastiques, 96, Edition Profession Plastique, « Le Patio de Rueil », 104 av. Albert Premier, 92500 Rueil-Malmaison, ISBN : 2-9510228-1-6, sept. 1996.

Meysenc, 98 « Etude des microéchangeurs intégrés pour le refroidissement des semi-conducteurs de puissance », Thèse de l'Institut National Polytechnique de Grenoble, 1998.

Salzenstein, 96 « Coplanar waveguides on dielectric membranes micromachined on a GaAs substrate », P. Salzenstein, O. Dupuis, M. Héjal, E. Lheurette, O. Vanbésien, P. Mounaix, D. Lippens, Electronics Letters, vol. 32, n°9, p. 821-822, 1996.

Stadler, 97 « Integration of LIGA Structures with CMOS Circuitry », S. Stadler, P. K. Ajmera, Proceeding of SPIE, vol. 3046, p. 230-241, 1997.

Sze, 94 « Semiconductor Sensors », édité par S.M.Sze, ISBN 0-471-54609-7, 1994.

CHAPITRE IV

MODELISATIONS MAGNETIQUES

INTRODUCTION.....	96
1 – LOGICIELS	98
1.1 Calcul du potentiel magnétique.....	98
1.2 Calculs de force.....	99
2 – ETUDE DU CHAMP CRÉÉ PAR DES BOBINES PLANAIRES	101
2.1 Comparaison avec les bobines classiques	101
2.2 Influence du rayon des spires et bobines sur le champ B_z et son gradient.....	104
2.3 Etalement du champ dans le plan $B(r)$	111
2.4 Influence de la géométrie des pistes.....	113
3 - INTERACTIONS BOBINE/AIMANTS	115
3.1 Types d'aimants.....	115
3.2 Aimants massifs miniatures (<i>SmCo frittés</i>)	116
3.3 Forces sur les aimants.....	117
3.4 Aimants en couche.....	124
3.5 Aimants en poudre et sérigraphie	127
3.6 Comparatif des forces sur les différents aimants	127
4 – INTERACTIONS AVEC LES AUTRES COMPOSANTS MAGNÉTIQUES	128
4.1 Forces créées sur les matériaux doux.....	128
4.3 Influence de la culasse	131
5 – INTERACTIONS PARASITES	132
5.1 Amenées de courant	132
5.2 Interactions de voisinage	133
5.3 Composant magnétique voisin : cas des aimants.....	134
6 – MAGNÉTOSTRICION	135
CONCLUSION	137
RÉFÉRENCES	138

Introduction

Ce chapitre décrit les interactions entre les bobines planaires et différentes familles de composants magnétiques. Les systèmes d'actionneurs magnétiques sont évalués soit par les possibilités de l'actionnement lui-même (déformation, déplacement, rotation, vitesse, accélération, précision, gamme de déplacement), soit par la force ou le couple développé par l'actionneur sur le composant magnétique. L'actionnement lui-même doit prendre en compte les paramètres mécaniques des matériaux. Dans cette étude, nous nous attachons à décrire les forces en jeu pour chaque composant magnétique, et nous regardons l'influence des paramètres de géométrie des éléments, bobines et composants en vis à vis. D'une part, ces forces sont nos repères pour modéliser mécaniquement les déformations de membrane, d'autre part, elles permettent de choisir un composant magnétique, de comparer ce système avec d'autres principes physiques (électrostatique, piézo-électrique, pression, fluide...). Ensuite, c'est le moyen d'optimiser ces forces ou de réduire la dissipation thermique dans les bobines.

Les simulations permettent d'optimiser les forces mises en jeu et de choisir les composants magnétiques avec le meilleur compromis de géométrie et de propriétés magnétiques du matériau dans le cadre des technologies compatibles actuellement développées en petite dimension. Les différents matériaux magnétiques interagissant avec une bobine sont :

- les aimants permanents (SmCo, NdFeB) qui réagissent en attraction et en répulsion,
- les matériaux doux (FeCo, FeNi, Ni...) qui réagissent par réluctance en attraction,
- les conducteurs (Cu, Fe, Al, Ag, Au...) dans lesquels on crée des courants induits,
- les matériaux magnétostrictifs, déposés en couches ($< 25 \mu\text{m}$) sur un substrat pour produire un effet de déformation différentielle bimorphe.

Par ailleurs, les comportements des matériaux dans un champ magnétique sont les suivants :

- la force sur un aimant est le produit de son aimantation par le gradient de champ local,
- la force sur un matériau doux est proportionnelle au carré du courant électrique et à la variation de réluctance du circuit,
- la force sur une couche conductrice développant des courants induits est sensible à la fréquence et à l'intensité du courant dans la bobine,
- la déformation d'un matériau magnétostrictif dans un champ magnétique est caractérisée par une partie linéaire et par son élongation à saturation. On ne s'intéresse pas à la force exercée sur le matériau, mais directement aux déformations des matériaux.

Il en suit que l'optimisation des paramètres géométriques de la bobine doit prendre en compte les caractéristiques de champ à obtenir suivant le type d'interaction envisagé : gradient, module du champ ou composantes. Une étude de l'induction magnétique créée par les microbobines planaires en comparaison avec des bobines plus classiques (solénoïde ou bobine compacte) mais plus difficile à réaliser dans ces dimensions (technologies planaires), met en évidence les caractéristiques propres de ces bobines dont la géométrie est imposée essentiellement par les technologies utilisées. Dans le cas du prototype réalisé avec les technologies de la micro-électronique, seule la bobine planaire est possible du fait des très

faibles épaisseurs de dépôt ; dans le cas de multicouches de résine épaisse, une géométrie en solénoïde court est a priori envisageable.

Les caractéristiques des bobines sont étudiées dans les marges actuelles de possibilités spécifiques des technologies associées. Ces limites ont été discutées dans le chapitre dédié aux technologies. Il s'agissait de la limite d'épaisseur des conducteurs (80 μm), de la limite d'évacuation thermique (400 W/cm^2), et de la largeur critique de la photolithographie profonde (10 μm).

Dans le cas de notre premier réseau de microbobines, la surface disponible par actionneur est un carré de 6 mm de côté. Il est de 2 mm pour la seconde version. L'occupation de cette surface afin d'optimiser les forces locales, en fonction du composant en vis-à-vis, est donc libre. Du point de vue thermique, plus le facteur de remplissage (surface conductrice/surface libre) est grand, meilleurs seront les échanges thermiques avec le substrat. Par ailleurs, plus l'épaisseur du conducteur est importante, plus la puissance dissipée est réduite. Autrement dit, plus le courant total maximal admissible est élevé. Les bobines réalisées en LIGA UV prennent le parti de remplir cet espace au maximum de nos capacités : 80% de remplissage (rapport spires/espace inter-spires). Dans le cas des bobines planaires de 3 μm d'épaisseur, le choix d'épaisseur ne s'est pas posé, car nous étions déjà à la limite supérieure.

L'étude est réalisée à densité de courant constante, de façon à étudier le bénéfice lié aux grandes épaisseurs de conducteur. Plus l'épaisseur est élevée, plus le courant autorisé est grand. La limite de la densité de courant est due à la limite de dissipation thermique. Cependant, ce critère seul n'est pas toujours adapté. Prenons le cas d'une bobine en conducteur épais avec une « culasse¹ » magnétique, qui actionne une membrane en fer. La réluctance du circuit est extrêmement sensible à l'entrefer², or l'épaisseur du conducteur limite le rapprochement des structures. Une optimisation magnéto-thermique permettrait de discuter ce choix suivant les composants en vis à vis, l'étude magnétique associée étant menée cette fois à courant total constant.

Les forces entre l'actionneur et les composants magnétiques sont donc évaluées dans chaque cas, en partant d'éléments existants et en envisageant d'utiliser des composants en cours de développement. Nous verrons que les outils de modélisation appropriés pour le calcul des forces varient.

L'étude présente plus particulièrement les avantages de l'interaction avec des aimants, qui constituent la solution la plus avantageuse du point de vue technologique et magnétique. Cependant, il faut garder à l'esprit que c'est un état des lieux qui est amené à évoluer aussi vite que les technologies et les nouveaux composants magnétiques.

L'influence d'une culasse magnétique pour chaque cas et les solutions technologiques adaptées sont étudiées. Enfin, les effets relatifs des actionneurs en voisinage, des composants

¹ Nous appelons culasse magnétique toutes les structures permettant de canaliser le flux magnétique et de diminuer la réluctance. Il s'agit ici d'une couche de matériau doux sous la bobine.

² Nous appellerons parfois entrefer la distance séparant le composant magnétique sur la membrane de la bobine en vis à vis

magnétiques voisins et des interactions parasites des amenées de courant (face avant ou face arrière), sont évalués.

1 – Logiciels

1.1 Calcul du potentiel magnétique

Cette méthode est nécessaire pour calculer le champ magnétique dès qu'on est dans un milieu où la perméabilité peut varier, en présence par exemple de matériau doux ou même d'une couche magnétostrictive.

Flux2D axisymétrique et Flux3D permettent de calculer le champ magnétique partout par la méthode des éléments finis. La précision du calcul est donc directement liée à la qualité du maillage et au nombre d'éléments. Les rapports de forme (« taux d'aplatissement ») utilisés pour décrire une géométrie de bobine planaire sont de l'ordre de 1/5000. Pour la description d'un réseau, ce rapport est encore accru par le nombre d'actionneurs sur la surface. On atteint des rapports de forme de 1/25000 sur les axes du plan.

Les diamètres d'une bobine ou du réseau complet sont énormes en rapport avec les distances séparant le plan de la bobine du plan du composant magnétique. On trouve également des facteurs de forme importants avec les faibles épaisseurs considérées (si on prend en compte l'épaisseur des conducteurs, de la couche de fer, de la couche magnétostrictive, de la couche de rebouclage du flux ou de la couche d'isolant entre les couches...). Ceci impose un maillage plus fin avec des éléments rectangulaires et un calcul plus long. Néanmoins, on peut modéliser une bobine seule en axisymétrique et même la considérer comme un élément linéique, lorsque l'épaisseur de conducteur a peu d'influence (comme c'est le cas pour le champ dans le vide).

Flux3D :

Flux3D possède un module de calcul de champ source induit par des conducteurs. Ce module procède par intégration des formules de Biot et Savart en n'importe quel point de l'espace (tout comme Dipole3D), cette intégration étant :

- analytique
- semi-analytique (calcul d'intégrales elliptiques)
- numérique (point de Gauss adaptatifs)

suivant la complexité des bobines.

Ce calcul direct est beaucoup plus précis et rapide qu'un calcul par éléments finis, dans le cas des problèmes 3D ou 2D axisymétrique. On évite notamment, pour ce dernier cas, les

problèmes d'imprécision au voisinage de l'axe de symétrie. Le calcul est par contre limité au champ dans le vide, ce qui est rarement suffisant.

Une bobine planaire est discrétisée en N spires de largeur nulle (mais de même épaisseur que la bobine) espacées régulièrement, chacune parcourue par un courant I/N. Pour des calculs de champ très proches, une interpolation permet de corriger l'effet de sommation sur ces pseudo-spires non jointives.

Dipole3D :

Ce logiciel est basé lui aussi sur l'intégration des formules de Biot et Savart. Il permet à la fois le calcul du champ magnétique créé par des aimants et/ou des conducteurs et le calcul des interactions entre ces composants magnétiques, dans la mesure où il n'y a pas de matériau doux (dont l'aimantation peut varier). Un aimant (ou conducteur) est discrétisé en petits volumes élémentaires sphériques. Chaque élément peut être considéré comme ponctuel du point de vue des éléments d'un autre composant : leurs dimensions sont petites devant la distance qui les sépare. Un élément d'aimant est défini par son moment magnétique équivalent, calculé par le produit de son volume par la polarisation J_i ; pour un élément de conducteur on utilise la densité de courant J_i [Delamare, 93] . Le champ est connu partout, et au point P, il vaut :

$$\vec{H}(P) = \sum_{i=1}^{N1} \vec{H}_i(M) = \sum_{i=1}^{N1} \frac{v_i}{4\pi\mu_0 r^3} \left[3 \frac{(\vec{J}_i \cdot \vec{r})}{r^2} \vec{r} - \vec{J}_i \right]$$

1.2 Calculs de force

Les paragraphes suivants décrivent les logiciels de calcul de force magnétique, Flux2D, Flux3D, Dipole3D et succinctement les méthodes de calcul. L'étude mettra en évidence les difficultés de calcul des forces s'exerçant sur les couches minces notamment sur les aimants, et dans le cas des faibles intervalles de distance entre les composants.

1.2.1 méthode des travaux virtuels (Flux2D, Flux3D)

La méthode des travaux virtuels repose sur le calcul de la variation de l'énergie magnétique ($W=W(B)$) du système par rapport à un déplacement virtuel. Le déplacement de la structure d'une position l_1 (d'énergie W_1) à une position l_2 (d'énergie W_2) permet de calculer le rapport $(W_1-W_2)/(l_1-l_2)$ mais ce calcul est très imprécis pour les faibles valeurs de déplacement considérées (les valeurs de W_1 et W_2 peuvent être très proches, ce qui implique des imprécisions de calcul). L'autre inconvénient de cette méthode est qu'elle nécessite deux résolutions. Pour éviter cela, on peut montrer que le calcul de la dérivée du jacobien G des éléments permet à lui seul de calculer la force suivant un axe s (le jacobien correspond à la matrice de changement de repère de l'élément dans celui de l'élément de référence). L'expression de la force est la suivante :

$$F_s = \frac{\partial W'}{\partial s} = \sum_{e=1}^{N_e} \int_{\Omega_e} \left[-B^T G^{-1} \frac{\partial G}{\partial s} H |G| + \int_0^H B^T dH \frac{\partial |G|}{\partial s} \right] d\Omega_e$$

(W' est la co-énergie, φ est le flux)

Par conséquent, l'expression de F_s ne dépend que de la connaissance de la dérivée du jacobien et de la dérivée de son déterminant et bien sûr de la connaissance du champ H calculé à partir du maillage choisi par l'utilisateur. Ce calcul nécessite des sous-calculs préliminaires mais il se montre efficace si le maillage est adapté. La variation d'énergie se localise totalement dans les couches superficielles de la région sur laquelle on effectue le calcul de la force. Dans le cas de zones très fines, particulièrement pour les couches minces ou pour les faibles entrefers, il faudra mailler très finement ces zones pour obtenir des calculs cohérents. Selon le nombre d'éléments le temps de calcul des forces peut être négligeable par rapport au temps de calcul du potentiel.

1.2.2 J vectoriel B

Dans le cas d'une interaction bobine/aimant où le champ créé par l'aimant est très nettement supérieur à celui créé par la bobine, on préférera le calcul par la formulation de Laplace où J et B sont connus précisément, plutôt que la méthode par les travaux virtuels :

$$\vec{F} = \vec{J} \wedge \vec{B}$$

Avec $J = I.L = q.v$

Où I est le courant dans la spire, L est la longueur de l'élément parcouru par le courant, q est la charge transportée et v la vitesse des charges.

Cette méthode convient bien, elle est intégrée dans les procédures de calcul de Flux2D et Flux3D. Elle est rapide car elle nécessite moins de calculs préliminaires. Le courant est une valeur précise fournie par l'utilisateur et le potentiel magnétique est connu partout par la méthode des éléments finis. C'est aussi la méthode utilisée dans Dipole3D pour le calcul d'un aimant sur une bobine.

1.2.3 Dipole3D

Les calculs analytiques de force aimant/bobine sont beaucoup plus rapides et moins chers qu'avec les éléments finis. Le logiciel DIPOLE3D utilise deux approches :

$$\vec{F} = \vec{J} \wedge \vec{B} \qquad \vec{F} = -M\nabla\vec{B}$$

La première utilise l'équation de Laplace où le champ B créé par l'aimant agit sur la densité de courant J dans l'élément de bobine, comme on l'a vu plus haut. La deuxième au contraire

calcule la force que subit le moment magnétique M de l'élément d'aimant plongé dans le gradient du champ B créé par la bobine.

2 – Etude du champ créé par des bobines planaires

2.1 Comparaison avec les bobines classiques

Dans le cas des forces s'exerçant sur un matériau doux par exemple, le champ maximum est un critère d'optimisation de la forme de la bobine. Sur l'axe de la bobine, le champ est vertical et égal à $|B_z|$ par symétrie de révolution.

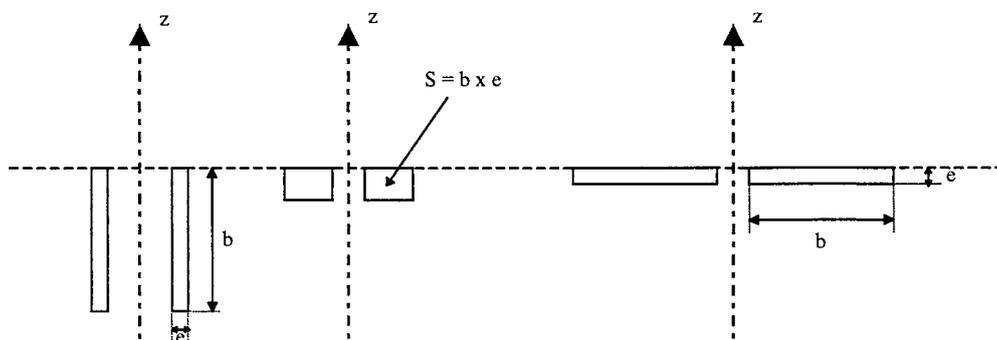
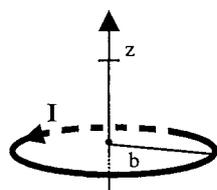


Fig. 1. Solénoïde, bobine compacte, bobine planaire

Le champ créé par une bobine planaire est en première approximation semblable à celui créé par une spire où sont concentrés les courants d'excitation. Nous verrons que par certains côtés, la spire où est concentré tout le courant est une bobine idéale. D'après Biot et Savart, le champ créé par une spire de rayon b suivant son axe en un point d'altitude z s'écrit :



$$B_z = \frac{\mu_0 b^2 I}{2 (b^2 + z^2)^{3/2}}$$

Fig. 2. Géométrie d'une spire et expression analytique de l'induction magnétique sur l'axe

Dans ce modèle l'induction est directement proportionnelle au courant total circulant dans la spire. En réalité, l'induction de la bobine planaire est la somme des contributions de plusieurs spires de même centre et de rayon variable. A l'inverse, le solénoïde est la somme de spires de même diamètre et de hauteur variable sur l'axe z . La comparaison entre ces deux extrêmes va nous aider à dégager certaines particularités.

Dans un repère où l'origine se situe à la surface du solénoïde (fig.3), l'induction s'écrit :

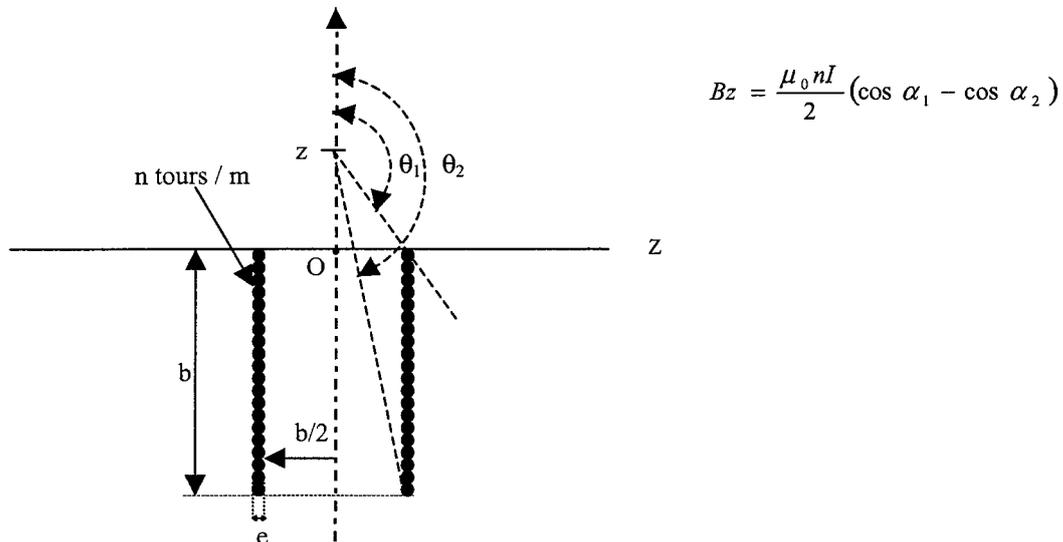


Fig. 3. Géométrie d'un solénoïde et expression analytique de l'induction magnétique sur l'axe

La réalisation d'un solénoïde enterré ou d'une solution intermédiaire n'est pas impossible dans le cadre des microtechnologies, notamment par le dépôt de plusieurs couches de conducteur. Les technologies de réalisation de bobines multicouches superposées sont déjà maîtrisées [Ota, 96] [Watanabe, 96], mais avec des épaisseurs de conducteur de l'ordre de $6 \mu\text{m}$, donc sans permettre une réelle augmentation du courant par surface de substrat. Elles peuvent par contre apporter une solution à la commande de micromoteurs planaires en réalisant des bobines multiphasées.

Le champ créé par une bobine planaire est la somme des contributions de chaque spire. Si on considère que les pistes sont très proches et espacées homogènement, que n est le nombre de spires par unité de longueur et I le courant dans une spire, on peut considérer l'élément de courant circulaire $n \cdot I \cdot db$ compris entre le rayon b et $b+db$. Le champ est la somme des contributions des éléments de courant $n \cdot I \cdot db$. Par analogie avec le champ créé par une spire, le champ B_z en un point z sur l'axe vaut :

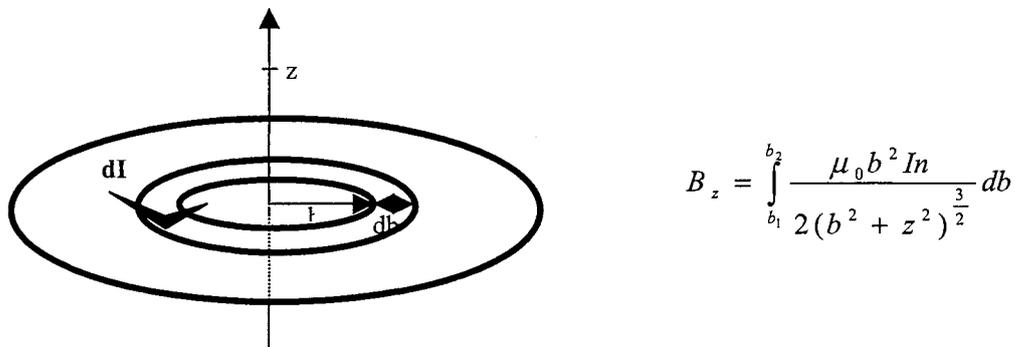


Fig. 4. Géométrie équivalente d'une bobine planaire, et expression analytique du champ sur l'axe

Regardons l'induction créée sur l'axe de la bobine dans les différentes configurations : bobine planaire, spire concentrée, solénoïde. On prend soin que le courant total soit le même dans chaque cas, et que les sections (et densités de courant) restent constantes dans le solénoïde et la bobine planaire, comme illustré sur la fig. 5a. Le rayon de la spire planaire est b , tout comme la hauteur du solénoïde, dont le rayon $b/2$ est pris arbitrairement.

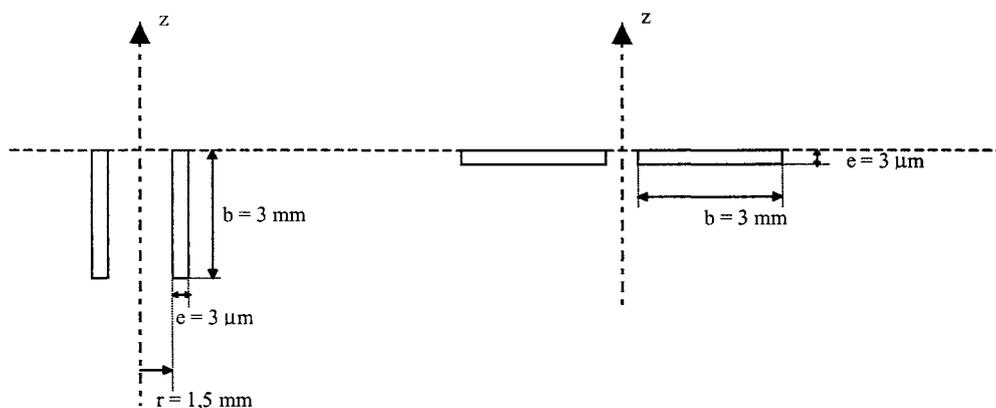


Fig. 5a. Géométries de bobine comparées à une spire : solénoïde, bobine planaire

Dans cette configuration, le champ et le gradient créés par une spire et par un solénoïde enterré sont inférieurs à ceux créés par une bobine planaire sur toute la zone qui nous intéresse ($< 0,5 \text{ mm}$ de distance) (Fig. 5b). En réalité, les rayons de la spire et du solénoïde arbitrairement fixés ici, ont une grande influence sur l'induction et son gradient.

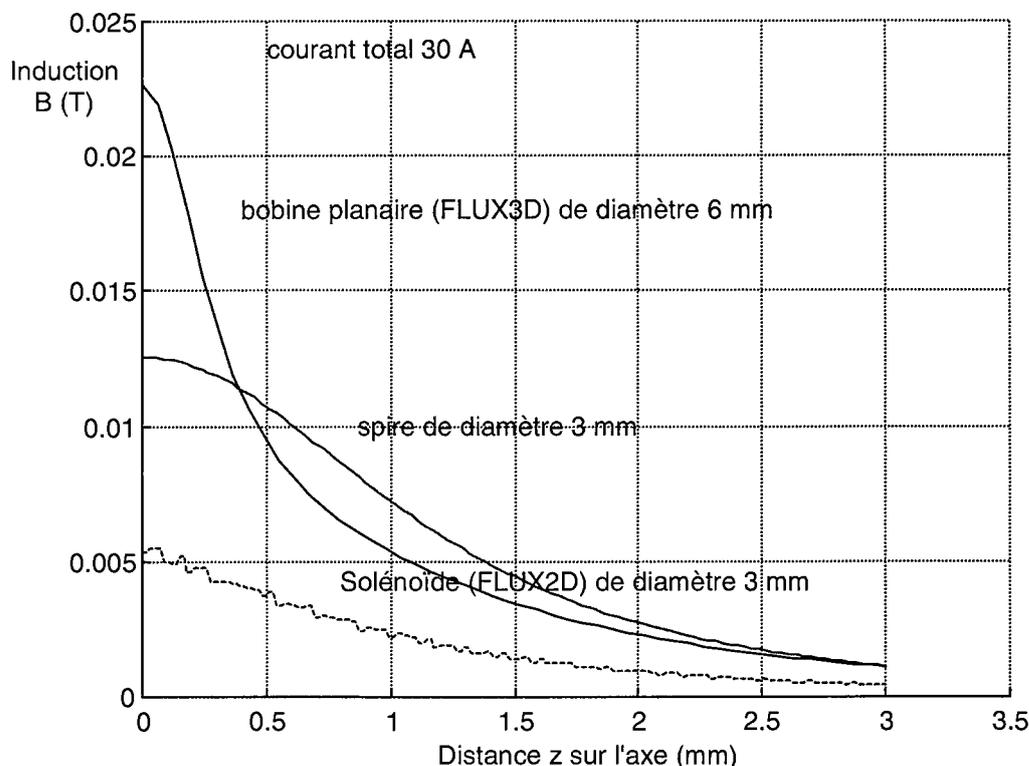


Fig. 5b. Induction B_z sur l'axe en fonction de la distance au plan des spires pour une bobine planaire, un solénoïde, et une spire (courant total équivalent 30 A)

Le champ et le gradient créés par le solénoïde sont nettement inférieurs à ceux créés par une spire (rapport $< 1/2$ au centre sur l'axe, en $z = 0$). Les lignes de champ s'éloignent davantage du circuit. Sur l'axe, du point de vue magnétique, le solénoïde enterré doit être le plus court possible et se rapprocher le plus possible d'une spire.

2.2 Influence du rayon des spires et bobines sur le champ B_z et son gradient

Par contre, il est facile d'optimiser la valeur du rayon d'une spire seule pour obtenir un maximum de champ ou de gradient à la position z que l'on s'est fixée. Par exemple, la fig. 6 montre le maximum d'induction que l'on peut obtenir en une position fixée z , en fonction du rayon de la spire. Nous prenons un courant de 30 A, car cela nous permet de considérer à la fois le cas d'une bobine idéale pour laquelle toutes les spires seraient concentrées en une

seule, et en même temps de voir la contribution de chaque spire d'une bobine plane (en divisant par 30).

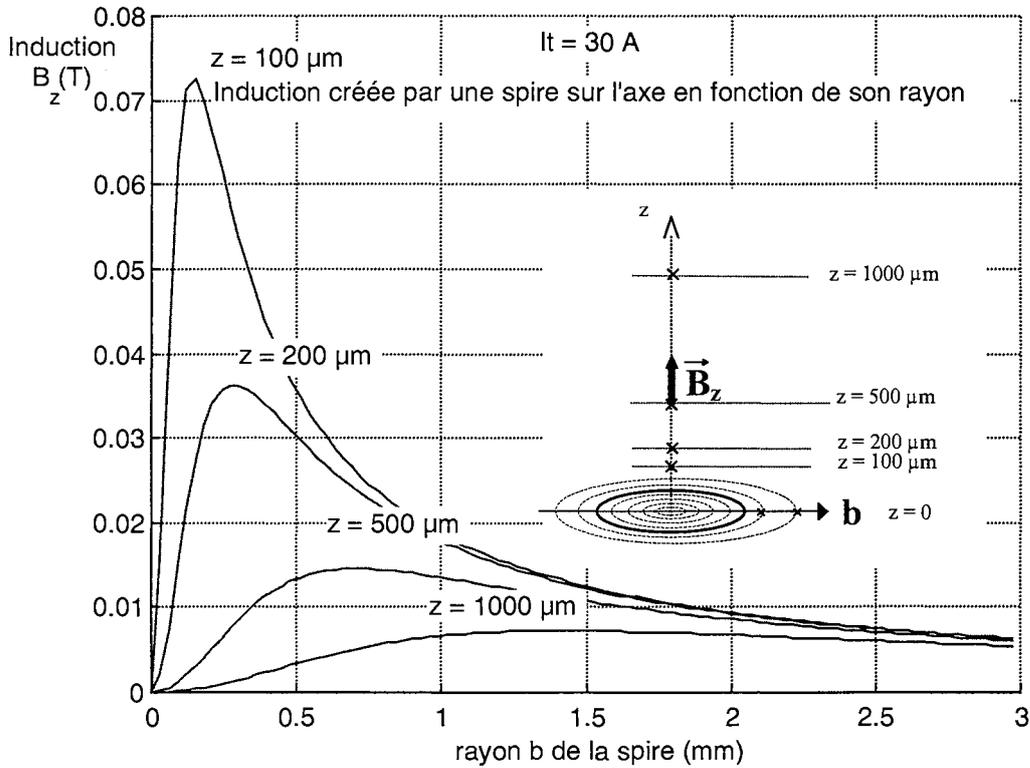


Fig. 6. Induction B_z en un point $z = \text{cste}$ de l'axe de la spire en fonction de son rayon

Quand b tend vers l'infini, B_z tend vers 0 en $1/b$, et quand b tend vers 0, B_z tend vers 0 en b^2 . Le maximum d'induction en un point z fixé sur l'axe a pour valeur :

$$B_{z \max} = \frac{1}{\sqrt{27}} \frac{\mu_0 I}{z}$$

Il est atteint pour un rayon $b = 2^{1/2} z$. Par exemple, pour une distance sur l'axe de $100 \mu\text{m}$ et un courant total de 30 A, le maximum vaut 73 mT pour le rayon optimum de $141 \mu\text{m}$. Ceci étant dit, les composants magnétiques utilisés en regard de la bobine ne sont pas limités à des objets ponctuels (puisque les interactions en jeu sont des forces volumiques pour la plupart), et vont s'étaler en volume de part et d'autre de cette position idéale.

Pour des distances bobine/aimant de l'ordre de 100 μm , comme on peut les imaginer dans le système étudié, les spires de rayon inférieur à 50 μm servent très peu à la création de l'induction dans le vide. Par conséquent, l'utilisation de la surface centrale pour un plot de connexion de bobine modifie peu les résultats, si ce plot est suffisamment petit. Le gradient de champ s'écrit :

$$\frac{dB_z}{dz} = - \frac{3 \mu_0 b^2 I z}{2 (b^2 + z^2)^{\frac{5}{2}}}$$

Les figures 7, 8 et 9 représentent les variations du gradient en fonction de paramètres géométriques. Quand z tend vers 0, le gradient tend vers 0 en $-z$. Quand z tend vers l'infini, le gradient tend vers 0 en $-1/z^5$, et sa valeur maximale est atteinte pour $z = 0,5 b$. Elle vaut :

$$\frac{dB_z}{dz} \text{max} = - \frac{3}{4} \left(\frac{4}{5} \right)^{\frac{5}{2}} \frac{\mu_0 I}{b^2}$$

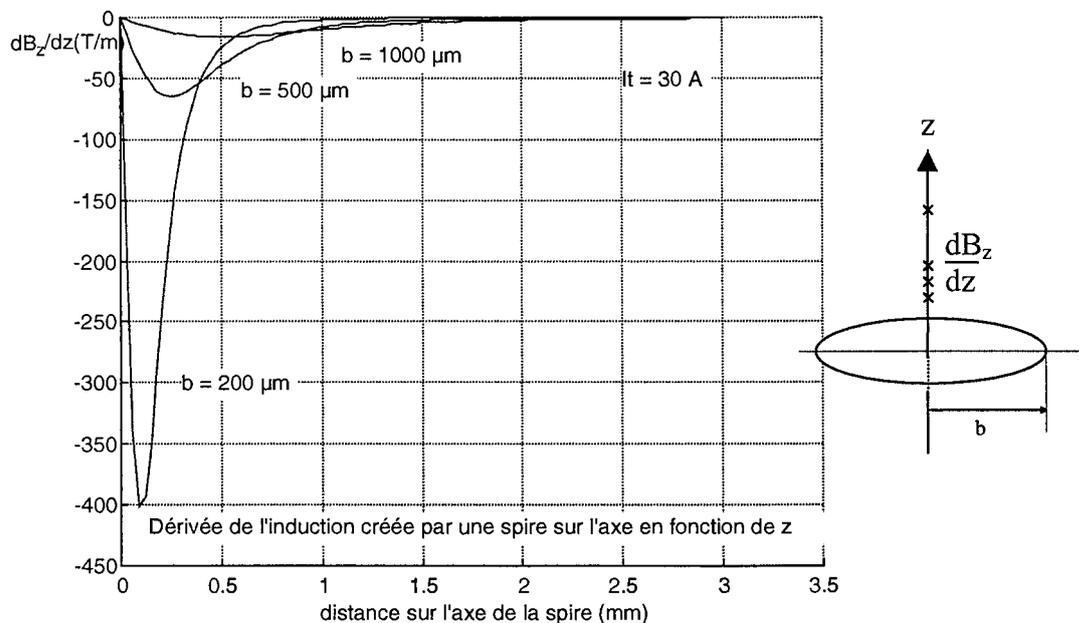


Fig. 7. Gradient de l'induction B_z sur l'axe en fonction de z , pour différentes valeurs de b

Ainsi, la distance optimale pour placer un aimant devant une spire de rayon 200 μm et obtenir la plus grande force est $z = 100 \mu\text{m}$.

Le gradient peut aussi s'optimiser en fonction du rayon de la spire b (fig. 8).

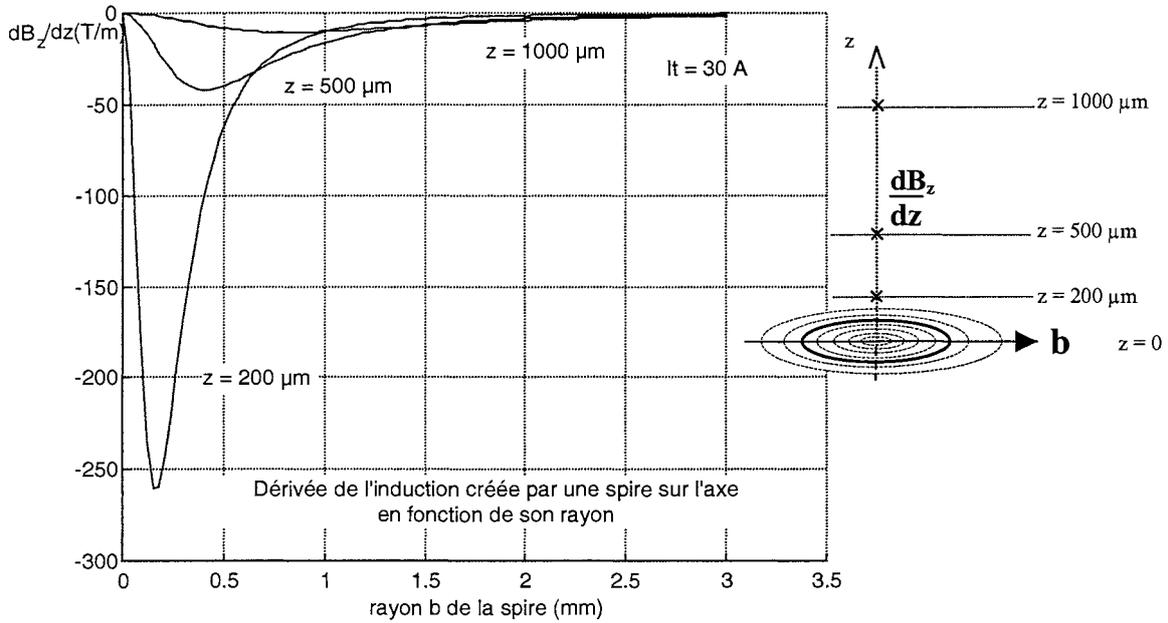


Fig. 8. Gradient du champ Bz sur l'axe en fonction du rayon de la spire b

Quand b tend vers 0, le gradient tend vers 0 en $-b^2$. Quand b tend vers l'infini, le gradient tend vers 0 en $-1/b^3$, et sa valeur maximale est atteinte pour $b=(2/3)^{1/2}z$. Elle vaut :

$$\frac{dB}{dz} \text{ max} = -\left(\frac{3}{5}\right)^{\frac{-5}{2}} \frac{\mu_0 I}{z^2}$$

Dans ces conditions par exemple, le rayon optimal d'une spire pour obtenir le plus fort gradient à une distance de 100 μm est $b = 82 \mu\text{m}$

La courbe 3D (fig. 9) représente l'évolution du gradient en fonction des deux paramètres z et b .

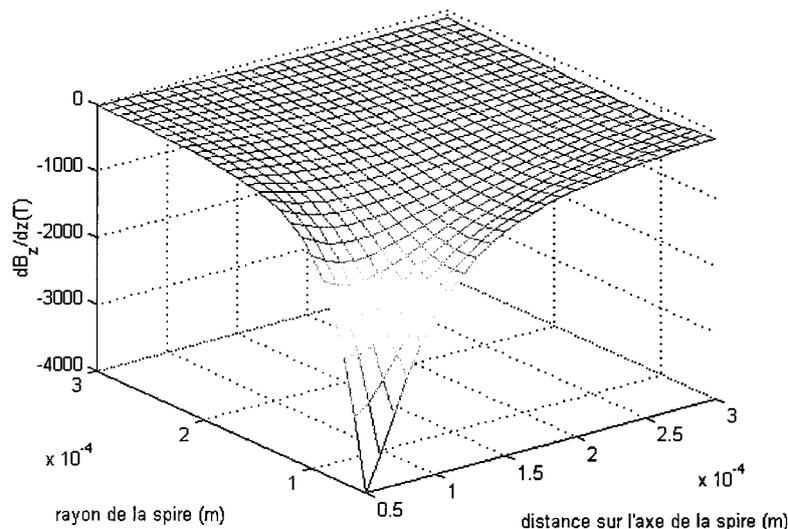


Fig. 9. Optimisation du gradient de champ suivant z sur l'axe de la spire

En réalité, ce raisonnement n'est vrai que pour des aimants ponctuels, et dans le cas d'une spire, alors que nous utilisons une bobine plane -donc répartie- et des aimants volumiques.

L'influence des spires internes et externes d'une bobine plane sur la valeur du champ sur l'axe est illustrée à la figure 10.

L'induction totale pour une bobine plane est la somme des contributions de chaque spire, par principe de superposition. En même temps, on visualise l'influence du rayon extérieur de la bobine plane sur l'induction à courant total constant (cela implique que l'on puisse adapter la densité de courant, ce qui est limité par l'évacuation thermique du système de refroidissement). Cette étude est intéressante pour des aimants, car on observe un gradient bien supérieur pour des petites géométries de bobines situées à faible distance de l'aimant. Par conséquent, l'étude magnéto-thermique permettrait de trouver l'optimum du rayon des bobines.

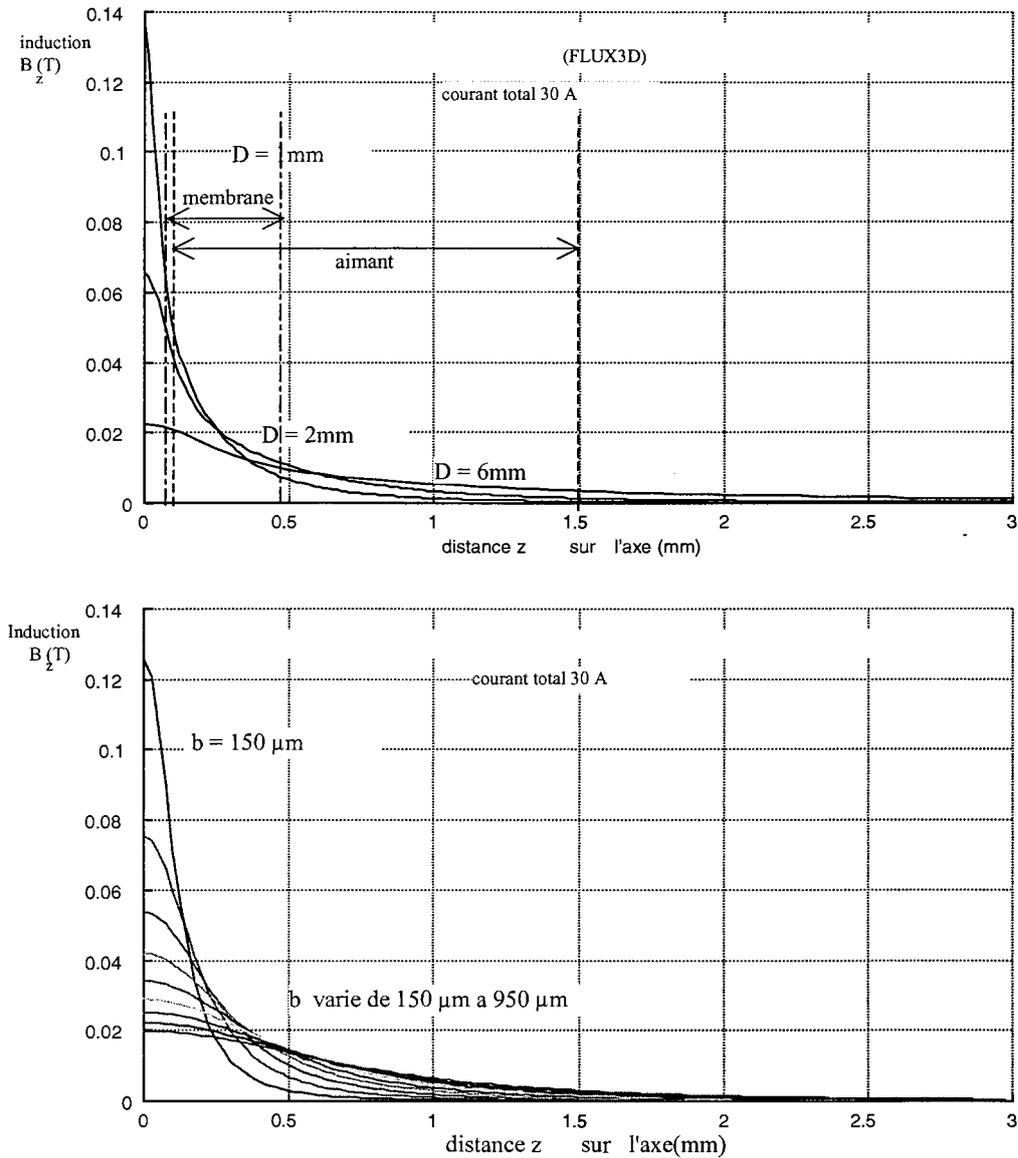


Fig. 10. Induction B_z sur l'axe en fonction de z

- pour des valeurs différentes de D le diamètre de la bobine plane ($1 < D < 6\text{ mm}$)
- pour des valeurs différentes de b le diamètre d'une spire seule ($150 < b < 950\text{ }\mu\text{m}$)

Nous avons vu que pour chaque valeur de z , certaines spires sont plus efficaces :

Les spires externes permettent une action à plus grande distance, à la fois pour l'induction et pour son gradient, par contre, elles permettent d'obtenir une induction très homogène en proximité de la bobine. Dans le cas d'une membrane magnétostrictive dont la déformation est sensible à l'induction, cela permet de rendre la commande indépendante de la distance pour de faibles fluctuations.

Les spires internes agissent plus pour les faibles distances sur la valeur de B_z et sur la valeur du gradient de champ. Dans le cas d'une membrane magnétique distante de 100 à $500\text{ }\mu\text{m}$, les spires internes produisent les plus grandes valeurs d'induction et de gradient. Dans le cas des aimants miniatures d'épaisseur comprise entre $250\text{ }\mu\text{m}$ et $1500\text{ }\mu\text{m}$, la distance est augmentée

d'autant pour les zones d'aimant les plus éloignées de la bobine, et les spires les plus petites deviennent inutiles.

La même analyse est valable pour une bobine planaire de diamètre D , comme le montre la figure 10, en ce qui concerne l'induction sur l'axe. Pour un aimant situé entre 0,5 et 1,5 mm, une bobine de 6 mm est la plus performante. En revanche, pour un aimant situé entre 100 et 500 μm , les bobines plus petites sont meilleures du point de vue magnétique.

Bobines multicouches

L'intérêt d'une double bobine planaire est de pouvoir augmenter le courant par unité de surface du substrat, avec la répétition du motif initial. Du point de vue technologique, le procédé permet cette opération sans trop de problème. Le gain en induction est illustré sur la figure 11 dans les deux cas suivants : le premier présente une bobine sur chaque face du substrat. L'action de la deuxième bobine est diminuée par l'effet d'éloignement lié à l'épaisseur du substrat (250 μm). Le deuxième cas concerne une double bobine réalisée sur la face avant du substrat.

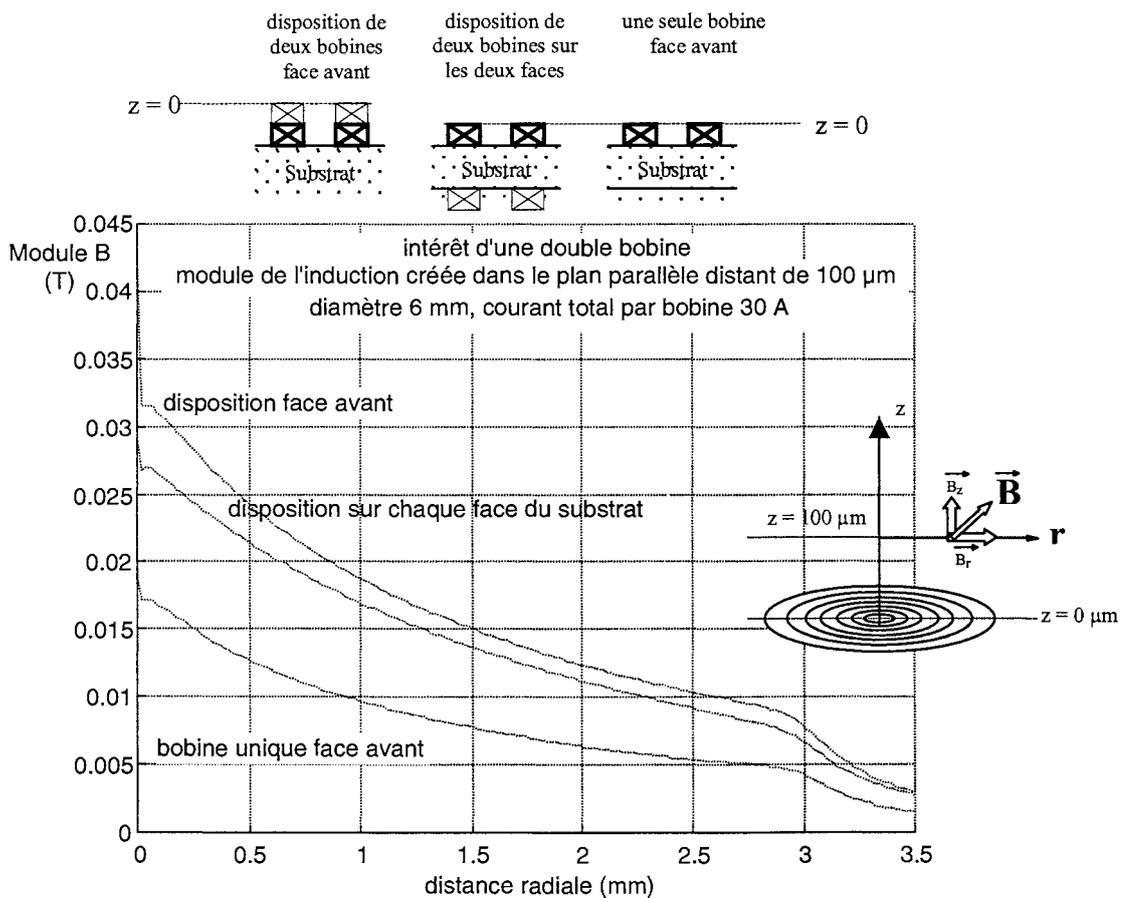


Fig. 11. Module de l'induction dans le plan $z = 100 \mu\text{m}$ et influence d'une deuxième bobine

Le gain en induction est de 88% pour une disposition face avant et de 60% avec une disposition en face arrière. Il en est de même pour le gradient. Ce gain s'amplifie naturellement à mesure que l'on s'éloigne du plan $z = 0$. C'est donc une solution très avantageuse si on souhaite réduire l'échauffement en diminuant la densité de courant ou pour augmenter les forces mises en jeu.

2.3 Etalement du champ dans le plan $B(r)$

Les composants magnétiques n'étant pas ponctuels, l'étude hors de l'axe de la bobine est importante, d'une part pour comprendre l'interaction avec le composant, et d'autre part pour observer la localisation du champ et l'interaction avec des composants voisins.

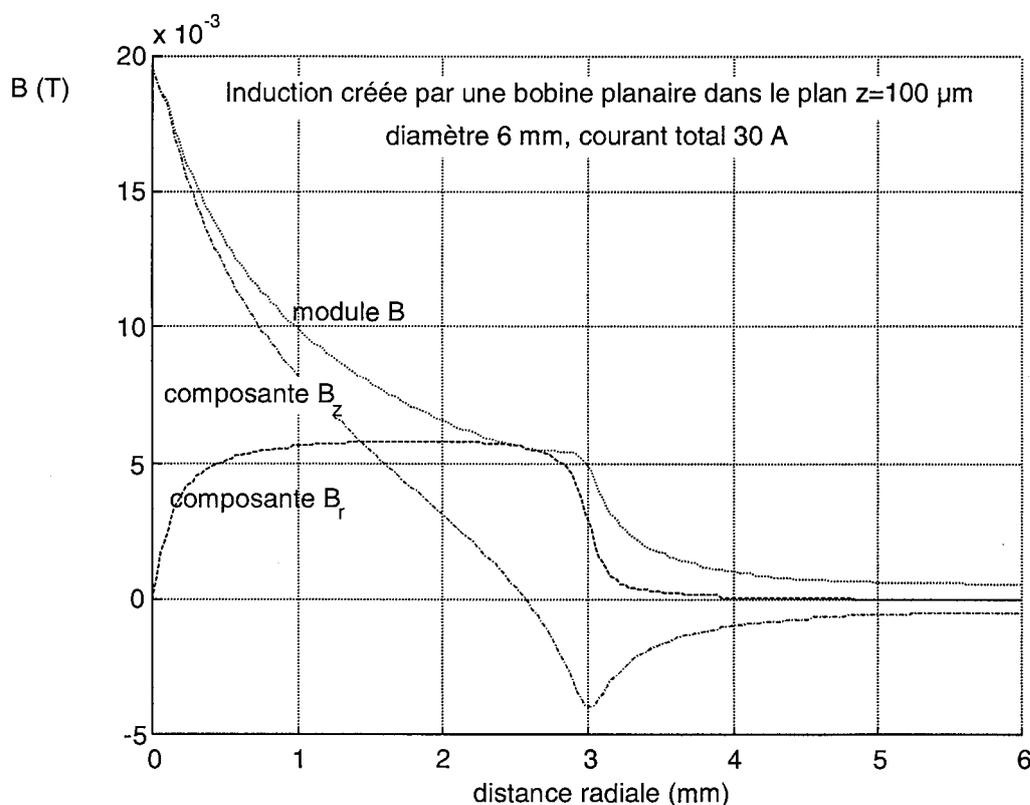


Fig. 12. Etalement de l'induction pour une bobine spiralée dans le plan $z = 100 \mu\text{m}$.

La figure 12 montre l'étalement de l'induction dans le plan $z=100\mu\text{m}$. La composante B_z devient négative et présente un minimum à la verticale du rayon de la bobine planaire ($r = 3 \text{ mm}$). La composante B_r , nulle sur l'axe présente une grande stabilité et s'annule à nouveau dans une zone de $600 \mu\text{m}$ centrée sur $r = 3 \text{ mm}$. Quant au module, il diminue à 10 % de sa valeur maximale à $3,5 \text{ mm}$. Sa valeur conditionne notamment les déformations générées dans les couches magnétostrictives. Avec 30 A, il varie de 18 à 5 mT dans la zone utile allant de 0 à 3 mm.

Est-ce que la valeur du champ chute plus rapidement en bordure de bobine qu'avec un solénoïde ?

Dans le cas d'un solénoïde fini enterré de longueur b et de rayon $b/2$, l'induction est globalement plus faible (fig.13). L'induction est principalement à l'intérieur du solénoïde, et les lignes de champ externes se rebouclent très loin. Le maximum sur l'axe se trouve en effet au centre de symétrie du solénoïde, et le maximum de l'induction se situe en bordure intérieure des spires.

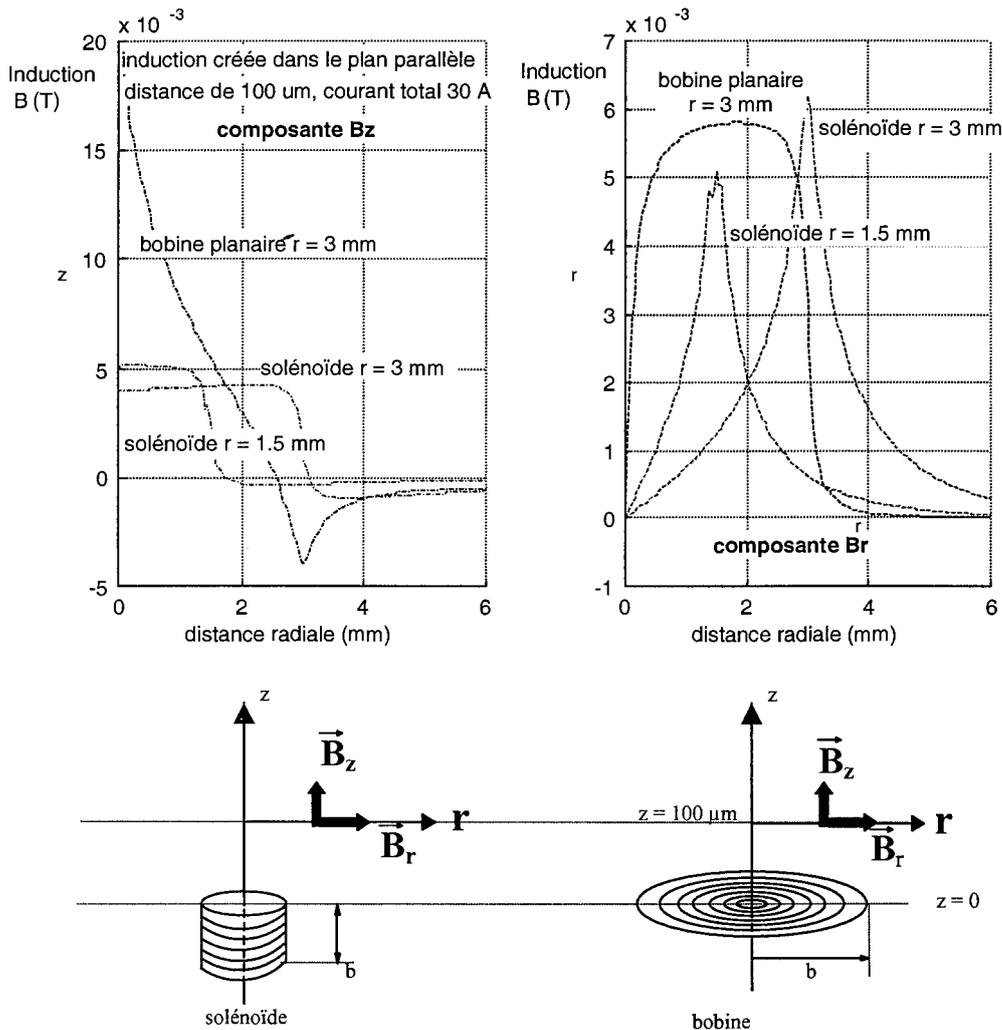


Fig. 13. Comparaison entre un solénoïde et une bobine planaire

Les composantes B_r et B_z se comportent tout à fait différemment. La composante B_z est très stable pour le solénoïde, tandis que la composante B_r forme un pic centré sur son rayon. A l'inverse, la composante B_z est un pic localisé au centre de la bobine planaire, tandis que la composante B_r est très stable.

L'influence de l'épaisseur de la bobine sur l'induction dans le vide est illustrée sur la figure 14. Les épaisseurs considérées représentent un prototype avec une couche de conducteur de $3\ \mu\text{m}$ d'épaisseur et avec une couche de $80\ \mu\text{m}$. Ce deuxième prototype génère 5,2% de réduction de l'induction maximale dans le vide pour le même courant total de 30 A à la distance $z = 100\ \mu\text{m}$. Cette baisse est liée à l'éloignement de la partie du courant située dans l'épaisseur basse du conducteur de $80\ \mu\text{m}$. Dans la plupart des cas, cette réduction est largement compensée par la différence des courants qu'on peut faire passer sans échauffement excessif. Dans le cas des matériaux doux, nous verrons plus loin les conséquences sur la force par réductance, notamment celles de l'éloignement d'une éventuelle culasse magnétique.

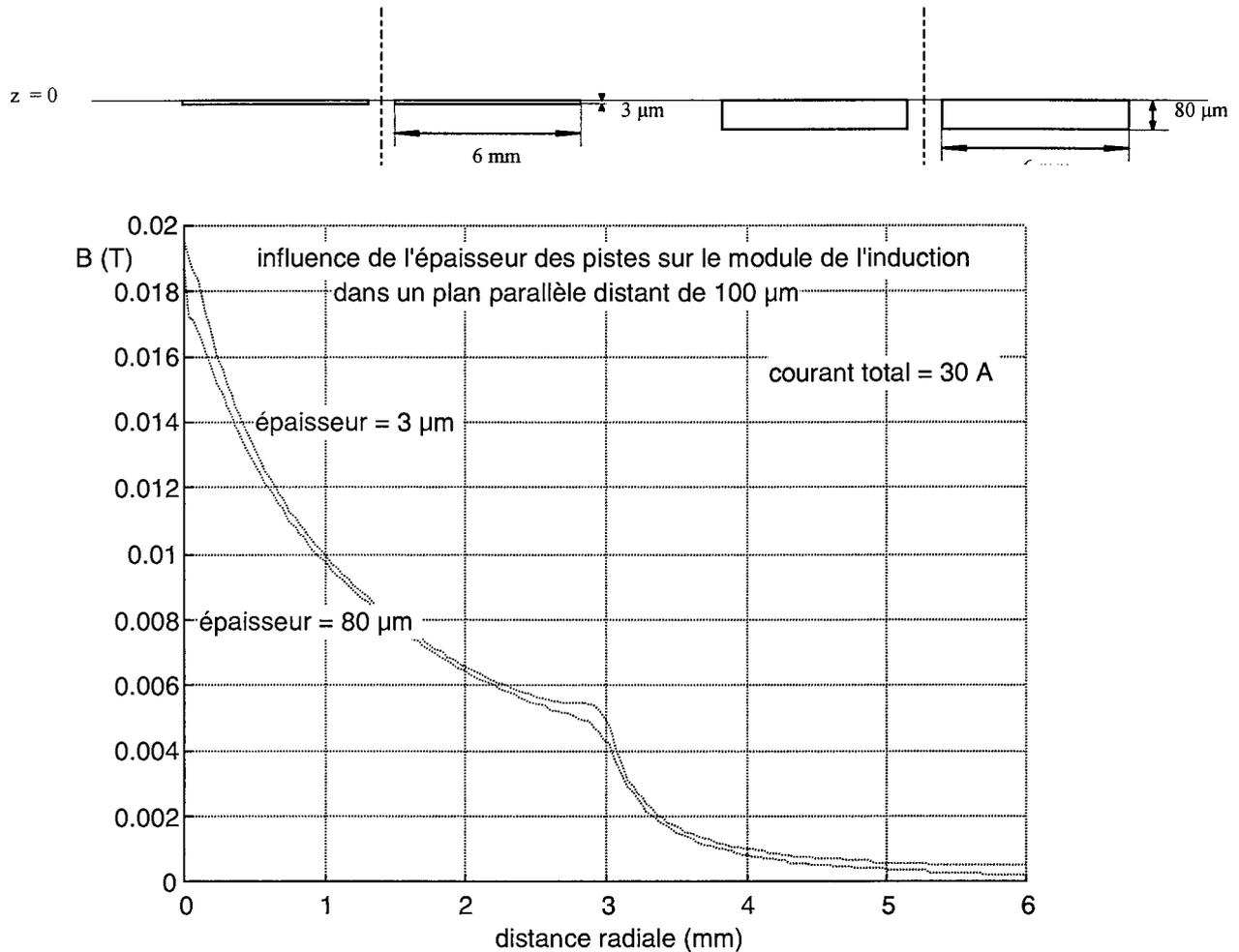


Fig. 14. Courbe $B(r)$ pour des bobines d'épaisseur $3\ \mu\text{m}$ et $80\ \mu\text{m}$

2.4 Influence de la géométrie des pistes

La figure 15 montre l'influence de la géométrie des pistes sur le champ. La forme de la section de conducteur est fonction du type d'alimentation à fournir et également des largeurs critiques liées aux possibilités technologiques. Les premiers prototypes n'ayant que 4 ou 8 pistes, les effets sont a priori plus importants. Les prototypes actuellement réalisés en LIGA UV contiennent 26 pistes pour la même surface.

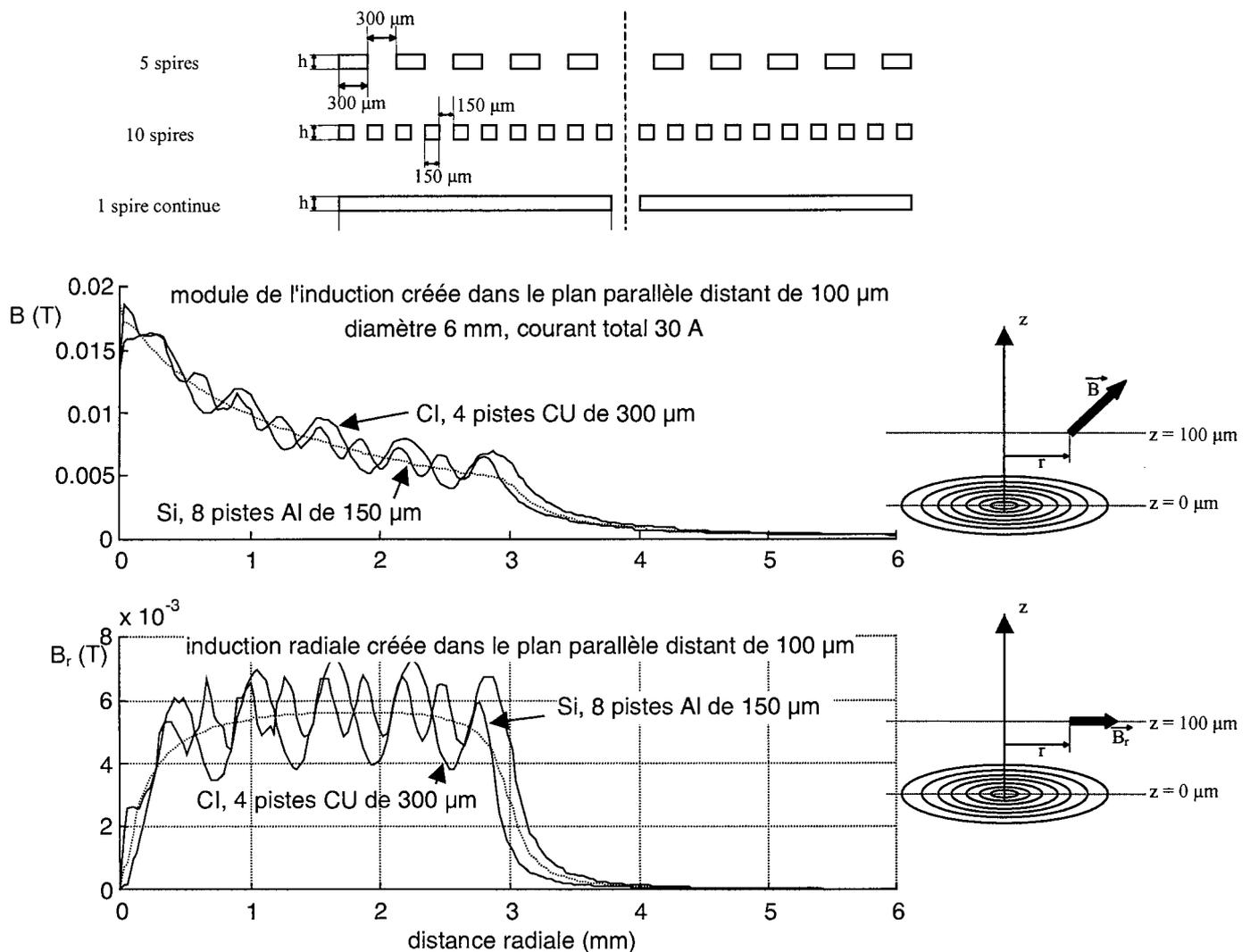


Fig. 15. B_r et B_z en fonction des géométries suivantes : 1 piste, 4 pistes (CI), 8 pistes(Si).

A partir de 8 pistes, l'influence de la discrétisation est négligeable à 100 μm. L'induction est plus forte à la verticale de la spire, du côté intérieur. Cette discrétisation n'a pas d'influence sur la force exercée sur un aimant ou sur les couches minces de matériau doux. De plus, comme on le verra dans le cas de la LIGA-UV, les spires occupent 80% de la section, ce qui se rapproche de la géométrie d'une couche uniforme et réduit ainsi l'effet de crénelage du champ. Il existe un gradient de température dans le conducteur, qui induit un gradient de résistivité mais cet effet est négligeable. La répartition du courant dans les pistes ne fausse ni la valeur ni les caractéristiques globales de l'induction. On modélisera par la suite des bobines planaires parcourues par le même courant total.

Le calcul des forces permettra de confirmer les propriétés des bobines planaires. Certaines simplifications sont possibles, comme l'utilisation d'une bobine plane à un seul conducteur. Dans les cas où l'épaisseur de conducteur n'intervient pas, on utilisera un conducteur linéique, pour faciliter le maillage dans la méthode par éléments finis.

3 - Interactions bobine/aimants

L'interaction entre une bobine et un aimant nous intéresse particulièrement, car elle permet d'agir dans les deux sens, en attraction et en répulsion.

3.1 Types d'aimants

Il existe de nombreuses familles d'aimants (AlNiCo, Ferrites...) mais les plus performants (B_r+H_c) sont les aimants à base de terres rares. Les aimants utilisés appartiennent à la famille des SmCo (samarium-cobalt) et des NdFeB (néodyme-fer-bore). Ce sont les aimants possédant les plus fortes aimantations rémanentes, et ils possèdent également un fort champ coercitif (types 6 et 7, fig. 16).

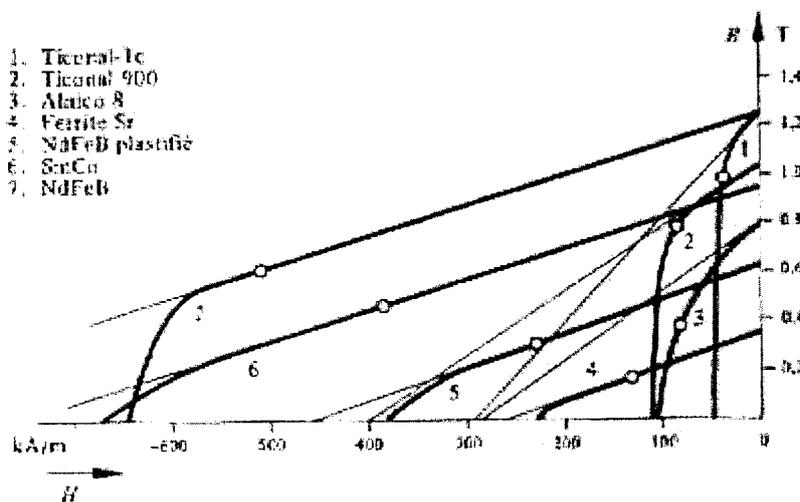


Fig. 16. Caractéristiques de désaimantation des principaux types d'aimants [Jufér, 95]

On trouve des aimants SmCo frittés en dimension sub-millimétrique avec de bonnes propriétés magnétiques. La difficulté est d'intégrer ces aimants fabriqués industriellement dans des microstructures. Cela nous a incités à développer des aimants dont la fabrication est compatible directement avec les procédés microsystèmes. Différents laboratoires se sont intéressés aux aimants en couches minces, mais les technologies ne sont pas encore au point, tant sur les épaisseurs que sur les caractéristiques magnétiques des matériaux déposés. En parallèle, nous avons cherché de notre côté à fabriquer des aimants sérigraphiés, à base de poudre de NdFeB.

Tous ces types d'aimants ont des caractéristiques géométriques et magnétiques variées, résumées dans le tableau 1 ci-dessous.

Tab. 1. Caractéristiques magnétiques des aimants

	Géométrie limite	Induction à saturation B_r (T)	température de désaimantation	Champ coercitif H_c (T)
Aimants frittés NdFeB	> 0,5 mm	1,1-1,4 T	300°C	1,5-2 T
Aimants frittés SmCo	< 250 μm	0,8-1 T	800°C	2-3 T
Poudre liée NdFeB	> 100 μm	0,3-0,6 T	300°C	1-2 T
Couches minces *	< 50 μm	0,3-1,3 T	indéterminée	0,1-1 T

- * à l'exception des travaux de Kornilov et al.

3.2 Aimants massifs miniatures (SmCo frittés)

Les aimants que nous avons utilisés sont des pastilles de SmCo (nuance RECOMA 28) de la société Suisse Comadur, fournisseur de l'industrie horlogère. Les plus petits font 250 μm de hauteur pour un diamètre de 850 μm . Les aimants SmCo présentent l'avantage de garder des bonnes propriétés aux très petites dimensions (250 μm), alors que les NdFeB perdent fortement leur qualité aux dimensions inférieures à 0,5 mm. Ce phénomène s'explique par la très mauvaise résistance des NdFeB à l'oxydation à l'air, d'où perte de coercivité en surface, sur une profondeur de près de 100 μm .

Les caractéristiques magnétiques des SmCo miniatures sont les suivantes :

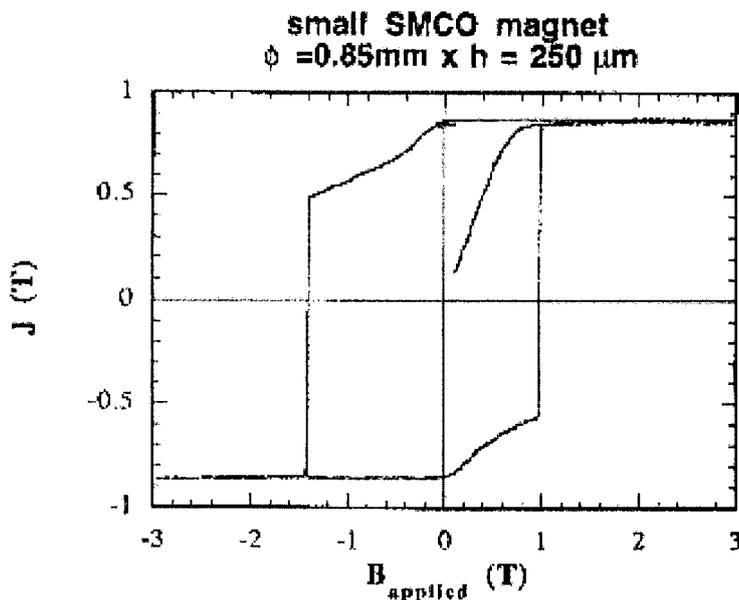


Fig. 17. Courbe d'aimantation des aimants SmCo - hauteur 250 x diamètre 850 μm (mesures LLN)

L'aimantation rémanente est proche de 0,9 T pour une coercivité supérieure à 1 T. Cependant l'aimantation chute graduellement jusqu'à 0,5 T sous champ contraire du fait de l'altération des couches superficielles.

3.3 Forces sur les aimants

L'équation de la force s'exerçant sur un aimant dans un gradient de champ s'écrit :

$$F_z = M \frac{dB_z}{dz}$$

où M est le moment magnétique total de l'aimant. B_z est l'induction totale (dans le cas du calcul de force, c'est équivalent à l'induction extérieure car l'aimant n'agit pas sur lui-même).

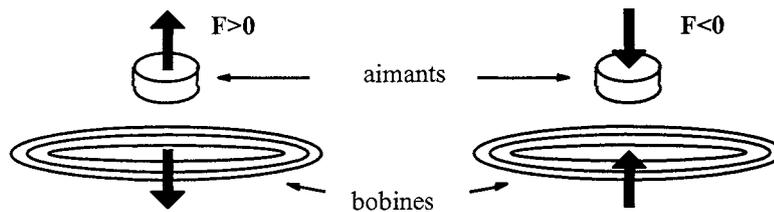


Fig. 18. Forces axiales entre un aimant et une bobine

Si l'on considère le gradient homogène dans l'espace où se situe l'aimant, la force est donc proportionnelle en première approximation au volume de matériau magnétique car $M = m.V$. Cependant, en tenant compte des faibles distances entre les bobines et l'aimant (donc de l'inhomogénéité relative des gradients et des champs), et du fait qu'un aimant de cette taille ne peut pas être considéré comme un aimant ponctuel, il faudra tenir compte de nombreux paramètres, tels que la forme ou le volume de l'aimant, ou la distribution spatiale du champ ou du gradient créés par la bobine.

3.3.1 Limites de calcul des logiciels

Les logiciels Flux2D/3D montrent leurs limites pour le calcul par la méthode des travaux virtuels. Il faut prendre soin d'utiliser la bonne formulation pour les raisons suivantes :

Disproportion des champs aimant/bobine

Le calcul de force s'exerçant sur les aimants n'est plus très précis si le champ généré par l'aimant est beaucoup plus important que celui créé par la bobine. Dans ce cas, le champ résultant est à très forte contribution de l'aimant, or c'est le champ créé par la bobine dont il faut tenir compte pour le calcul (fig.19).

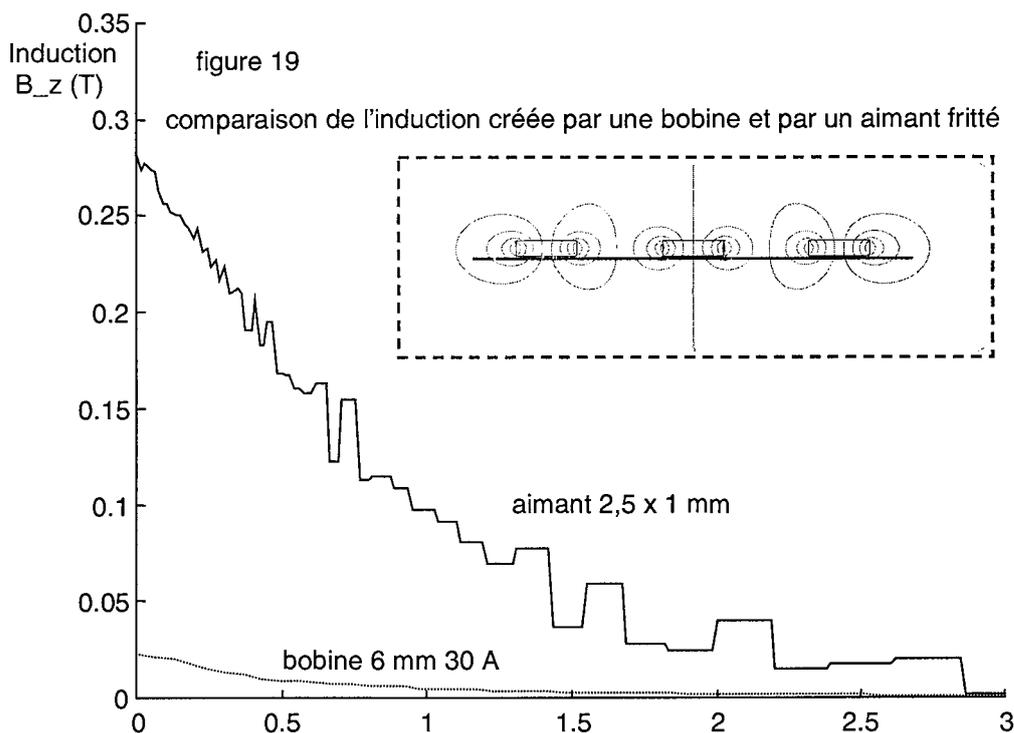


Fig. 19. Champ créé par l'aimant en fonction de l'entrefer (mm)

Dans l'image d'insert sur la figure 19, le flux centré sur les aimants montre la dominance de l'induction créée par l'aimant : les lignes de flux provenant de la bobine –pourtant alimentée– ne sont même pas visibles ! On comprend aisément cette différence lorsqu'on réalise l'analogie entre l'aimant et une bobine équivalente de même diamètre : celle-ci doit être parcourue par un courant (énorme !) de 800 A (fig. 20).

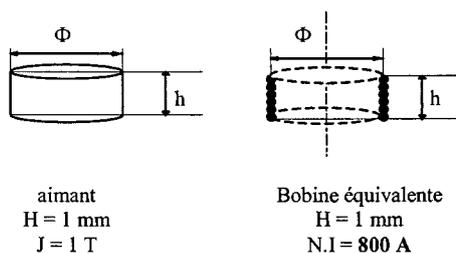


Fig. 20. Analogie entre un aimant cylindrique et une bobine

Ce problème est encore accru par le fait que la méthode des travaux virtuels, calculant des déplacements faibles, se base sur le champ dans les couches voisines de la surface de l'aimant ; or c'est là que la différence des champs créés par l'aimant et la bobine est la plus importante ! (rapport de 15 environ pour une bobine parcourue par un courant total de 30 A.t face à un aimant 2,5 x 1 mm).

Enfin, pour le calcul par travaux virtuels des forces exercées sur la bobine (force opposée), les résultats sont très imprécis également.

Discrétisation des entrefers minces

En tenant également compte du problème des entrefers minces, comme c'est toujours le cas dans les systèmes que nous étudions, un maillage lourd s'impose et par conséquent cette méthode devient coûteuse. En effet, un maillage avec seulement 3 éléments dans l'épaisseur de l'entrefers est insuffisant. Avec les rapports de forme élevés dans cette zone (1/30 à 1/300 pour une bobine et 1/50000 à 1/500000 pour le réseau en entier), il faut donc un très grand nombre de mailles pour qu'elles conservent une proportion acceptable.

Solution : calcul par la formule de Laplace

Une solution aux deux problèmes majeurs cités ci-dessus est l'utilisation dans Flux2D et 3D de la méthode de calcul de force exercée sur la bobine par la formulation de Laplace. Cette méthode ne perd pas de sa précision justement puisque le champ B est ici principalement le champ créé par l'aimant. Qui plus est, la méthode ne nécessite pas un maillage très lourd sauf si la distance entre l'aimant et la bobine est très faible.

Dipôle3D, utilisant lui aussi les forces de Laplace, montre les mêmes précisions mais avec un temps de calcul avantageux car on ne calcule que dans les matériaux et non pas dans l'air.

Il existe cependant une limitation : le calcul devient imprécis lorsque les distances entre éléments en interaction (aimant, conducteur) sont comparables aux dimensions de leurs volumes élémentaires, puisque le calcul réduit ces éléments à des dipôles ponctuels équivalents. Il faut donc discrétiser plus finement près des entrefers : par exemple, pour un entrefer de 50 μm , il faut des éléments de 25 μm . Pour une bobine de diamètre 6 mm et d'épaisseur 100 μm , on atteint ainsi près de 5000 éléments.

3.3.2 Paramètres dont dépendent les forces aimant/bobine

Nous allons donc faire les calculs par la formulation de Laplace dans les logiciels Flux2D, Flux3D et Dipole3D. Dans le cas des forces engendrées par le champ de l'aimant sur les courants circulant dans la bobine, c'est la composante radiale B_r du champ qui génère la composante verticale F_z de la force (fig. 21a).

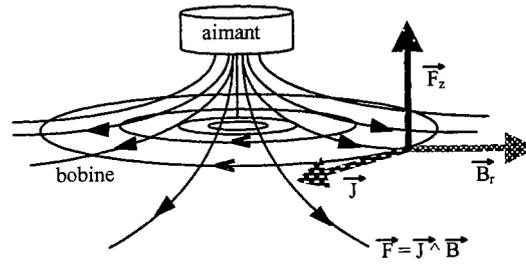


Fig. 21a. Forces de Laplace sur une bobine

La figure 21b ci-dessous montre la valeur du champ radial créé par un aimant sur les spires d'une bobine placée à une distance de 100 μm .

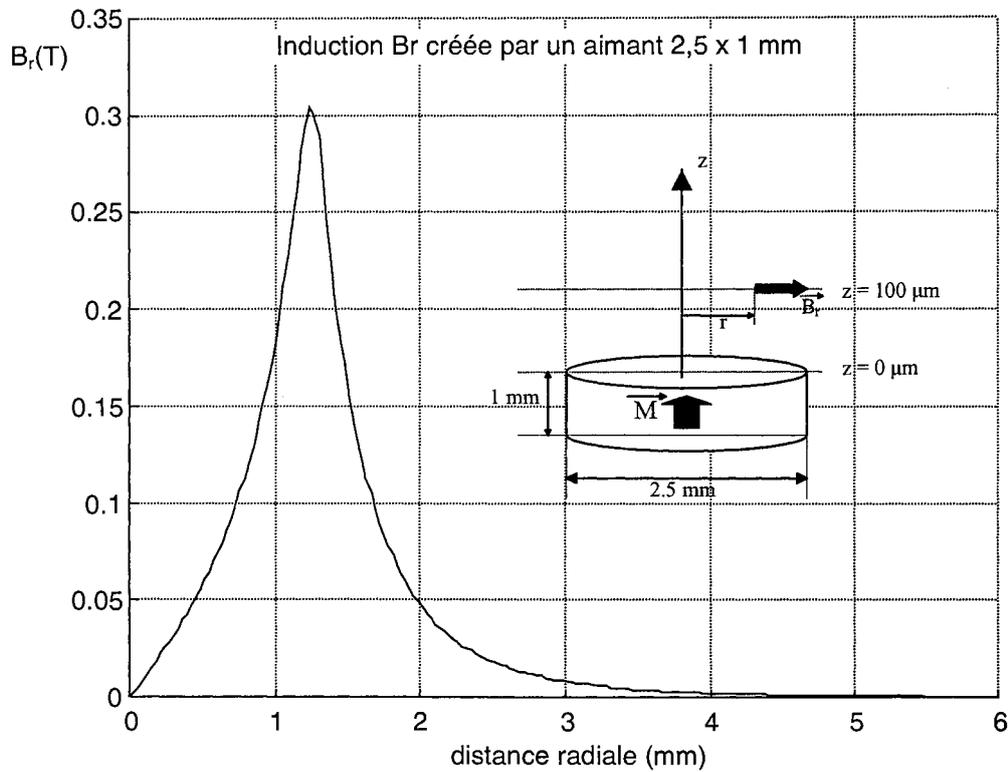


Fig. 21b. Champ radial B_r créé par l'aimant en fonction du rayon pour un entrefer de 100 μm

Certains paramètres de la configuration utilisée vont conditionner les forces entre aimant et bobine.

Influence du volume de l'aimant

On a vu au début de ce paragraphe la force est proportionnelle en première approximation au volume de matériau magnétique car $M = m.V$. En fait, le volume supplémentaire d'aimant se retrouve de plus en plus loin de la bobine. La figure 22 ci-dessous compare l'évolution de la force pour des aimants de volume croissant.

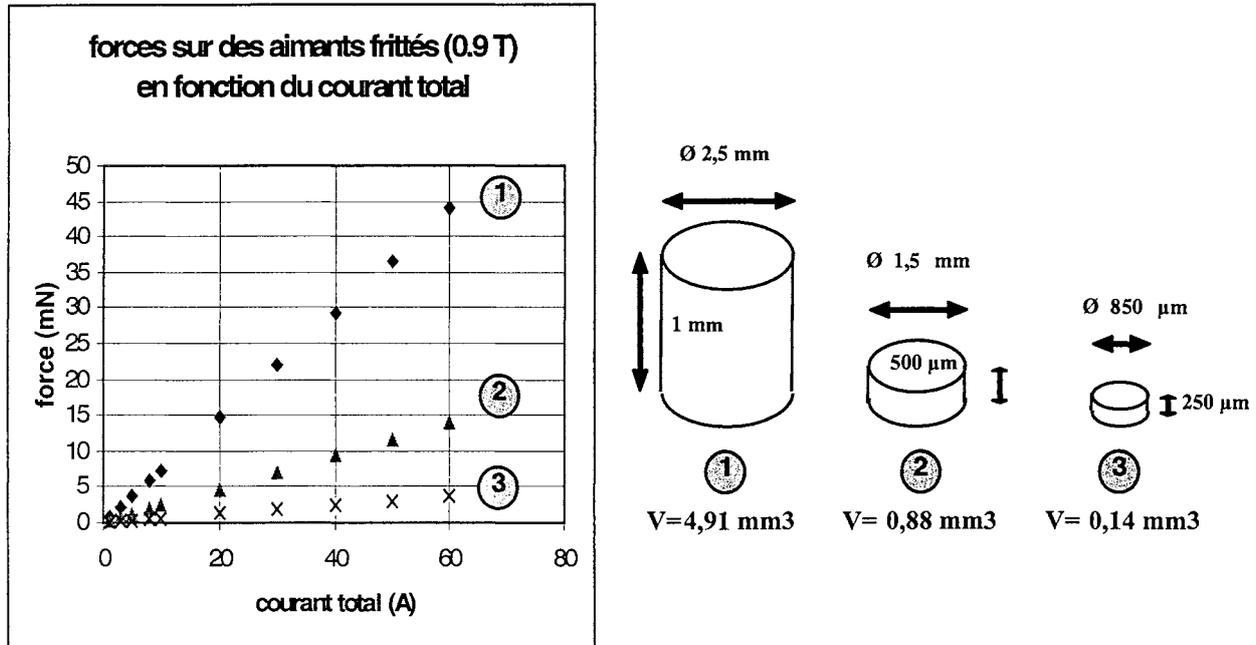


Fig. 22. Forces développées en fonction de la géométrie des aimants frittés utilisés avec un entrefer de $100 \mu\text{m}$ (Dipole3D)

On remarque que la force n'est pas proportionnelle au volume. Les aimants plus petits sont plus efficaces proportionnellement car ils sont plus proches de la bobine.

Influence de la géométrie de l'aimant

A volume d'aimant constant, la géométrie présente un optimum, qui correspond sur la figure 23 ci-dessous à un rapport hauteur/rayon compris entre 0,5 et 1. Les aimants que nous utilisons ($\text{Ø } 2,5 \times 1 \text{ mm}$ et $\text{Ø } 0,85 \times 0,25 \text{ mm}$) se situent bien dans cette fourchette.

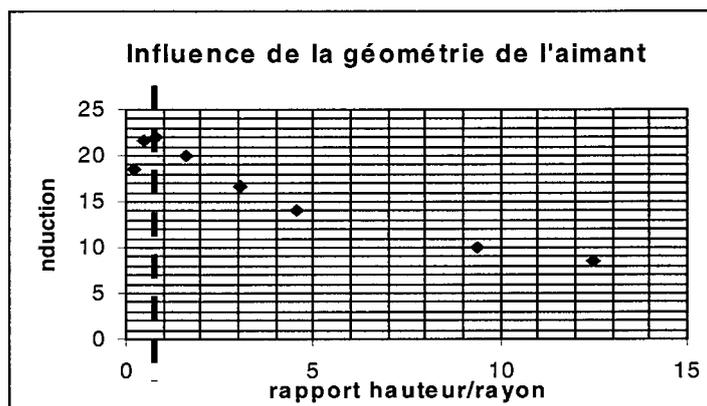


Fig. 23. Influence de la géométrie d'un aimant de volume 4,9 mm³ (φ 2,5 x 1 mm) sur les forces exercées

En fonction du volume de l'aimant utilisé (et de sa géométrie), les courants requis pour fournir les forces nécessaires vont évoluer. Dans les tableaux 2a et 2b ci-dessous sont consignées les valeurs totales de courant nécessaires à la génération de forces de 1 et 10 mN sur des aimants de différentes tailles.

Tab. 2a. Courant total nécessaire pour obtenir 1 mN à 100 μm de distance, en fonction de la taille de l'aimant (et épaisseur conseillée de conducteur)

aimant	2,5x1 mm	1x0,5 mm	0,85x0,25 mm
courant	1,4 A.t	2,1 A.t	16,2 A.t
Epaisseur de conducteur	3 μm	30 μm	30 μm

Tab. 2b. Courant total nécessaire pour obtenir des forces de 10 mN

aimant	2,5x1 mm	1x0,5 mm	0,85x0,25 mm
courant	14 A.t	21 A.t	162 A.t (!!!)
Epaisseur de conducteur	30 μm	80 μm	80 μm

A titre indicatif sont montrées les épaisseurs de conducteurs à utiliser pour des raisons de densités de courant.

Influence de la géométrie des conducteurs

A 100 μm d'entrefer, la géométrie des pistes (hauteur, largeur, espacement entre spires) a très peu d'influence sur les forces exercées sur les aimants. Par exemple, pour une bobine de 8 spires de 150 μm espacées de 150 μm, on remarque une différence négligeable (0,3%) par rapport à une piste continue sur la force (J^B sur la bobine) pour une épaisseur de bobine de 3 μm, et de 1% pour une épaisseur de 105 μm (voir fig. 14 & 15, §2.3.2 et §2.4).

Influence de l'entrefer

La figure 24 illustre les variations de force en fonction de l'entrefer pour un courant de 8 A.t avec une bobine continue. Elle confirme qu'il n'y a pas d'entrefer optimum, contrairement au cas simple d'une spire et d'un aimant ponctuel : plus on est près, mieux ça marche.

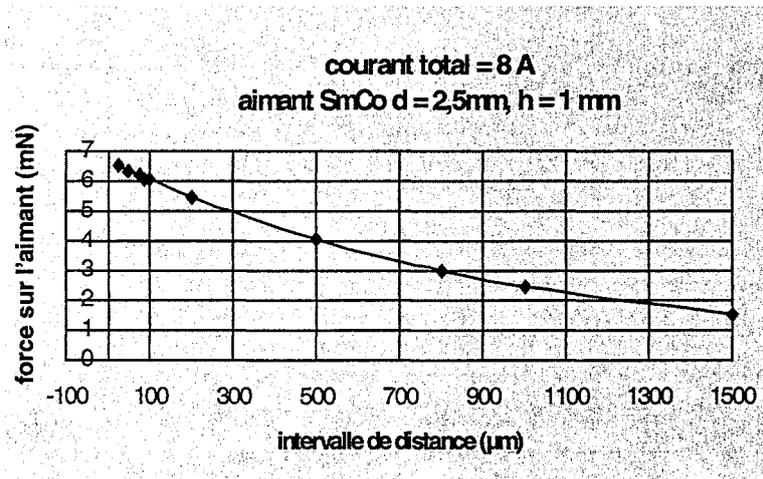


Fig. 24. Influence de l'intervalle sur la force pour un courant total de 8 A.t

La forme planaire de la bobine, conjuguée à la géométrie non ponctuelle de l'aimant fait que la force maximale est au contact de la bobine. La réduction de l'entrefer est donc un facteur important pour la construction d'un prototype. La hauteur des aimants et l'épaisseur de colle ne favorisent pas le rapprochement.

En revanche, l'avantage de ce type d'interaction est sa faible variation pour des mouvements de quelques µm de la position de l'aimant collé sur la membrane : ces variations sont de 5 µN/µm pour des forces de 5 mN. La commande peut donc être simplifiée, on la considérera linéaire en première approche.

3.4 Aimants en couche

3.4.1 Technologies et perspectives

Les aimants en couche mince sont dans l'état actuel trop peu avancés pour remplacer les micro-aimants disponibles sur le marché. Tant que les épaisseurs resteront inférieures à quelques dizaines de µm, les forces développées seront insuffisantes et les champs coercitifs trop faibles pour beaucoup d'applications. La première des difficultés est de ne pas désaimanter l'aimant, ni par son propre champ démagnétisant ni par le champ extérieur (dont les valeurs s'additionnent).

Les temps d'obtention de couche d'aimant sont comptés en heures ou en dizaine d'heures pour ces épaisseurs (les vitesses de dépôt sont typiquement 100 Angström/mn !). Par contre, ces techniques de dépôt ont l'avantage de ne pas nécessiter un collage des matériaux magnétiques qui tiennent par adhérence sur le substrat avec une sous-couche spécifique.

Le tableau ci-joint présente les propriétés associées à ces matériaux à température ambiante.

Tab. 3. Caractéristiques des aimants déposés en couche

Matériau	Substrat	Épaisseur	Dépôt	M_s^{**} (VSM****)	H_c^{***}	Direction	référence
SmCo-based TbCu7-type structure	YIG *+Al	118 μm	RF sputtering +recuit	$4\pi M_s = 8 \text{ kG}$ 0,06 T	6 kOe 477 kA/m	Plan //	[Cadieu, 94]
PrFeCoMoN	Al ₂ O ₃ (700 K)	2-3 μm	RF sputtering (1,2 A/s)+ nitruce	11,6 0,092 T	9,4 kOe 748 kA/m	Plan perp.	[Rani, 94]
NdFeCoMoN	substrat chauffé	2,5 μm	RF sputtering + nitruce	17 0,14 T	11,3 kOe 900 kA/m	Plan perp.	[Nava., 94]
NdTbFeB	Quartz (520°C)	10 μm	Magnetron sputtering	$J = 1,1 \text{ T}$	500 kA/m max	Plan perp.	[Araki, 96]

*YIG = magnetic ceramics, **Aimantation rémanente, ***champ coercitif, ****VSM = Vibrating Sample Magnetometer. + Kornilov

Les épaisseur maximales atteignent à ce jour la centaine de microns, pour une qualité moyenne. Une exception à cette tendance vient d'une équipe moscovite (Prof Linetsky et Dr Kornilov) qui déposent par pulvérisation cathodique magnétron de haute puissance des couches atteignant 300 μm , avec d'excellentes propriétés magnétiques. Ces aimants peuvent être séparés du substrat pour être intégrés dans des microsystèmes. Les conditions économiques actuelles font que leurs travaux ont cessé provisoirement.

3.4.2 Comment les mettre en œuvre

Le champ créé par une couche continue d'aimant est nul partout autour de l'aimant sauf à la périphérie de la couche, où les lignes de champ peuvent se reboucler. La valeur du champ s'écroule dans les 50 μm (pour $e = 10 \mu\text{m}$) de part et d'autre de cette extrémité, elle perd 90% de sa valeur maximale. Par exemple, la force obtenue sur une couche d'aimant SmCo (0,9 T) de diamètre 6 mm et 10 μm d'épaisseur est de seulement 0,14 mN avec un courant total de 8 A et 0,44 mN avec 30 A.

Par conséquent, dans ces épaisseurs, il est nécessaire de réaliser des aimants de dimensions latérales faibles. Pour cela, une solution consiste à fractionner la couche en couronnes concentriques espacées, comme le montre la figure 25 ci-dessous.

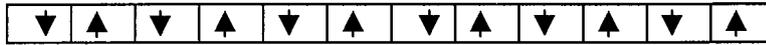


Fig. 25. Modélisation des couronnes d'aimant

Les courbes d'induction créée par des couronnes d'aimant NdFeB d'induction rémanente 1,15 T, d'épaisseur 10 μm , et de 150 μm de largeur de couronne et inter-couronnes, sont représentés sur la fig. 26. A faible distance de l'aimant (1 μm), on observe que chaque couronne d'aimant perd beaucoup d'induction au milieu de la couronne (90% de la valeur maximale), pour les mêmes raisons que pour une couche continue, le rapport épaisseur/largeur étant faible : 1/15.

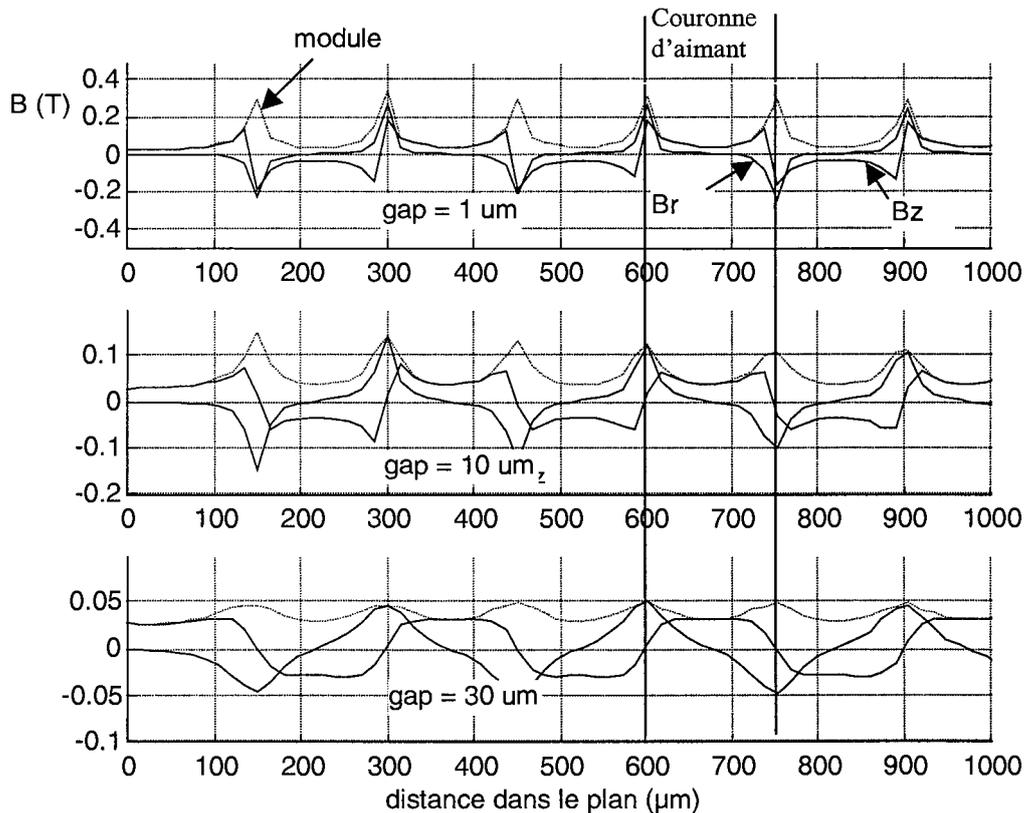


Fig. 26. Champ créé par des aimants en couronnes

Les espaces inter-couronnes permettent au flux de se reboucler, agissant ainsi comme des couronnes d'aimantation opposée. Ceci crée une alternance négative et positive de la composante B_z en limite de ces zones (fig. 26).

Une géométrie plus fine encore est favorable pour cette épaisseur. Les forces sont négligeables et cela s'explique très bien : l'induction radiale créée par l'aimant qui agit sur la bobine garde une valeur considérable, surtout à faible distance, mais sa valeur s'inverse de

chaque coté de la couronne, tandis que le courant dans la bobine en vis à vis ne change pas de sens. Par conséquent, les efforts s'annulent.

En conclusion, aucun aimant n'a été réalisé en couche épaisse (c. à d. >100 μm) avec une valeur de champ coercitif intéressante et une anisotropie magnétique perpendiculaire à la couche. Quand aux valeurs de champ coercitif, elles sont très faibles. Le champ rémanent varie entre 0,06 T et 0.9 T, ce qui est presque équivalent aux valeurs relatives aux aimants massifs.

3.5 Aimants en poudre et sérigraphie

En parallèle avec l'utilisation d'aimants massifs, nous avons essayé de développer des aimants liés à partir de poudre de NdFeB amorphe. Des rubans nanocristallins sont élaborés par trempe sur roue puis broyés. Il s'agit de Nd₂Fe₁₄B d'aimantation rémanente 0,8 T et de champ coercitif 700 kA/m (0,9 T, fig. 27). En mélangeant la poudre ainsi obtenue avec une résine, on obtient un matériau qui se solidifie à 80°C et dont les caractéristiques magnétiques sont assez médiocres : aimantation rémanente de 0,5 T dans le meilleur des cas, et pour une répartition aléatoire de la poudre. Par un recuit de la résine sous champ perpendiculaire, les grains pourraient être orientés suivant le champ pour augmenter la dureté du composé et le coefficient d'orientation du composé M_r/M_s .

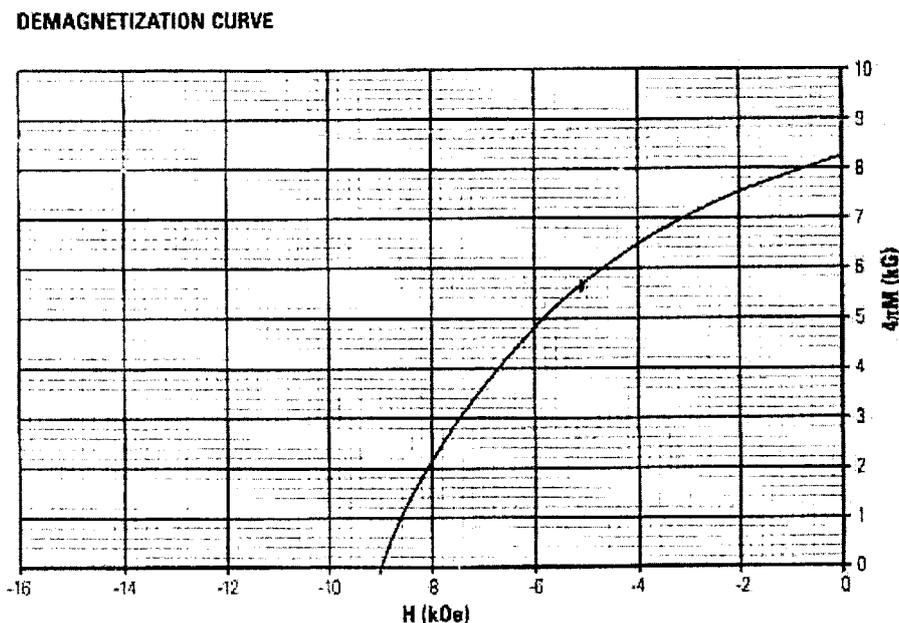


Fig. 27. Courbe de désaimantation de la poudre d'aimant NdFeB de la société Arelec.

La force pour le même volume de matériau est ainsi divisée par trois par rapport à un aimant fritté ($B_r = 1,2$ T). Par conséquent cette technique développée n'est pas intéressante pour être déposée sur une membrane. Cependant, elle pourrait permettre de sérigraphier des couches d'aimants d'une centaine de microns d'épaisseur sur des surfaces rigides ou flexibles et cette technique pourra être utilisée dans la fabrication d'autres types de micro-actionneurs magnétiques, notamment les micromoteurs, et améliorer la technique de moulage actuellement utilisée [Gilles, 97].

3.6 Comparatif des forces sur les différents aimants

Tab. 4. Forces calculées par Flux2D et Dipole3D pour un courant total de 8 A.t, en fonction des matériaux aimantés, des techniques utilisées

aimants	SmCo 0,9 T 2,5x1 mm	SmCo 0,9 T 1,5x0,5 mm	SmCo 0,9 T 0,85x0,25 mm	Moulés 0,3 T 0,85x0,25 mm	Couches 0,9 T de 10 μ m
force	5,9 mN	1,9 mN	0,5 mN	0,17 mN	0,14 mN

4 – Interactions avec les autres composants magnétiques

4.1 Forces créées sur les matériaux doux

4.1.1 Champ dans la couche

Le matériau modélisé a une perméabilité de 1000 et sature pour une induction de 2 T. La saturation est atteinte dans le cas d'un entrefer de 30 μ m pour un courant total de 30 A. Les forces obtenues fig. 28 bénéficient de la présence d'une culasse magnétique¹.

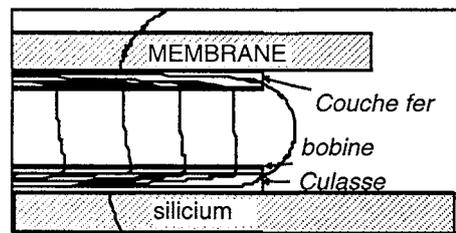


Fig. 28. Rebouclément du flux

¹ Culasse magnétique : il s'agit ici d'une couche de fer sous la bobine qui permet de fermer le circuit magnétique

4.1.1 Forces obtenues

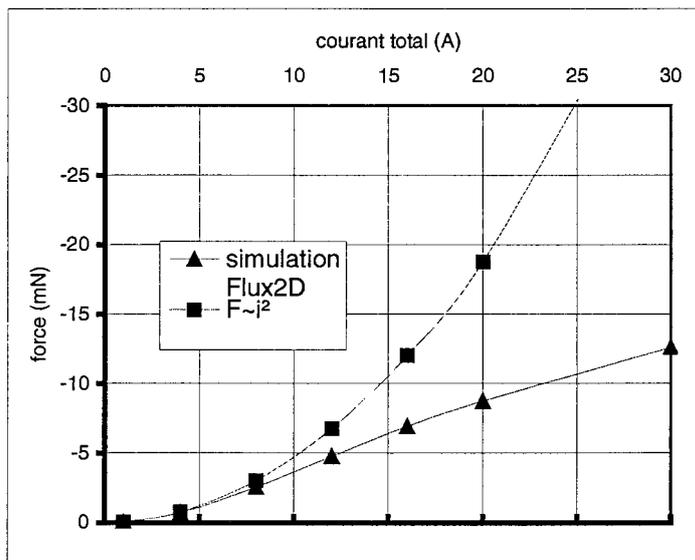


Fig. 29. Forces obtenues en fonction du courant total sur une membrane de 10 μm de fer doux

La caractéristique de la force en fonction du courant n'est pas linéaire, la force étant proportionnelle au carré du courant. Dans le cas simulé avec Flux2D, on atteint la saturation de la couche de fer doux de 10 μm à partir de 5 A pour un entrefer de 30 μm.

4.1.2 Influence de l'entrefer

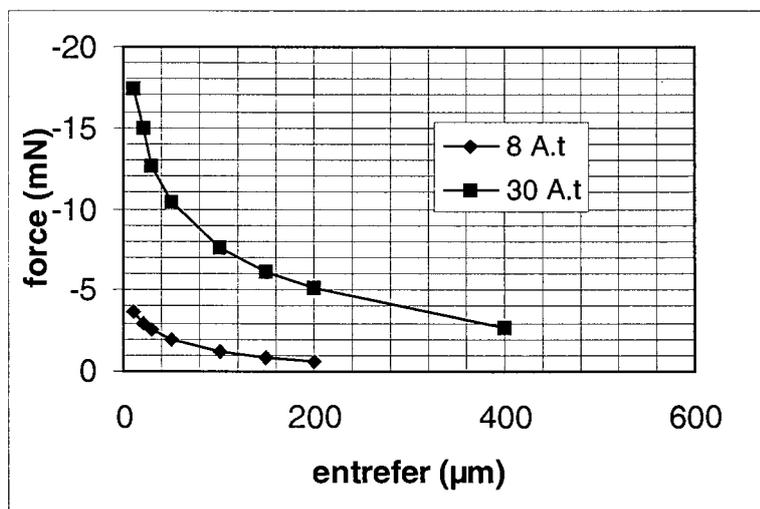


Fig. 30. Influence de l'entrefer sur la force par réluctance en présence d'une culasse (cas d'une bobine parcourue par 8 A.t et 30 A.t)

La force varie très fortement avec l'entrefer, car la réluctance du circuit magnétique constitué de la membrane et de la culasse diminue fortement. Cette force est donc difficilement contrôlable. Les variations atteignent 250 mN/μm contre 5 mN/μm pour une interaction avec un aimant. Par contre les forces obtenues sont du même ordre de grandeur. C'est donc très favorable pour le cas d'actionneurs forcés tels que les pompes ou les contacteurs.

La bobine parcourue par un courant total de 30 A sature la couche de fer pour des entrefer inférieurs à 300 μm . Avec un courant total de 8 A, la couche ne sature pas.

4.1.3 répartition de la force suivant la distance à l'axe

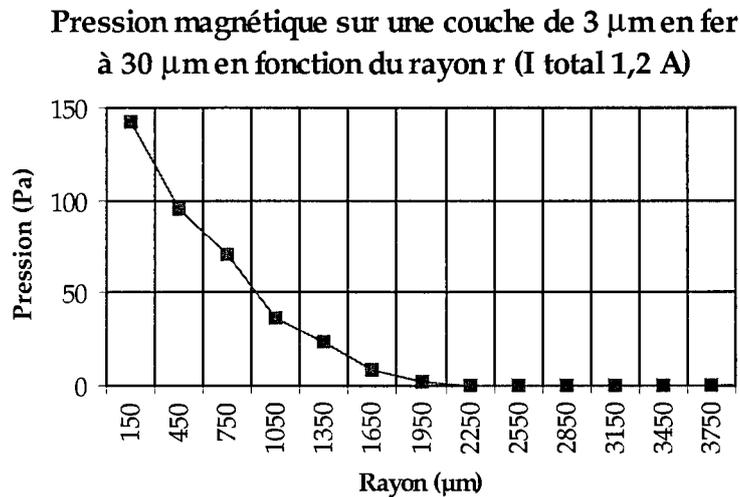


Fig. 31. Force exercée sur une couche de fer d'épaisseur 3 μm en fonction de l'éloignement au centre pour un entrefer de 30 μm (bobine de 6 mm).

La figure 31 montre bien que la pression décroît très rapidement avec l'éloignement de l'actionneur. On peut déduire deux informations importantes : d'une part le rebouclage du flux entre chaque bobine se réalise bien, même pour une couche continue, d'autre part, le gradient de pression permet bien d'agir localement sur la membrane.

4.3 Influence de la culasse

4.3.1 Champ magnétique à vide

L'épaisseur nécessaire est de 10 μm pour 30 A si la couche de matériau doux a une perméabilité de 1000. Cette épaisseur augmente avec le courant total, mais elle diminue beaucoup si la couche a une perméabilité plus élevée que le fer (uniquement dans le cas de couches en matériau doux également).

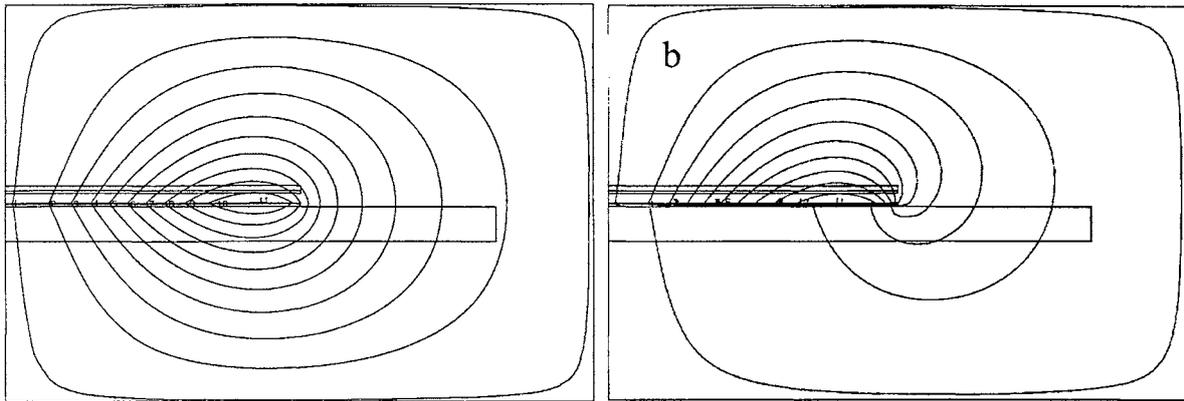


Fig. 32. Reboisement du flux dans la culasse magnétique

- a) sans culasse magnétique
- b) avec une culasse magnétique

Le flux est bien rebouclé dans la couche magnétique constituée par la culasse (fig. 32 b). Le champ magnétique est presque doublé. En effet, la culasse agit comme un miroir. Le chemin magnétique parcouru dans la couche est négligeable.

4.3.2 Sur les aimants

Sur les aimants, la couche de fer permet de doubler la valeur de l'induction, et de la force. Malheureusement la force d'attraction entre l'aimant et la culasse devient prépondérante, et la bobine ne peut pas permettre de repousser l'aimant.

4.3.3 Sur les matériaux doux

L'effet de la culasse sur les matériaux doux est très important. Les forces peuvent être multipliées par 20 ou plus suivant la valeur de l'entrefer. Pour réduire ce dernier, il serait intéressant de monter des parois en matériau doux à l'extérieur et au centre des bobines. Dans ce cas de figure, la technologie à mettre en œuvre se complique, et n'est pas encore au point. De plus l'inconvénient reste toujours l'unicité du sens de la force appliquée.

4.3.4 Sur les conducteurs

attention : pour une utilisation haute fréquence (dans le cas de phénomène d'induction), la culasse doit être divisée pour éviter les courants induits qui s'opposeraient à la création du champ.

5 – Interactions parasites

5.1 Amenées de courant

L'influence des pistes d'amenée de courant n'est a priori préoccupante que lorsqu'elles sont déposées sur la même face que les spires (plus proches donc, puisque non éloignées par l'épaisseur du substrat) et encore, leur contribution relative devient de plus en plus négligeable quand le nombre de spires de la bobine augmente.

L'influence des pistes d'amenée est plus flagrante sur le champ radial, car la piste étant dans le plan et passant par le centre de la bobine, le champ en z est tangent au plan. Sur l'axe z , la contribution B_r est uniquement liée à la perturbation générée par cette piste.

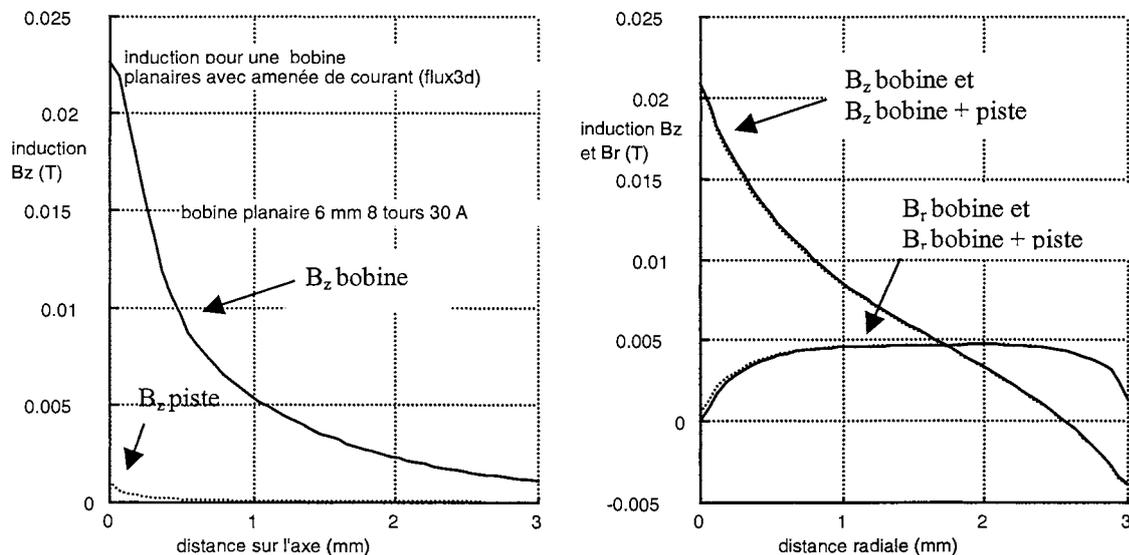


Fig. 33. Influence du champ créé par un fil d'amenée du courant, Champ sur l'axe, et champ dans un plan $z = 100 \mu\text{m}$

5.2 Interactions de voisinage

Dans le cas des interactions aimant/bobine, on peut considérer deux forces parasites sur un aimant. La première est l'action des bobines voisines et la seconde est l'action des aimants voisins. Les modélisations par Dipole3D, consignées dans le tableau ci-dessous montrent les rapports des forces utiles aux forces parasites pour un courant de 8A.t :

Tab. 5. Influence relative des forces parasites de voisinage

Entrefer (μm)	Directe (mN)	Indirecte (mN)	% Dir/Indir	Force radiale
100	6,1	$7,3 \cdot 10^{-3}$	0,1	$3,1 \cdot 10^{-2}$
1000	1,1	$1,1 \cdot 10^{-2}$	1,7	$3,1 \cdot 10^{-2}$

Les forces indirectes sont négligeable bien au-delà des entrefers envisagés. L'action des bobines de 6 mm est donc parfaitement découplée, comme le montraient les courbes de champ à vide.

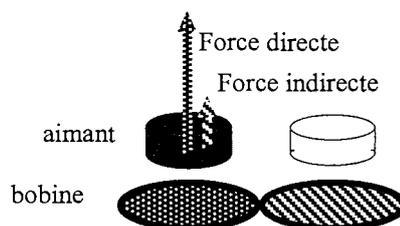


Fig. 34a. Différentes interactions entre actionneurs voisins

Dans le cas des couches de fer, on observe le même découplage, même si la couche est continue, car les forces décroissent fortement à l'extérieur des bobines.

5.3 Composant magnétique voisin : cas des aimants

On vient de voir que pour les aimants, les forces entre deux couples bobine/aimant sont quasiment indépendantes du champ créé par les bobines. Elles proviennent de la proximité des aimants d'une part. Deux aimants aimantés dans le même sens et à la même hauteur se repoussent avec des force importantes. Pour un courant de 8 A.t, la force latérale vaut 0,80 mN pour des distances de 2 mm inter-aimants et inter-bobines.

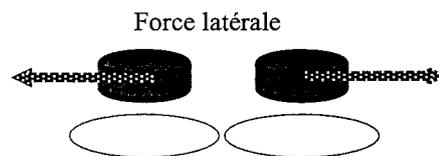


Fig. 34 b. Interactions entre aimants voisins

Si ces aimants sont décalés par contre par la déformation de la membrane, quel est le couple exercé par l'aimant voisin et sa bobine ?

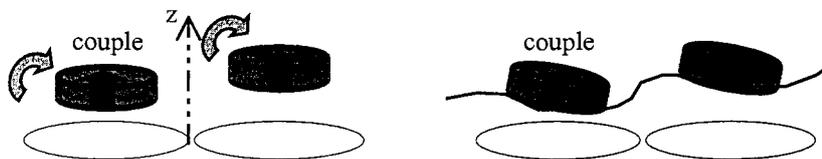


Fig. 34 c. Couple exercé entre deux aimants pour un décalage Δz

Par conséquent la valeur de la force perpendiculaire exercée par cet effet peut atteindre 1% de la force directement exercée par la bobine (3 A.t) pour des décalages de 10 μm . Cette valeur est fort raisonnable. Dans le cas de bobines de 2 mm de diamètre les éléments sont plus proches, mais les aimants étant plus petits, les interactions sont moindres. Le couple magnétique entre deux aimants proches tend à les superposer, du fait de leur aimantation colinéaire. L'effet est réduit par la présence de la membrane et par la faible valeur du couple.

6 – Magnétostriction

Le champ créé par la bobine dans le plan d'une couche magnétostrictive génère une déformation mécanique de la couche dont résulte une courbure contrôlée du substrat par un effet bilame. L'effet bilame découle de la dilatation différentielle dans le bimorphe. La valeur du champ extérieur radial est importante à évaluer car elle est en partie à l'origine de la déformation. En partie, car la perméabilité relative des matériaux magnétostrictifs n'est pas celle de l'air, elle est en moyenne de 10 et le matériau modifie le trajet du flux magnétique.

Le phénomène mis en jeu est magnéto-mécanique. Le calcul des forces est inutile, par contre, la valeur du champ permet de connaître la déformation différentielle du matériau grâce aux courbes caractéristiques des matériaux. On voit d'ailleurs que la déformation est la plus grande quand on applique un champ extérieur dans le plan de la couche. Dans le cas des couches magnétostrictives, les lignes de flux sont peu modifiées par le matériau magnétostrictif dont la perméabilité est proche de celle de l'air (entre 2 et 10).

Le champ agissant est principalement le champ dans la couche, c'est à dire la composante B_r du champ à vide. Une partie de la composante B_z est canalisée également dans la couche de perméabilité 10 et participe au champ dans la couche. Les couches magnétostrictives déposées sont principalement actives dans le plan de la couche et réagissent fortement au champ perpendiculaire à la direction de facile aimantation du matériau dans le même plan.

Le choix de la bobine planaire est favorable pour une couche magnétostrictive. Dans le cas de couches magnétostrictives, suivant que l'axe de facile aimantation est dans le plan ou perpendiculaire au plan, il est préférable de choisir la bobine la mieux adaptée. Par contre, la valeur du champ radial permet de connaître la déformation différentielle du matériau grâce aux courbes caractéristiques des matériaux.

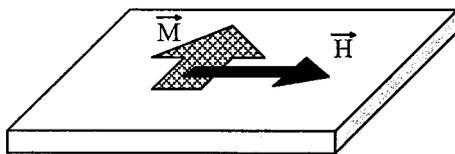


Fig. 35. Dessin des directions du champ, et de l'axe de facile aimantation

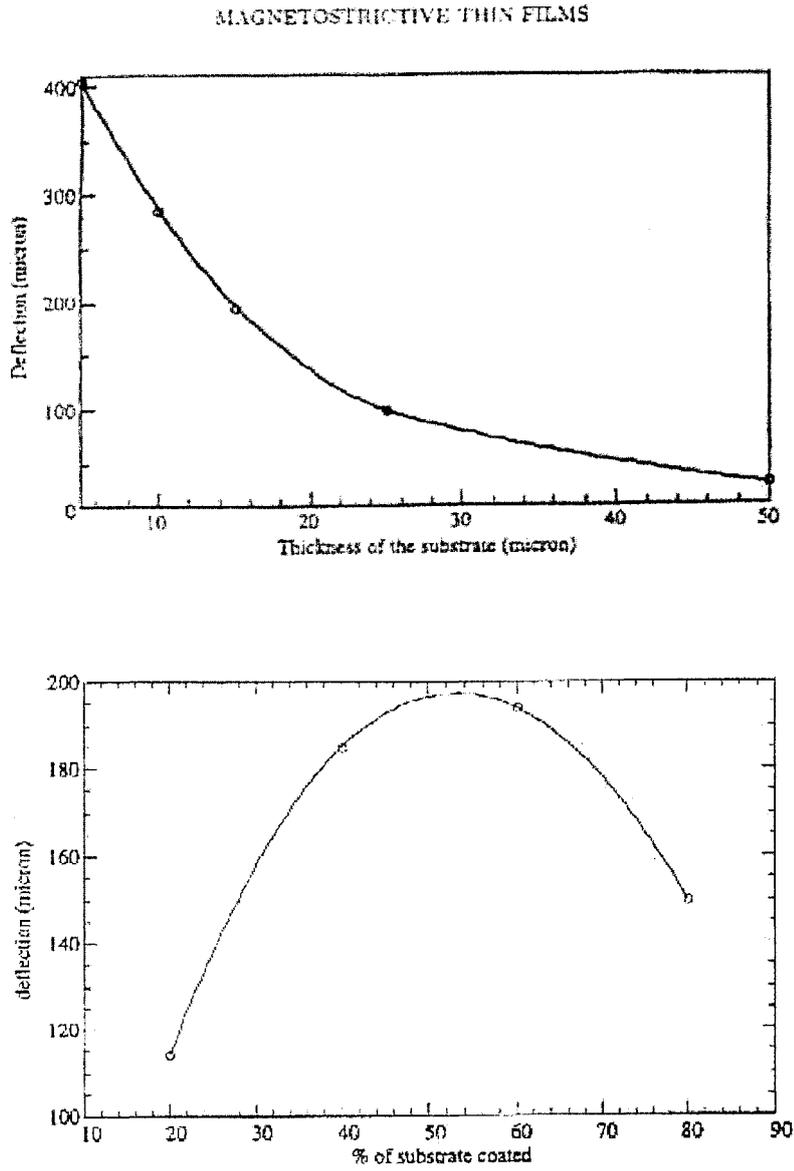


Fig. 36. Déformation de membrane bimorphe magnétostrictive (MAGNIFIT) [Body, 96] – [Quandt, 97]

Conclusion

Nous avons vu tout au long de ce chapitre que les interactions entre les bobines et les composants magnétiques en vis-à-vis sont très variables suivant la configuration du système. Notre choix s'est porté vers des aimants permanents pour des raisons de simplicité et parce que nous voulons créer facilement des forces qui puissent déformer les miroirs dans les deux sens : concave ou convexe.

Parmi tous les types d'aimants disponibles ou à développer nous nous sommes attachés plus particulièrement aux aimants massifs miniaturisés, car ils présentent d'excellentes caractéristiques magnétiques mais ils sont également disponibles commercialement. Dans un futur plus ou moins proche les techniques de dépôt de couches épaisses d'aimants suivant des motifs bien définis remettront probablement en cause ces choix, mais pour l'instant ces techniques ne sont pas au point.

Pour ce qui est des autres matériaux, les matériaux doux permettent des forces importantes par réluctance mais sont limités à l'attraction : ils seront très intéressants pour des applications type pompe ou contacteur. Les couches magnétostrictives ont le même défaut : on peut générer facilement une concavité ou une convexité, suivant le signe de la magnétostriction ou suivant la face sur laquelle on dépose le matériau. Enfin, les forces par courants induits sont non seulement limitées à la répulsion mais de surcroît nécessitent des alimentations plus complexes.

En ce qui concerne les bobines, les technologies de microfabrication nous fournissent des bobines de type planaire, dont on a vu que le comportement magnétique est différent des bobines classique compactes ou solénoïdes, mais qui s'adaptent bien à l'utilisation que nous voulons en faire.

Références

Liu, 94 « Surface Micromachined Magnetic Actuators », Chang Liu, Tom Tsao, Yu-Chong Tai and Chih-Ming Ho, actes conf. MEMS '94 (IEEE Micro-Electro-Mechanical System)

Albertini, 94 « Magnetic flying integrated head for magneto-optical recording with magnetic field modulation », J. B. Albertini, actes de la conf. IEEE MORIS '94, Tokyo

Behrens, 96 « Electromagnetic Actuation for Micropumps and –Valves, J.Behrens, A. Meckes, M. Gebhard, W. Benecke, actes de la conf. ACTUATORS 96, 5th Conference on New Actuators, juin 1996, Bremen, Allemagne.

Blank, 87 « The effect of surface oxidation on the demagnization curce of sintered Nd-Fe-B permanent magnets », R. Blank, E. Adler, actes de la conf. REM IX (9th Int. Workshop on rare earth magnets and their applications), Bad Soden 1987, pp. 537.

Body, 97 « Modelling of Magnetostrictive Thin Films, Application to a MicroMembrane », C. Body, G. Reyne, G. Meunier, J. Phys. III France 7, 1997.

Cardot, 94 « Fabrication of a magnetic transducer composed of a high-density array of microelectromagnets with on-chip electronics », AUTEURS Sensors and Actuators A, 43 pp.11-16, 1994

Delamare, 93 « 3D calculations of permanent magnet interactions », J. Delamare, E. Olivier-Rullière, J.-P. Yonnet, J. Bignon, actes de la conf. IMACS TC'1 93, p.289, 1993

Feustel, 96 « Electromagnetic membrane actuator with a compliant silicon suspension », A. Feustel, O. Krusemark, U. Lehmann, J. Müller, T. Sperling, actes de la conf. ACTUATORS 96, 5th Conference on New Actuators, juin 1996, Bremen, Allemagne.

Gilles, 97 « Micromotors on permanent magnet bearings », P.-A. Gilles, O. Cugat, J. Delamare, V. Fernandez, G. Reyne, actes de la conf. COMPUMAG '97, Rio de Janeiro, à paraître dans IEEE Trans. Mag. Sept 1998

Jufer, 95 « Traité d'Electricité. Vol. IX, Electromécanique », M. Jufer, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Presse Polytechniques et Universitaires Romandes, ISBN é-88074-285-4, 1995.

Neagu, 97 « Characterization of a planar microcoil for implantable microsystems », AUTEURS Sensors and Actuators A, 62 pp.599-611, 1997.

Ota, 96 « Coil Winding Process for Radial Gap Type Electromagnetic Devices with Cylindrical Stator », H. Ota, T. Araki, H. Narumiya, T. Oda, M. Kobayashi, JOURNAL IEEE, p. 325-330, 1996.

Wagner, 92 « Linear and ratational magnetic micromotors fabricated using silicon technology », B. Wagner, M. Kreutzer, W. Benecke, actes conf. MEMS'92, Travemünde.

Watanabe, 96 « A new fabrication process of a planar coil using photosensitive polyimide and electroplating », Y. Watanabe, M. Edo, H. Nakazawa, E. Yonezawa, Sensors and Actuators A 54, p. 733-738, 1996.

Body, 96 « Application of magnetostrictive films for microdevices », C. Body, G. Reyne, G. Meunier, actes de la conf. CEFC '96.

Delamare, 93 « A Cardiac Valve Enhanced by Permanent Magnet », J. Delamare, E. Olivier-Rullière, J.-P. Yonnet, 1993.

Hosaka, 93 « Electromagnetic microrelays : concepts and fundamental characteristics », H. Hosaka, H. Kuwano, K. Yanagisawa, p. 12-17, XX IEEE, 1993.

Jin, 98 « A six-component silicon micro force sensor », W. L. Jin, C. D. Mote, Jr., Sensors and Actuators A 65, p. 109-115, 1998.

Kern, 97 « Astronomie et Micro-Optique » P. Kern. Journée ADEMIS, Paris, Juin 1997.

Lee, 98 « A planar vibratory gyroscope using electromagnetic force », Shang-Hun Lee, Seung-Wan Hong, Yong-Kweon Kim, seung-Ki Lee, Sensors and Actuators A 65, p. 102-108, 1998

Tonnesen « Fabrication and Characterization of acceleration Switches », T. Tonnesen, J. Noetzel, G. Frischmuth, S. Schulze, J. Binder, p. 375-378.

Bibliographie pour les technologies d'aimants en couche minces/épaisses.

Cadiou, 94 « In-plane magnetized YIG substrates self-biased by SmCo based sputtered film coatings », F.J.Cadiou, H. Hedge, E. Schloemann, H. J. Van Hook, J. App. Phys. 76 (10), p. 6059-6061, nov 1994.

Rani, 94 « Aligned high anisotropy Pr(Fe,Co,Mo)₁₂N film samples », R. Rani, H. Hedge, A. Navarathna, F. J. Cadiou, J. App. Phys. 75 (10), p. 6006-6008, May 1994.

Navarathna, 94 « Anisotropy and flux density enhancement in aligned ThMn₁₂-type NdFe₁₁Co_{1-y}Mo_yN film samples », A. Navarathna, H. Hedge, R. Rani, F. J. Cadiou, J. App. Phys. 75 (10), p. 6009-6011, May 1994.

Araki, 96 « (Nd, Tb)-fe-B Thin film magnets prepared by magnetron sputtering », T.Araki and M. Okabe, JOURNAL IEEE 1996.

Conversion entre les unités :

Grandeur	symbole	CGS	MKSA
Potentiel électrique	V	statvolt	299,8 volts
Champ auxiliaire H	H	oersted	$1/(4\pi \times 10^{-3})$ A/m
Induction magnétique	B	gauss	10^{-4} tesla
Flux magnétique	Φ	Gauss.cm ²	10^{-8} weber

CHAPITRE V

MODELISATIONS MECANIKES ET THERMIQUES

1 – ETUDE THERMIQUE DU SYSTÈME.....	140
<i>Introduction.....</i>	<i>140</i>
1.1 <i>Influence du substrat des réseaux de microbobines</i>	<i>141</i>
1.2 <i>Résistances électriques, puissances dissipée et limites de courant</i>	<i>143</i>
1.3 <i>Equation de la chaleur.....</i>	<i>144</i>
1.4 <i>Calcul thermique.....</i>	<i>145</i>
1.5 <i>Discussion de la validité du modèle 1D.....</i>	<i>145</i>
1.6 <i>Conclusions et perspectives</i>	<i>146</i>
2 – ETUDE DES DÉFORMATIONS MÉCANIQUES.....	147
<i>Introduction.....</i>	<i>147</i>
2.1 <i>Données du problème</i>	<i>147</i>
2.2 <i>Déformations statiques</i>	<i>150</i>
2.3 <i>Etude dynamique.....</i>	<i>154</i>
2.4 <i>Paramètres de la membrane complétée avec les aimants</i>	<i>156</i>
<i>Conclusions et perspectives</i>	<i>157</i>
RÉFÉRENCES.....	157

1 – Etude thermique du système

Introduction

L'intérêt de cette modélisation réside principalement dans l'évaluation du courant maximum total dans chaque bobine pour que les conditions thermiques requises soient respectées. Dans le cas des miroirs déformables des écarts de température de 15°C maximum sont admissibles et une température maintenue entre 0°C et 10°C est souhaitable. Ces contraintes permettent d'éviter un rayonnement parasite, et des déformations mécaniques du miroir. Pour chaque technologie utilisée dans la construction des bobines, la dissipation thermique va prendre des valeurs inégales et des chemins d'évacuation différents. Nous avons étudié succinctement les comportements des réseaux de microbobines sans le refroidissement. En pratique, la chaleur rayonnée par ces réseaux parasite de façon trop importante les images pour qu'ils soient utilisés sans système de refroidissement.

Les grands progrès réalisés dans le domaine du micro-refroidissement, avec les micro-canaux à circulation d'eau [Meysenc, 97], [Duong, 97] et des évacuations de 400W/cm² ont montré des possibilités au-delà de nos besoins. En électronique de puissance intégrée, la limitation de courant dans les amplificateurs est repoussée, et cela est potentiellement intéressant pour envisager la commande intégrée des bobines. D'une part les dimensions de ce type de refroidissement sont de la taille d'un miroir, d'autre part il pourrait être directement intégrable dans le silicium à l'avenir.

Cependant, dans le cas qui nous intéresse, la recherche technologique concernant les bobines a été guidée par un souci constant de diminuer les puissances dissipées, c'est un critère important pour la simplicité d'utilisation et la qualité mécanique et optique du prototype.

Ces modélisations permettent aussi de prendre en compte les équipements de refroidissement nécessaires dans le bilan thermique et énergétique, dans la conception et la réalisation du réseau pour la compatibilité des technologies. En troisième lieu, elles évaluent les gradients de température à l'échelle de la bobine et les mesures mettent à jour les défauts dans les pistes de conducteur et dans les connexions hybrides (fig. 1).

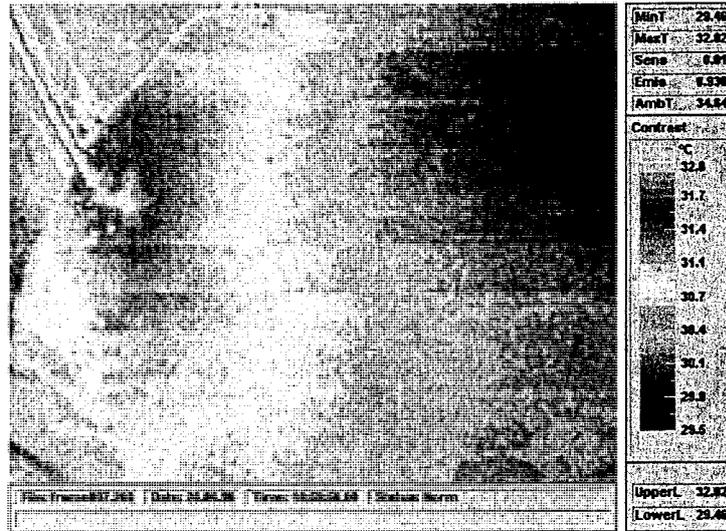


Fig. 1. Mise en évidence de l'insuffisance d'un fil de connexion hybride à la masse

1.1 Influence du substrat des réseaux de microbobines

Dans le cas des réseaux en circuits imprimés, il n'y a pas de conduction thermique dans la résine isolante, donc pas de refroidissement possible par radiateur. Les écarts de température sont très importants. Ils sont mesurés sur la figure 2-a) avec une caméra infrarouge ; et un courant total de 4 A. Les bobines en cuivre sont à une température bien supérieure au reste de la plaquette, mais la chaleur ne peut pas s'évacuer. A l'opposé, la figure 2-b) montre l'image infrarouge de 9 bobines en aluminium de 3 μm d'épaisseur alimentées avec une puissance dissipée de 2,28 W/cm² (0,82 W par bobine) pour un courant total de 2,4 A.t par bobine (330 W/mm²). Le prototype est posé sur un bloc de cuivre dissipateur. Nous sommes ici à la limite de courant sans refroidissement, cependant les températures ne sont pas acceptables pour le miroir. Par contre, le refroidissement de cette plaque ne pose aucun problème, et permet d'augmenter le courant total jusqu'à une densité de 1000 A/mm² pour ce prototype à piste d'aluminium, ce qui correspond à la limite d'électromigration 1000A/mm², et à un courant total dans la bobine de diamètre 6mm de 3,6 A.t. Or, il faut 14 A.t pour exercer une force de 10mN sur un aimant SmCo (2,5 mm de diamètre x 1 mm d'épaisseur).

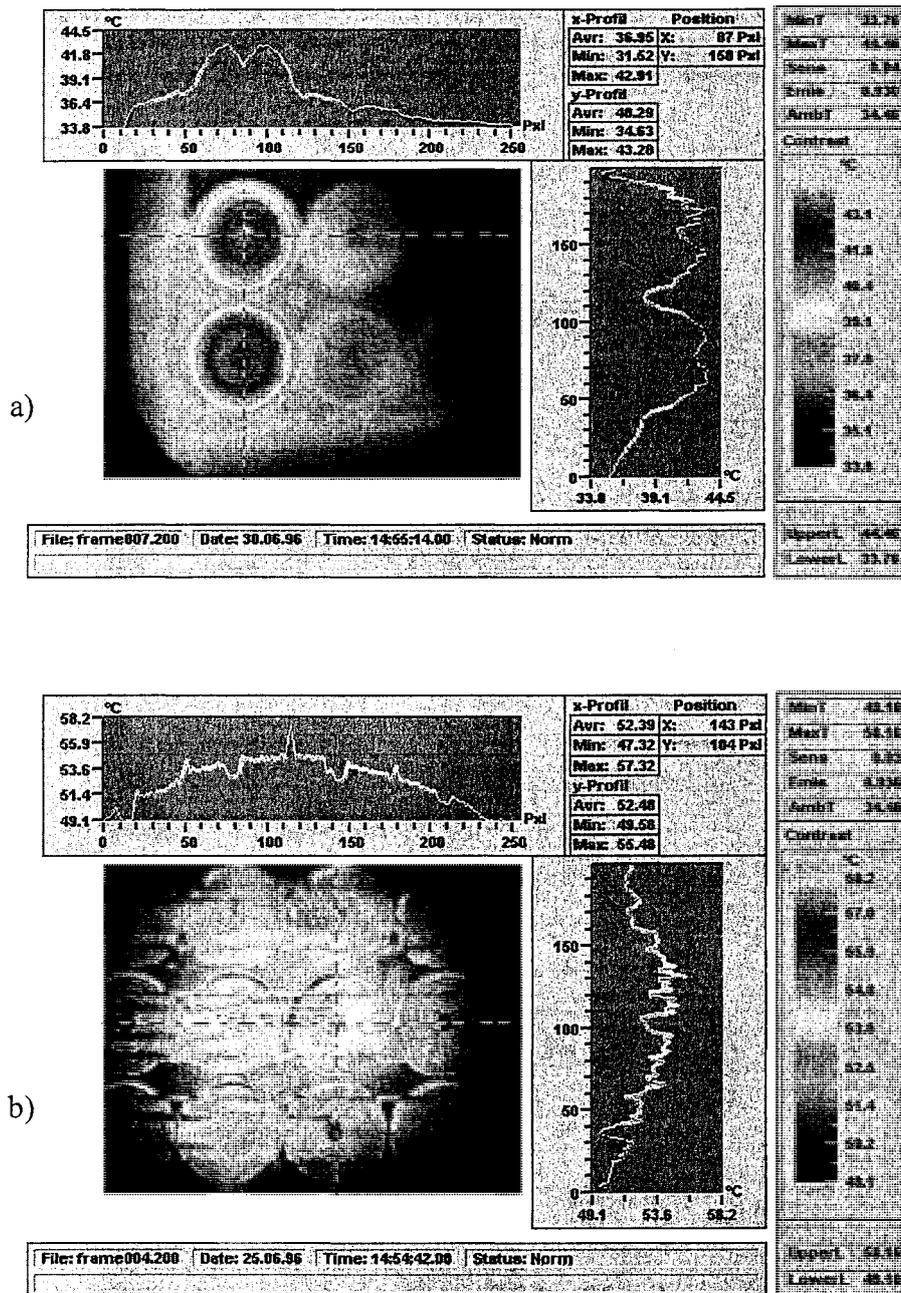


Fig. 2. Comparaison thermique entre des bobines sur substrat silicium et des bobines en circuit imprimé
 a) sur epoxy (CI)
 b) sur silicium

Les bobines réalisées sur silicium avec les moyens et les technologies particulières de la micro-électroniques pour des épaisseurs de conducteurs de 3 μm ne répondent pas aux objectifs de courant total dans la bobine, d'autant que la miniaturisation des bobines accroît ce problème. Mais ce type de bobine à la fabrication très reproductible et collective possède ses propres applications dans les domaines des forces plus faibles, et peut être également dans le domaine des transmissions. Les bobines en LIGA UV n'ont pas été testées, c'est une des suites à donner à ce travail.

1.2 Résistances électriques, puissances dissipée et limites de courant

Nous rappelons les résistances des différents prototypes et leurs limites de courant.

1.1.1 Données de résistivité

Tab. 1. Résistivité électrique des conducteurs

matériau	aluminium	cuivre	Or
Résistivité ($\Omega.m$)	$2,82.10^{-8}$	$1,69.10^{-8}$	$2,44. 10^{-8}$

Le prototype 2D a ses conducteurs en aluminium évaporé et le prototype 3D en cuivre électroformé.

1.1.2 Comparaison des différents prototypes de réseau

Tab. 2. Courant total pour une dissipation de 30 W/cm^2 et limites

Prototype	géometrie		résistance Ohms	Surface (par actionneur) cm ²	Densité de courant		Courant total	
	e (μm)	tours			à 3 W/cm^2 (A/mm ²)	Limite à 200 W/cm^2 (A/mm ²)	à 3 W/cm^2 (A.t)	Limite à 200 W/cm^2 (A.t)
Si 2D	3	8	10 +/- 3	0,36	720	5960 (1000)* incompatible	2,6	21 (3,6)* incompatible
Si 3D (LIGA)	80	26	1,1 +/- 0,1	0,36	160	1326	26	220

*limites fixées par l'électromigration de l'aluminium

Le tableau ci-dessus met en évidence les différences de courant total entre les deux prototypes pour les mêmes conditions de dissipation. A 3 W/cm^2 , il s'agit de la puissance limite considérée généralement sans refroidissement, et 200 W/cm^2 correspondent à la puissance limite évacuée par des refroidisseurs standards. Dans le cas du prototype 2D (épaisseur $3 \mu\text{m}$) la limite est la densité de courant dans l'aluminium liée à l'électromigration.

Tab. 3. Puissance dissipée par les différents prototypes à courant équivalent

	Si 2D (8 tours)	Si 3D (26 tours)
8 A.t	10 W (28 W/cm^2)	0,1 W ($0,29 \text{ W/cm}^2$)
80 A.t	1000 W (2777 W/cm^2) impossible	9,5 W (26 W/cm^2)

Ce tableau souligne l'avantage d'utiliser des conducteurs épais.

1.3 Equation de la chaleur

L'équation de la chaleur dans un matériau homogène et de conductivité indépendante de la température, dans le cas stationnaire s'écrit :

$$K\Delta T + \sigma = 0$$

avec K (W.K^{-1}) la conductivité thermique du matériau, ΔT (K) la variation de température entre deux points situés de chaque côté du matériau, σ (W/m^3) la puissance volumique dissipée dans ce matériau.

$$\sigma = \frac{r_e I^2}{hL}$$

Considérons tout de suite l'équation dans le cas simple d'un comportement à une dimension, comme par exemple la géométrie d'un conducteur placé sur un substrat et qui délivre une puissance $P = r_e I^2$ (r_e est la résistivité électrique) comme le montre la figure 1. Pour être dans le cas de l'hypothèse 1D, on considère qu'il n'y a pas d'échange de chaleur sur les bords latéraux comme dans le cas d'une structure infinie.

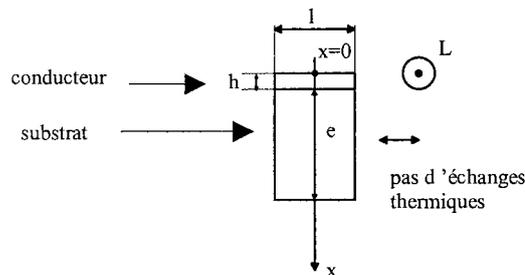


Fig. 3. Géométrie 1D d'un conducteur sur un substrat

Dans le conducteur, l'équation s'écrit

$$K \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = -\frac{\rho I^2}{h^2 l^2}$$

Et dans le substrat, l'équation s'écrit

$$T(x) = -Kx + C_3$$

$$T(x) = -\frac{\rho I^2}{K h^2 l^2} x^2 + C_1 x + C_2$$

Utilisé sous la forme $\Delta T = R_{th} \cdot P$.

$R_{th} = e/K$ est la résistance thermique pour une épaisseur de substrat de e . P est la puissance dissipée.

Tab. 4. Valeurs de conductivité thermique Si, Al₂O₃, AlN,

matériau	Alumine	Nitride d'aluminium	Cuivre	Silicium
Conductivité (W/m.K)	20	170	360	150 à 25°C

1.4 Calcul thermique

Flux2d et flux3d permettent de simuler les phénomènes thermiques par éléments finis. Le problème du maillage des couches minces reste le même que pour la modélisation magnétique.

Flux2d permet de visualiser la distribution de température dans un plan, mais ne prend pas en compte les vrais phénomènes 3D, tel que la diffusion de la chaleur par exemple.

Les conditions limites permettent de prendre en compte les effets d'échange de chaleur, à l'exception du rayonnement.

Dirichlet : on impose une distribution de température sur une surface : c'est le radiateur infini, donc une hypothèse peu réaliste dans ce cas.

Neumann : on fixe une densité de flux sur une surface. Ce biais permet notamment de traduire la symétrie par rapport à un plan en considérant des échanges de chaleur nuls. Cela revient également à représenter une isolation thermique parfaite.

Fourier : on impose sur une surface frontière une relation linéaire entre température et densité de flux. C'est la condition de la convection forcée.

Continuité : elle s'applique entre deux milieux pour marquer un saut de température à flux constant, pour modéliser un contact imparfait ou elle marque la conservation de la température (contact parfait) et permet de dissocier une région unique en plusieurs régions de densité de source différente.

La convection naturelle se représente avec une condition de Fourier pour laquelle les conditions d'échange de flux dépendent de la température.

1.5 Discussion de la validité du modèle 1D

Peut-on se placer dans l'hypothèse d'une diffusion uniaxiale ? Le pouvoir diffusant d'un matériau ne dépend pas uniquement de sa conductivité thermique, mais également de considérations géométriques : section et épaisseur. Il s'ensuit qu'il faut considérer dans la théorie une optimisation géométrique du substrat et une optimisation du coefficient d'échange thermique. Dans notre cas, la surface du diffusant est équivalente à la surface du réseau pour des raisons d'encombrement. La méthode 1D se justifie également par les faibles épaisseurs de diffuseur (Silicium + alumine) si on considère un refroidissement par convection au dos. L'épaisseur étant faible, on a donc peu d'effet de diffusion en trois dimensions si le système est refroidi directement sur la face arrière. Des études ont montré que plus le coefficient d'échange convectif est important, plus le coefficient de diffusion 3D est faible [Raël, 96].

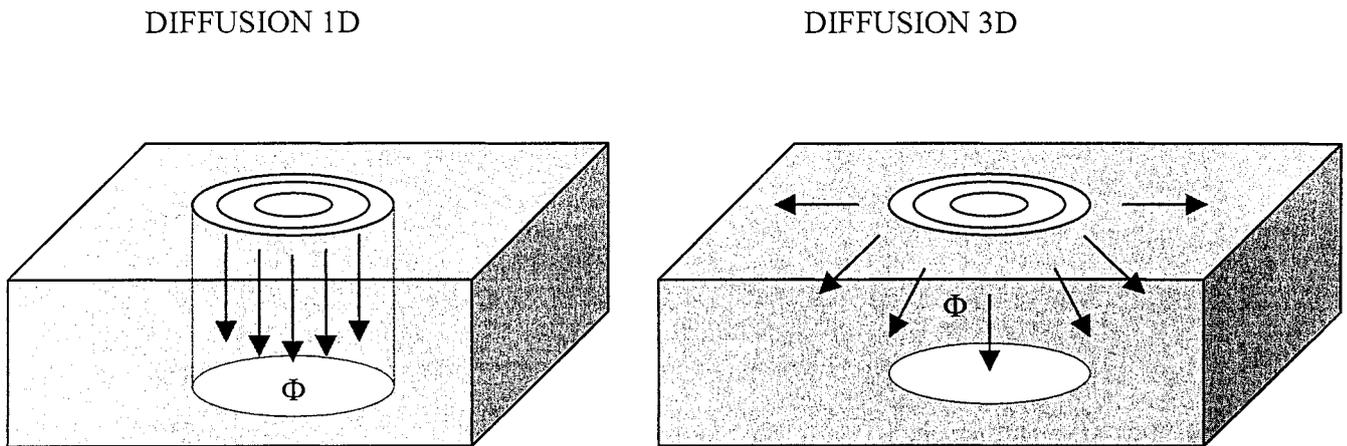


Fig. 4. Cas d'une diffusion dans une seule direction (1D) et dans toutes les directions (3D)

L'observation à la caméra infrarouge met en évidence la meilleure diffusion de la chaleur à la surface du réseau dans le conducteur en cuivre (fig. 5). En effet, les pistes des bobines voisines non alimentées jouent ce rôle de diffuseur. Une couche métallique en cuivre permettrait d'améliorer la diffusion et de diminuer les différences thermiques à la surface du réseau. Cette couche serait située le plus près possible de la surface tout en étant isolée des conducteurs électriques. La culasse magnétique pourrait alors jouer ce rôle.

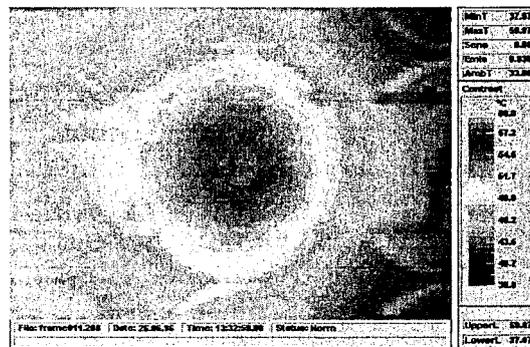


Fig. 5. Observation d'une bobine alimentée de 6 mm à la caméra infrarouge

1.6 Conclusions et perspectives

Dans le cadre du miroir d'optique adaptative, l'observation des températures au niveau de la membrane en vis à vis du réseau sera utile car elle déterminera quand les perturbations engendrées seront assez faibles pour permettre de bonnes images.

Un modèle nodal par analogie électrique permettrait de prévoir les variations de température du réseau complet en fonction des courants circulant chaque bobine.

2 – Etude des déformations mécaniques

Introduction

Ce chapitre a comme objectif d'évaluer les déformations mécaniques d'une membrane en fonction des forces et de situer les paramètres de l'étude mécanique. Elle devra être poursuivie par une étude approfondie du comportement mécanique, allant au-delà du domaine élastique de la membrane utilisée. Les modélisations effectuées jusqu'à présent ne permettent pas encore de calculer les déformations de la membrane. Nous utilisons Systus qui est un logiciel élément finis dédié au calcul de structures mécaniques. Les mesures de déformation par force magnétique sur le prototype réalisé sont en cours, elles n'apparaissent pas dans ce travail.

2.1 Données du problème

Les membranes étudiées ont un diamètre de 40 mm. Leur épaisseur varie entre 2 et 10 μm . Elles sont réalisées en polyimide Ultradel 3112 Coating qui est une résine thermodurcissable, sur un substrat d'AsGa par dépôt tournette sur la face avant suivi d'un séchage puis d'une gravure face arrière de l'AsGa jusqu'à libération totale de la membrane. L'épaisseur peut varier entre 1 et 10 μm suivant le nombre de couches.

2.1.1 Géométrie des membranes

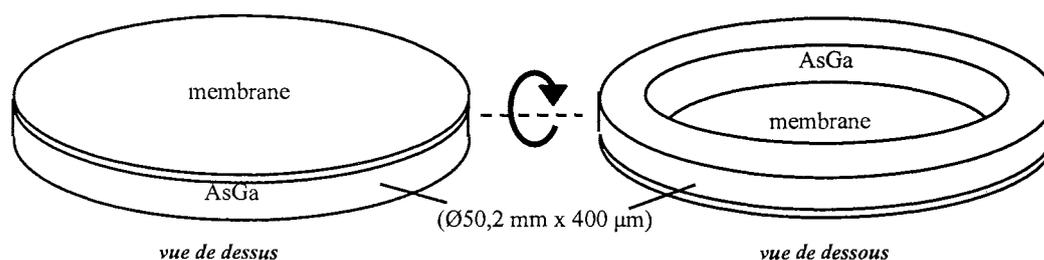


Fig. 1. Géométrie des membranes en polyimide sur support AsGa

On considère que l'encastrement est parfait. Le déplacement et l'angle de rotation sur la périphérie sont supposés nuls.

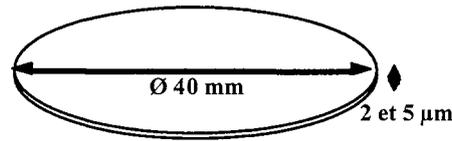


Fig. 2. Géométrie de la membrane

Tab. 1. Caractéristiques des membranes polyimides

Matériau	Module d'Young	Coeff.de dilatation thermique	Limite d'élasticité	Coeff. de Poisson	Masse volumique
Ultradel 3112	2,7 GPa	50 ppm/°C à 200°C	52-90 MPa	0,3	1400 kg/m ³

Ce matériau est apprécié pour sa haute stabilité thermique d'une part et d'autre part pour sa faible absorption d'humidité.

2.1.2 Contraintes résiduelles et déformation résiduelle

Lorsqu'on injecte une pression, on peut observer que la déformation transverse est fortement liée aux contraintes résiduelles qui sont dues en partie au procédé de fabrication.

La première étape consiste à calculer les déformations en traction engendrées par les contraintes initiales dans le matériau. On est dans une configuration en contraintes planes. Par conséquent $\sigma_{zi} = 0$. La connaissance des contraintes découle de l'équation d'équilibre d'un volume (V) limité par une surface (S) soumis aux forces volumiques ϕ :

$$\iint_{(S)} \vec{\sigma} dS + \iiint_{(V)} \vec{\phi} dV = \vec{0}$$

En coordonnées cartésiennes, le tenseur des contraintes s'écrit

$$\sigma = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & 0 \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Dans notre cas, le disque est soumis à une traction radiale, $\sigma_{i3} = \sigma_{3i} = 0$; la force transverse $f_z = 0$; les forces radiales et tangentielles f_r et f_θ , et σ_{ij} sont indépendants de z .

En coordonnées polaires l'équilibre s'écrit :

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \sigma_{rr}) + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{r\theta}}{\partial \theta} - \frac{1}{r} \sigma_{\theta\theta} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} = -f_r$$

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \sigma_{r\theta}) + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{\theta\theta}}{\partial \theta} - \frac{1}{r} \sigma_{r\theta} + \frac{\partial \sigma_{\theta z}}{\partial z} = -f_\theta$$

Dans un système de révolution, on aura :

$$\frac{\partial Z}{\partial \theta} = 0 \quad \frac{\partial Z}{\partial r} = \frac{dZ}{dr}$$

Les équations deviennent :

$$\frac{d\sigma_{rr}}{dr} + \frac{(\sigma_{rr} - \sigma_{r\theta})}{r} = -f_r$$

Or, dans notre cas, les forces volumiques sont nulles, $f_z = f_r = 0$

T est une constante. Or ($r = 0$) existe car le corps est plein, comme $\sigma_{r\theta}$ reste fini au centre, $T = 0$ et $\sigma_{r\theta} = 0$.

$$\sigma_{r\theta} = \frac{T}{r^2}$$

Il reste le système d'équation

$$\frac{1}{r} \frac{d\sigma_{\theta\theta}}{d\theta} = 0$$

$$\frac{1}{r} (\sigma_{rr} - \sigma_{r\theta}) + \frac{d\sigma_{rr}}{dr} = 0$$

On peut montrer que $\sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta} = p$, p étant la contrainte résiduelle dans la membrane. On peut montrer également que les déformations suivent les lois :

$$\varepsilon_{rr} = \frac{b(1-\nu)}{E}$$

et que les déplacements s'écrivent :

$$u_r = r\varepsilon_{\theta\theta}$$

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \varepsilon_{rr}$$

$$u_\theta = 0$$

Pour une membrane d'épaisseur 2 μm , la contrainte mesurée est de 25 MPa.

$\varepsilon_r = \varepsilon_\theta = 6,5 \cdot 10^{-3}$ et le déplacement vaut $u_r = 0,13$ mm.

Pour une membrane de 5 μm d'épaisseur, la contrainte mesurée est de 11,5 MPa.

$\varepsilon_r = \varepsilon_\theta = 3 \cdot 10^{-3}$, et le déplacement $u_r = 0,06$ mm si le rayon de la membrane est de 20 mm

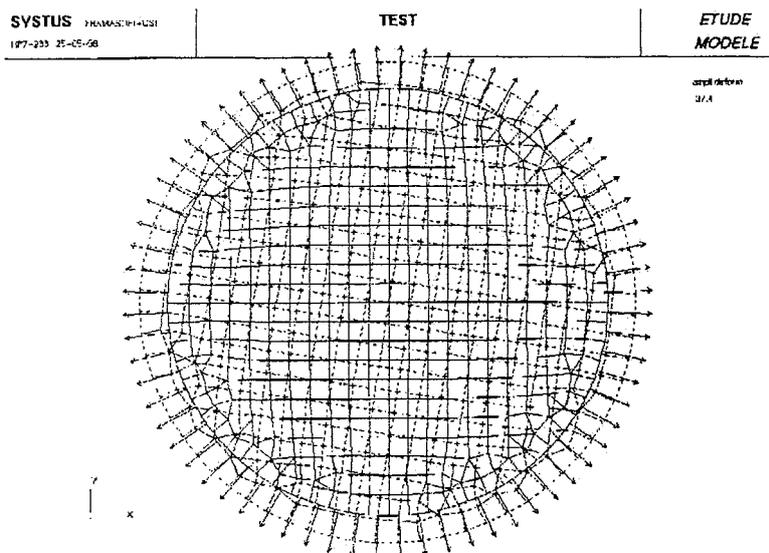


Fig. 3. Déformation en traction par Systus - option plaque

Les conditions de déformations en flexion et de fréquence de résonance sont modifiées et on est obligé d'en tenir compte pour les calculs, surtout pour les faibles valeurs de module d'Young et d'épaisseurs considérées. La contrainte résiduelle est liée au procédé de fabrication, notamment aux étapes de recuit. Par conséquent, il serait intéressant d'essayer de modifier cette contrainte, en améliorant le procédé de fabrication, mais le résultat n'est pas certain.

2.2 Déformations statiques

Il n'existe pas dans la littérature de solution analytique à ce problème, d'autant qu'on se trouve rapidement hors des hypothèses de faibles déformations. Cependant, il est possible de simuler le comportement par un logiciel élément finis (Systus). Il faut prendre en compte à la fois les déformations initiales dans le plan et les forces appliquées perpendiculairement à la membrane. Les éléments aux limites de la membrane sont encastés. Les conditions limites et la géométrie de la membrane devant être à tout prix représentées de façon réaliste. Une méthode consiste à utiliser des éléments coques permettant de rentrer à la fois une valeur initiale de déformation et d'appliquer une force en flexion.

Des mesures de déformation ont été réalisées au LMA (Laboratoire de Mécanique Appliquée) par bulging sur des membranes de $3,7 \times 2,9 \text{ mm}^2 \times 5,5 \text{ }\mu\text{m}$ fabriquées à l'IEMN (fig. 4).

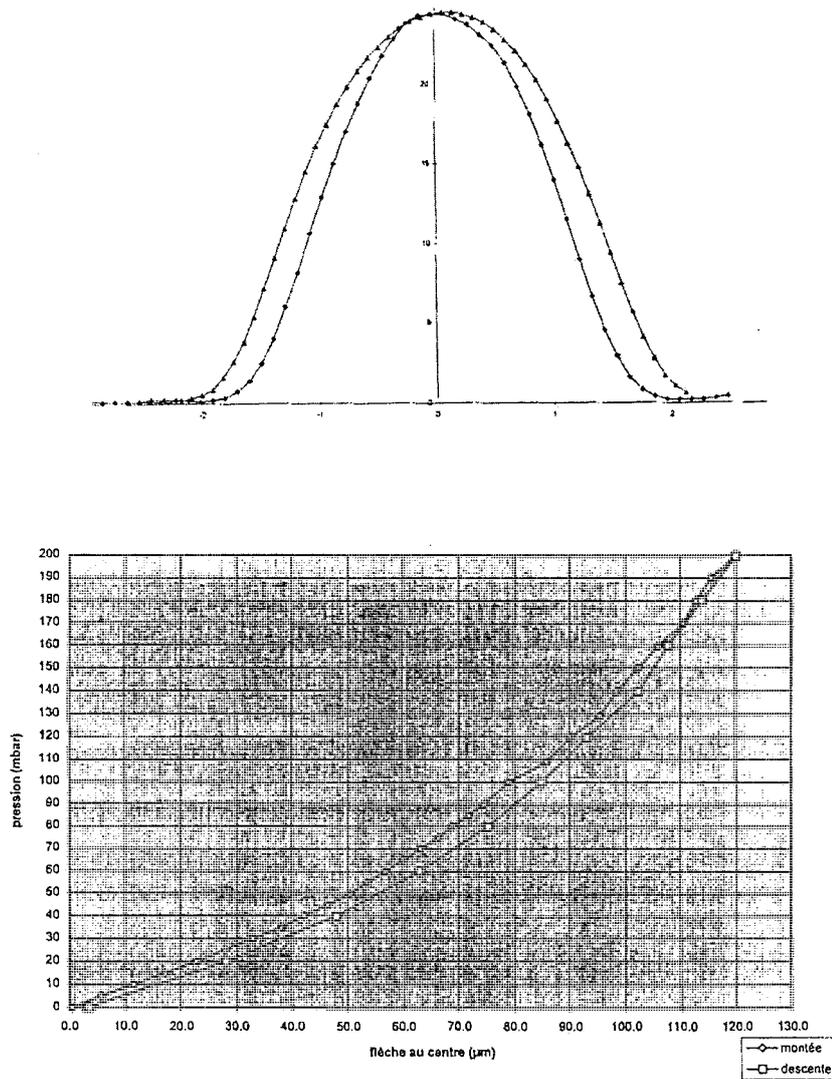


Fig.4. Courbe de déformation d'une membrane rectangulaire de $3,7 \times 2,9 \text{ mm}^2$ et d'épaisseur $5,5 \text{ }\mu\text{m}$ par bulging
 1 – profil de déformation suivant les axes x et y du plan de la membrane
 2 – flèche au centre pour une montée en pression

Les pressions nécessaires pour des déflexions au centre de 10 et 100 µm sont données dans le tableau 2 dans le cas des épaisseurs de 2 et 4 µm.

Tab. 2 Pressions et forces équivalentes nécessaires pour obtenir une flèche au centre de 10 et 100 µm sur une membrane de dimension $4 \times 8 \text{ mm}^2$

Flèche au centre	Film d'épaisseur 2 µm		Film d'épaisseur 4 µm	
	pression	force	pression	force
10 µm	4 mbar	13 mN	5 mbar	16 mN
100 µm	40 mbar	128 mN	50 mbar	160 mN

Ces valeurs de forces à exercer permettent uniquement d'avoir des ordres de grandeur, d'autant que les dimensions de la membrane ne sont pas connues précisément. On ne peut pas tirer de conclusion de la comparaison entre les membranes d'épaisseur 2 et 4 μm . Avec des membranes plus grandes, la flèche au centre va augmenter également.

Les forces à exercer pour avoir $\pm 5 \mu\text{m}$ de déformation sont raisonnables pour les bobines en LIGA UV. Notamment pour des utilisations telles que la correction des instruments optiques dans l'espace, où les déformations souhaitées sont moins grandes.

Les résultats de déformation ci dessous sont effectués sur une membrane de diamètre 40 mm et d'épaisseur de 2 μm sur laquelle sont collés des aimants de diamètre 2,5 mm et de hauteur 1 mm par les procédés décrits dans le chapitre III. L'actionnement est cette fois réalisé par des microbobines.

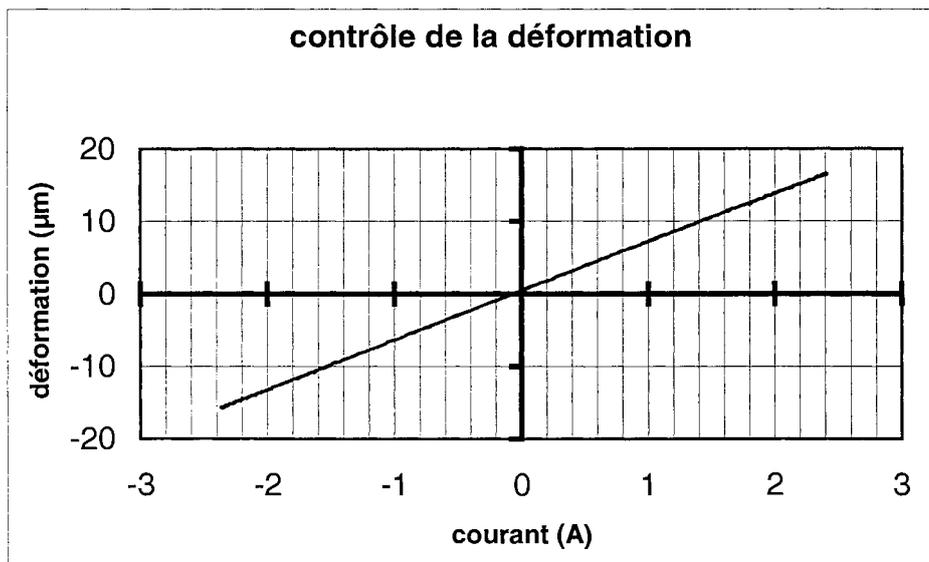


Fig. 5. Contrôle de la déformation de la membrane

La réponse de la membrane est linéaire, elle permet un contrôle de la déformation avec un rapport de 7 $\mu\text{m}/\text{A}$ (fig. 5). La bobine compte 8 tours.

Les déformations requises sont de $\pm 2 \mu\text{m}$ localement. Elles sont obtenues avec un courant de 1,6 A.t. Cela permet de satisfaire les exigences localement. La déformation causée par une bobine voisine sur un aimant est inférieure à 0.5 % de la déformation sur l'aimant en vis à vis (fig. 6). Les mesures des déformations sont réalisées grâce à l'interféromètre laser.

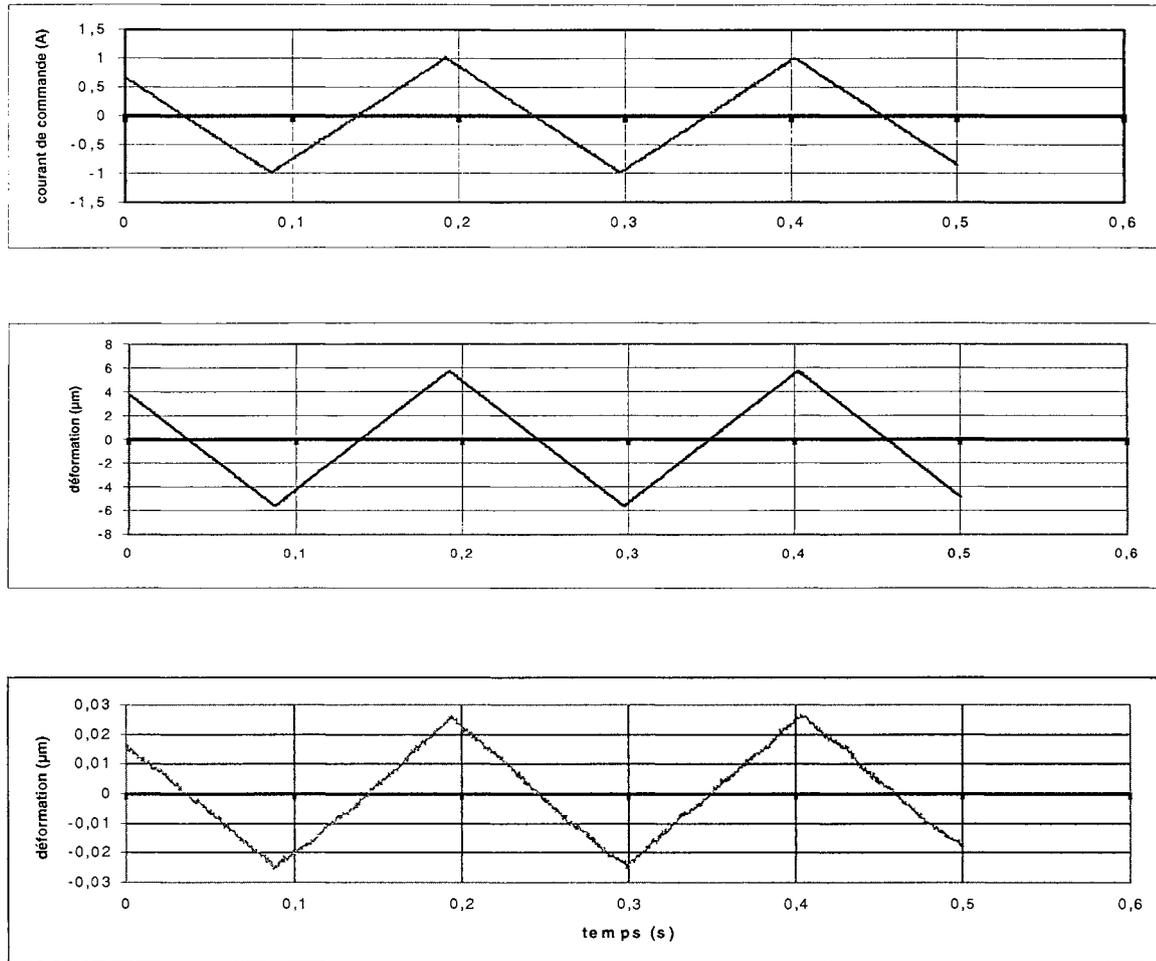


Fig. 6. Chronogrammes de la réponse de la membrane à un signal triangulaire d'amplitude +/- 1 A.

- a) Courant dans la bobine
- b) Réponse de la membrane au niveau de l'aimant en vis à vis
- c) Réponse de la membrane au niveau de l'aimant voisin à 6 mm.

Par contre, la grande flexibilité de la membrane réduit le périmètre d'action de chaque microbobine (fig. 7). Potentiellement, la membrane permettrait de corriger des défauts optiques de très faible dimension ($< 1\text{mm}$).

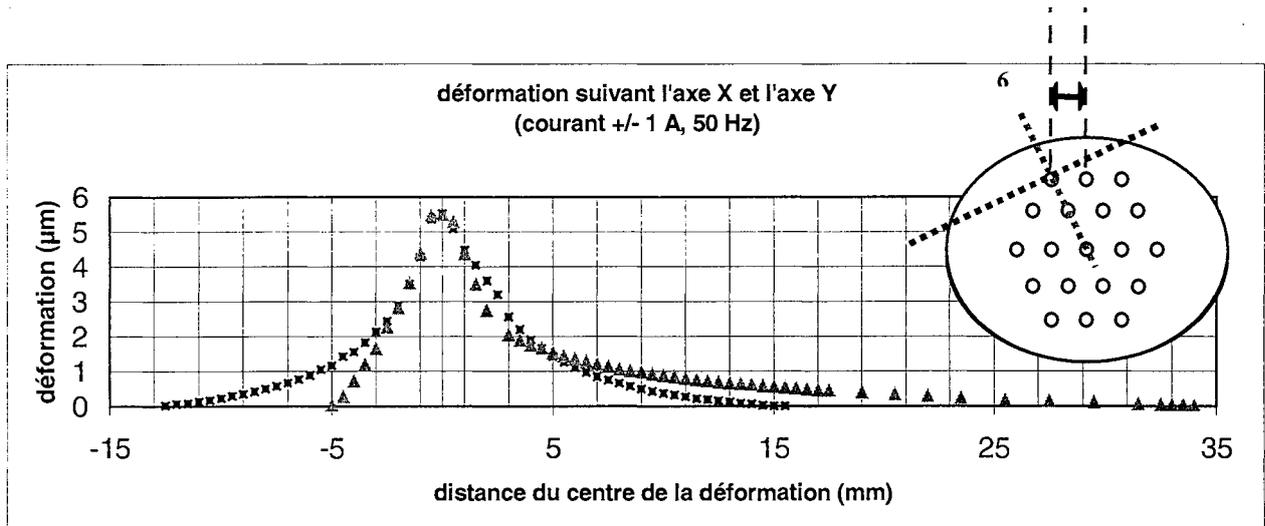


Fig. 7. Profil de déformation suivant les axes X et Y du plan de la membrane autour d'un actionneur excentré.

Par contre, pour donner un effet de déformation plus large, comme le tip/tilt ou la défocalisation, il conviendrait d'utiliser une membrane en silicium (plus rigide) ou d'agir avec une pression magnétique répartie.

2.3 Etude dynamique.

Les modes propres de la membrane sont obtenus par l'équation :

$$M\ddot{X} + C\dot{X} + KX = F(t)$$

Avec C (coefficient d'amortissement) = 0 et $F(t) = 0$ (oscillations libres). K est la matrice de rigidité et M est la matrice de masse.

La valeur des fréquences de vibrations est fortement liée aux contraintes de traction initiales. Une méthode de calcul des fréquences prend en compte la tension de la membrane [C₁ Ondes et Matière]. Nous avons mesuré une fréquence de résonance de 485 Hz pour des membranes de 40 mm de diamètre et de 2 µm d'épaisseur (fig. 8) sur laquelle sont collés 2 aimants. Ces mesures ont été réalisées grâce à un interféromètre laser.

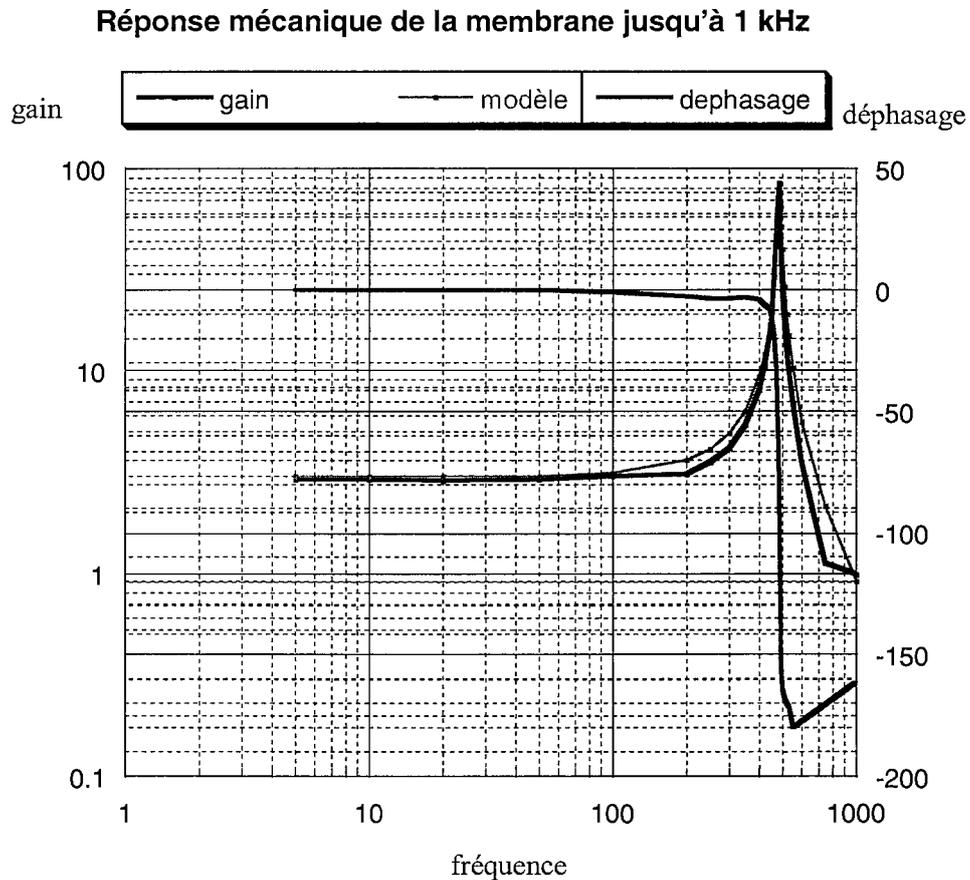


Fig. 8. Réponse mécanique de la membrane en fréquence (0 – 1 kHz) mesurée à l'interféromètre et comparaison avec un filtre du deuxième ordre (courbe lisse)

La réponse en fréquence de la membrane est très satisfaisante jusqu'à 100 Hz, ce qui permet une correction en temps réel des perturbations atmosphériques. La réponse mécanique correspond en basse fréquence (< 1000 Hz) à un système du deuxième ordre.

En comparaison, la fréquence calculée par Systus sans tenir compte des contraintes résiduelles est de l'ordre de 1 Hz.

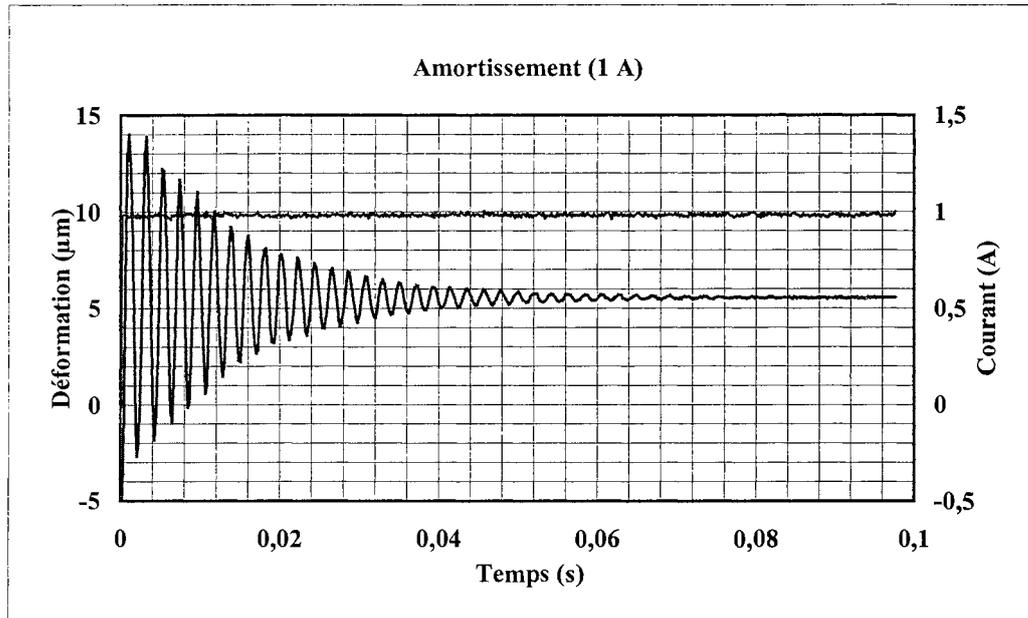


Fig. 9. Réponse de la membrane pour un échelon de courant de 1 A

L'amortissement de la membrane est faible : $\lambda = 0,025$. Par conséquent, il est nécessaire de filtrer les fréquences pouvant mettre la membrane en vibration.

2.4 Paramètres de la membrane complétée avec les aimants

Les aimants sont disposés suivant un réseau hexagonal (fig. 10) et collés sur la membrane par les procédés décrits au chap. 3.

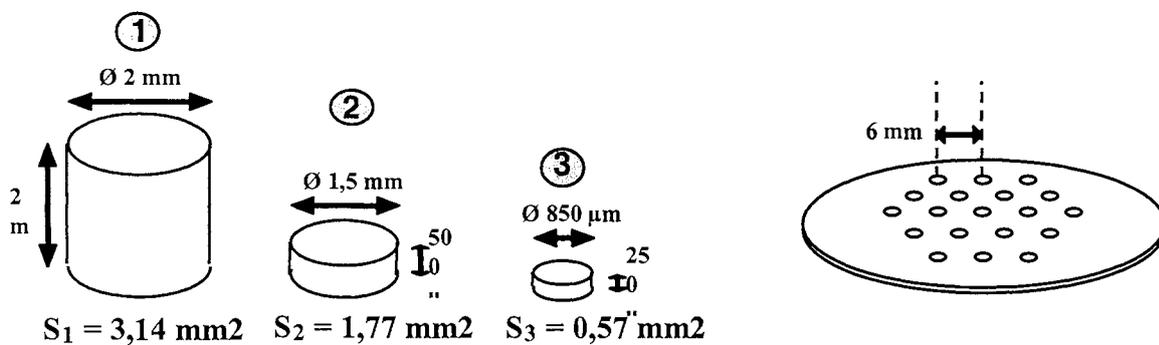


Fig 10. Géométrie des aimants et position sur la membrane.

Les aimants ont une densité de 7800 Kg/m^3 , un module d'Young de 211 GPa et un coefficient de Poisson de 0,3. L'intervention du poids est négligeable dans les déformations statiques car le miroir est placé verticalement.

Conclusions et perspectives

L'étude permet de montrer les ordres de grandeurs des forces nécessaires à la déformation d'une membrane. Les mesures ont permis de caractériser les déformations dans le but de les contrôler. La modélisation du comportement de la membrane reste à faire en grande partie. L'influence des contraintes résiduelles de traction dans la membrane et l'influence de l'amortissement par une couche d'air doivent être simulées et observées, notamment pour reculer les fréquences de résonance. Enfin, l'étude du comportement de la membrane avec les aimants est nécessaire et on observera l'influence de la surface de collage ainsi que l'influence de l'amortissement par une couche d'air sous la membrane. Les mesures des déformations sur les miroirs complétés des aimants sont en cours.

Références

En thermique,

[Raël, 96] « Méthodologie de conception des modules de puissance : étude électrothermique de l'association parallèle » Thèse de l'Institut National Polytechnique de Grenoble, mai 1996.

[Duong, 97] « Etude de l'intégration d'une protection par fusible dans les convertisseurs IGBT », Thèse de l'Institut National Polytechnique de Grenoble, juillet 1997.

[Meysenc, 98] « Etude des micro-échangeurs intégrés pour le refroidissement des semi-conducteurs de puissance », thèse de l'Institut National Polytechnique de Grenoble, fev. 1998.

En mécanique,

[C₁ Ondes et Matière] « Exercices et Problèmes C₁ Ondes et Matière, Fascicule 1 », Dunod.

[Petersen, 82] « Silicon as a mechanical material », Proc. IEEE, vol. 70, pp. 420-457, 1982.

[Kang] « The application of a plastic diaphragm for a silicon micropump », In-Byeong Kang, Mun-Tak Son, Malcolm R. Haskard, Noel Samaan, Byeong-Kwon Ju, Proceeding of SPIE, vol. 3046, p.149-155.

[Klein] « System modelling of microsystems containing mechanical bending plates using an advanced network description method », A. Klein, G. Gerlach, p. 299-304.

Conclusions générales et perspectives

Conclusions

Nous avons élaboré les premiers composants magnétiques pour les microtechnologies fabriqués dans le cadre des recherches du groupe Microsystèmes Magnétiques au LEG. Des briques élémentaires ont été réalisées en collaboration avec d'autres laboratoires : des bobines de champ planaires sur silicium (CIME), des réseaux de bobines épaisses (LPMO – IMFC), des membranes polyimides (IEMN) à usage optique, des aimants sérigraphiés (LLN).

Cette étude s'est appuyée sur la simulation des interactions magnétiques des composants magnétiques micrométriques : bobine, aimant permanent (massif, en couche ou sérigraphié), couche de matériau doux, couche magnétostrictive, couche conductrice. Elle a permis d'optimiser les géométries et surtout de quantifier et de comparer les forces magnétiques en jeu entre les microbobines planaires et les micro-composants magnétiques. Des forces de quelques mN pour des géométries inférieures à quelques millimètres semblent correspondre à des usages de milli et de micro-actionneurs.

L'usage et la mise au point de micro-technologies 3D dérivées de la micro-électronique et rompant avec les technologies d'usinage nous a permis d'atteindre une grande potentialité d'intégration, avec une plus grande liberté de conception. Nous avons exploité la technique LIGA UV et utilisé de nouvelles résines épaisses (SU-8) qui permettent d'obtenir des conducteurs peu résistifs, et par conséquent des forces intéressantes. Cela a permis la réalisation de réseaux de microbobines de champ sur silicium.

Les applications sont nombreuses dans l'Optique adaptative, mais également dans le domaine de la micro-électrotechnique, et globalement pour les microactionneurs magnétiques. A l'analyse de ces résultats, ces éléments pourraient constituer le miroir déformable de l'Optique Adaptative d'un Télescope. Le premier prototype a été mis en œuvre. Il s'agit de l'assemblage d'une membrane polymère de diamètre 30 mm, recouverte d'aimants, avec un réseau hexagonal de 19 microbobines de 6 mm de diamètre.

Avec l'extension d'un procédé reproductif de fabrication de membranes polyimides sur substrat AsGa, les besoins optiques liés à notre application sont satisfaits. Les mesures optiques ont montré de bons états de surface autant en rugosité qu'en planéité. Les mesures des déformations mécaniques montrent que les membranes sont performantes jusqu'à 100 Hz, et la réponse en statique est linéaire dans la plage souhaitée de déformation. La déformation est très localisée.

Perspectives

Les aimants sérigraphiés font un pas vers la fabrication collective des micro-aimants, sans recourir aux procédés de collage unitaire (même si certains sont industriels : « Pick and Place »). Par contre, l'aimantation est diminuée fortement. Les aimants en couches épaisses ($20 \mu\text{m} < e < 200 \mu\text{m}$) ayant de bonnes caractéristiques d'induction à saturation et surtout de champ coercitif seront la clé d'une utilisation beaucoup plus importante des aimants dans les micro-systèmes. Ce sera par conséquent une étude intéressante à mener.

Les microbobines exercent des forces importantes sur des microaimants. L'étude thermique permettra d'optimiser l'utilisation des microbobines en exploitant les possibilités de refroidissement par la face arrière du silicium. Les microbobines peuvent être facilement transposées sur substrat magnétique pour être utilisées comme électro-aimants ou pour doubler le champ magnétique dans une couche magnétostrictive. Déposées sur substrat souple, elles permettent de réaliser des pôles de micro-moteurs, et combinées avec l'électrolyse de FeSi, elles peuvent constituer les encoches d'un moteur à réluctance.

Le miroir déformable pour l'Optique Adaptative est en train de se construire. Les caractéristiques de déformation couplées aux simulations montrent de bons comportements des éléments mis en jeu. L'étude devra être poussée jusqu'à 1 kHz, même si pour certaines applications, cette fréquence n'est pas nécessaire. Le montage du prototype permettra de valider les déformations mécaniques et de vérifier la correction du front d'onde sur un banc de simulation des perturbations atmosphériques.

Les micropompes fabriquées ne manquent pas, mais aucune pompe magnétique n'intègre tous ces composants magnétiques : soit l'aimant est extérieur à la structure soit c'est la bobine. [Quandt, Behrens, ...]. Il serait intéressant de fabriquer une micropompe toute intégrée, avec les composants de cette étude (membrane, bobine couplée à un aimant sérigraphié) ou avec d'autres composants : magnétostrictifs ou magnétiques doux (permalloy). Pour cette réalisation une autre membrane plus rigide est à développer de façon à pouvoir transmettre de la force. Les études déjà réalisées avec des membranes en silicium sont à exploiter et à étendre à cette application.

RESEAUX DE MICROBOBINES PLANAIRES ET MEMBRANES MAGNETIQUES DEFORMABLES. APPLICATION A L'OPTIQUE ADAPTATIVE

Cette thèse a été menée dans le domaine des microsystèmes magnétiques. Des actionneurs magnétiques de type réseaux de bobines planaires de champ sont conçus, simulés et caractérisés. Les microtechnologies utilisées et développées permettent une miniaturisation poussée et une fabrication collective. La fonction de ces bobines est d'exercer les forces locales nécessaires au contrôle de la déformation de membranes magnétiques souples. Des membranes polymères de diamètre 40 mm sont élaborées sur substrat et les composants aimantés sont collés en vis à vis avec les bobines.

L'application étudiée est un miroir déformable utilisé en astronomie pour corriger la planéité du front d'onde de la lumière incidente dans les télescopes spatiaux ou au sol. Ce type de miroir, plus compact que ceux actuellement employés et de résolution potentiellement supérieure, est conçu à l'aide de modélisation magnétique et mécanique, et un prototype est réalisé.

ARRAYS OF PLANAR MICROCOILS AND MAGNETIC DEFORMABLE MEMBRANES. APPLICATION FOR ADAPTIVE OPTICS

This thesis deals with the development of magnetic microsystems.

Arrays of planar magnetic microcoils are designed and modeled, then built and characterized. The microtechnologies used and developed in the project allow both for their miniaturization and collective fabrication. The function of these coils is to apply local magnetic forces in order to control the deformation of a flexible membrane. Thin polymeric membranes (diameter 40 mm) are manufactured on AsGa substrates by spin-coating and chemical etching, then permanent magnets are glued onto them.

The application is a deformable mirror used in astronomy to correct the wavefront of incoming light in telescopes. This type of mirror is more compact than those currently used, and offers potentially higher resolution. The device is designed using magnetic and mechanical modeling, and a prototype is built.

DISCIPLINE

Génie Electrique

MOTS-CLES

Microsystèmes Magnétiques, Microbobines, Optique Adaptative, Miroir Déformable.

Laboratoire Electrotechnique de Grenoble (L.E.G.)
BP 46
38042 SAINT-MARTIN D'HERES Cedex