

# Hyperbolisation active d'une lame mince par élasticité.

**T**RANSFORMER un UT<sup>1</sup> du VLT en télescope adaptatif présente de nombreux intérêts pour la communauté scientifique (Sec.1). Le composant le plus critique des secondaires adaptatifs est le miroir mince déformable (*Thin Shell*), dont la fabrication doit être réalisée avec les plus grandes précautions, tout en fournissant une excellente qualité de surface.

Les technologies de miroirs secondaires déformables (DSM) existants sont appliquées au VLT (Sec.2). La technique d'Optique Active permet d'obtenir une surface très asphérique par polissage sous contraintes, en bénéficiant de l'excellente qualité de surface d'un polissage sphérique (Sec.3). Le processus de polissage est paramétré à partir des équations d'élasticité (Sec.4). Les analyses par éléments finis et l'analyse modale et spectrale des déformations mécaniques permettent d'optimiser la distribution radiale d'épaisseur du substrat à déformer pendant le polissage (Sec.5).

La fin du chapitre présente la qualité d'usinage et l'intégration de la pièce sur une machine de polissage dédiée à l'asphérisation sous dépression (Sec.6). La pièce est actuellement en cours de polissage.

## 2.1 Vers un miroir secondaire déformable pour le VLT

L'implémentation d'un miroir secondaire adaptatif réduit considérablement le nombre de surfaces optiques utilisées pour corriger les aberrations du front d'onde dues à la traversée de l'atmosphère. Avec un seul miroir permettant la correction du front d'onde, l'émission thermique due à l'absorption par les surfaces optiques est diminuée, ce qui augmente la précision des observations dans l'infrarouge. Grâce à ces 1170 actionneurs, le miroir secondaire adaptatif du VLT permettra d'atteindre directement les performances du système actuel d'AO NACO<sup>2</sup> en délivrant une image quasiment limitée par la diffraction sur un petit champ de vue.

De plus, ce miroir secondaire étant conjugué avec la couche turbulente au sol, ceci permet de corriger directement les effets aberrants de cette couche par GLAO, donc sur un large champ. Le champ alors partiellement corrigé sera ensuite redistribué sur les instruments en aval sur les différents foyers utilisables : Coudé, Cassegrain ou Nasmyth 1 & 2. Cet apport permet de relâcher les contraintes technologiques imposées aux systèmes d'AO placés aux foyers, grâce à une amélioration du seeing vu par les instruments par un facteur de  $\sim 1.4$ .

---

<sup>1</sup>UT : Unit Telescope

<sup>2</sup>NACO : NAOS-CONICA

Le développement d'un DSM pour le VLT, basé sur un savoir faire européen, constitue une étape importante vers l'ELT européen, dont le design actuel comporte un miroir déformable de 2.5m de diamètre. La réalisation du VLT-DSM pourra être perçue comme un prototype de ce composant, dont la complexité reposera sur la réalisation d'une lame mince à cette échelle.

## 2.2 Les miroirs secondaires déformables

### 2.2.1 Technologie des DSMS

La technologie utilisée pour les miroirs secondaires existants a été développée en Italie grâce à la collaboration de l'*Osservatorio Astrofisico di Arcetri*, le *Dipartimento di Ingegneria Aerospaziale-Politecnico di Milano*, *Microgate*, *ADS* et *Media Lario*. Cette technologie est basée sur un système d'actionneurs magnétiques (*voice coil*) disposés sous un miroir extrêmement mince en comparaison de son diamètre. L'épaisseur du miroir est limitée principalement par la force délivrée par les actionneurs utilisés pour déformer le miroir, typiquement de l'ordre de 1 N. L'épaisseur est aussi limitée par les effets de gravité. En effet, le miroir étant tenu par un jeu d'actionneurs discrets, un miroir trop mince se déformerait sous son propre poids entre ces derniers, produisant un effet de *quilting* (déformation en vaguelettes entre les actionneurs). Ces deux limitations font converger vers une valeur de l'ordre de 2mm, qui est un compromis entre les effets de gravité, la force dont disposent les actionneurs, et les technologies possibles de réalisation de miroirs de type lames minces asphériques.

L'étude de faisabilité menée par Microgate & ADS a permis de définir les caractéristiques techniques précises du DSM [Biasi *et al* 2005]. Chaque actionneur est constitué d'une bobine fixe et d'un aimant mobile collé sur la face arrière de la lame. Chaque bobine est fixée sur un bâtonnet d'aluminium qui complète la structure de l'actionneur, et permet d'évacuer la chaleur dissipée par la bobine.

- Chaque actionneur produit une force passive permettant de plaquer la lame sur une plaque de référence lorsque le système n'est pas en fonctionnement, par opposition à la force dite active, qui permettra de déformer la surface du miroir.
- Les actionneurs sont montés sur un disque d'aluminium (*cold plate*) dans lequel circule un liquide de refroidissement permettant d'évacuer la puissance dissipée au niveau des bobines.
- Une autre plaque en Zerodur, appelée *plaque de référence* est disposée entre la lame et la plaque de refroidissement, et donne une forme de référence stable au système.
- Des senseurs capacitifs sont situés au niveau de chaque actionneur, afin de mesurer l'écart entre la plaque de référence et la lame.
- La plaque de refroidissement est montée sur une structure active via six bras.
- Trois caissons sont montés sur la structure, et permettent de contrôler le système adaptatif. Ils sont aussi refroidis en raison de la dissipation de chaleur des électroniques.
- Enfin, chaque actionneur est auto-asservi en position, ce qui allège la tâche du système adaptatif.

La fabrication des miroirs en lames minces équipant les DSM existants a jusqu'alors été confiée au *Steward Observatory Mirror Lab* (Tucson, Arizona). La grande difficulté de réalisation de ces pièces est l'introduction d'une asphéricité sur la surface du miroir lors du polissage. Le *Mirror Lab* utilise une technique de déformation des outils de polissage pendant la réalisation (*stressed laps*). Du fait de la grande fragilité de ces pièces, trois miroirs sur quatre ont déjà été partiellement brisés lors de la fabrication ou du transport, suite à des erreurs de manutention.

### 2.2.2 Les DSMS existants

#### 2.2.2.1 Le Multiple Mirror Telescope

Le *Multiple Mirror Telescope* (MMT), de type Cassegrain est constitué de 6 miroirs de 1.8m de diamètre, formant un primaire de 6.5m de diamètre. Il est équipé d'un secondaire adaptatif, dont le miroir

est une lame mince de 640mm de diamètre et de 1.6mm d'épaisseur, taillée dans du Zerodur, et contrôlée activement par 336 actionneurs de type *voice coil*. Le MMT336 est le premier miroir secondaire adaptatif jamais installé sur un télescope [Lloyd-Hart *et al* 2000]. L'unité complète a été installée sur le télescope en 2002. Durant les deux premières années, sept boucles de deux semaines chacune ont été opérées. Ces temps d'observation ont permis d'évaluer les performances du système et d'identifier des points d'amélioration possibles [Brusa *et al* 2003, Brusa *et al* 2004].

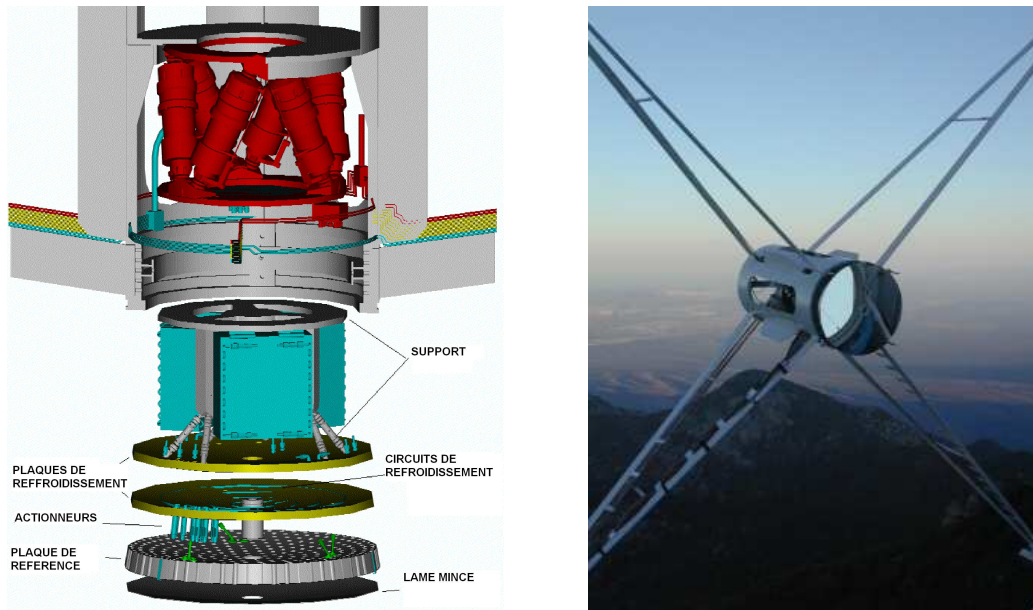


FIG. 2.1 – *Gauche* : Design du miroir secondaire adaptatif du MMT. *Droite* : Le miroir secondaire adaptatif du MMT au coucher du soleil au sommet du Mont Hopkins, Arizona.

### 2.2.2.2 Le Large Binocular Telescope

Le *Large Binocular Telescope* (LBT), de type Grégorien, est constitué de deux télescopes de 8.4m de diamètre installés sur une même monture mécanique. Les deux miroirs secondaires ont pour vocation de devenir des miroirs déformables, équipés de deux lames minces de 911mm contrôlées activement par 672 actionneurs. Le système bénéficie d'une amélioration du MMT336, en étant plus compact (*cf* figure 2.2) et plus léger que son prédécesseur. Les deux lames minces ont été polies au *Mirror Lab* par *stressed laps* [Martin *et al* 2006]. L'une des deux a malheureusement été rendue inutilisable par un crack sur le bord non détecté qui s'est propagé sur un rayon durant le transport final de la pièce. Quant à la seconde, elle a dû être débordée suite à un autre accident de manutention. Bien qu'elle ne puisse pas être utilisée sur le ciel, elle sert actuellement à tester le système d'actionneurs.

### 2.2.3 Extension de la technologie au VLT

Le même type de technologie est développé pour le miroir secondaire adaptatif qui sera installé au VLT (*cf* figure 2.3). L'étude de faisabilité a été lancée par l'ESO en 2004, dans le cadre de développement de l'*Adaptive Optics Facility* [Stroebele *et al* 2006][Arsenault *et al* 2006-I][Arsenault *et al* 2006-II]. La forme du miroir secondaire déformable du VLT est contrôlée par 1170 actionneurs de type force électromagnétique (*voice-coil*). La disposition des actionneurs est présentée sur la figure 2.4. Nous définissons ci-après les caractéristiques géométriques du miroir ainsi que les spécifications sur la qualité de surface requise, au travers des données analytiques et numériques concernant l'aplanissement des erreurs de fabrication.

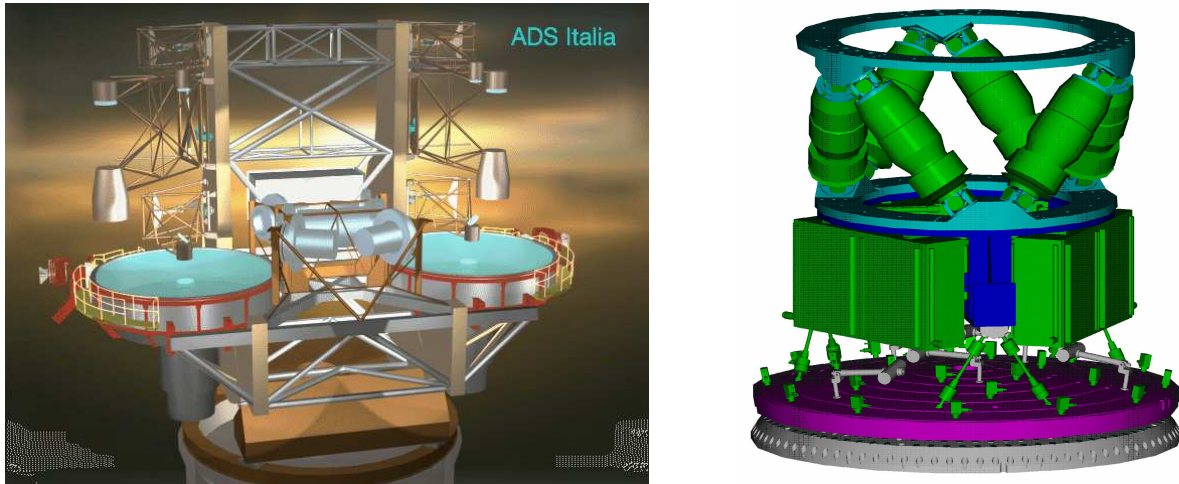


FIG. 2.2 – *Gauche* : Le projet LBT, constitué de deux unités jumelles de 8.4m. *Droite* : Design des deux miroirs secondaires déformables du LBT comportant 672 actionneurs électromagnétiques chacun.

### 2.2.3.1 La lame mince

Le VLT-DSM étant appelé à remplacer le VLT M2 sans modifier le reste du télescope, la géométrie de la lame mince équipant le système adaptatif doit correspondre à celle du M2 actuel. Cette contrainte fixe la plupart des paramètres physiques de la lame mince. En revanche, le Zerodur<sup>3</sup> remplace le Beryllium qui était le matériau employé. Ceci est dû à la prise en compte des dissipations thermiques du système d'actionneur, qui ne doivent pas influencer sur la forme globale du miroir. Les paramètres de la lame mince sont précisés dans la table 2.1.

TAB. 2.1 – Paramètres de la lame mince.

Matériau	Zerodur	
Forme générale	Diamètre externe	$D = 1120 \text{ mm}$
	Diamètre optique utile	$1116.0 \pm 0.5 \text{ mm}$
	Diamètre interne	$96.0 \pm 0.1 \text{ mm}$
	Épaisseur moyenne	$2 \text{ mm}$ (+0.0mm -0,1mm piston, tip-tilt et erreur de focus incluse)
Surface optique	Convexe hyperbolique	
	Rayon de courbure	$-4553.57 \text{ mm} \pm 10 \text{ mm}$
	Constante conique	$-1.66926 \pm 0.003$
Surface arrière	Sphérique	
	Rayon de courbure	$4553.57 \text{ mm}$ (précision de mesure < 2mm)
	Constante conique	0
	Qualité de surface	poli < $20 \mu\text{m PtV}$

<sup>3</sup>Le Zerodur est un vitro-céram dont le coefficient d'expansion thermique (CTE) est quasi nul à la température d'utilisation

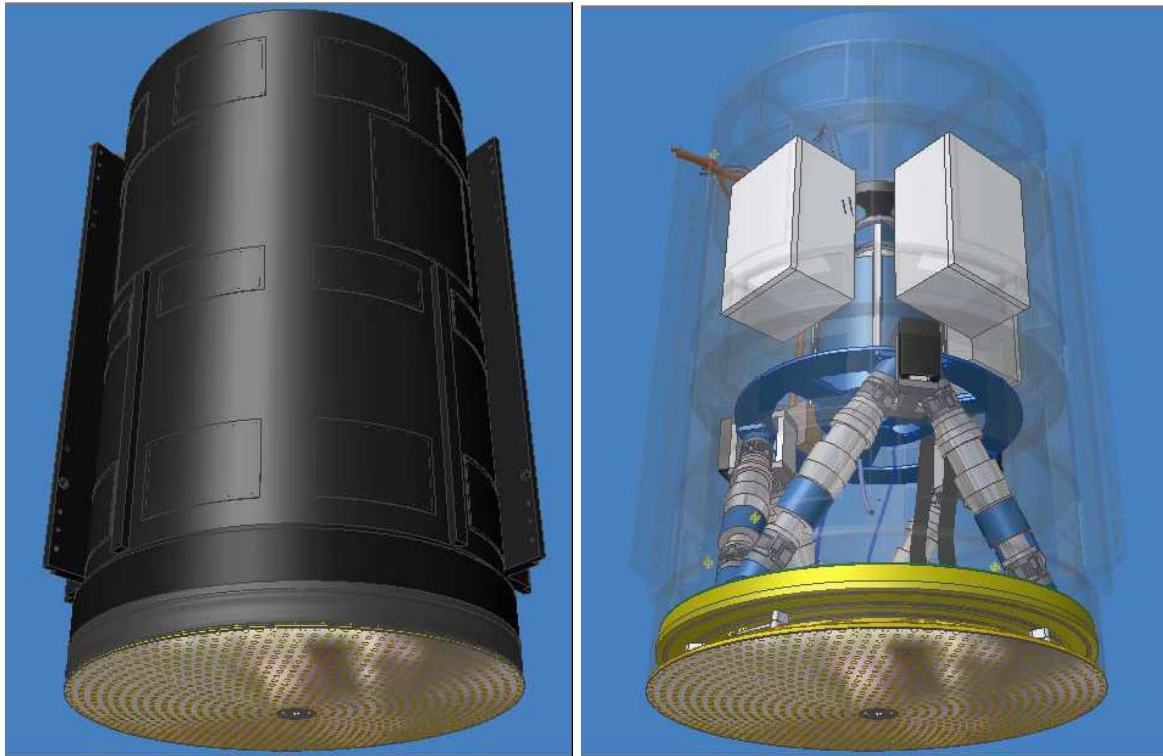


FIG. 2.3 – Vue de l'unité constituant le miroir secondaire déformable. (Crédit : ADS.)

### 2.2.3.2 Spécifications de qualité de surface - modèle analytique

La figure optique de la lame mince étant partiellement corrigée par le système adaptatif, les spécifications sur la qualité de surface de la lame peuvent être relaxées dans une certaine mesure. Les erreurs de surface de *basse fréquence spatiale*, correspondant aux premières aberrations optiques, sont largement corrigées par le système d'actionneurs. On parle d'*aplanissement* des erreurs de surface. Cette relaxation est limitée par trois facteurs principaux :

1. la force nécessaire à l'aplanissement est limitée à 1/10 de la force des actionneurs, limitant les dissipations d'énergie et ne réduisant pas la course dédiée à la correction de la turbulence.
2. Les erreurs de polissage en basses fréquences, correspondant à des échelles spatiales inférieures à la limite de Nyquist<sup>4</sup> (double de la distance inter-actionneur), ne doivent pas limiter les performances du système d'AO dans les conditions de seeing optimal.
3. La correction des erreurs de surface en hautes fréquences spatiales, correspondant à des échelles supérieures à la limite de Nyquist, introduit des erreurs harmoniques aux échelles plus courtes. De même, cet effet, appelé *effet d'empreinte de l'aplanissement*<sup>5</sup>, ne doit pas limiter les performances du système d'AO.

<sup>4</sup>HOP errors : High Order Polishing errors

<sup>5</sup>FPT errors : Flattening Print Through errors

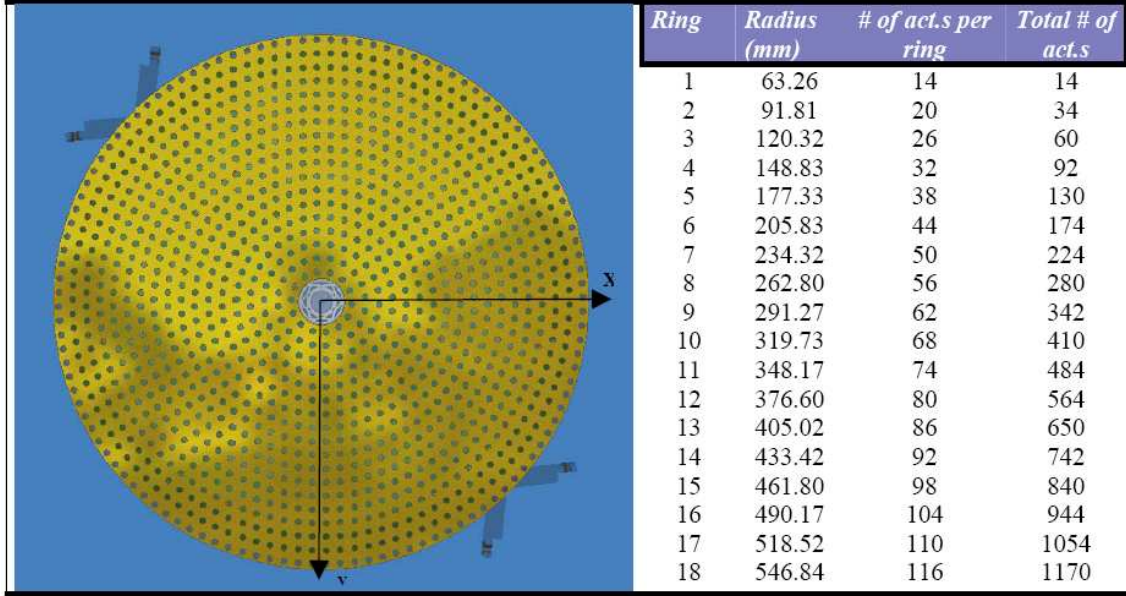


FIG. 2.4 – Disposition des actionneurs selon des anneaux concentriques sous la surface du miroir. (Crédit : ADS.)

Une étude complète des répercussions de la qualité optique de la lame mince sur l'efficacité du système a été réalisée par A. Riccardi [Riccardi 2006]. Les calculs analytiques sont basés sur un modèle simplifié de la lame mince, c'est à dire une lame plane, de dimensions infinies, et d'épaisseur 2mm. Ce modèle simplifié ne prend pas en compte les effets de la courbure de la lame, ainsi que les effets de bord. Il résulte de ce modèle une spécification en termes de densité spectrale de puissance des erreurs de surface acceptables. Cette enveloppe notée  $\text{PSD}_k$  s'exprime en fonction de la fréquence spatiale  $k = 2\pi/d$  en [rad]/[m], où  $d$  représente l'échelle considérée sur le miroir. Cette enveloppe s'écrit de la manière suivante :

$$\text{PSD}_k(k) = \begin{cases} \text{PSD}_k(k_L) \left(\frac{k_L}{k}\right) & \text{si } k < k_L = \frac{2\pi}{L} \\ \min \left[ 0.111 \frac{f_{max}^2}{\mathcal{D}^2 l^3} \frac{1}{k^9}, 0.122 \frac{(k_0 - k)^{13/3}}{k^8} \frac{\lambda^2}{(r_0/c)^{5/3}} \right] & \text{si } k \in W_{0,0}, k \geq k_L \\ 0.122 \frac{1}{k^{11/3}} \frac{\lambda^2}{(r_0/c)^{5/3}} & \text{si } k \ni W_{0,0} \end{cases} \quad (2.1)$$

Où  $f_{max}$  représente la force maximale utilisée pour l'aplanissement,  $\mathcal{D}$  la rigidité de la lame,  $l$  le pas inter-actionneur,  $L$  l'échelle limite considérée sur le miroir,  $\lambda$  la longueur d'onde,  $r_0$  le seeing,  $c$  le facteur d'échelle entre le miroir primaire et le miroir secondaire, et  $W_{0,0}$  le domaine de Nyquist défini par :

$$W_{0,0} : |k_x| < k_0/2, |k_y| < k_0/2, \quad k_0 = 2\pi/l$$

On définira :

$k = 2\pi \cdot \nu$  l'unité de fréquence spatiale relative à l'enveloppe  $\text{PSD}_k$  en [rad][m<sup>-1</sup>],

$\nu$  l'unité de fréquence spatiale de la PSD en [m<sup>-1</sup>],

$f = \nu \cdot D$  l'unité de fréquence spatiale de la PSD en [c] = [cycles par pupilles].

On définira aussi :

$\text{PSD}_k$  la PSD relative à l'unité de fréquence spatiale  $k$ ,

$\text{PSD}_\nu$  la PSD relative à l'unité de fréquence spatiale  $\nu$ ,

PPSD la PSD pupillaire relative à l'unité de fréquence spatiale  $f$ .

On peut écrire les relations suivantes :

$$\text{PSD}_\nu = \text{PPSD} \cdot D^2,$$

$$\text{PSD}_k = \text{PSD}_\nu \cdot \nu^2 / k^2, \text{ soit encore } \text{PSD}_k = \text{PSD}_\nu / (2\pi)^2$$

On obtient finalement :

$$\text{PSD}_k = \text{PPSD} \cdot D^2 / (2\pi)^2$$

Les figures 2.5, 2.6 et 2.7 récapitulent l'enveloppe de la PSD des erreurs de surfaces acceptables sur la surface du VLT-DSM en  $[m^2]/([\text{rad}^2]/[m^2])$  en fonction de la fréquence spatiale  $\nu$  en  $[m^{-1}]$ , en  $[nm^2][m^2]$  en fonction de la fréquence spatiale  $\nu$  en  $[m^{-1}]$ , et enfin la PPSD en  $[nm^2]$  en fonction de la fréquence spatiale  $f$  en  $[c]$ .

Cette spécification en puissance est traduite en termes d'erreur RMS cumulée  $\sigma_e$ , à des diamètres sur le miroir inférieurs à un seuil donné  $d$ , correspondant à des fréquences spatiales sur la surface du miroir. Le lien est donné par la formule suivante :

$$\sigma_e^2(d) = \frac{1}{2\pi} \int_{\frac{2\pi}{d}}^{\infty} \text{PSD}_k(k) 2\pi k dk \quad (2.2)$$

Cette enveloppe des erreurs de surface RMS est présentée sur la courbe 2.8 .

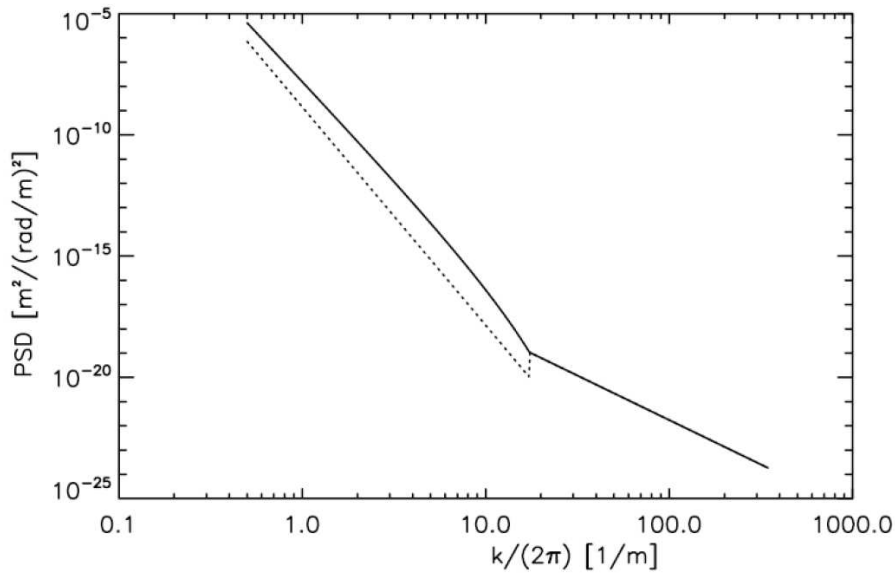


FIG. 2.5 – Enveloppe de la PSD des erreurs de surface acceptables sur le VLT-DSM en  $[m^2]/([\text{rad}^2]/[m^2])$ , en fonction de la fréquence spatiale  $\nu$  en  $[m^{-1}]$ . La courbe en pointillés est l'enveloppe de la PSD tenant compte des limitations de force maximale pouvant être utilisée pour l'aplanissement. (Crédit : INAF)

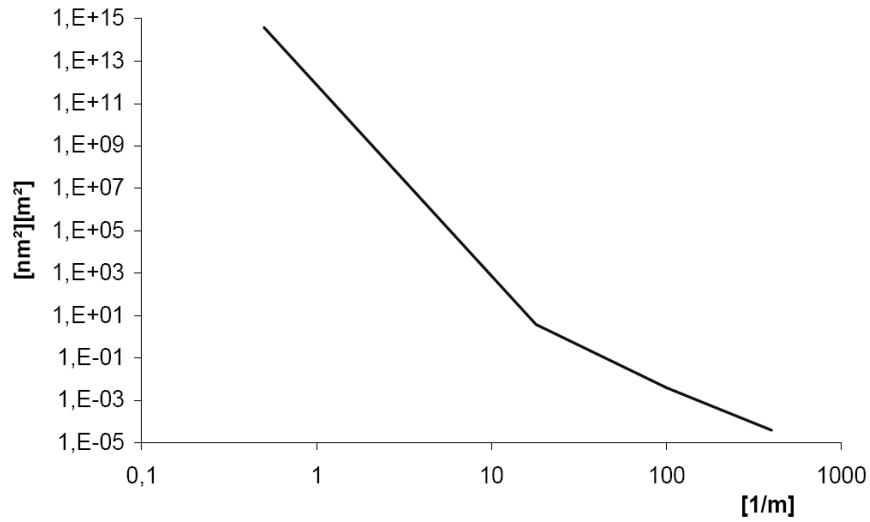


FIG. 2.6 – Enveloppe de la PSD des erreurs de surface acceptables sur le VLT-DSM en  $[nm^2][m^2]$ , en fonction de la fréquence spatiale  $\nu$  en  $[m^{-1}]$ .

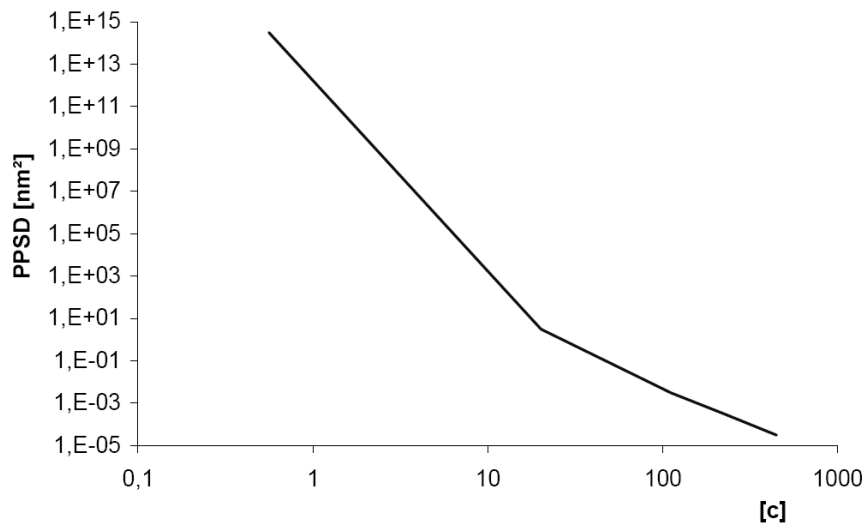


FIG. 2.7 – Enveloppe de la PSD des erreurs de surface acceptables sur le VLT-DSM en  $[nm^2]$ , en fonction de la fréquence spatiale  $f$  en  $[c]$ .



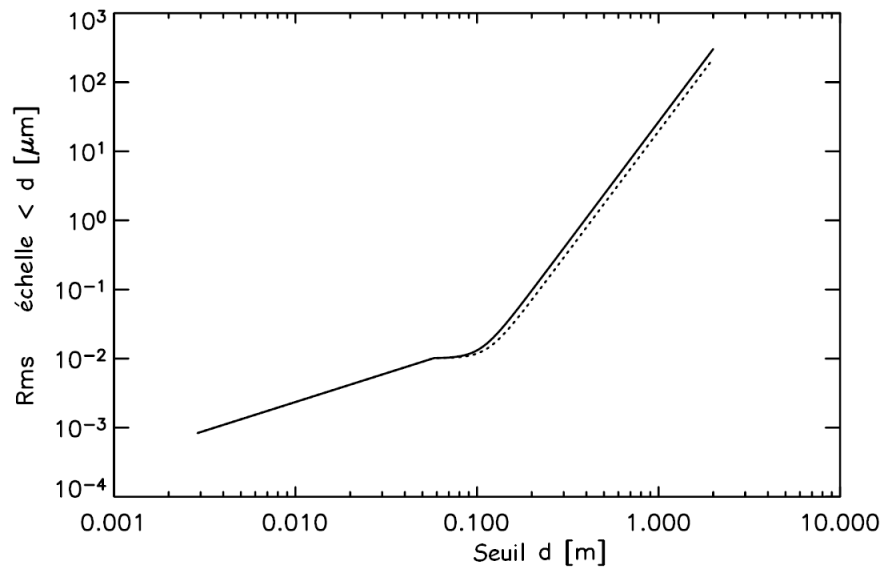


FIG. 2.8 – Enveloppe de  $\sigma_e(d)$ , l'erreur cumulée RMS de surface acceptable en fonction de l'échelle spatiale  $d$ . La courbe pleine est obtenue pour une épaisseur de lame de 1.8mm, la courbe en pointillés pour 2.0mm. (Crédit : INAF)

### 2.2.3.3 Aplanissement des erreurs de polissage - spécifications FEA

Une étude par éléments finis menée par Riccardi & Xompero [Riccardi *et al* 2005] donne cette même enveloppe des erreurs RMS acceptable, mais cette fois-ci de manière numérique. Le miroir a été modélisé par éléments finis, en incluant les effets du trou central et des interfaces entre le miroir et les aimants collés. Ce modèle est plus réaliste que le modèle analytique de départ. Les effets de bord ainsi que les effets dus à la courbure du miroir sont pris en compte.

Il résulte de la simulation une base de modes propres de déformation du miroir, issus des différentes combinaisons des fonctions d'influence de chaque actionneur. Cette base est appelée la base modale du miroir. Bien qu'il ne soit pas possible d'exprimer cette base analytiquement à l'aide des bases modales classiques comme la base de Zernike, cette simulation numérique a permis de traduire les spécifications des erreurs HOP de la figure 2.8 sur la base des polynômes de Zernike. Ceci nous permettra d'établir un lien analytique entre les spécifications de surface et nos propres outils de simulation présentés dans le chapitre précédent.

Concernant les erreurs d'aplanissement, trois contraintes sont spécifiées sur les basses fréquences, les hautes fréquences, et la force nécessaire à la correction :

1. Les composants basse fréquence sont largement compensés par les actionneurs. Cependant, l'erreur RMS de cette correction doit être inférieure à 9.6nm RMS, valeur qui correspond au résidu de fitting du système d'AO dans des conditions de seeing optimal ( $s = 0.21$  arcsec.,  $r_0 = 0.5m$ ,  $\lambda = 0.5\mu m$ ),
2. la valeur RMS sur la surface des composants d'ordre élevé non corrigés par les actionneurs doit être elle aussi inférieure à 9.6nm RMS,
3. De plus, la force utilisée pour corriger ces erreurs de surface bas ordre doit être inférieure à 0.1 N, c'est à dire 1/10 de la force totale d'un actionneur.

Les deux dernières conditions donnent l'enveloppe de la valeur absolue des coefficients de Zernike (1176 polynômes en tout) que peut générer le système d'actionneurs pour corriger les défauts de fabrication. Cette enveloppe est reportée sur la figure 2.9. On notera les oscillations du spectre des coefficients, correspondantes aux différents ordres radiaux. Pour chaque ordre radial, il y a un terme minimal correspondant au mode axisymétrique, qui est le mode le plus rigide, et un terme maximal correspondant au mode le plus souple.

On peut définir une échelle de Zernike comme  $d = 2D/n$ , où  $n$  représente l'ordre radial d'un polynôme de Zernike. La courbe 2.10 donne l'erreur de surface RMS cumulée sur des échelles spatiales  $d$  inférieures à  $d_{max}$ , c'est à dire pour des composants de Zernike dont le degré radial  $n$  est supérieur à  $n_{min} = 2D/d_{max}$ . Cette courbe obtenue à partir des analyses par éléments finis est à comparer à la courbe 2.8. Le résultat est plus affiné en comparaison du modèle analytique.

## Conclusions sur les spécifications du DSM

Il apparaît clairement une contrainte sévère sur les hautes fréquences spatiales. En effet au delà de  $50 m^{-1}$  (échelle de 20mm sur le miroir), les erreurs de surface doivent être inférieures à 4nm RMS. Une telle qualité demande la réalisation d'une surface asphérique quasi-continue que les techniques industrielles ne peuvent délivrer. La section suivante détaille le procédé de polissage sous contrainte proposé pour la réalisation de la lame. Les résultats donnés dans ce paragraphe vont permettre de vérifier la qualité théorique de ce procédé par une analyse spectrale de la déformation.

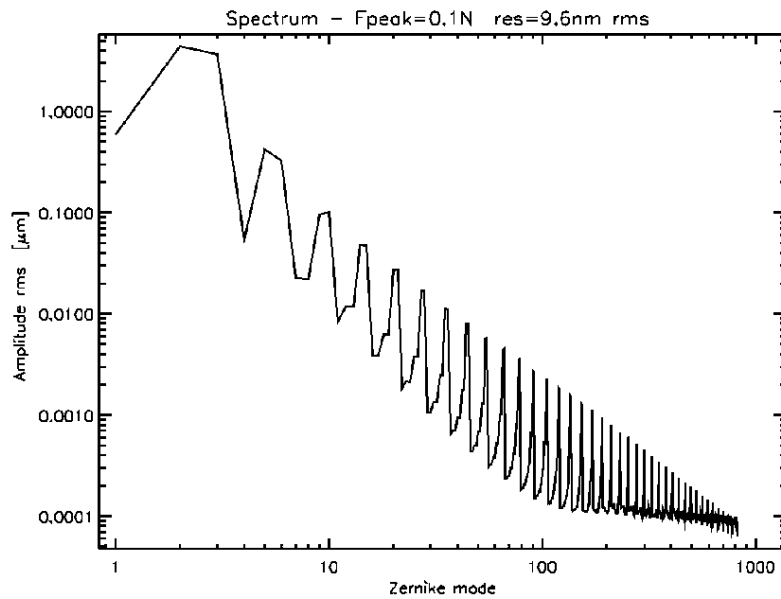


FIG. 2.9 – Enveloppe du spectre des coefficients de Zernike pour les erreurs de fabrication de la lame mince. La limitation en amplitude des coefficients provient principalement de la force maximale permise pour corriger ces erreurs (0.1 N). (Crédit : INAF).

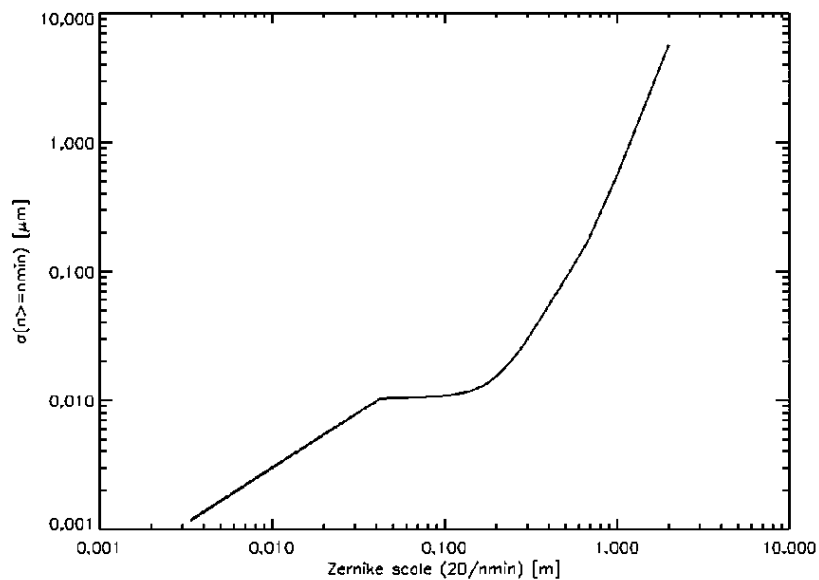


FIG. 2.10 – Spécification sur l'erreur de surface RMS cumulée en fonction de l'ordre radial de Zernike minimal  $n_{min}$ . (Crédit : INAF)

## 2.3 lame asphérique polie sous contraintes

### 2.3.1 Méthode de Schmidt

En 1931, l'astronome allemand B.Schmidt proposa une technique originale pour la réalisation de la lame correctrice d'entrée de son télescope à grand champ [Schmidt 1932]. Le bord de la lame est appuyé sur une cuve à vide et la lame est polie sphérique sous contraintes, puis après relaxation élastique de la charge (vide partiel), on obtient la surface asphérique recherchée. Il n'est pas certain qu'étant donné les difficultés techniques, Schmidt employa effectivement cette méthode. Un interférogramme de variation d'épaisseur de la lame, conservée à l'observatoire de Hambourg, permettrait de le savoir. La résolution analytique du problème a été donnée par Couder [Couder 1940] puis par Everhart [Everhart 1966] qui l'appliqua pour réaliser une lame de 29cm.

### 2.3.2 Méthode de Lemaître

Une méthode par surfaçage plan a été proposée et développée par G. Lemaître en 1972 [Lemaître 1972], prenant en compte différents paramètres permettant le contrôle de la forme asphérique finale. La figure 2.11 détaille cette méthode. Le ménisque de départ est en appui sur une couronne rigide, et deux pressions différentes sont appliquées à l'intérieur et à l'extérieur de cet anneau. Un polissage plan ou sphérique est appliqué à l'aide d'outils pleine taille. La forme asphérique finale de la lame est obtenue après relaxation élastique. Cependant, le terme en  $r^4$  de la flexion de la lame dans cette configuration est contrôlé uniquement dans la zone interne à la couronne d'appui. La dépression de la zone externe n'étant utilisée que pour ajuster la position de la zone de puissance nulle [Lemaître 1975], cette partie n'est pas utilisée lors des observations. Dans la section suivante, nous proposons une extension de cette méthode permettant d'utiliser cette zone externe en tant que surface optique. La déformation de la pièce doit être optimisée dans cette zone en utilisant une distribution d'épaisseur radiale.

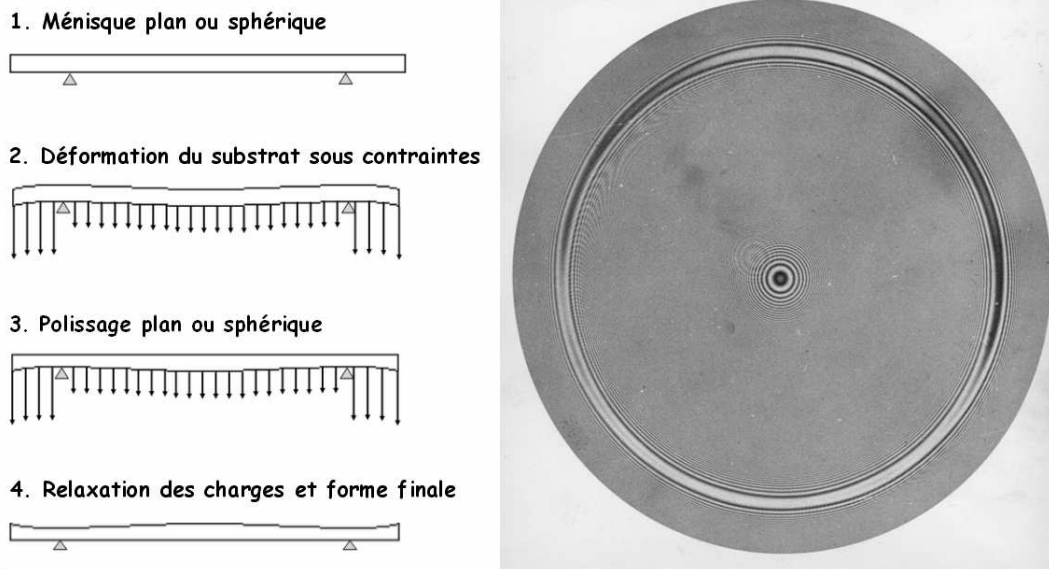


FIG. 2.11 – Principe du polissage sous contrainte d'une lame de Schmidt. L'interférogramme a été obtenu sur la lame de 62cm de l'Observatoire de Haute Provence. On distingue nettement la zone de puissance nulle, dite *zone de Kerber*.

### 2.3.3 Extension de la méthode de Lemaître

La fabrication d'une lame mince étant une opération extrêmement délicate, on ne peut pas se permettre de polir directement un miroir de 2mm d'épaisseur. La phase de polissage du miroir doit s'effectuer avec une pièce épaisse, afin d'éviter la rupture. Le procédé de fabrication choisi pour la lame mince du VLT s'inspire de la méthode de Lemaître. Cependant, il est nécessaire d'ajouter quelques étapes.

Afin de contrôler la flexion de la pièce sur la totalité de son diamètre, on usine une distribution d'épaisseur radiale. Cette distribution a été calculée à partir des équations d'élasticité et la résolution du problème est donnée dans la section suivante. Cette méthode permet d'étendre la technique vue précédemment en utilisant toute la surface disponible. La figure 2.12 détaille le procédé de fabrication.

On dispose d'une pièce plano-convexe, dont la face arrière va être usinée afin d'obtenir la distribution d'épaisseur souhaitée. La déformation est appliquée à l'aide d'une dépression unique sous le miroir. Cette dépression est ajustée afin d'obtenir les flèches de déformation calculées. En appliquant un surfaçage sphérique par outil pleine taille, on évite l'introduction de hautes fréquences spatiales sur la surface. Après relaxation élastique, le matériau revient dans son état initial. La face polie récupère la forme inverse de la déformation. On obtient donc une face polie asphérique, qui bénéficie de la qualité de surface d'un polissage sphérique par outil pleine taille. Cette méthode est adaptée aux besoins du VLT-DSM, dont les spécifications de qualité de surface sont extrêmement sévères sur des petites échelles correspondant à des fréquences spatiales élevées.

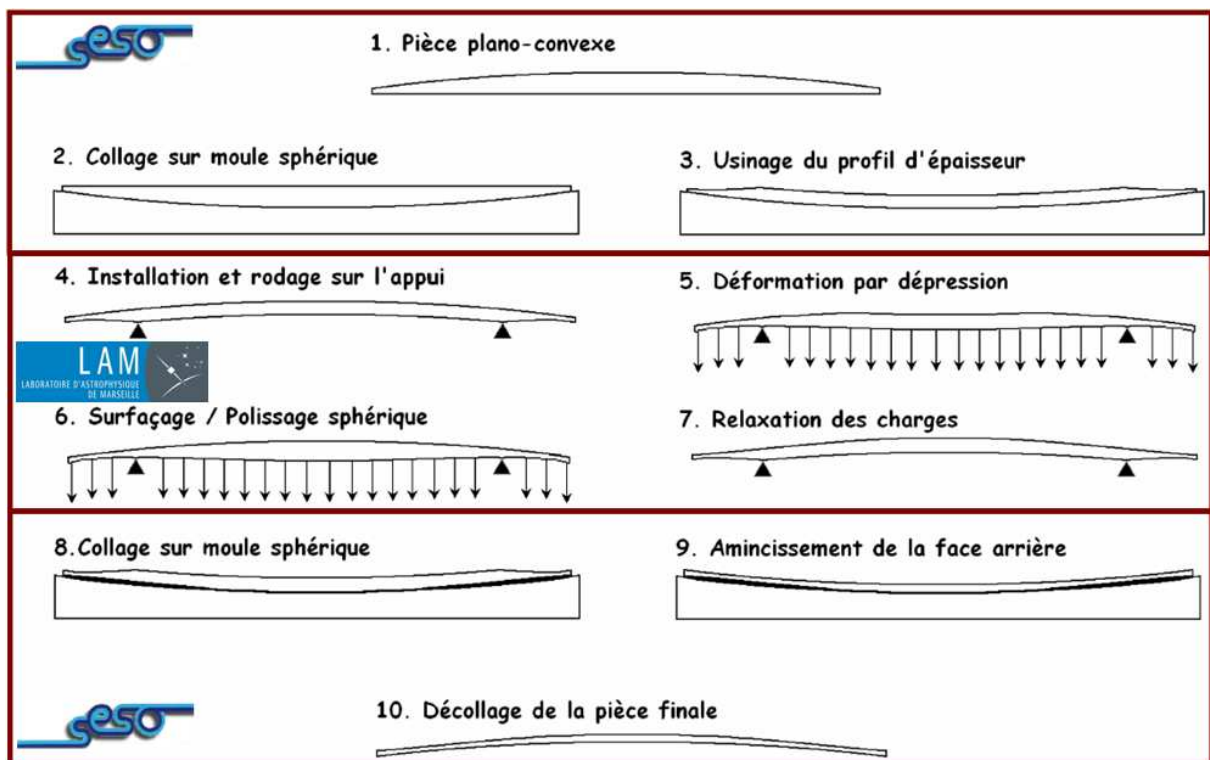


FIG. 2.12 – Description par étapes de la fabrication d'une lame mince. Étapes 1, 2 et 3 : usinage par SESO du profil d'épaisseur radial sur la face arrière de la pièce plano-convexe. Étapes 4 à 7 : détail du procédé de polissage sous contraintes réalisé au LAM. Étapes 8, 9 et 10 : amincissement de la pièce jusqu'à l'épaisseur souhaitée puis décollage selon une technique originale développée par SESO.

## 2.4 Hyperbolisation par élasticité-modèle analytique

Nous abordons ici le polissage sous contraintes d'un miroir hyperbolique convexe, ayant les caractéristiques du miroir secondaire du VLT. La solution proposée pourra bien sûr être appliquée pour d'autres lames asphériques, avec différents paramètres optiques. Après son hyperbolisation par Optique Active, ce miroir devra être aminci pour atteindre une épaisseur de l'ordre de 2mm, dimension nécessaire pour son utilisation en tant que *miroir secondaire déformable*.

Le polissage sous contraintes d'un miroir asphérique requiert une configuration de charges particulière ainsi qu'une distribution radiale d'épaisseur du miroir à déformer. Nous définissons le cas d'une charge uniforme appliquée sur toute la surface arrière du miroir.

### 2.4.1 Position du problème

On se place dans un repère cylindrique  $(r, \theta, Z)$ . La pièce à déformer est une coque sphérique à faces parallèles dont l'axe optique est orienté selon l'axe  $Z$ . Les contraintes appliquées au substrat doivent permettre d'obtenir une déformation de la pièce à tailler correspondant à l'opposé de la forme asphérique finale. La distribution d'épaisseur radiale du miroir sera notée  $t(r)$ .

Le problème étant axisymétrique, la solution ne dépend pas de la coordonnée angulaire  $\theta$ .

### 2.4.2 Équations des surfaces optiques

Plaçons nous dans le cas d'une surface sphérique initiale *convexe*, dont le rayon de courbure est noté  $R_s$ . La surface optique s'exprime dans le repère  $(r, Z)$  par la formule (2.3), l'origine du repère étant choisie au centre de cette surface<sup>6</sup> :

$$Z_s(r) = -R_s + \sqrt{R_s^2 - r^2}. \quad (2.3)$$

La surface optique après polissage étant convexe asphérique, de rayon  $R_a$  et de constante conique  $K$ , elle s'exprime dans le repère  $(r, Z)$  par la formule (2.4) :

$$Z_a(r) = \frac{1}{1+K} \left( -R_a + \sqrt{R_a^2 - (1+K)r^2} \right) \quad (2.4)$$

La différence de ces deux surfaces correspond à la matière à enlever pendant le polissage actif, donc à la flexion que l'on doit appliquer à la pièce. La relation (2.5) met en jeu l'expression de la flexion notée  $Z_{flex}$ .

$$Z_a(r) = Z_s(r) - Z_{flex}(r) \quad (2.5)$$

Le développement limité des expressions  $Z_a$  et  $Z_s$  permet d'exprimer  $Z_{flex}$  en série de termes pairs du rayon comme suit :

$$Z_{flex}(r) = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_a} - \frac{1}{R_s} \right) r^2 + \frac{1}{8} \left( \frac{1+K}{R_a^3} - \frac{1}{R_s^3} \right) r^4 + \frac{1}{16} \left( \frac{(1+K)^2}{R_a^5} - \frac{1}{R_s^5} \right) r^6 + \dots \quad (2.6)$$

### 2.4.3 Équations d'élasticité

Dans un premier temps, les effets de coque dus à la convexité de la pièce sont négligés et le miroir à polir sous contraintes est modélisé par une plaque mince circulaire à faces parallèles, située dans le plan  $(r, \theta)$ , de rayon externe  $r_e$ , d'épaisseur  $t$ , en appui sur un anneau de rayon  $r_i$  ( $r_i < r_e$ ), soumise à une

<sup>6</sup>Il faudra prendre  $-Z_s$  dans le cas d'une surface concave

charge  $q$  uniformément répartie sur toute sa surface. Elle a un comportement élastique caractérisé par son module d'Young  $E$  et son coefficient de Poisson  $\nu$ . La rigidité  $\mathcal{D}$  de la plaque s'exprime par :

$$\mathcal{D} = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \quad (2.7)$$

Notant  $w$  la flexion radiale de la plaque dans le cas général, la pente de la flexion s'écrit :

$$\varphi = \frac{d}{dr}w \quad (2.8)$$

Le tenseur des moments de flexion s'exprime en fonction de le pente  $\varphi$  :

$$\underline{M} = \mathcal{D} \begin{pmatrix} \frac{d}{dr}\varphi + \frac{\nu}{r}\varphi & 0 \\ 0 & \nu \frac{d}{dr}\varphi + \frac{1}{r}\varphi \end{pmatrix}_{(r,\theta)} \quad (2.9)$$

Soit  $Q$  la force de cisaillement par unité de longueur, relative à la charge appliquée  $q$ , l'équation d'équilibre d'un secteur élémentaire de la plaque s'écrit :

$$M_{rr}(r) + r \frac{d}{dr}M_{rr}(r) - M_{\theta\theta}(r) + Q(r)r = 0 \quad (2.10)$$

Connaissant l'expression de la flexion  $Z_{flex}$ , on peut écrire l'expression du moment de flexion radial  $M_{rr}$  en tout point :

$$M_{rr}(r) = \mathcal{D} \left[ (1+\nu) \left( \frac{1}{R_a} - \frac{1}{R_s} \right) + \frac{1}{2}(3+\nu) \left( \frac{1+K}{R_a^3} - \frac{1}{R_s^3} \right) r^2 + \frac{3}{8}(5+\nu) \left( \frac{(1+K)^2}{R_a^5} - \frac{1}{R_s^5} \right) r^4 \right] \quad (2.11)$$

#### 2.4.3.1 Cas de la zone interne

La plaque est en appui simple au niveau de la circonférence  $r = r_i$ , et elle est soumise à une charge uniforme notée  $q$ . Sa flexion sur la zone  $0 < r < r_i$  sera notée  $w$ . Dans le cas d'une épaisseur constante, nous allons déterminer  $q$  afin d'obtenir, sur cette zone, une flexion  $w$  correspondant à  $Z_{flex}$ .

La configuration de la zone interne de la plaque peut être traitée comme un cas de plaque simplement supportée en  $r = r_i$ , soumise premièrement à une charge uniforme  $q$ , et deuxièmement à un moment de flexion  $M_{r_i}$  appliqué en  $r = r_i$ , avec  $M_{r_i} = -M_{rr}(r_i)$ , selon l'expression donnée par l'équation (2.11). On écrit la flexion  $w$  comme la superposition des flexions correspondantes à ces deux cas :

$$w(r) = \frac{q}{64\mathcal{D}} \left( \frac{5+\nu}{1+\nu} r_i^2 - r^2 \right) (r_i^2 - r^2) - \frac{M_{r_i}}{2\mathcal{D}(1+\nu)} (r_i^2 - r^2) \quad (2.12)$$

L'expression de la flexion sous la forme  $w(r) = C_4 r^4 + C_2 r^2 + C_0$  permet d'ajuster le rapport  $C_4/C_2$  en utilisant le paramètre  $q$ , pour obtenir une flexion  $w$  correspondante à  $Z_{flex}$ . Cependant, cette démarche néglige le terme en  $r^6$  ainsi que les termes d'ordre supérieur de  $Z_{flex}$ . L'erreur introduite par cette hypothèse de départ doit être évaluée, et notamment sa variation en fonction du rayon  $r_i$  de la couronne.

**Calcul de la charge  $q$**  Hormis le cas  $r = 0$ , la pente de  $Z_{flex}$  s'annule en un rayon que l'on notera  $r_{tg}$ . On souhaite obtenir la charge  $q$  pour laquelle  $\left. \frac{dw}{dr} \right|_{r_{tg}} = 0$ . Cette condition nous permet d'exprimer la charge par la formule suivante :

$$q = \frac{16M_{r_i}}{(3+\nu)r_i^2 - 2(1+\nu)r_{tg}^2} \quad (2.13)$$

### 2.4.3.2 Cas de la zone externe

La flexion d'une zone annulaire d'épaisseur constante est représentée en partie par des termes logarithmiques (*cf* équation (1.9)). Ces termes ne sont pas utilisés pour générer l'asphéricité de la zone externe représentée par (2.6).

On souhaite ici utiliser une charge identique afin de faciliter la mise en oeuvre, tout en contrôlant l'asphéricité de la zone externe. Il faut pour cela définir une distribution d'épaisseur radiale  $t(r)$  permettant d'obtenir une déformation correspondant à  $Z_{flex}(r)$ , lorsque la zone externe est soumise à la charge uniforme  $q$  définie par l'équation (2.13).

La rigidité  $\mathcal{D}$  étant fonction de la coordonnée  $r$ , on peut réécrire l'équation d'équilibre (2.10), après avoir introduit la variable réduite  $\rho = r/r_i$ . On obtient l'équation différentielle de la rigidité :

$$\left[ \frac{d}{d\rho} \varphi(\rho) + \frac{\nu}{\rho} \varphi(\rho) \right] \frac{d}{d\rho} \mathcal{D}(\rho) + \frac{d}{d\rho} \left[ \frac{d}{d\rho} \varphi(\rho) + \frac{1}{\rho} \varphi(\rho) \right] \mathcal{D}(\rho) = -Q(\rho)r_i^2, \quad (2.14)$$

La solution de cette équation est la somme de la solution générale de l'équation homogène et d'une solution particulière de l'équation avec second membre. Elle s'écrit sous la forme :

$$\mathcal{D}(\rho) = e^{F(\rho)} \left( k + \int \frac{c(\rho)}{a(\rho)} e^{-F(\rho)} d\rho \right), \quad k \in \mathbb{R}, \quad F(\rho) = - \int \frac{b(\rho)}{a(\rho)} d\rho. \quad (2.15)$$

où les coefficients  $a$ ,  $b$ , et  $c$  s'expriment par :

$$\begin{cases} a(\rho) = \frac{d}{d\rho} \varphi(\rho) + \frac{\nu}{\rho} \varphi(\rho), \\ b(\rho) = \frac{d}{d\rho} \left[ \frac{d}{d\rho} \varphi(\rho) + \frac{1}{\rho} \varphi(\rho) \right], \\ c(\rho) = -Q(\rho)r_i^2. \end{cases} \quad (2.16)$$

**Effort tranchant** L'expression de  $Q(\rho)$  sur la zone externe de la plaque se déduit de l'équation d'équilibre (2.17) :

$$2\pi Q(r)r = \pi r^2 q - \pi r_i^2 q - \pi(r_e^2 - r_i^2)q \quad (2.17)$$

Ce qui mène à l'expression de l'effort tranchant :

$$Q(\rho) = \frac{1}{2} q r_i \left( \rho - \frac{\rho_e^2}{\rho} \right), \quad \rho_e^2 = \frac{r_e^2}{r_i^2} \quad (2.18)$$

**Résolution de l'équation différentielle** La résolution de l'intégrale  $F(\rho)$  permet d'exprimer la solution générale de l'équation homogène  $\mathcal{D}_g$  :

$$\mathcal{D}_g(\rho) = \frac{k}{|\rho^2 - X_1| \frac{\alpha}{2A'_5} |\rho^2 - X_2| \frac{\gamma}{2A'_5}}, \quad k \in \mathbb{R} \quad (2.19)$$



avec les constantes :

$$\begin{cases} X_1 = -\frac{1}{2A'_5} \left( A'_3 - \sqrt{A'^2_3 - 4A'_5 A'_1} \right), \\ X_2 = -\frac{1}{2A'_5} \left( A'_3 + \sqrt{A'^2_3 - 4A'_5 A'_1} \right), \\ A'_1 = \left( \frac{1}{R_a} - \frac{1}{R_s} \right) (1 + \nu) r_i, \\ A'_3 = \frac{1}{2} \left( \frac{1 + K}{R_a^3} - \frac{1}{R_s^3} \right) (3 + \nu) r_i^3, \\ A'_5 = \frac{3}{8} \left( \frac{(1 + K)^2}{R_a^5} - \frac{1}{R_s^5} \right) (5 + \nu) r_i^5, \\ \alpha = 24 \frac{A'_5}{5 + \nu} - \gamma, \\ \gamma = \frac{24 \frac{A'_5}{(5 + \nu)} X_2 + 8 \frac{A'_3}{(3 + \nu)}}{X_2 - X_1}. \end{cases}$$

Tandis que l'expression d'une solution particulière  $D_p$  de l'équation différentielle avec second membre s'écrit :

$$\mathcal{D}_p(\rho) = \frac{1}{|\rho^2 - X_1|^{\frac{\alpha}{2A'_5}} |\rho^2 - X_2|^{\frac{\gamma}{2A'_5}}} \int -\frac{1}{2} q r_i^3 \left( \rho - \frac{\rho_e^2}{\rho} \right) \frac{|\rho^2 - X_1|^{\frac{\alpha}{2A'_5}} |\rho^2 - X_2|^{\frac{\gamma}{2A'_5}}}{A'_1 + A'_3 \rho^2 + A'_5 \rho^4} d\rho \quad (2.20)$$

Cette intégrale peut se résoudre numériquement.

**Conditions aux limites/conditions de continuité** Les conditions aux limites et de continuité vont permettre de déterminer la constante  $k$  de l'équation(2.15). Nous avons comme paramètres :

- l'épaisseur au niveau de l'appui  $r = r_i$  qui est définie par l'épaisseur  $t_c$  au centre de la pièce,
- Le rayon normalisé  $\rho_2$ ,
- l'épaisseur au bord  $t_b$ ,

La constante  $k$  peut être déterminée en fonction de l'épaisseur au niveau du point d'appui par l'expression suivante :

$$k = \frac{1}{\mathcal{D}_g(\rho = 1)} \left( \frac{E t_c^3}{12(1 - \nu^2)} - \mathcal{D}_p(\rho = 1) \right) \quad (2.21)$$

### 2.4.3.3 Distribution d'épaisseur

En remplaçant  $t$  par  $t(\rho)$  dans l'équation (2.7), et à l'aide des expressions (2.19), (2.20) et (2.21) on exprime la distribution d'épaisseur en fonction de  $\mathcal{D}(\rho)$  :

$$t(\rho) = \left[ \frac{12(1 - \nu^2)}{E} \mathcal{D}(\rho) \right]^{\frac{1}{3}}, \quad \mathcal{D}(\rho) \geq 0 \quad (2.22)$$

## Conclusions sur le modèle analytique

Les calculs analytiques basés sur la théorie des plaques minces ont permis de définir les conditions de charges et variations d'épaisseurs nécessaires pour obtenir une flexion du miroir correspondant à l'inverse de sa forme sphérique finale. Cependant, beaucoup de détails mécaniques n'ont pas été pris en compte. Dans la pratique, on ne considère pas un rayon d'appui mais une surface, afin d'éviter de générer une contrainte infinie. Cette modification locale aura une influence sur la flexion de la pièce. De même, les effets de coque dus à la courbure de la pièce n'ont pas été considérés et ont une influence qui sera caractérisée par les analyses FEA dans la section suivante.

## 2.5 Application au cas du miroir secondaire du VLT

A l'aide des équations précédemment établies et des paramètres du VLT-DSM, nous allons établir une variation d'épaisseur du substrat à polir sous contraintes. Cette distribution d'épaisseur sera optimisée à l'aide des éléments finis et des analyses spectrales développées au chapitre 1. L'analyse d'aplanissement des erreurs de surfaces dues aux déformations est évaluée, permettant de valider la solution proposée.

### 2.5.1 Définition géométrique du modèle

Le miroir secondaire en Zerodur du VLT possède les caractéristiques suivantes :

- Diamètre externe  $b = 1120.00$  mm
- Rayon de courbure de la face convexe  $R_a = 4553.57$  mm
- Constante Conique  $K = -1.66926$
- Module d'Young  $E = 90600$  MPa
- Coefficient de Poisson  $\nu = 0.243$

La sphère qui interpole au mieux cette surface a pour rayon de courbure  $R_s = 4575.312$  mm.

Un première étape a permis de définir la géométrie du miroir qui permettra d'éviter au mieux les effets de bord lors de la déformation et lors du polissage. Une première estimation des effets de bords nous a menés à fixer un diamètre du miroir supérieur de 30mm au diamètre nominal de la lame finale, soit 1150.00mm. Les premiers calculs d'élasticité définissant le profil d'épaisseur du miroir ont été menés à partir de ce diamètre. Dans un second temps, nous avons du utiliser un miroir au diamètre réduit, et définir un nouveau profil d'épaisseur pour le miroir. Ce nouveau profil donne des performances légèrement moins bonnes que la première solution, avec des défauts localisés sur le bord du miroir.

#### 2.5.1.1 Cas de la zone interne

Dans un premier temps, nous estimons l'erreur introduite sur la flexion, due à l'omission des termes d'ordres supérieurs. La figure 2.13 de gauche présente la variation de cette erreur en fonction du rayon d'appui  $r_i$ . On notera une erreur de l'ordre de 50nm pour un rayon d'appui de  $r_i = 400$  mm. Ceci correspond à une erreur de basse fréquence spatiale acceptable au regard des spécifications.

Dans un deuxième temps, les paramètres du miroir nous permettent de définir  $q$  en fonction de l'épaisseur au centre  $t$  pour un rayon  $r_i$  donné. La valeur de  $r_i$  est fixée par le rayon externe de la pièce. Pour un rayon externe  $r_e = 575.00$  mm on obtient un rayon d'appui  $r_i = 386.64$  mm. La courbe  $q(t)$  est représentée sur la figure 2.13 à droite. Ceci permet de déterminer des bornes pour l'épaisseur de départ et la charge appliquée, autour de 30mm et 0.3 atmosphères. Ces valeurs seront affinées par la suite avec l'analyse numérique en fonction des contraintes générées dans le matériau et de la flexion obtenue.

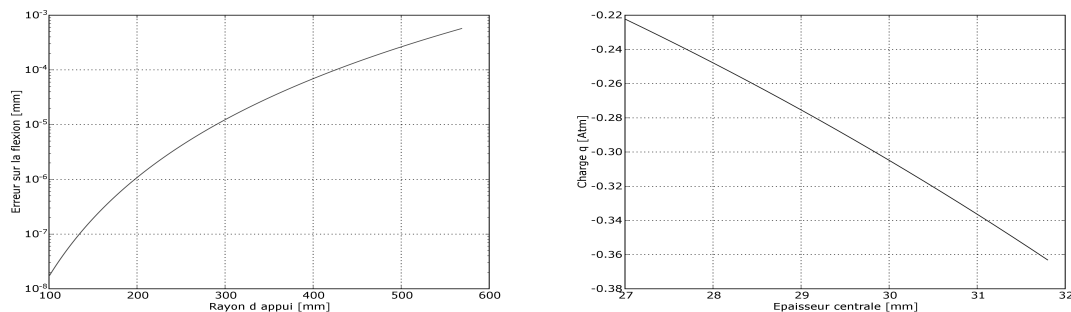


FIG. 2.13 – *Gauche* : variation de l'erreur sur la zone interne en fonction du rayon  $r_i$ . *Droite* : variation de la charge  $q$  à appliquer sur la zone centrale en fonction de l'épaisseur  $t$  au centre, pour un rayon d'appui  $r_i = 386.64$  mm.

La figure 2.14 superpose  $Z_{flex}$  avec la flexion  $w$  obtenue pour une plaque en appui simple en  $r = r_i$ , soumise à une charge  $q$  pour une épaisseur centrale  $t_c = 30.00\text{mm}$ , et soumise à un moment de flexion  $M_{r_i}$ . On retrouve cet écart de  $50\text{nm PtV}$ . Cet écart sera minimisé à l'aide des simulations FEA.

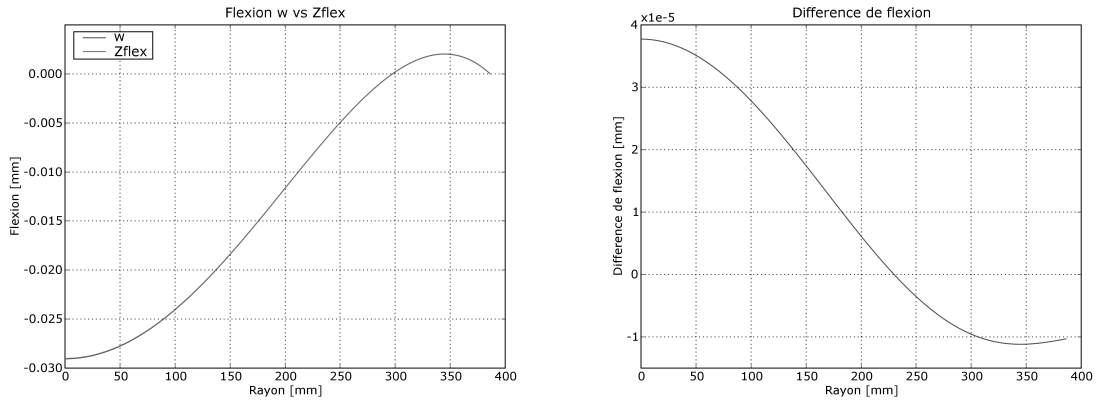


FIG. 2.14 – *Gauche* : Flexion  $w$  de la zone interne selon l'équation (2.12) et flexion  $Z_{flex}$  désirée. *Droite* : Comparaison des deux flexions. L'erreur est de  $50\text{ nm PtV}$ .

### 2.5.1.2 Cas de la zone externe

Les paramètres définis dans la section précédente permettent de calculer la distribution d'épaisseur de la zone externe, nécessaire afin d'obtenir une flexion correspondante à  $Z_{flex}$ . Nous représentons sur la figure 2.15 l'épaisseur du miroir, zone interne et externe comprises, c'est à dire du centre au bord. La zone interne est d'épaisseur constante, la zone externe est d'épaisseur variable le long du rayon du miroir. En bas est représenté le profil associé, prenant en compte la courbure initiale de la pièce.

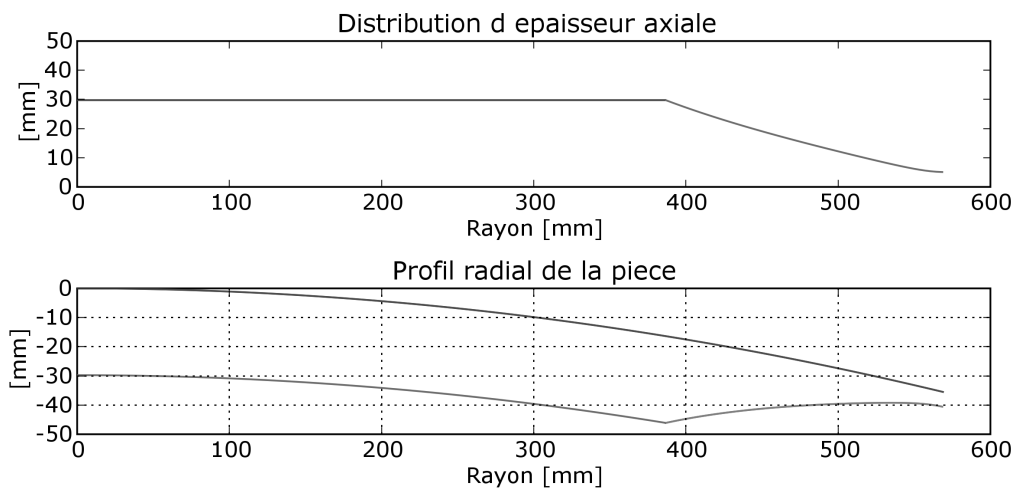


FIG. 2.15 – Distribution d'épaisseur radiale de la pièce.  $r_i = 386.64\text{ mm}$ ,  $r_e = 575.0\text{ mm}$ , épaisseur centrale  $t_c = 30.00\text{mm}$ , charge uniforme  $q = 0.0305\text{MPa}$

## 2.5.2 Analyses par éléments finis

Le modèle analytique utilise la théorie des plaques minces pour déterminer le profil d'épaisseur. Ce calcul met en jeu des approximations qui ont des répercussions sur le résultat final. En effet, les effets de coque, dus à la courbure de la pièce, ne sont pas pris en compte. De plus, les effets locaux dus par exemple à l'appui sur une couronne ne sont pas maîtrisés par le calcul analytique. Ces effets engendrent des écarts de flexions qui seront trop importants au regard des spécifications de qualité de surface. L'analyse par éléments finis permet d'identifier les zones critiques et d'ajuster le profil d'épaisseur en fonction des résultats. La correction a été effectuée localement par itérations successives. Nous présentons ici les résultats après modification du profil d'épaisseur permettant d'obtenir une flexion de la pièce correspondant à la qualité requise.

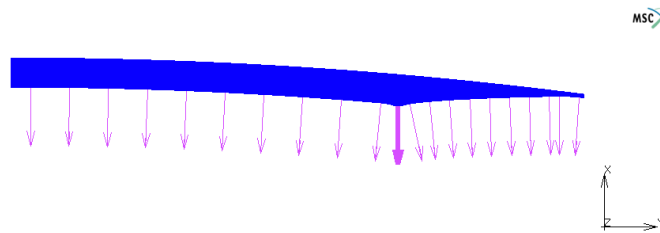
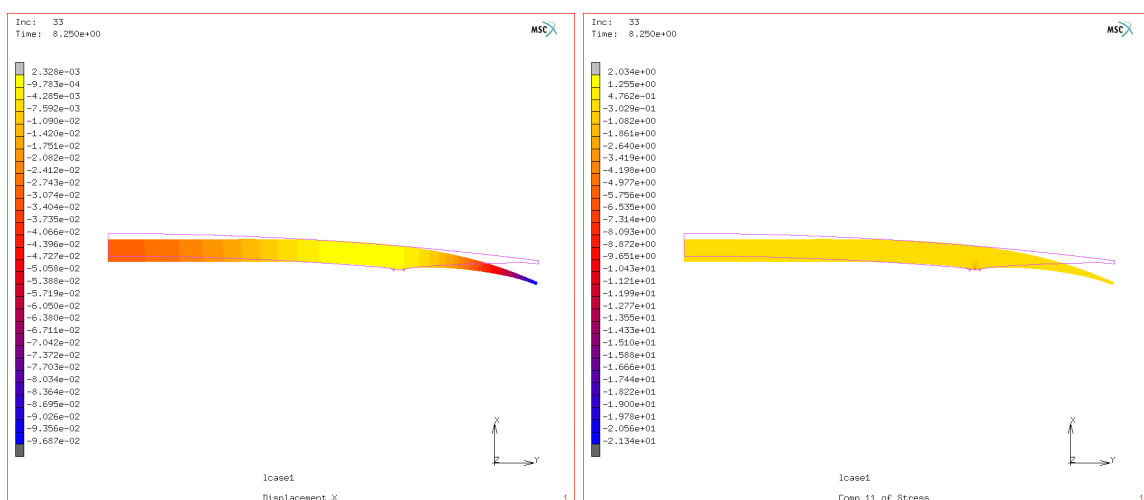


FIG. 2.16 – Vue du modèle axisymétrique. La charge appliquée est de 0.033MPa.

L'analyse axisymétrique non linéaire par élément finis compte 60.067 éléments quadrangles quadratiques, soit 182.582 nœuds au total sur une demi section de la pièce. Le modèle est présenté sur la figure 2.16. La pièce repose sur un corps rigide représentant le plateau de polissage en acier. La charge appliquée  $q$  est de 0.033MPa soit environ un tiers d'atmosphère, ce qui correspond aux premières estimations du 2.5.1.1.

### 2.5.2.1 Répartition des contraintes lors de la déformation

Le substrat déformé étant en Zerodur, il est important de vérifier que le matériau travaille dans un domaine de contraintes inférieur à sa limite de rupture [Schott 2004]. Sur la figure 2.17 sont représentées les répartitions de contraintes dans les directions principales lors de la déformation de la pièce. Les valeurs positives correspondent aux contraintes en tension, les valeurs négatives aux contraintes en compression. La valeur maximale des contraintes en tension de la pièce est en-deçà de 5MPa, ce qui signifie que le matériau travaille sous la limite élastique (8-10MPa) pendant le polissage sous contraintes.



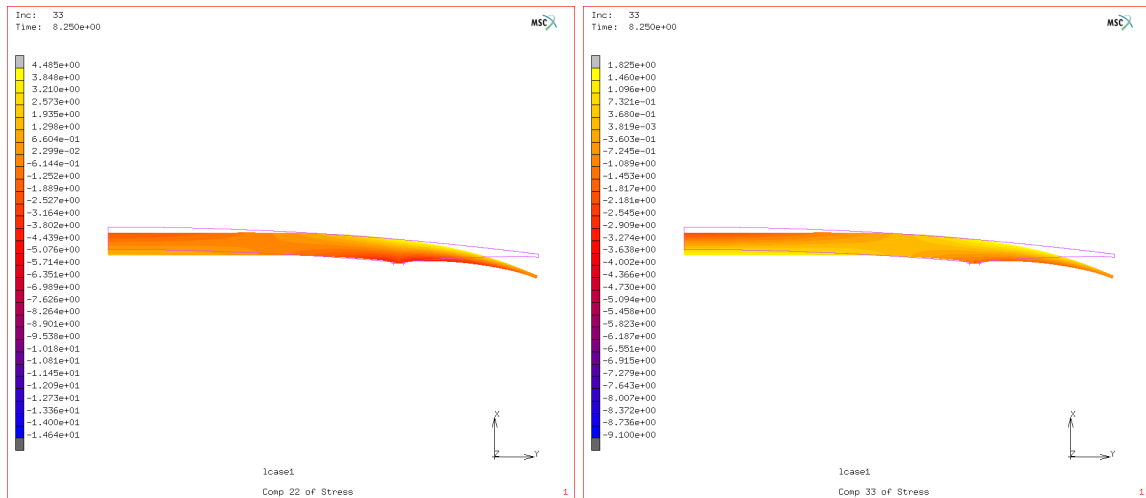


FIG. 2.17 – *Haut Gauche* : Déplacements axiaux en [mm]. *Haut Droite* : Répartition des contraintes selon la première direction principale  $C_{11}$  ou  $C_{xx}$  ([MPa]). *Bas Gauche* : Répartition des contraintes selon la deuxième direction principale  $C_{22}$  ou  $C_{yy}$  ([MPa]). *Bas Droite* : Répartition des contraintes selon la troisième direction principale  $C_{33}$  ou  $C_{zz}$  ([MPa]). La contrainte en tension maximale n'excède pas les 5MPa. Le matériau travaille donc sous sa limite élastique ou limite de rupture.

### 2.5.2.2 Écarts de flexion - Projection et PSD

La courbe de gauche sur la figure 2.18 présente la flexion de la pièce superposée à la flexion désirée. Le figure de droite montre l'écart entre les deux courbes. L'erreur RMS de la flexion est égale à 300.75nm RMS. Cet écart de flexion doit être analysé en termes d'aberrations optiques. Dans ce but, cette courbe d'erreur est projetée sur la base des polynômes de Zernike radiaux. Sur la figure 2.19 sont affichées la courbe d'erreur et la courbe d'interpolation associée (gauche), ainsi que le résidu d'interpolation (droite) pour  $n = 30$ . L'erreur résiduelle RMS de l'interpolation vaut 1.47nm RMS. Les résultats de la projection sont donnés dans la table de la figure 2.20.

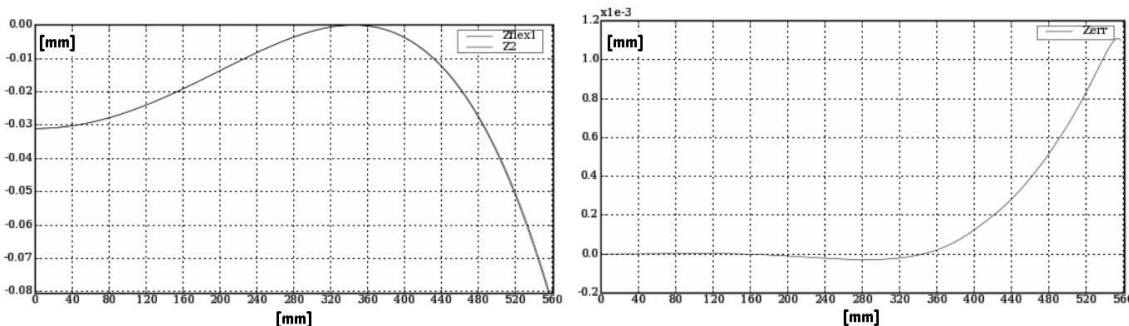


FIG. 2.18 – *Gauche* : Superposition de la flexion donnée par le calcul par éléments finis avec la flexion désirée. Si les deux courbes sont quasiment superposées, il reste néanmoins un écart de flexion *Droite* : Écart de flexion  $Z_{err}$ .

Nous pouvons afficher l'erreur cumulée RMS de l'erreur de flexion en fonction de l'échelle spatiale de Zernike  $d$ . Les résultats sont affichés sur la figure 2.20. Il apparaît clairement que la fonction de déformation ajoutée à la surface optique n'introduit pas de défauts de surface supérieurs aux erreurs corrigibles par

le système d'AO. De plus, ce résultat démontre clairement que la déformation n'introduit pas de hautes fréquences spatiales, ce qui était l'hypothèse de départ.

Cette analyse est confirmée par l'étude de la PSD des défauts de surface associés aux écarts de flexion. La décomposition de l'erreur de flexion sur la base de Zernike a été effectuée pour l'erreur radiale. Nous pouvons, à partir de cette décomposition, générer la carte de phase de l'erreur de flexion pour la surface de la pièce. Ceci nous permet d'étudier la moyenne azimutale de la PSD des défauts de phase dus aux écarts de flexion lors du polissage. La comparaison avec la courbe des spécifications est donnée sur la figure 2.21. Avec une marge de 3 décades, il apparaît clairement que la qualité de surface du miroir ne sera pas limitée par le principe de polissage sous contrainte.

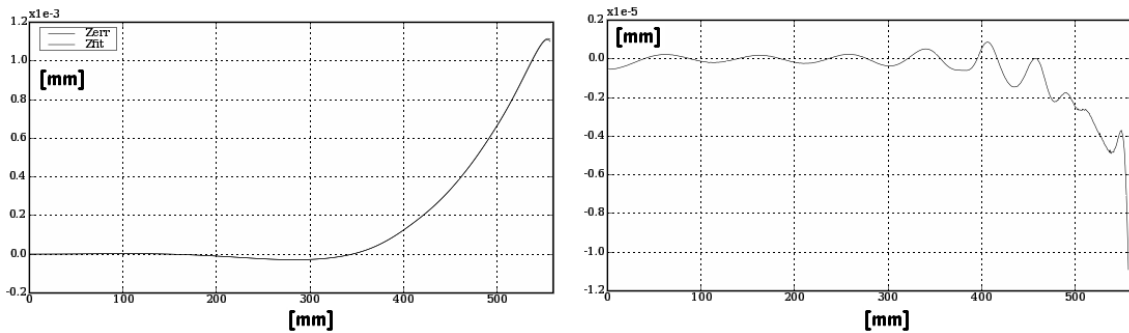


FIG. 2.19 – *Gauche* : Superposition de la courbe d'erreur et de la courbe d'interpolation issue de la projection sur la base de Zernike. *Droite* : Résidu d'interpolation pour un ordre radial  $n = 30$ . La valeur RMS du résidu est de 1.47nm RMS.

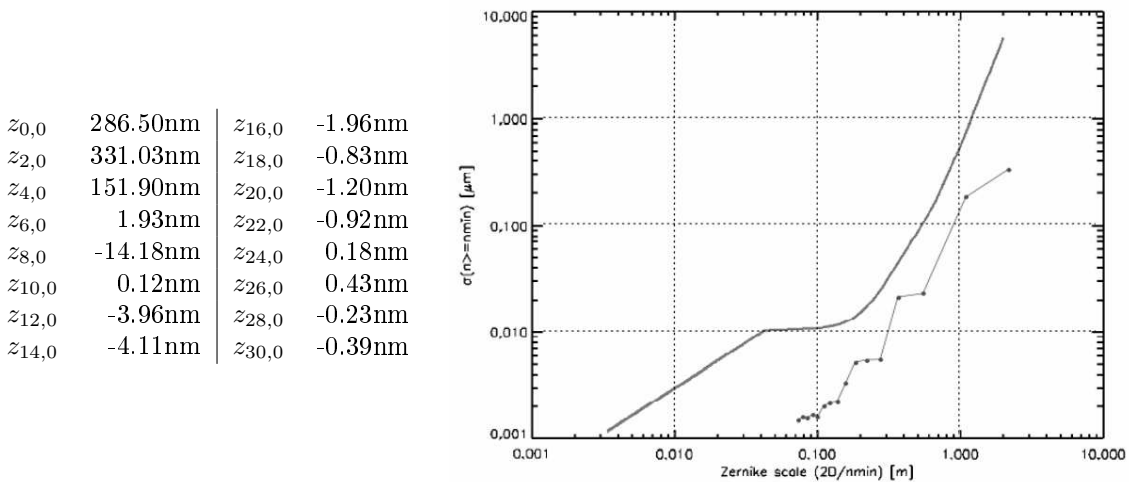


FIG. 2.20 – Erreurs de surface RMS cumulées en fonction de l'ordre radial de Zernike minimal  $n_{min}$ . Comparaison avec la courbe de spécifications 2.10. Il apparaît clairement que la fonction de déformation n'introduit pas d'erreurs de surface supérieures aux erreurs maximales corrigibles par le système d'AO. De plus, la déformation n'introduit aucune haute fréquence spatiale sur la surface.

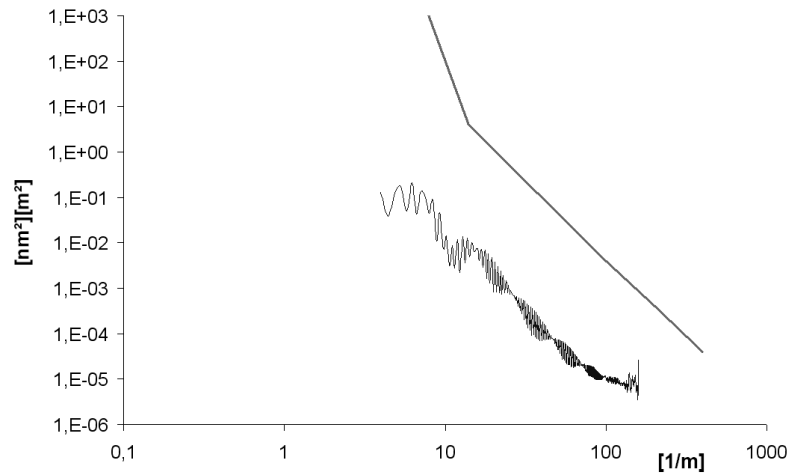


FIG. 2.21 – Comparaison de la PSD des erreurs de surface associés au défauts flexion sur le miroir durant le polissage et de la spécification. Avec une marge de 3 décades, il apparaît clairement que la qualité de surface du miroir ne sera pas limitée par le principe de polissage sous contrainte.

### 2.5.2.3 Analyse d'aplanissement des erreurs de flexions par le système d'AO

La décomposition de l'erreur de flexion sur la base de Zernike a été effectuée pour l'erreur radiale. Nous avons, à partir de cette décomposition, généré la carte de phase de l'erreur de flexion pour la surface de la pièce. Cette carte de phase nous permet d'utiliser le programme d'analyse d'aplanissement qui a été développé par A. Riccardi & M. Xompero, et mis à disposition des fabricants afin de pouvoir contrôler la qualité de la pièce en fabrication. Les résultats sont affichés sur les figures 2.22 et 2.23. On constate que les résidus d'aplanissement sont inférieurs au seuil de 9.6nm RMS, avec une valeur totale de 7.30nm RMS. Le seuil est atteint dès la correction d'un centaine de modes sur les 1176 possibles. De plus, les résidus sont localisés principalement au bord de la pièce. La force totale nécessaire à la correction des erreurs de surface venant des erreurs de flexion est égale à 2.67 E-02N, soit un quart du seuil de 0.1 N acceptable.

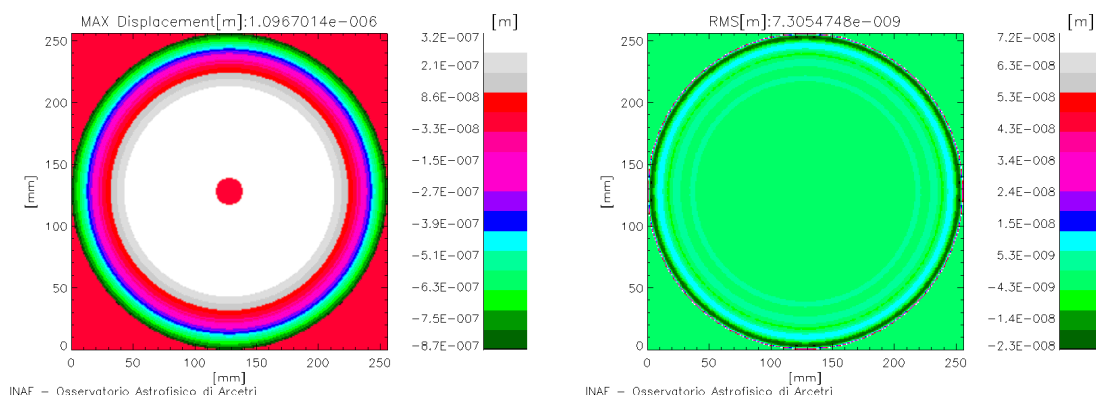


FIG. 2.22 – *Gauche* : Figure d'interpolation de la carte de phase des erreurs de surface correspondant aux erreurs de flexion. *Droite* : Position des erreurs résiduelles après aplanissement des erreurs de surface correspondant aux erreurs de flexion.

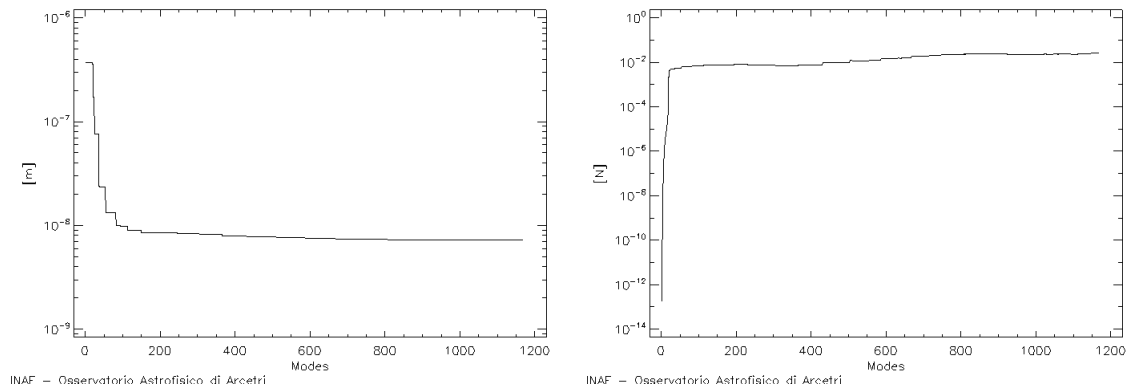


FIG. 2.23 – *Gauche* : Valeurs RMS des erreurs résiduelles de position, en fonction du nombre de modes corrigés. *Droite* : Amplitude de la force nécessaire à la correction des erreurs de surface correspondant aux erreurs de flexion, en fonction du nombre de modes corrigés.

## Conclusions sur la technique proposée

Plusieurs résultats ont été démontrés par les analyses précédentes :

- La technique d'optique active basée sur le polissage sous contraintes est capable de produire une surface asphérique correspondant à la forme du miroir secondaire du VLT actuel,
- Les contraintes appliquées à la pièce épaisse lors du polissage sous déformation sont inférieures à la limite élastique du Zerodur,
- Les erreurs introduites sur la surface optique, dues à des erreurs de la flexion de la pièce, sont en dessous du seuil des erreurs de surface statiques que le système d'AO peut compenser,
- les 1170 actionneurs magnétiques sont capables de corriger ces erreurs statiques. Le résidu de correction est inférieur à 9.6nm RMS, ce qui signifie que ces erreurs ne vont pas compromettre les corrections par optique adaptative dans des conditions de seeing optimal.

La technique proposée est donc valide et peut être utilisée pour le polissage de la surface asphérique du miroir secondaire déformable.



## 2.6 Réalisation de la lame mince

Cette section présente les phases de réalisation de la lame mince à partir des calculs et caractérisations menés précédemment. La distribution d'épaisseur a été usinée selon le profil défini en table ?? de gauche, donnée en fin de chapitre. Le diamètre total de la pièce ayant dû être réduit, le profil d'épaisseur a été modifié. En sortie d'usinage, le profil mesuré correspond à la table ?? de droite. Le nouveau profil est modélisé et caractérisé à partir de l'analyse fréquentielle des erreurs de flexion, démontrant ainsi deux résultats : 1) le nouveau profil permet d'obtenir une flexion de la pièce valable par rapport aux spécifications analytique, 2) les défauts d'usinage locaux n'ont pas de répercussion sur la flexion locale du miroir et ne génèrent pas de hautes fréquences spatiales. La pièce étant en cours de polissage, les résultats finaux de surfacage seront publiés à la fin de l'opération.

### 2.6.1 Usinage de la pièce initiale

En sortie d'usinage, la pièce (*cf* figure 2.24) a un diamètre extérieur de  $1137.9\text{mm} \pm 0.1\text{mm}$ . La qualité d'usinage est fournie dans le PV de contrôle en référence [SESO-PV 83535]. La réduction du diamètre nous a amenés à définir un nouveau profil d'épaisseur. Il en résulte un effet de bord qui se traduit par un défaut fréquentiel localisé, comme illustré sur la figure 2.25.

La performance attendue est toujours valide par rapport aux spécifications analytiques. Cependant, les résultats des simulations numériques sont légèrement dépassés en moyennes fréquences. La correction par AO des erreurs de surface prévues laisse un résidu de  $25\text{nm RMS}$ , principalement localisé aux bords du miroir (*cf* figure 2.26).

On notera que les défauts locaux d'usinage de la face arrière de la pièce n'ont pas de répercussion sur la déformation de la face optique. Ceci sous-entend que la difficulté d'asphérisation d'un miroir peut être reportée sur la réalisation mécanique d'un profil d'épaisseur, avec des tolérances totalement différentes de l'ordre de la dizaine de  $\mu\text{m}$ , et non plus du  $\text{nm}$ . Les défauts micrométriques de la face arrière seront invisibles durant la phase de polissage, car les perturbations qu'ils génèrent sont absorbées dans l'épaisseur du matériau.

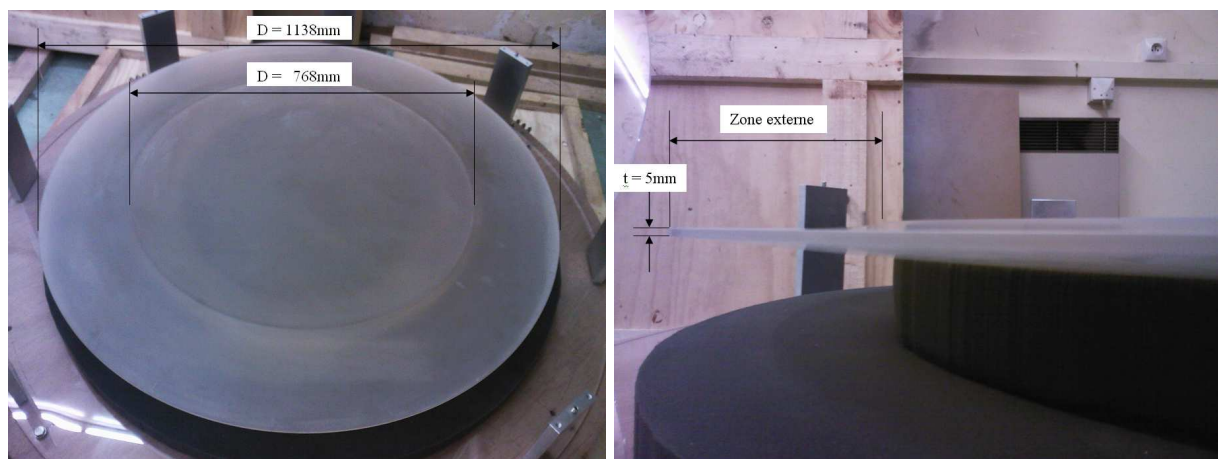


FIG. 2.24 – Photos du substrat en Zerodur après usinage du profil d'épaisseur. Sur la photo de gauche, on distingue la couronne d'appui délimitant les zones interne et externe. Sur la droite on distingue le profil de la zone externe et son bord mince. (Usinage SESO)

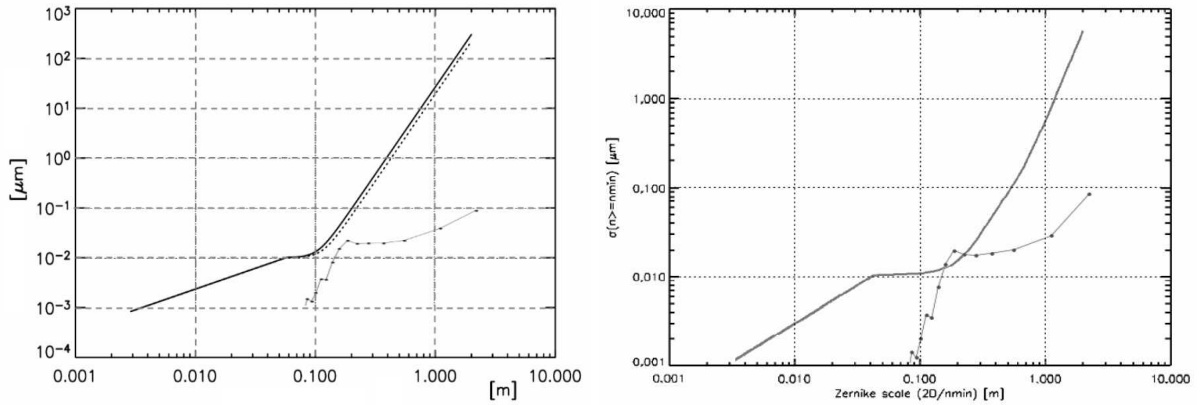


FIG. 2.25 – Comparaison de l'erreur de surface RMS cumulée avec l'enveloppe analytique (*Gauche*) et l'enveloppe numérique (*Droite*). Il apparaît un défaut fréquentiel localisé autour du diamètre 200mm, soit  $5m^{-1}$ .

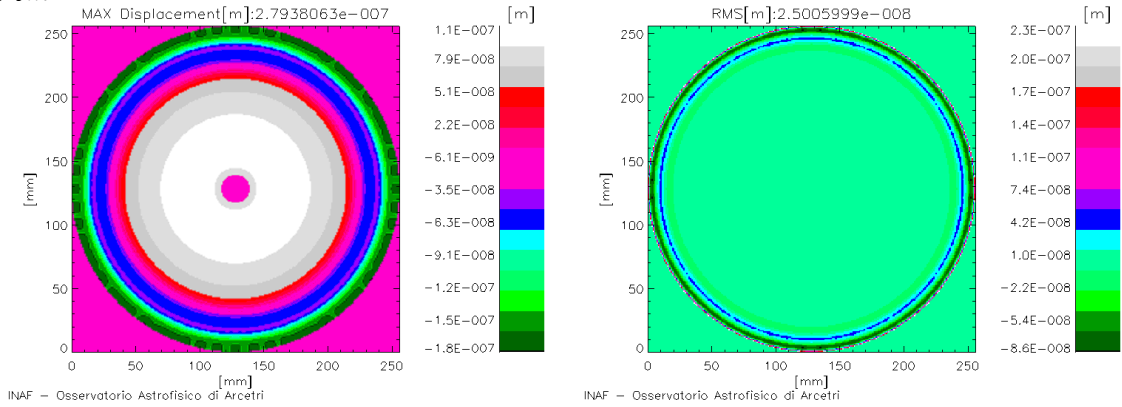


FIG. 2.26 – *Gauche* : Figure d'interpolation de la carte de phase des erreurs de surface correspondant aux erreurs de flexion. *Droite* : Position des erreurs résiduelles après aplanissement des erreurs de surface correspondant aux erreurs de flexion.

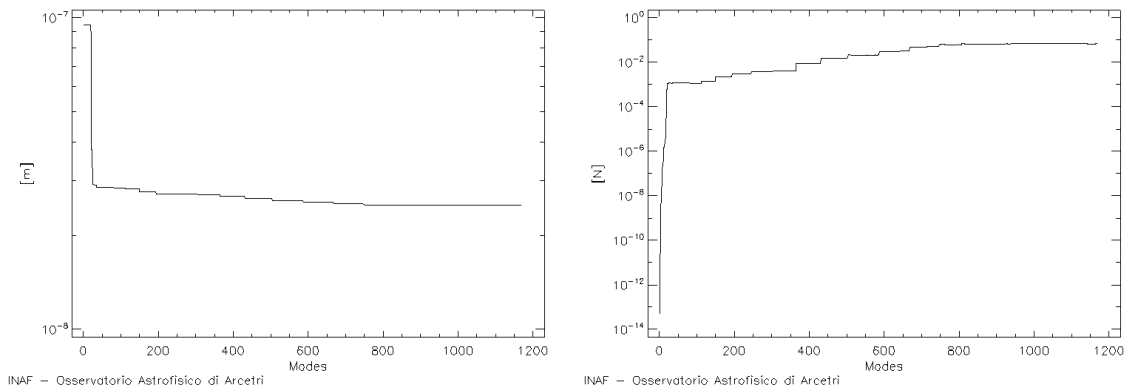


FIG. 2.27 – *Gauche* : Valeurs RMS des erreurs résiduelles de position, en fonction du nombre de modes corrigés. *Droite* : Amplitude de la force nécessaire à la correction des erreurs de surface correspondant aux erreurs de flexion, en fonction du nombre de modes corrigés.

### 2.6.2 Machine de polissage

Une machine de polissage dédiée à l'Optique Active a été mise au point afin de permettre le polissage sous dépression de pièces optiques allant jusqu'à 1.6m de diamètre. Plusieurs étapes de mise en place sont nécessaires avant de pouvoir entamer l'opération finale de polissage :

- le plateau sur lequel repose la pièce doit être surfacé afin d'obtenir sur la zone de contact une qualité optique. La zone doit être de révolution afin d'éviter les déformations non-axisymétriques durant le polissage.
- le substrat doit être rodé sur le plateau. En effet, l'usinage de la zone d'appui n'est pas parfaitement axisymétrique, ce qui pourrait introduire des défauts de basses fréquences de l'ordre de la dizaine de  $\mu\text{m}$ , correspondant à la qualité d'usinage mécanique.
- la lame est prisonnière d'une bague d'étanchéité le long du bord. Cette bague ne doit pas introduire de forces ou moments afin de ne pas perturber la flexion de la pièce. Le joint d'étanchéité est prévu à cet effet.

La photo 2.28 présente la machine de 1.6m durant l'opération de surfacage du plateau. On utilise un outil annulaire permettant de surfacer la zone de contact, pour avoir une surface de révolution. Cette opération est aussi un rodage de la machine elle-même permettant d'optimiser son fonctionnement avant le polissage du miroir.

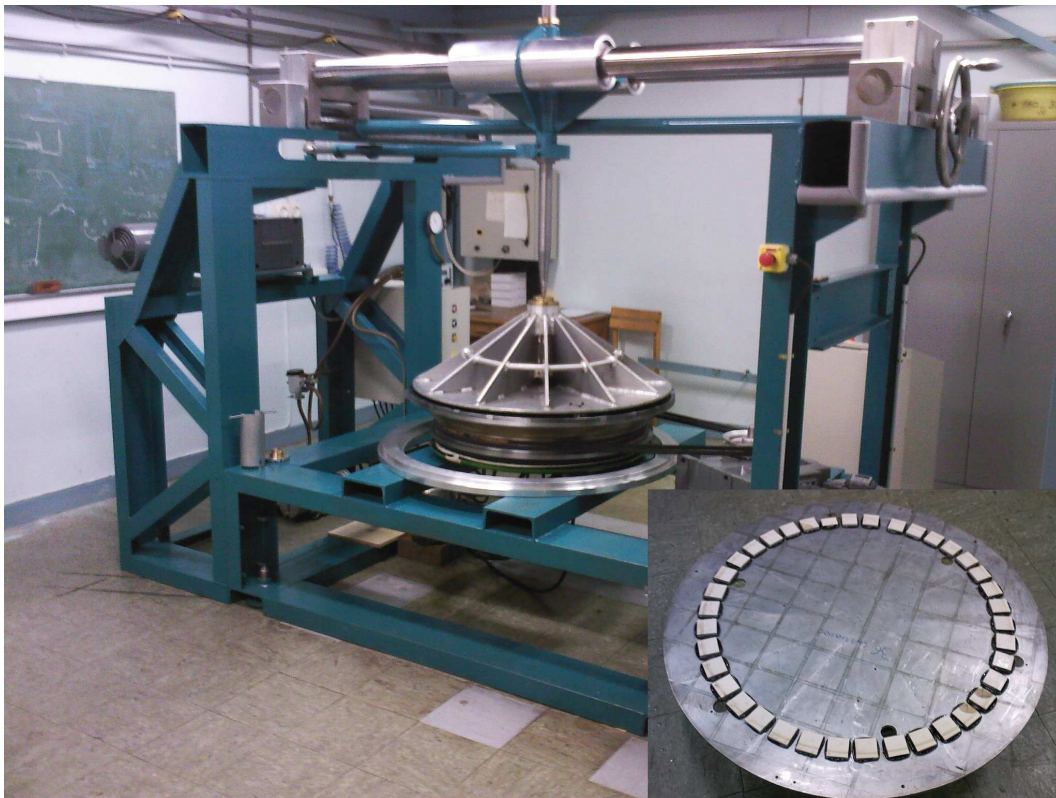


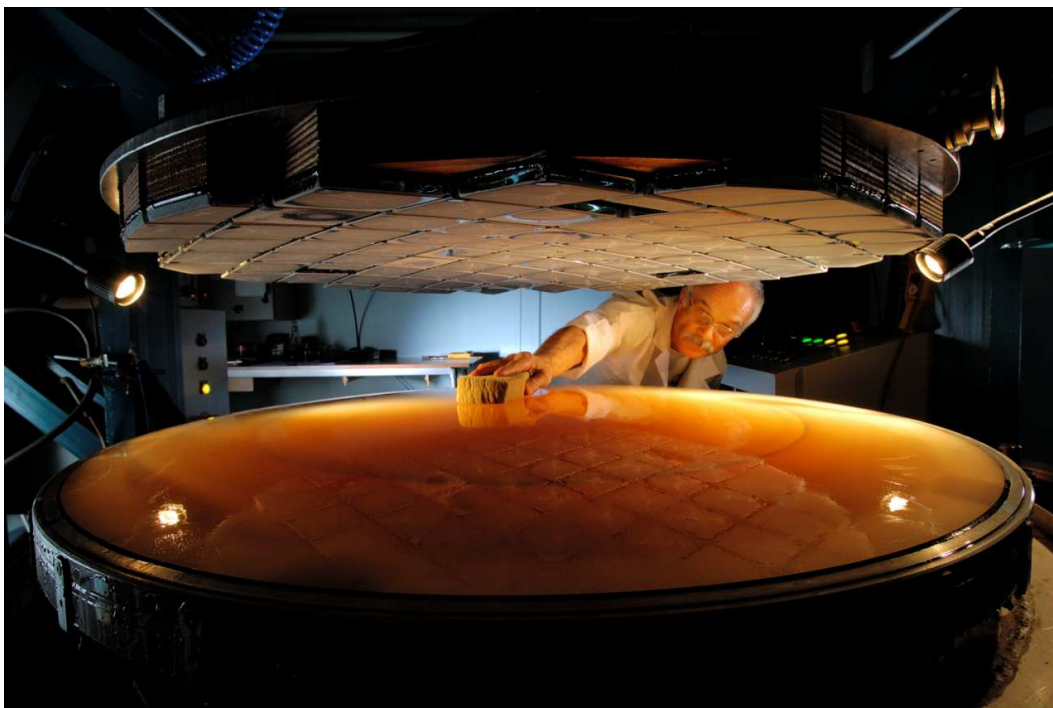
FIG. 2.28 – Machine de polissage de 1.6m durant l'opération de rodage du plateau par un outil annulaire.

## Conclusions sur la lame mince

Le procédé de fabrication d'une lame mince asphérique de 1.1m de diamètre pour 2mm d'épaisseur, basé sur le polissage sous contraintes, a été détaillé dans ce chapitre depuis la définition des étapes jusqu'à la phase de réalisation. L'intérêt de cette technique est de produire une surface d'excellente qualité en hautes fréquences spatiales grâce à l'emploi d'outils pleine taille sphériques. L'asphérisation de la surface optique est obtenue pendant le polissage de la pièce encore épaisse. La théorie de l'élasticité a permis de définir une variation d'épaisseur radiale permettant d'obtenir son hyperbolisation par dépression en fonction des paramètres du miroir final. Cependant, ces calculs analytiques ne prennent pas en compte les modifications locales de la géométrie de la pièce qui ont une influence sur le résultat recherché.

Dans le cadre de la réalisation d'une lame mince pour le VLT-DSM, le profil d'épaisseur a été optimisé à partir des analyses par élément finis, afin d'atteindre une qualité de déformation meilleure que la qualité optique demandée pour la pièce finale. La projection de la déformation sur la base de Zernike décrivant les aberrations optiques a permis d'effectuer une analyse spectrale de la déformation afin de valider la technique proposée. De plus, l'étude de l'aplanissement des erreurs de polissage a été effectuée permettant de prouver là aussi la validité des calculs analytiques et numériques.

Suite à une réduction du diamètre du substrat en Zerodur, le profil a dû être recalculé. Si des effets de bord sont apparus, perturbant la qualité de la déformation, celle-ci reste néanmoins valide en comparaison des spécifications analytiques. Une machine de polissage de 1.6m de diamètre dédiée au polissage sous dépression a été mise en œuvre pour la réalisation notamment de cette pièce. Le miroir est maintenu dans une bague d'étanchéité le long du bord. La pièce est actuellement en cours de polissage et les tests interférométriques seront obtenus à la fin 2007. L'amincissement jusqu'à l'épaisseur finale de 2mm ainsi que le débordage au diamètre utile sont prévus pour le début 2008, pour une livraison finale de la pièce fin 2008.



*Surfaçage de la lame mince*