



HAL
open science

Modélisation du lissage de défauts sur les optiques asphériques de photolithographie : approche par éléments discrets

Antoine Goupil

► **To cite this version:**

Antoine Goupil. Modélisation du lissage de défauts sur les optiques asphériques de photolithographie : approche par éléments discrets. Autre. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2013. Français. NNT : 2013ENAM0023 . pastel-00871688

HAL Id: pastel-00871688

<https://pastel.hal.science/pastel-00871688>

Submitted on 10 Oct 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.

École doctorale n° 432 : Science des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité “ Mécanique - Matériaux ”

présentée et soutenue publiquement par

Antoine GOUPIL

le 05 juillet 2013

Modélisation du lissage de défauts sur les optiques asphériques de photolithographie : approche par éléments discrets

Directeur de thèse : **Ivan IORDANOFF**

Co-encadrement de la thèse : **Jean-Luc CHARLES**

Jury

M. Gilles REGNIER, Professeur, PIMM, Arts et Métiers ParisTech
M. Luc CHEVALIER, Professeur, Laboratoire MSME, Université Paris-Est
M. Jérôme FORTIN, Professeur, LTI, Université de Picardie Jules-Verne
M. Jean-Luc CHARLES, Maître de Conférences, I2M, Arts et Métiers ParisTech
M. Bruno FAYOLLE, Maître de Conférences, PIMM, Arts et Métiers ParisTech
M. Ivan IORDANOFF, Professeur, I2M, Arts et Métiers ParisTech
M. Jérôme NEAUPORT, Ingénieur de Recherche, CEA-CESTA
M. André RINCHET, Ingénieur, SAFRAN Reosc

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur

**T
H
È
S
E**

REMERCIEMENTS

Ce travail de thèse s'est déroulé dans le cadre d'une thèse CIFRE entre le Laboratoire Matériaux Endommagement Fiabilité et Ingénierie des Procédés (LAMEFIP), qui fait depuis partie de l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie (I2M), et la société SAFRAN Reosc.

Je tiens tout d'abord à remercier chaleureusement mon directeur de thèse Ivan Iordanoff, mon co-encadrant Jean-Luc Charles et mon encadrant industriel André Rinchet. Merci pour votre confiance. Votre enthousiasme, votre curiosité, votre implication et vos conseils avisés ont été des moteurs importants durant ces trois années.

Je voudrais également remercier Luc Chevalier et Jérôme Fortin d'avoir accepté d'être rapporteurs de mes travaux. Merci à Bruno Fayolle, Jérôme Néauport et Gilles Regnier d'avoir accepté de faire partie de mon jury.

Merci beaucoup à Jean-Marie, Gilles, Stéphane, Thierry pour les discussions toujours enrichissantes, Bruno pour son aide précieuse dans le labyrinthe qu'est le PIMM, Fred pour son aide sur ANSYS et Grégoire pour son aide concernant l'analyse systématique des résultats expérimentaux chez Reosc.

Merci à tous les doctorants et post-doctorants de l'I2M, mes séjours furent courts mais agréables. Un grand merci à Olivier et sa femme Lingo pour leur gentillesse, à la bande de becs à foins du bureau méthodes Phiphi, Adrien, les Patrick, Titi, Albert, Grégoire, Florian et Romain, Jean-Marc, Karell, Jean-Marie et David. Quelle ambiance ! Je tiens à remercier aussi mes compagnons de galère en RER Houcine, Justine et Emmanuelle pour toutes les discussions relaxantes après de dures journées de travail.

D'une manière générale, merci à toutes les personnes chez Reosc et à l'I2M qui ont rendu cette thèse possible.

Je souhaiterais enfin remercier ma famille de m'avoir soutenu et aidé tout au long de ces trois ans, mais aussi pour avoir essayé tant bien que mal de comprendre ce que je faisais ! Merci à Hyohye et Aram de m'avoir si bien accueilli dans ma nouvelle famille.

Les mots me manquent pour remercier mon extraordinaire femme Seungmin, ton amour et ta présence à mes côtés me donne la force de toujours continuer, même dans les moments difficiles. Je voudrais dédier cette thèse à ton père Youngsup, que j'aurais aimé rencontrer.

Table des matières

Table des matières	iii
Table des figures	vii
Liste des tableaux	xv
1 Introduction	1
1.1 La photolithographie en microélectronique	1
1.2 Pouvoir de résolution des optiques de projection	2
1.2.1 Longueur d'onde de la source	3
1.2.2 Facteur k_1	3
1.2.3 Ouverture numérique	3
1.2.4 Lentilles asphériques	4
1.3 Contexte de la thèse	5
1.4 Plan de la thèse	7
2 Fabrication optique	9
2.1 Caractérisation des surfaces optiques	10
2.1.1 Fréquences spatiales	10
2.1.2 PTV et RMS	11
2.1.3 Polynômes de Zernike	12
2.1.4 Densité de puissance spectrale (PSD)	15
2.1.5 Ondelettes	16
2.2 Mesure des surfaces optiques	17
2.2.1 Mesure des BF et MF	18
2.2.2 Mesure des HF	21

TABLE DES MATIÈRES

2.2.3	Synthèse	22
2.3	Procédés de polissage	22
2.3.1	Contrôle de l'enlèvement matière	22
2.3.2	Ébauchage	24
2.3.3	Doucissage	25
2.3.4	Polissage magnéto-rhéologique	26
2.3.5	Lissage	28
2.3.6	Usinage ionique	31
2.3.7	Synthèse	32
2.4	Mise en œuvre industrielle du procédé de lissage	33
2.4.1	Rappel des objectifs	33
2.4.2	Lissage sphérique	34
2.4.3	Lissage asphérique	36
2.4.4	Problématique	38
2.4.5	Les outils de lissage asphérique	38
2.4.6	Modélisation du lissage	44
2.4.7	Importance de la poix de polissage	49
2.5	Conclusion	50
2.5.1	Synthèse	50
2.5.2	Étude menée	51
3	Modélisation de la poix	53
3.1	Viscoélasticité	54
3.1.1	Définition - mise en évidence expérimentale	54
3.1.2	Origine moléculaire	56
3.1.3	Influence de la température	57
3.2	État de l'art des connaissances sur la poix	58
3.2.1	Définition	58
3.2.2	Constituants et procédé de fabrication	58
3.2.3	Microstructure	59
3.2.4	Comportement	60
3.3	Caractérisation du comportement mécanique	61
3.3.1	Analyse mécanique dynamique	61
3.3.2	Principe de superposition temps – température	64
3.4	Résultats expérimentaux	65
3.4.1	Dispositif expérimental	65
3.4.2	Résultats	70
3.4.3	Analyse des résultats	73

3.5	Modélisation de la poix	79
3.5.1	Choix de la méthode de modélisation	79
3.5.2	La DEM et la plate-forme de calcul GranOO	80
3.5.3	Les liaisons cohésives viscoélastiques	84
3.5.4	Création d'éprouvettes numériques	93
3.5.5	Expérience numérique de torsion	94
3.5.6	Équivalence temps – température	98
3.6	Calibration du modèle	101
3.6.1	Calculs effectués	101
3.6.2	Méthodologie de calibration	104
3.6.3	Résultats de calibration	105
3.7	Conclusion et perspectives	106
4	Modélisation multi-échelles du lissage	111
4.1	Approche multi-échelles	111
4.2	Suivi de forme	112
4.2.1	Écart de forme outil – pièce	113
4.2.2	Calculs de dimensionnement	115
4.3	Lissage	122
4.3.1	Indicateur de qualité de lissage	123
4.3.2	Résultats de fabrication	124
4.3.3	Simulation du lissage – poix synthétique	130
4.3.4	Simulation du lissage – poix naturelle	137
4.4	Synthèse	145
4.4.1	Suivi de forme	147
4.4.2	Lissage	147
4.4.3	Synoptique de choix d'outil de lissage	148
4.5	Perspectives	148
4.5.1	Suivi de forme	148
4.5.2	Lissage	149
5	Conclusion générale et perspectives	151
A	Résultats de caractérisation DMA de poix de polissage	155
A.1	Résumé	155
A.2	Poix synthétique S1	155
A.3	Poix naturelle N1	155
A.4	Mélange poix naturelles N1 / N2 (50 % - 50 %)	155

A.5	Poix naturelle N2	155
B	Modélisation des liaisons cohésives viscoélastiques	161
B.1	Résumé	161
B.2	Hypothèses	161
B.3	Géométrie du problème	162
B.4	Calcul des forces et contraintes	162
B.4.1	Liaison cohésive élastique de type poutre	162
B.4.2	Liaison cohésive visqueuse de type poutre	163
B.4.3	Liaison cohésive viscoélastique de type poutre de Kelvin – Voigt	164
B.4.4	Liaison cohésive viscoélastique de type poutre de Maxwell	164
B.4.5	Liaison cohésive viscoélastique de type poutre de Zener (SLS)	165
C	Implémentation des modèles viscoélastiques dans la plateforme de simulation DEM "GranOO"	167
C.1	Résumé	167
C.2	Calcul des vitesses de rotation	167
C.3	Validation de l'implémentation	168
C.3.1	Liaison cohésive poutre de Kelvin – Voigt	169
C.3.2	Liaison cohésive poutre de Maxwell	170
C.3.3	Liaison cohésive poutre de Zener (SLS)	172
D	Expériences numériques : condition aux limites de torsion	173
E	Expérience de lissage	175
E.1	Résumé	175
E.2	Phase de mise en contact : présentation des fichiers .input	176
E.2.1	Pré-processing	176
E.2.2	Processing	177
E.2.3	Post-processing	178
E.2.4	Conditions aux limites	178
E.3	Phase de déplacement	178
	Bibliographie	181

Table des figures

1.1	Photolithographie suivie d'une gravure. À gauche résine négative, à droite résine positive	2
1.2	Définition de l'ouverture numérique.	4
1.3	Évolution des optiques de projection.	4
1.4	Avantage des lentilles asphériques en termes d'encombrement.	5
2.1	Définition des différentes gammes de fréquences spatiales de défaut et moyens de mesure associés.	11
2.2	Définition du PTV d'une surface (vue de coupe) par rapport à la forme théorique.	11
2.3	Les premiers polynômes de Zernike tels qu'utilisés en optique (il n'y a pas de norme sur la numérotation Z_j , elle peut donc varier).	14
2.4	Exemple de décomposition de surface par transformée en ondelettes.	16
2.5	Ondelette de Ricker.	17
2.6	Machine de mesure mécanique tridimensionnelle.	18
2.7	Interféromètre de type Fizeau en configuration de mesure sphérique.	19
2.8	Principe de la mesure interférométrique d'une pièce asphérique.	20
2.9	Principe de la reconstruction de carte par couplage de zone ("stitching").	21
2.10	Création de fractures dans le verre par indentation lors de l'ébauchage.	25

TABLE DES FIGURES

2.11	Schéma de principe du doucissage.	26
2.12	Principe de fonctionnement d'une machine de MRF.	27
2.13	Exemple d'empreinte MRF sur une surface en verre (la profondeur max correspond à l'altitude 0 nm, la surface de la pièce à l'altitude 130 nm).	28
2.14	Machine de polissage traditionnel utilisée pour l'étape de lissage.	29
2.15	Schéma de principe de l'usinage ionique.	31
2.16	Évolution de l'efficacité de correction de défauts en IBF en fonction du rapport entre le diamètre du faisceau et la période des défauts.	32
2.17	Lissage naturel par frottement de deux pièces sphéroïdes l'une sur l'autre pendant une durée infinie.	34
2.18	Évolution des défauts HF en fonction de la mise en pression de l'outil.	36
2.19	Coupe d'une surface asphérique. R est le rayon de courbure et z la flèche à une distance r de l'axe optique.	36
2.20	Exemple de profil asphérique d'une lentille par rapport à sa sphère centre - bord. Asphérisation PTV = 360 μm	37
2.21	Pression de contact recherchée en cours de lissage. (gauche) Pression uniforme sur le profil asphérique (droite) Différentiel de pression important sur les défauts MF/HF.	38
2.22	Outil adaptatif passif développé à l'Université d'Arizona.	43
2.23	a) coupe de l'outil CSSP, b) motifs de poix testés dans l'étude CSSP.	45
2.24	Outil semi-flexible étudié par Mehta, Hufnagel et Reid.	45
2.25	Variables intervenant dans la définition de l'efficacité de lissage.	49
3.1	Expérience de fluage pour trois types de matériaux : a) élastique, b) viscoélastique et c) visqueux.	55
3.2	Évolution de la complaisance d'un matériau viscoélastique pendant un essai de fluage.	56
3.3	Évolution du module de relaxation d'un matériau viscoélastique pendant un essai de relaxation de contraintes.	56
3.4	Allure des courbes de déformation appliquée et de contrainte résultante lors d'une expérience de DMA.	63
3.5	Application du principe de superposition temps - température pour des mesures à trois températures $T_1 < T_0 < T_2$	64

3.6	Rheomètre Rheometric Scientific ARES utilisé.	66
3.7	Schéma du système à plateaux parallèles utilisé.	66
3.8	Schéma du système rectangulaire de torsion.	67
3.9	Éprouvette de poix synthétique S1 prête à être montée sur le rhéomètre.	68
3.10	Éprouvette de poix synthétique S1 après une dernière mise en pression sur le rhéomètre.	69
3.11	Mesure de la température dans l'éprouvette.	69
3.12	Adhérence de la poix sur les plateaux métalliques. (gauche) bonne adhérence et (droite) suspicion de mauvaise adhérence	70
3.13	Zone de viscoélasticité linéaire des poix testées.	71
3.14	Courbes maîtresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour une poix synthétique S1.	72
3.15	Facteurs de translation calculés pour une poix synthétique S1 et fit avec la loi WLF.	72
3.16	Courbes maîtresses de module dynamique à 22°C pour les différentes poix.	74
3.17	Courbes maîtresses de module de conservation à 22°C pour les différentes poix.	75
3.18	Courbes maîtresses de module de perte à 22°C pour les différentes poix.	75
3.19	Évolution de la fréquence de coupure du mélange N1-N2 en fonction du pourcentage de poix N1.	78
3.20	Constitution d'un modèle DEM de matériau continu.	81
3.21	Enchaînement des étapes de calcul lors d'un pas de temps de simulation DEM viscoélastique. En rouge sont présentées les étapes de calcul et en noir les entrées et sorties des calculs. . .	82
3.22	Organisation d'un calcul DEM avec GranOO.	83
3.23	Modèle de Burger.	85
3.24	Modèles de bases : ressort et amortisseur.	85
3.25	Modèle de Kelvin – Voigt.	85
3.26	Modèle de Maxwell.	86
3.27	Modèle SLS (modèle de Zener).	86
3.28	Allure des modules dynamiques pour les quatre modèles présentés.	87
3.29	Schéma de la géométrie d'une poutre élastique en chargement.	89
3.30	Création de liens cohésifs viscoélastiques de type Kelvin – Voigt 3D sous GranOO.	90

TABLE DES FIGURES

3.31	Création de liens cohésifs viscoélastiques de type Maxwell 3D sous GranOO.	92
3.32	Création de liens cohésifs viscoélastiques de type SLS (Zener) 3D sous GranOO.	93
3.33	Expérience de torsion réalisée.	95
3.34	Reconstruction des courbes en fréquence.	95
3.35	Évolution du moment aux extrémités de l'éprouvette en fonction du rayon.	97
3.36	Exemples de domaines discrets créés. (gauche) 1000 éléments, (centre) 5000 éléments, (droite) 15000 éléments.	97
3.37	Évolution des modules en fonction du nombre d'éléments discrets.	99
3.38	Illustration du principe d'équivalence temps – viscosité numérique.	100
3.39	Variation du module de conservation macroscopique en fonction du module élastique des liaisons cohésives.	102
3.40	Variation du module de conservation macroscopique en fonction de la fréquence et du module visqueux des liaisons cohésives.	103
3.41	Variation du coefficient de Poisson macroscopique en fonction du rayon des poutres cohésives.	104
3.42	Courbes expérimentales et numériques des modules de la poix synthétique S1.	106
3.43	Schéma d'un dispositif utilisable pour la caractérisation haute fréquence de la poix.	108
3.44	Création d'un modèle de Burger à partir d'un modèle de Maxwell et d'un modèle de Kelvin-Voigt. Chaque cercle représente un élément discret.	109
4.1	Modélisation multi-échelles des outils de lissage par éléments finis (ANSYS) et éléments discrets (GranOO).	112
4.2	Évolution de l'écart de forme outil – pièce en fonction du battement de l'outil.	114
4.3	Profils d'écart de forme pour 5 lentilles et un battement de \pm 5 mm.	115
4.4	Module dynamique à 22°C d'une mousse utilisée.	117
4.5	Géométrie des modèles ANSYS créés.	118
4.6	Variation de la pression en fonction de l'épaisseur souple.	119

4.7	Variation de la pression en fonction de l'épaisseur.	120
4.8	Variation de la pression en fonction de la charge appliquée. .	120
4.9	Variation de la pression en fonction de la charge appliquée. .	121
4.10	Décomposition de la composante HF d'une surface en défauts de révolution et non-révolution. Le défaut de révolution est susceptible de contenir des HF parasites créées par l'outil.	125
4.11	Intérêt de la séparation des défauts de non-révolution pour le calcul d'efficacité de lissage.	126
4.12	Dispersion des résultats pour une même poix (N1-N2) et un même slurry (F2), pour différentes lentilles.	126
4.13	Évolution de l'efficacité pour différents fluides de polissage. .	127
4.14	Évolution des HF en cours de fabrication sur une lentille asphérique. De gauche à droite et de haut en bas : 4.74 → 2.29 → 1.154 → 0.54 nm RMS	128
4.15	Efficacité de lissage sur les lentilles asphériques.	129
4.16	Création de cartes de surfaces avec des échantillonnages différents.	131
4.17	Calcul de l'altitude minimale du centre de gravité de l'outil permettant le contact en un seul point sur la surface, avec interpénétration nulle. ED_1 appartient à l'outil et ED_2 à la surface.	132
4.18	Mise en pression d'un outil sur une surface. Le "maillage" de la surface est volontairement lâche pour montrer les éléments interpénétrés.	133
4.19	Principe de mise en contact de l'outil sur la surface. L'étape est stoppée quand tous les éléments de la face inférieure de l'outil sont en contact avec la surface (ici, 615 éléments pour un outil constitué de 2000 éléments.	133
4.20	Efficacité de lissage numérique en fonction de la fréquence spatiale des défauts obtenue pour une poix synthétique S1. .	137
4.21	Évolution de l'efficacité maximale en fonction de l'amplitude des défauts.	138
4.22	Efficacités théoriques obtenues sur la lentille 1.	139
4.23	Évolution de l'efficacité de lissage pour plusieurs amplitudes de défauts, avec un mélange de poix N1-N2.	140
4.24	Évolution de l'efficacité de lissage pour plusieurs épaisseurs de poix, avec un mélange de poix N1-N2.	141

TABLE DES FIGURES

4.25	Comparaison entre efficacité analytique et calculée par la méthode DEM pour une poix synthétique S1.	142
4.26	Comparaison entre efficacité expérimentale et numérique (DEM et analytique).	143
4.27	Évolution de l'écrasement en fonction de la durée de mise en pression.	145
4.28	Évolution de l'écrasement en fonction de la température.	146
4.29	Évolution de l'écrasement en fonction de l'épaisseur de la couche de poix.	146
4.30	Évolution de l'écrasement en fonction de la charge appliquée.	147
A.1	Courbes maitresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour une poix synthétique S1.	156
A.2	Facteurs de translation calculés pour une poix synthétique S1 et fit avec la loi WLF.	156
A.3	Courbes maitresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour une poix naturelle N1.	157
A.4	Facteurs de translation calculés pour une poix naturelle N1 et fit avec la loi WLF.	157
A.5	Courbes maitresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour un mélange de poix naturelles N1-N2.	158
A.6	Facteurs de translation calculés pour un mélange de poix naturelles N1-N2 et fit avec la loi WLF.	158
A.7	Courbes maitresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour une poix naturelle N2.	159
A.8	Facteurs de translation calculés pour une poix naturelle N2 et fit avec la loi WLF.	159
B.1	Schéma de la géométrie d'une poutre en chargement.	163
C.1	Géométrie du problème : deux éléments discrets reliés par une poutre.	168
C.2	Comparaison entre résultat analytique et numérique en traction-compression.	169
C.3	Courbes de modules numériques (carrés) et analytiques (lignes) pour une poutre de Kelvin – Voigt.	170
C.4	Comparaison entre résultat analytique et numérique en traction-compression.	171

C.5	Courbes de modules numériques (carrés) et analytiques (lignes) pour une poutre de Maxwell.	171
C.6	Courbes de modules numériques (carrés) et analytiques (lignes) pour une poutre de Zener (SLS).	172
D.1	Initialisation de la condition aux limites de torsion.	173
D.2	Constructions des paramètres liés à la rotation.	174
D.3	Rotation de chaque élément de la face droite due à la torsion (idem pour la face gauche).	174
E.1	Les différentes étapes d'une simulation numérique DEM de lissage.	175
E.2	Choix de la durée simulée et création du SetOf de contact. Réalisé à l'étape V.	176
E.3	Création du point où sera placé le centre de gravité de l'outil. Réalisé à l'étape V.	177
E.4	Appel et positionnement de la surface et de l'outil. Réalisé aux étapes I et III.	177
E.5	Choix des matériaux et des paramètres associés. Réalisé à l'étape II.	177
E.6	Choix des matériaux et des paramètres associés. Réalisé à l'étape V.	178
E.7	Condition aux limites en chargement et définition de sa fonction. Réalisé à l'étape V.	179
E.8	Condition aux limites en déplacement. Réalisé à l'étape IV. . .	179

Liste des tableaux

2.1	Les premiers polynômes de Zernike et leur nom usuel en optique.	14
2.2	Moyens de mesure et défauts observables.	22
2.3	différentes taille de spot MRF et fréquences théoriques de coupure (au sens de Nyquist - Shannon).	28
2.4	Les différents procédés de la gamme de fabrication.	33
2.5	Microrugosités obtenues pour différents abrasifs utilisés avec un outil poix.	35
2.6	Sections coniques de référence suivant la valeur du paramètre de conicité K.	37
2.7	Quelques matériaux servant de support pour outil de polissage et leur module de Young.	39
2.8	Les caractéristiques des différents outils de lissage à l'heure actuelle.	44
3.1	Propriétés mécaniques de quelques poix déterminées par Brown.	60
3.2	Application du principe de superposition temps – température aux différentes poix. Comparaison avec les paramètres universels de Williams, Landel et Ferry.	73
3.3	Capacités de lissage des différentes poix.	77
3.4	Expression du module de conservation et du module de perte pour les modèles de Maxwell, Kelvin-Voigt et Zener.	87
3.5	Étude de convergence sur éprouvette cylindrique 4 x 1 mm.	98
4.1	Paramètres optimaux prenant compte des limitations expérimentales.	116

LISTE DES TABLEAUX

- 4.2 Exemples de pressions obtenues pour divers modules, épaisseurs de matériau souple et charges. 122
- 4.3 Fréquences de coupure déterminées par le modèle analytique. 139

Tout homme plongé dans la science
subit une poussée de bas en haut
susceptible de lui remonter le moral.

Pierre DESPROGES

Chapitre 1

Introduction

1.1	La photolithographie en microélectronique	1
1.2	Pouvoir de résolution des optiques de projection	2
1.2.1	Longueur d'onde de la source	3
1.2.2	Facteur k_1	3
1.2.3	Ouverture numérique	3
1.2.4	Lentilles asphériques	4
1.3	Contexte de la thèse	5
1.4	Plan de la thèse	7

1.1 LA PHOTOLITHOGRAPHIE EN MICROÉLECTRONIQUE

Les transistors sont les briques de base constituant les puces électroniques. La miniaturisation des composants selon la loi de Moore [1] implique l'intégration de transistors de plus en plus petits. Chaque microprocesseur contient maintenant des milliards de transistors. Pour des raisons de coût de fabrication, ils ne peuvent évidemment être fabriqués unitairement et sont donc réalisés simultanément sur des wafers qui peuvent accueillir des centaines de microprocesseurs complets. Les transistors et circuits intégrés sont ainsi réalisés par une succession d'opérations de dépôts de matière et de gravures, couche par couche. Afin de contrôler la géométrie des dépôts et gravures, ces derniers sont réalisées au travers d'une couche de résine recouvrant les parties à protéger (Fig. 1.1). Le motif à graver est précédemment imprimé dans la résine par un procédé de photolithographie séparé en 3 étapes :

- dépôt d'une couche de résine photosensible uniforme sur le wafer

1. INTRODUCTION

- exposition de la résine au travers d'un masque
- enlèvement de la résine exposée (ou non exposée).

La taille des composants fabriqués dépend donc fortement de la précision avec laquelle l'image du masque est faite dans la résine lors de l'étape d'exposition. L'amélioration du pouvoir de résolution des optiques de projection des scanners de photolithographie est donc un élément central dans les avancées de miniaturisation en microélectronique [2].

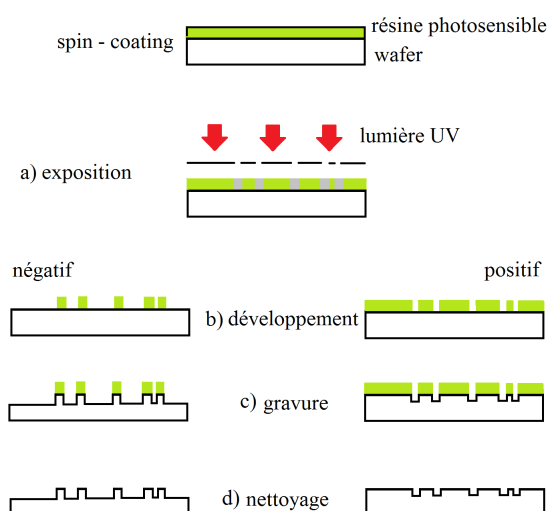


FIGURE 1.1 – Photolithographie suivie d'une gravure. À gauche résine négative, à droite résine positive

1.2 POUVOIR DE RÉOLUTION DES OPTIQUES DE PROJECTION

Le pouvoir de résolution est défini à l'aide du critère de la dimension critique atteignable (Critical Dimension, "CD"), qui est la plus petite dimension que peut résoudre l'optique de projection :

$$CD = k_1 \frac{\lambda}{NA} \quad (1.1)$$

où λ est la longueur d'onde d'émission de la source, NA l'ouverture numérique de l'optique de projection et k_1 un paramètre dépendant du procédé et des paramètres opératoires. Suivant les objectifs de dimension critique recherchés (planifiés chaque année sur une période de 10

ans par l'International Technology Roadmap for Semiconductors [3]), on dispose donc de 3 variables d'optimisation.

1.2.1 Longueur d'onde de la source

Le pouvoir de résolution dépend linéairement de la longueur d'onde de la source choisie. La mise au point de nouvelles sources de longueur d'onde plus faible est donc une première source évidente d'amélioration du pouvoir de résolution des scanners de lithographie. Les premières sources étaient des lampes à vapeur de mercure dont les longueurs d'onde d'émission peuvent aller de 436 à 365 nm suivant la raie d'émission sélectionnée. Actuellement les lasers excimères DUV (Deep Ultra-Violet) à 193 nm permettent de réaliser les transistors les plus fins des processeurs. Une nouvelle génération de machines travaillant à une longueur d'onde EUV (Extrême Ultra-Violet) de 13.5 nm est en cours de développement [4].

1.2.2 Facteur k_1

Le facteur k_1 intègre divers paramètres liés au procédé et aux conditions opératoires. Sa limite physique est 0.25 ($k_1 \geq 0.25$). De nombreux moyens permettent d'approcher cette limite physique. Ils sont appelés technologies d'amélioration de la résolution (Resolution Enhancement Technologies) [5]. On peut citer notamment :

- les masques à décalage de phase dont le rôle est de créer des interférences destructives pour améliorer le contraste sur le wafer
- l'illumination hors d'axe qui permet d'augmenter la profondeur de champ tout en conservant la même résolution
- la correction optique de proximité (Optical Proximity Correction) qui modifie légèrement les motifs des masques de manière à prendre en compte la difficulté naturelle des scanners à résoudre certaines formes géométriques (angles droits par exemple)
- l'exposition multiple qui permet de séparer les motifs à graver en deux masques pour prendre au contraire avantage de la facilité naturelle des scanners à résoudre des motifs plus simples.

1.2.3 Ouverture numérique

Augmentation de NA

Le terme NA contient de nombreux aspects liés à la qualité des optiques. L'ouverture numérique est définie comme l'angle maximal du

rayon le plus écarté arrivant sur le wafer, multiplié par l'indice de réfraction du milieu séparant l'optique de projection du wafer (Fig. 1.2). Afin de maximiser l'ouverture numérique, les systèmes se sont com-

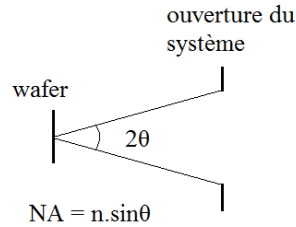


FIGURE 1.2 – Définition de l'ouverture numérique.

plexifiés et font intervenir des optiques de plus en plus grandes (Fig. 1.3, [6]) et de plus en plus précises (écart sub-nanométrique par rapport à la forme théorique). La technologie de photolithographie en immersion permet en outre de jouer sur l'indice de réfraction du milieu, et le passage de l'air à l'eau pure a ainsi permis d'augmenter l'ouverture numérique maximale de 0.9 environ à 1.35 [7]. Un autre moyen d'améliorer l'ouverture numérique est d'utiliser des lentilles asphériques.

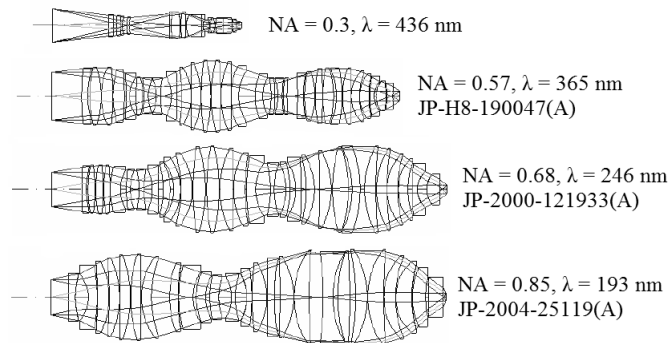


FIGURE 1.3 – Évolution des optiques de projection.

1.2.4 Lentilles asphériques

Les lentilles sphériques généralement utilisées entraînent naturellement diverses aberrations optiques qui déforment l'image du masque réalisée sur les wafers. Pour corriger ces aberrations, la solution est

d'ajouter d'autres lentilles sphériques de telle façon que les aberrations s'annulent. Cependant, une optique non sphérique bien choisie peut permettre de limiter ces aberrations. Ces surfaces qui présentent un écart par rapport à la sphère sont dites asphériques. Le corollaire de la bonne correction des aberrations par les optiques asphériques est la possibilité d'augmenter l'ouverture numérique et de diminuer le nombre de lentilles nécessaires dans un système optique (Fig. 1.4, [8]), tout en conservant la même qualité optique.

⇒ La qualité optique, le poids et l'encombrement sont ainsi favorablement impactés par l'utilisation de lentilles asphériques. Ces lentilles restent cependant difficiles à fabriquer avec une précision suffisante et leur usage reste pour l'instant limité.



FIGURE 1.4 – Avantage des lentilles asphériques en termes d'encombrement.

1.3 CONTEXTE DE LA THÈSE

La société Reosc travaille depuis plus de 10 ans dans l'étude et la fabrication de sous-ensembles optiques complets de scanners modernes et doit répondre aux nouveaux challenges que relève la photolithographie. Pour les optiques de projection de scanners, comme on l'a vu précédemment, c'est principalement l'augmentation du pouvoir de résolution qui permet d'améliorer l'image du masque dans la résine et qui nécessite :

- une optimisation de la formule optique prenant en compte les limitations de fabrication

- un meilleur contrôle des aberrations des optiques fabriquées : aberrations géométriques, défauts cosmétiques et lumières parasites.

Dans ce cadre, Reosc propose d'intégrer des lentilles asphériques dans les futurs instruments optiques. C'est à la fois un enjeu technologique et commercial. Ces dioptries asphériques sont soumis aux mêmes critères de forme et de rugosité que les dioptries sphériques ou plans, cependant ils ne peuvent être fabriqués en utilisant les mêmes procédés. Les procédés de fabrication et de mesure actuels sont en effet optimisés pour des surfaces sphériques. Le fait que la forme d'une surface sphérique puisse être définie par un seul paramètre - son rayon de courbure - permet de tirer avantage d'outils de fabrication de grande taille et de forme complémentaire à la surface à fabriquer, permettant à la fois une bonne précision et une rapidité de fabrication. De même, les surfaces sphériques et planes sont mesurables par des instruments de mesure interférométrique "universels" couplés à une gamme de calibres servant de référence. Les lentilles asphériques ne peuvent être fabriquées et mesurées avec ces moyens conventionnels. En effet, le rayon de courbure local de la pièce varie en permanence, nécessitant l'utilisation d'outils spécifiques pour chaque surface asphérique différente. De la même manière, la mesure par interférométrie d'une surface asphérique nécessite une référence elle aussi asphérique et différente pour chaque lentille. Ces spécificités entraînent un surcoût de fabrication important, qui augmente avec la précision demandée. Le besoin croissant en optiques asphériques pour des domaines d'applications comme le spatial (miroirs allégés), l'astronomie (grands miroirs segmentés) ou l'industrie micro-électronique (miroirs et lentilles de précision subnanométrique) fait de la maîtrise de la fabrication industrielle de ces optiques un enjeu majeur.

Il existe différentes technologies de fabrication de lentilles asphériques. Le tournage à l'outil diamant sur machine de haute précision est un procédé adapté à des matériaux tels que le germanium, le sulfure de zinc ou le séléniure de zinc mais pas aux verres optiques de haute qualité utilisés dans les domaines ultra-violet [9].

Les techniques comme l'usinage laser [10], l'usinage par jet d'eau abrasif [11] et l'usinage par plasma atmosphérique réactif [12] ne sont pas encore suffisamment matures pour être utilisées dans un processus industriel. L'usinage par abrasion avec un fluide magnéto-rhéologique

(Magneto-Rheological Finishing, "MRF") [13] ainsi que l'usinage ionique [14] (Ion Beam Finishing, "IBF") sont maintenant industriels mais plutôt dédiés à la phase de finition, compte-tenu des vitesses d'enlèvement matière limitées. Certaines technologies plus conventionnelles de fabrication de surfaces sphériques, basées sur un savoir-faire prépondérant et très pointu de la part de l'opérateur, ont été adaptées à la fabrication de surfaces asphériques mais donnent des résultats difficilement reproductibles et donc peu compatibles avec une production de série [15, 16, 17]. Il est également possible de créer des dioptries asphériques par dépôt sous vide. Cette technologie fonctionne bien avec certains matériaux comme le germanium, pour des applications dans le domaine infra-rouge mais pour des profils asphériques de faible amplitude (typiquement 20 microns), très inférieure à l'amplitude usuelle pour les optiques de photolithographie [18], généralement de l'ordre de plusieurs centaines de microns. Enfin, le moulage ou pressage à chaud qui consiste à chauffer une lentille puis à la déformer de manière contrôlée est un procédé très prometteur mais qui reste encore limité à des lentilles de dimensions réduites [19].

Fort de ce constat, Reosc a donc choisi de développer un processus de fabrication industrielle fiable, articulé autour de deux procédés déterministes : la micro-rectification et la finition par usinage ionique. Cependant, pour atteindre le niveau requis de qualité, un procédé intermédiaire de polissage multi-phases "polissage et lissage" avec outils dédiés est indispensable et c'est ce procédé intermédiaire qui sera étudié dans le cadre de cette thèse.

1.4 PLAN DE LA THÈSE

Le premier chapitre de cette thèse a présenté succinctement le contexte industriel de cette étude, qui est le développement de procédés de fabrication pour des optiques de précision utilisées en photolithographie microélectronique.

Le deuxième chapitre est consacré aux procédés de fabrication optique. Tout d'abord, les différents outils mathématiques de description de la qualité d'une surface optique sont détaillés. Les moyens de mesure des surfaces optiques, utilisés en suivi de fabrication sont ensuite présentés. Les différentes étapes de fabrication sont alors rapidement présentées et

une synthèse présente chaque procédé ainsi que son rôle, l'état attendu de la pièce en sortie ainsi que les capacités de retouche de défauts. La mise en œuvre industrielle du procédé de lissage de défauts de hautes fréquences spatiales est ensuite détaillée en insistant sur la spécificité du lissage asphérique et la problématique industrielle à résoudre. Les différents outils de lissage asphérique sont alors analysés ainsi que les modélisations existantes. Une conclusion présente enfin les différentes questions auxquelles l'étude doit répondre.

Le troisième chapitre présente en détail le comportement de la poix entrant dans la composition des outils de polissage, qui est le matériau permettant actuellement d'obtenir les meilleurs résultats de lissage. La poix étant un matériau viscoélastique, les notions importantes de viscoélasticité sont dans un premier temps introduites. L'état de l'art des connaissances sur les différents types de poix est ensuite présenté avant de détailler le moyen de caractérisation du comportement mécanique viscoélastique choisi : l'analyse mécanique dynamique avec application du principe d'équivalence temps – température. Les résultats expérimentaux obtenus pour différentes poix synthétiques et naturelles sont alors analysés et un modèle de viscoélasticité par éléments discrets est développé en vue d'une utilisation pour une modélisation du procédé de lissage.

Le quatrième chapitre porte sur le développement d'un modèle permettant d'étudier le procédé de lissage. Une méthodologie de dimensionnement se basant sur une modélisation multi-échelles des outils permet d'étudier la pression de contact outil - pièce. Cette dernière apporte des connaissances importantes sur l'enlèvement de matière généré par les outils. À l'échelle macroscopique, une étude par éléments finis de la capacité de l'outil à suivre la forme asphérique d'une pièce est effectuée. À l'échelle mésoscopique, une approche par éléments discrets permet de calculer la pression dynamique de contact à l'interface poix - pièce. Ainsi l'efficacité de lissage et la capacité de suivi de forme de l'outil déterminées numériquement peuvent être comparées avec les résultats de fabrication industrielle.

Le dernier chapitre présente les conclusions de ce travail de thèse ainsi que les différentes perspectives scientifiques et industrielles.

Chapitre 2

Fabrication optique

2.1	Caractérisation des surfaces optiques	10
2.1.1	Fréquences spatiales	10
2.1.2	PTV et RMS	11
2.1.3	Polynômes de Zernike	12
2.1.4	Densité de puissance spectrale (PSD)	15
2.1.5	Ondelettes	16
2.2	Mesure des surfaces optiques	17
2.2.1	Mesure des BF et MF	18
2.2.2	Mesure des HF	21
2.2.3	Synthèse	22
2.3	Procédés de polissage	22
2.3.1	Contrôle de l'enlèvement matière	22
2.3.2	Ébauchage	24
2.3.3	Doucissage	25
2.3.4	Polissage magnéto-rhéologique	26
2.3.5	Lissage	28
2.3.6	Usinage ionique	31
2.3.7	Synthèse	32
2.4	Mise en œuvre industrielle du procédé de lissage	33
2.4.1	Rappel des objectifs	33
2.4.2	Lissage sphérique	34
2.4.3	Lissage asphérique	36
2.4.4	Problématique	38
2.4.5	Les outils de lissage asphérique	38

2. FABRICATION OPTIQUE

2.4.6	Modélisation du lissage	44
2.4.7	Importance de la poix de polissage	49
2.5	Conclusion	50
2.5.1	Synthèse	50
2.5.2	Étude menée	51

2.1 CARACTÉRISATION DES SURFACES OPTIQUES

Cette section décrit les outils de caractérisation des surfaces optiques et introduit le vocabulaire nécessaire à la présentation des procédés de fabrication. Les divers outils mathématiques permettant de déterminer la qualité d'une surface optique sont listés. Dans un premier temps, la séparation des défauts en bande de fréquence est présentée, suivie des critères de qualité de surface et de la décomposition de surface en polynômes de base ou série de Fourier.

2.1.1 Fréquences spatiales

Les défauts présents sur une optique sont généralement séparés en différentes catégories suivant leur période spatiale. Différents instruments de mesure sont alors nécessaires car aucun ne permet à lui seul d'observer tout le spectre de défauts présents sur une pièce. Un certain type de matériel permettra ainsi de bien visualiser les grandes périodes spatiales sur toute la pièce, alors qu'un autre permettra de bien visualiser les petites périodes spatiales, mais de manière très locale. Les défauts ont donc été séparés en différentes bandes de période spatiale et en fonction des limites des différents instruments de mesure (fig. 2.1). Pour des précisions sur les instruments de mesure, voir paragraphe 2.2. Les défauts dits de basse fréquence ("défauts BF") et de moyenne fréquence ("défauts MF") génèrent des aberrations optiques alors que les défauts de haute fréquence ("défauts HF") sont la source de diffusions parasites ("flare" [20] et diminution de la transmittance) et de diminution de contraste [21].

Les défauts HF sont traditionnellement séparés en 2 catégories :

- les défauts MSFR (Mid-Spatial Frequency Roughness), responsables du flare et mesurables au micro interféromètre
- les défauts HSFR (High-Spatial Frequency Roughness), responsables d'une baisse de transmittance et mesurables à l'AFM.

2.1. Caractérisation des surfaces optiques

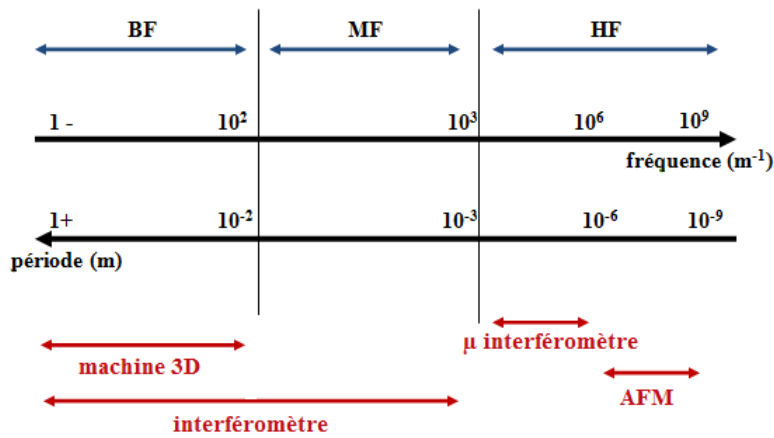


FIGURE 2.1 – Définition des différentes gammes de fréquences spatiales de défaut et moyens de mesure associés.

Les défauts LSFR (Low-Spatial Frequency Roughness) regroupent alors tous les défauts MF et BF.

2.1.2 PTV et RMS

Le critère historique pour mesurer la précision de forme d'une lentille est appelée l'écart PTV (Peak-to-Valley). Il représente l'amplitude maximum de l'écart à la forme (Fig. 2.2), et est défini par :

$$PTV = Z_{max} - Z_{min} \quad (2.1)$$

où Z_{min} et Z_{max} représentent respectivement les valeurs minimum et maximum de l'écart à la forme. Cette valeur PTV est très facilement im-

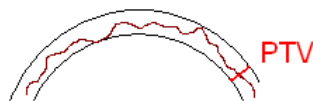


FIGURE 2.2 – Définition du PTV d'une surface (vue de coupe) par rapport à la forme théorique.

pactée par des défauts très localisés qui ne perturbent pourtant pas les

performances générales de l'optique. Le critère de PTV est donc largement insuffisant pour décrire la qualité d'une surface optique. Un autre critère a alors été introduit, le RMS (Root Mean Square), qui permet de limiter l'impact des défauts locaux. Ce critère représente la moyenne quadratique de l'écart à l'altitude moyenne en chaque point de l'optique. La valeur d'écart de forme RMS d'une optique est donc :

$$RMS = \frac{1}{N} \sqrt{\sum_{i=1}^N (Z_{M_i} - Z_{moy})^2} \quad (2.2)$$

avec N le nombre de points d'échantillonnage de la mesure, et Z_{M_i} et Z_{moy} respectivement l'altitude mesurée en chaque point d'échantillonnage et l'altitude moyenne. La mesure optique par interférométrie permet d'obtenir une figure d'interférences sur la pièce qu'un logiciel échantillonne pour transformer en carte de topologie de surface. Il faut bien choisir N de manière à avoir une résolution adaptée au besoin tout en conservant une durée de mesure raisonnable : plus N est grand, plus la durée de la mesure est longue.

Ce critère permet effectivement de réduire l'impact de défauts locaux et est donc un meilleur indicateur de la qualité générale d'une surface optique. Cependant, lors de la fabrication, il est important de connaître quels types de défauts sont présents sur la pièce pour mettre en place les stratégies de correction les plus efficaces en fonction de l'importance relative de chaque défaut. Le RMS global peut ainsi par exemple être séparé en une somme de RMS de défauts de bases connus : c'est le principe de la décomposition en polynômes de Zernike.

2.1.3 Polynômes de Zernike

Les polynômes de Zernike sont une série de polynômes à 2 variables orthogonaux sur le disque unité, donc bien adaptés à la forme circulaire des optiques. Ils permettent de décomposer, pour les optiques circulaires, les aberrations observées en interférométrie en une combinaison linéaire de polynômes de base, donnant ainsi une indication sur le type et la proportion des défauts présents. Ils ont été introduits en 1934 par Zernike pour étudier la forme de miroirs à contour circulaire [22]. Les polynômes de Zernike sont définis par :

$$Z_n^m(\rho, \Phi) = N_n^m R_n^m(\rho) \cos(m\Phi) \quad (2.3)$$

$$Z_n^{-m}(\rho, \Phi) = -N_n^m R_n^m(\rho) \sin(m\Phi) \quad (2.4)$$

avec ρ le rayon ($0 \leq \rho \leq 1$) et Φ l'angle ($0 \leq \Phi \leq \pi/2$), m et n sont des entiers positifs tels que $n \geq m$. R_n^m est la fonction radiale définie par :

$$R_n^m(\rho) = \sum_{i=0}^{\frac{n-m}{2}} \frac{(-1)^i (n-i)!}{i! \left[\frac{1}{2}(n+m)-i\right]! \left[\frac{1}{2}(n-m)-i\right]!} \rho^{n-2i} \quad (2.5)$$

si $n - m$ est pair, et :

$$R_n^m(\rho) = 0 \quad (2.6)$$

si $n - m$ est impair. N_n^m est la constante de normation égale à :

$$N_n^m = \left[\frac{2(n+1)}{1+\delta_{m0}} \right]^{1/2} \quad (2.7)$$

avec δ un symbole de Kronecker (si $m = 0$, $\delta_{m0} = 1$, sinon $\delta_{m0} = 0$).

Ces polynômes étant orthonormaux, on peut décomposer toute fonction définie à l'intérieur du cercle unité comme une combinaison linéaire de polynômes de Zernike, chaque coefficient de la combinaison linéaire représentant la part du polynôme associé et l'amplitude du défaut associé. L'utilisation de ces polynômes est facilement transposable en optique si on considère un point d'une surface à contour circulaire dont les coordonnées polaires sont r et θ . Si A est le rayon du disque, alors $\rho = r/A$ et on peut écrire l'aberration S (RMS) en tout point de cette surface

$$S(\rho, \theta) = \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{m=0}^n \left[\frac{2(n+1)}{1+\delta_{m0}} \right]^{1/2} R_n^m(\rho) [c_{nm} \cos(m\theta) - s_{nm} \sin(m\theta)] \quad (2.8)$$

où c_{nm} et s_{nm} sont les coefficients d'aberration [23], représentant l'amplitude RMS du défaut considéré dans le défaut total S .

Ces polynômes ont la particularité de présenter la même "forme" que les aberrations optiques observées expérimentalement (Table 2.1, Fig. 2.3). Ils présentent donc un intérêt tout particulier car les polynômes d'ordre bas vont permettre de représenter les défauts BF sur une surface optique. En cours de fabrication, les défauts BF sont ainsi décomposés et traités en termes de Zernike à corriger. Pour les défauts MF et HF, on préfère cependant utiliser une autre décomposition de type Fourier, à la base de la méthode de la densité spectrale de puissance (Power Spectral Density, "PSD").

2. FABRICATION OPTIQUE

TABLE 2.1 – Les premiers polynômes de Zernike et leur nom usuel en optique.

n	m / -m	équation du polynôme	nom usuel
0	0	1	piston
1	1	$2\rho \cos \theta$	tilt X
1	-1	$2\rho \sin \theta$	tilt Y
2	0	$\sqrt{3} (2\rho^2 - 1)$	focus
2	2	$\sqrt{6}\rho^2 \cos (2\theta)$	astig 0°
2	-2	$\sqrt{6}\rho^2 \sin (2\theta)$	astig 45°
3	1	$\sqrt{8} (3\rho^3 - 2\rho) \cos \theta$	coma X
3	-1	$\sqrt{8} (3\rho^3 - 2\rho) \sin \theta$	coma Y
3	3	$\sqrt{8}\rho^3 \cos (3\theta)$	trefoil
3	-3	$\sqrt{8}\rho^3 \sin (3\theta)$	trefoil
4	0	$\sqrt{5} (6\rho^4 - 6\rho^2 + 1)$	sphère 3

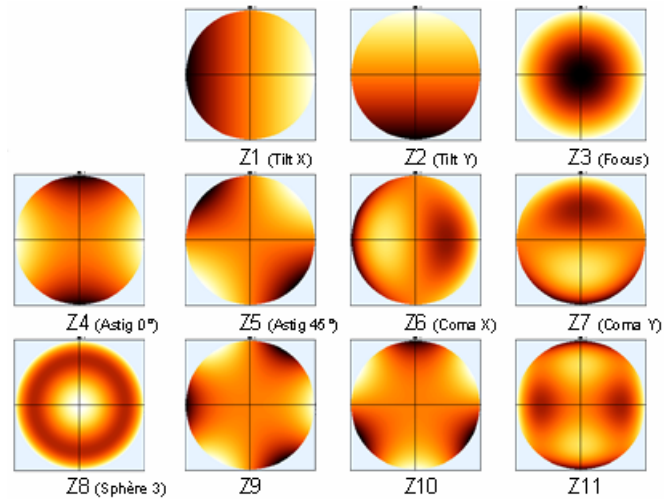


FIGURE 2.3 – Les premiers polynômes de Zernike tels qu'utilisés en optique (il n'y a pas de norme sur la numérotation Z_j , elle peut donc varier).

2.1.4 Densité de puissance spectrale (PSD)

La décomposition en polynômes de Zernike ne fournit pas d'information sur la répartition fréquentielle des défauts. Certes, les fréquences spatiales contenues dans les polynômes augmentent avec l'ordre de ces derniers, mais de manière non quantifiée. Pour avoir une réelle information sur la répartition fréquentielle des défauts, il faut faire une analyse de Fourier de la topologie de la surface optique. L'intérêt est ici de travailler en termes de périodes et fréquences spatiales pour déterminer la composition spectrale de l'écart entre la forme réelle et la forme théorique. Le calcul de la PSD permet de relier la composante fréquentielle des défauts sur la pièce à l'impact de ces derniers en termes de RMS de la surface.

La PSD est définie comme la transformée de Fourier de la fonction d'autocorrélation de la topologie de surface de la pièce [24, 25]. La PSD d'une surface 2D $Z(x, y)$ peut donc s'écrire de la forme [26] :

$$PSD(f_x, f_y) = \frac{1}{A} \left| \iint_A e^{i2\pi(f_x x + f_y y)} Z(x, y) dx dy \right|^2 \quad (2.9)$$

avec la PSD exprimée en unité de longueur puissance quatre. A est l'aire observée par l'instrument de mesure. Elle peut être pleine pupille (surface complète) ou sous-pupille (une partie de la surface seulement).

Cette PSD peut ensuite être intégrée pour remonter au RMS σ de la surface par bande de fréquence [27] :

$$\sigma^2 = 2\pi \int_{f_1}^{f_2} PSD \cdot f df \quad (2.10)$$

avec f_1 et f_2 les limites de la bande fréquentielle dont on souhaite évaluer l'impact.

La PSD est donc un outil puissant pour analyser l'évolution des différentes composantes fréquentielles des défauts au cours des différents procédés de polissage. Ceci permet alors d'analyser les capacités de correction des procédés du point de vue spectral. En effet, l'évolution du RMS de la surface sur une gamme de fréquence spatiale donnée au cours d'un procédé donne directement l'action du procédé sur la gamme de fréquence considérée. Il est alors possible de déterminer les capacités fréquentielles de n'importe quel procédé ainsi que son efficacité (diminution des défauts). La PSD est donc un bon outil complémentaire des polynômes de Zernike pour l'analyse des défauts MF et HF.

2.1.5 Ondelettes

Les ondelettes fonctionnent sur un principe similaire à l'analyse de Fourier, mais en rajoutant une information sur la localisation spatiale des défauts [28] grâce à la possibilité de faire évoluer sa résolution. Cela permet par exemple de faire de l'analyse multi-échelles [29] (Fig. 2.4). Une

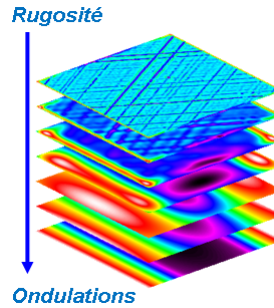


FIGURE 2.4 – Exemple de décomposition de surface par transformée en ondelettes.

transformée en ondelette permet de faire une décomposition d'une topographie de surface dans une base quelconque, à l'inverse de la transformée de Fourier qui impose une base sinusoïdale.

Pour un profil 1D, on peut écrire [30] :

$$C(a, b) = \frac{1}{\sqrt{a}} \int_{-\infty}^{\infty} Z(x) \psi_{a,b}^*(x) dx \quad (2.11)$$

avec $Z(x)$ la représentation du profil de surface et $\psi_{a,b}^*(x)$ le nombre complexe conjugué de la fonction ondelettes $\psi_{a,b}(x)$, qui est exprimée par la relation :

$$\psi_{a,b}(x) = \frac{1}{\sqrt{a}} \psi \left(\frac{x-b}{a} \right) \quad (2.12)$$

dans laquelle $\psi_{a,b}(x)$ représente une famille de fonction ondelettes générées par translation avec le paramètre b et agrandissement/réduction d'échelle avec le paramètre a .

Pour un profil 2D, on peut écrire [31] :

$$C(a_1, b_1, a_2, b_2) = \frac{1}{\sqrt{a_1 a_2}} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} Z(x, y) \psi_{a_1, b_1, a_2, b_2}^*(x, y) dx dy \quad (2.13)$$

où

$$\psi_{a_1, b_1, a_2, b_2}(x, y) = \frac{1}{\sqrt{a_1 a_2}} \psi\left(\frac{x - b_1}{a_1}, \frac{y - b_2}{a_2}\right) \quad (2.14)$$

Les fonctions ondelettes peuvent être continues ou discrètes.

Les ondelettes sont parfois basées sur des dérivées de fonctions gaussiennes, comme par exemple la fonction ondelette de Ricker (Fig. 2.5) :

$$\psi_{Ricker}(x) = \frac{2}{\sqrt{3\sigma\pi}} \frac{1}{4} \left(1 - \frac{t^2}{\sigma^2}\right) e^{-\frac{t^2}{2\sigma^2}} \quad (2.15)$$

aussi appelée "chapeau mexicain" ou sur des fonctions trigonométriques.

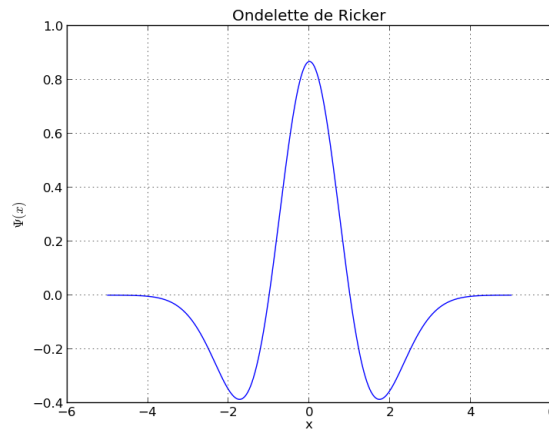


FIGURE 2.5 – Ondelette de Ricker.

Les ondelettes sont encore peu utilisées en optique, la transformée de Fourier classique étant pour l'instant la norme pour définir les spécifications des optiques.

⇒ Pour couvrir tout le spectre de défauts sur une surface optique, les outils utilisés pour l'étude des surfaces sont donc les polynômes de Zernike pour les défauts BF et la PSD pour les défauts MF et HF.

2.2 MESURE DES SURFACES OPTIQUES

Comme précisé au paragraphe 2.1.2., il est impossible de mesurer toutes les caractéristiques d'une surface optique avec un seul instrument. Différents moyens de mesure sont ainsi utilisés, en fonction de

2. FABRICATION OPTIQUE

l'état de la surface de la pièce et du type de défaut que l'on souhaite observer. Les moyens de mesure utilisés à chaque étape de fabrication sont donc présentés avec leur principe de fonctionnement.

2.2.1 Mesure des BF et MF

Mesure mécanique tridimensionnelle

La mesure tridimensionnelle est utilisée lors des phases amont du polissage quand l'interférométrie n'est pas encore possible à cause des fortes HF et pentes présentes sur les pièces. Elle sert principalement à déterminer les caractéristiques géométriques des pièces : rayon, épaisseur, ainsi que les défauts de basse fréquence comme le tilt, le focus... Cette machine dispose d'un palpeur mécanique qui permet d'obtenir un mapping 3D de la topologie de la pièce.

Trois liaisons glissières permettent de venir positionner la tête de mesure en tout point de la pièce. L'axe Z de la machine est porté sur un portique, ce qui permet de mesurer des pièces positionnées à plat sur un granit (Fig. 2.6). Le stylet, composé d'une tige portant une sphère en rubis se déplace sur la pièce avec un mapping déterminé en fonction des besoins de la mesure : on contrôle ainsi la résolution et le nombre de points de mesure. Lorsque la force dépasse une valeur critique (quelques Newtons), la mesure se déclenche : le stylet transmet les coordonnées (X, Y, Z) puis se déplace vers le point de mesure suivant programmé. Ce procédé est généralement utilisé avec des pas de maillage relative-



FIGURE 2.6 – Machine de mesure mécanique tridimensionnelle.

ment grands de l'ordre du millimètre et plus car il y a une méthode

plus précise et plus rapide si on souhaite mesurer précisément la pièce lorsqu'elle est à un stade de fabrication plus avancé : l'interférométrie.

Interférométrie

La technique usuellement employée en optique pour mesurer avec une précision nanométrique ou sub-nanométrique est l'interférométrie optique. Les surfaces optiques sont comparées à des surfaces de références bien connues, permettant ainsi de déterminer l'écart de forme entre la surface optique réelle et la surface théorique attendue.

Cette technique utilise la différence de chemin optique entre un faisceau interagissant avec une référence ou avec une pièce à mesurer afin de créer des interférences [32]. Ces interférences peuvent se traduire directement par une différence d'altitude des défauts de surface. Cependant le procédé a plusieurs limitations qui empêchent son utilisation en début de fabrication :

- un interféromètre classique ne peut mesurer une surface non polie spéculaire : les surfaces mates de début de fabrication dispersent la lumière et la réflexion ou transmission mesurées sont trop faibles ou inexistantes
- l'amplitude de l'écart de forme mesurable est limitée, notamment lorsque les pentes de défauts sont importantes, ce qui est souvent le cas sur les défauts HF en début de procédé.

Optiques planes et sphériques de petites dimensions. Pour la mesure des surfaces planes et sphériques, on utilise des interféromètres de type Fizeau (Fig. 2.7). La référence a une double fonction. Elle permet de mettre

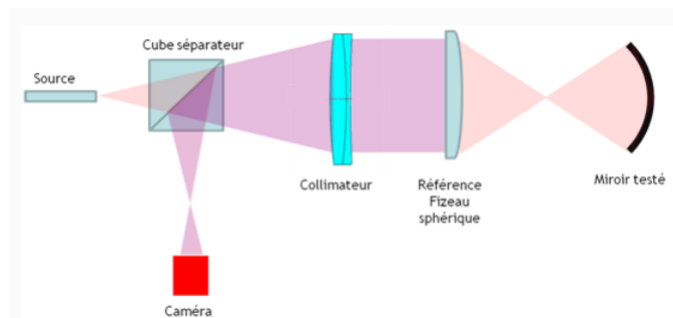


FIGURE 2.7 – Interféromètre de type Fizeau en configuration de mesure sphérique.

2. FABRICATION OPTIQUE

en forme le faisceau collimaté (front d'onde plan) en un front d'onde sphérique et réfléchit une partie du faisceau afin de donner l'*onde de référence*. L'autre partie traverse la référence et se réfléchit sur la pièce sphérique à fabriquer qui peut être un miroir ou une lentille. C'est l'*onde objet*. Une caméra visualise alors la figure d'interférence entre l'onde de référence et l'onde objet. Un logiciel échantillonne une carte de différence de topologie de surface entre la référence et la pièce testée. Ceci est ensuite transformé en une différence de topologie entre la surface théorique souhaitée et la surface réelle mesurée, donnant ainsi accès à l'état de la pièce. La résolution maximale de l'interférométrie est alors limitée par celle de la caméra.

L'optique mesurée doit être moins ouverte que la sphère de référence pour récupérer tous les rayons se réfléchissant sur la pièce.

Optiques asphériques.

Utilisation de null-lens. Dans le cas d'une optique asphérique, l'onde de référence (sphérique) et l'onde objet (asphérique) n'ont pas la même forme et on ne peut donc utiliser les systèmes Fizeau classiques. Cependant dans la plupart des cas, on peut se contenter d'intégrer une "null-lens" qui va permettre de transformer à l'aller le front d'onde sphérique en un front d'onde asphérique adapté à l'optique mesurée, et au retour de transformer le front d'onde asphérique en un front d'onde sphérique adapté à la référence sphérique (Fig. 2.8). Les null-lens utilisées sont des hologrammes générés par ordinateur (Computer Generated Holograms "CGH"). Ils permettent de simuler la présence d'une lentille transformant le front d'onde asphérique en front d'onde sphérique.

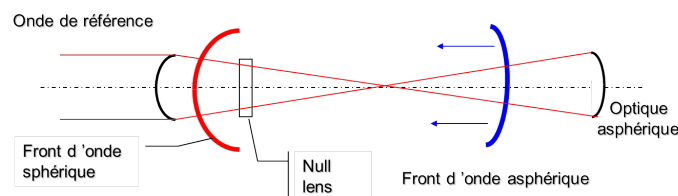


FIGURE 2.8 – Principe de la mesure interférométrique d'une pièce asphérique.

Chaque optique asphérique différente nécessite un CGH adapté. Pour des précisions de mesure sub-nanométriques, la difficulté de fabrication des CGH augmente considérablement.

Lorsque les optiques sont trop ouvertes, on doit utiliser une autre technique de mesure.

Interférométrie par couplage de zone. Dans le cas des optiques de grande dimension et/ou de forte courbure, il est difficile de mesurer toute la surface en même temps. On réalise donc des mesures en sous-pupille et on reconstruit la carte globale (Fig. 2.9, [33]). C'est le principe de fonctionnement de la machine de métrologie sous-pupille par couplage de zone (Subaperture Stitching Interferometry, "SSI") [33].

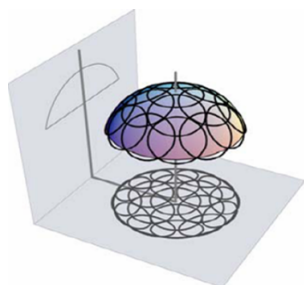


FIGURE 2.9 – Principe de la reconstruction de carte par couplage de zone ("stitching").

⇒ Pour une optique de diamètre 300 mm, la résolution latérale maximale est de l'ordre de 250 μm , ce qui permet d'observer les défauts BF et MF sur l'ensemble de la pièce. Cependant, pour mesurer les défauts HF, on utilise des techniques locales, permettant une meilleure résolution au détriment de la surface couverte.

2.2.2 Mesure des HF

La mesure des défauts HF est effectuée par deux moyens complémentaires. La micro-interférométrie optique permet de mesurer des champs allant jusqu'au mm^2 avec des précisions sub-nanométrique pour une bonne mesure des défauts HF de type MSFR (périodes du millimètre au micron). Un micro-interféromètre fonctionne sur le même principe qu'un interféromètre classique, mais sur un champ plus réduit.

2. FABRICATION OPTIQUE

Pour les défauts HSFR (période inférieure au micron), on recourt à la microscopie à force atomique (Atomic Force Microscopy, "AFM") sur des champs de taille micrométrique.

2.2.3 Synthèse

La synthèse des propriétés des différents moyens de mesure est présentée Table 2.2. Les moyens sont ainsi adaptés à la mesure des optiques

TABLE 2.2 – Moyens de mesure et défauts observables.

procédé	taille de champ	résolution latérale	résolution verticale	défauts observés
mesure 3D	pleine pupille	1 mm	10 nm RMS	BF
interférométrie	pleine pupille	250 μm	0.1 nm RMS	BF, MF
micro-interférométrie	mm ²	1 μm	< 0.1 nm RMS	HF (MSFR)
AFM	100 μm^2	10 nm	< 0.1 nm RMS	HF (HSFR)

à différentes étapes du procédé présenté dans la section suivante.

2.3 PROCÉDÉS DE POLISSAGE

Les procédés de polissage sont généralement séparés en quatre grandes catégories, qui correspondent chacune aux différentes étapes d'avancement d'une pièce dans la chaîne de fabrication. Se suivent ainsi l'ébouchage, le doucissage, le polissage [34] et la finition, qui permettent la transformation d'un "blank" de matière (matière brute) en une optique polie et prête à être traitée. Le matériau à usiner étant un matériau fragile, ces quatre étapes font chacune appel à des procédés d'abrasion, présentant cependant différents modes d'action.

Dans cette section, les différents procédés de fabrication constituant la chaîne de fabrication d'une optique asphérique de précision sont listés après la présentation du concept de fonction d'enlèvement matière.

2.3.1 Contrôle de l'enlèvement matière

Pour un bon surfaçage optique, il faut un fort enlèvement de matière, mais il faut aussi avoir un bon contrôle sur ce dernier. L'enlèvement

de matière est défini comme le produit du taux d'enlèvement matière multiplié par le temps de résidence. Localement, on peut donc écrire, pour un point $p(x, y)$, que l'enlèvement matière $\Delta z(x, y)$ (= épaisseur enlevée) est un produit de convolution (sur le temps et l'espace) :

$$\Delta z(x, y, t) = \frac{dz(x, y, t)}{dt} * \Delta t(x, y, t) \quad (2.16)$$

où $\Delta t(x, y)$ et $\frac{dz}{dt}(x, y)$ sont respectivement le temps de résidence et la fonction d'enlèvement matière de l'outil au point P . La fonction d'enlèvement de matière est souvent appelée TIF (Tool Influence Function). Elle représente le profil d'usure dans le plan de la surface au point $P(x, y)$.

⇒ La connaissance des cartes de défauts avant-après mesurées par interférométrie donne accès à l'enlèvement de matière Δz recherché. Si on connaît la TIF, il est possible, par déconvolution, de déterminer le temps de polissage nécessaire en chaque point de la pièce afin d'obtenir la forme théorique souhaitée.

En passant en transformée de Fourier, on peut écrire dans le cas général :

$$FT(\Delta z) = FT(TIF) \cdot FT(\Delta t) \quad (2.17)$$

donc :

$$\Delta t = FT^{-1} \left[\frac{FT(\Delta z)}{FT(TIF)} \right] \quad (2.18)$$

La TIF est donc bien la donnée principale à connaître pour permettre la convergence du procédé de manière prédictive. Cependant, cette équation ne peut être résolue analytiquement en l'état, il faut faire des hypothèses. On considère tout d'abord que la donnée temporelle n'intervient pas (les variables ne dépendent pas du temps). On obtient alors :

$$\Delta t(x, y) = FT^{-1} \left[\frac{FT(\Delta z(x, y))}{FT(TIF(x, y))} \right] \quad (2.19)$$

La première hypothèse faite dans le domaine des procédés de surfacage optique commandés numériquement (Computer-Controlled Optical Surfacing, "CCOS") est donc que la TIF est stable temporellement. Mais il n'existe cependant pas non plus de solution analytique générale à ce problème [35]. Pour des raisons de simplicité de mise en œuvre, les TIF sont généralement considérées dans l'industrie comme constantes

en tout point de la pièce, et on peut alors résoudre le problème de déconvolution :

$$\Delta t(x, y) = FT^{-1} \left[\frac{FT(\Delta z(x, y))}{FT(TIF)} \right] \quad (2.20)$$

Les TIF sont malheureusement rarement stables, que ce soit spatialement ou temporellement, nuisant ainsi à la convergence du procédé. La convergence est définie comme le rapport entre les paramètres géométriques initiaux et finaux d'une étape de polissage. Par exemple, pour le RMS :

$$C = \frac{RMS_{initial}}{RMS_{final}} \quad (2.21)$$

Lorsque l'outil se déplace sur la pièce asphérique, la forme locale change en permanence et peut donc entraîner des variations du taux d'enlèvement matière qu'il faut à minima connaître, et dans le meilleur des cas maîtriser. De même le polissage étant un procédé lent, durant de plusieurs heures à plusieurs jours, le taux d'enlèvement matière peut varier de manière importante entre le début et la fin d'un cycle de polissage, générant une surface différente de la surface théorique souhaitée. Il faut là aussi connaître et de préférence maîtriser l'usure des outils, des abrasifs, l'évolution de la dureté du matériau à polir. . .

⇒ Les polisseurs et fabricants de machines de polissage cherchent donc des moyens de réduire les variations de taux d'enlèvement matière afin de mieux le contrôler et le rendre le plus constant possible, à la fois spatialement et temporellement. Le but est de rendre les procédés présentés ci-après plus convergents et déterministes.

2.3.2 Ébauchage

L'objectif de la phase d'ébauchage est d'obtenir la forme globale souhaitée à la surface de la pièce, avec une rugosité moyenne R_a de l'ordre du micron. Cette étape est réalisée par un procédé de micro-rectification avec meule diamantée à abrasifs liés, qui présente un taux d'enlèvement de matière important, mais qui génère de nombreux défauts HF ainsi que des défauts sous-surfaciques.

À cette étape, il est admis que l'abrasion est principalement d'origine mécanique (pas d'effet chimique) [34]. Les particules rayent et indentent la surface [36, 37], créant ainsi des fractures coniques, radiales et latérales (Fig. 2.10, [38]).

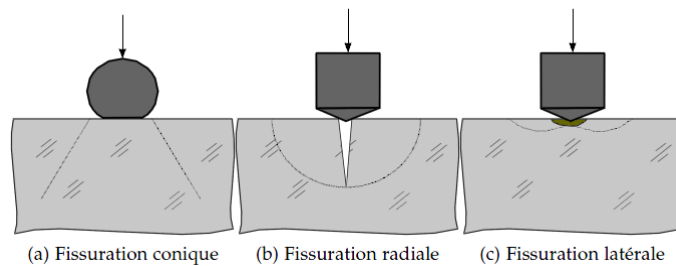


FIGURE 2.10 – Création de fractures dans le verre par indentation lors de l'ébauchage.

Les fractures latérales sont responsables de l'enlèvement de matière alors que les fractures radiales génèrent des défauts de sous-surfaces, aussi appelés SSD (Sub-Surface Damages). Ces défauts sont incompatibles d'une utilisation en lithographie (dispersion et perte de transmission de lumière) et doivent donc être retirés dans les étapes de surfacage suivantes. La profondeur des défauts générés déterminant l'épaisseur minimale à enlever par la suite, de nombreuses recherches s'intéressent à l'estimation de la profondeur des SSD [39, 40, 41, 42], notamment dans le domaine des lasers de puissance où les SSD sont une cause d'endommagement des optiques.

Les différentes formes de meule permettent de travailler en mode "ponctuel". Ainsi la meule et la pièce ne sont en contact que sur une très faible surface. Ceci permet de générer tout type de forme. C'est d'ailleurs pour cette raison que la forme globale d'une optique est donnée à cette étape. La convergence de ce type de procédé étant relativement bonne, on obtient rapidement la forme sphérique ou asphérique souhaitée, à quelques microns PTV près. L'inconvénient des outils "ponctuels" est la création de nombreux défauts HF, en plus des SSD inhérents à la fissuration du verre. La phase de doucissage a pour but principal de supprimer ces deux types de défauts.

2.3.3 Doucissage

En sortie d'ébauchage, la surface de la pièce comme sa sous-surface sont très perturbées, avec des défauts s'étendant jusqu'à plusieurs dizaines de microns de profondeur [43]. Le procédé de doucissage doit donc produire un enlèvement de matière assez important pour enlever

cette épaisseur de verre tout en générant lui-même le moins possible de SSD [44] car l'enlèvement de matière des phases suivantes (polissage et finition) est trop faible pour enlever beaucoup d'épaisseur. Pour améliorer l'état de surface, le doucissage est effectué avec des abrasifs libres (Fig. 2.11) plus fins qu'en ébauchage (quelques microns), généralement constitués d'alumine Al_2O_3 ou de grenat.

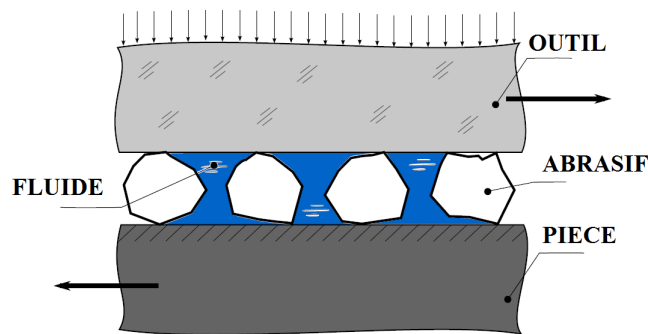


FIGURE 2.11 – Schéma de principe du doucissage.

Le doucissage est un procédé de rodage qui présente les mêmes types de mécanismes d'enlèvement matière que l'ébauchage [45, 46]. Il est aussi considéré à cette étape que les aspects chimiques sont négligeables dans l'enlèvement matière [34].

Le doucissage peut être remplacé par une étape de prépolissage, qui se concentre sur les mêmes aspects mais utilise des abrasifs de granulométrie plus fine avec une vitesse relative outil – pièce très élevée.

Après l'étape de doucissage/prépolissage qui se concentre sur l'enlèvement des défauts HF et sous-surfaciques, l'étape de "polissage et lissage" permet d'améliorer la forme et d'obtenir le résultat définitif sur les HF. Cet étape est séparée en deux phases : le polissage MRF et le lissage.

2.3.4 Polissage magnéto-rhéologique

La finition magnéto-rhéologique (Magneto-Rheological Finishing) est un procédé de polissage qui utilise un fluide de polissage chargé de particules magnétiques de pentacarbone de fer. La base du fluide étant aqueuse, des agents stabilisants et anti-corrosion sont ajoutés dans la formulation. En l'absence d'un champ magnétique, la viscosité du fluide est de l'ordre de 0.1 Pa.s, mais cette dernière peut varier de quatre ordres de

grandeur sous un champ magnétique de 2 kG (0.2 T) [47], simulant ainsi un outil de polissage rigide. Une machine MRF contrôle ainsi en temps réel la viscosité d'un cordon de fluide solidaire d'une roue tournante afin de le rigidifier au voisinage de la pièce et générer de l'enlèvement de matière (Fig. 2.12, [48]). Des calculs ont montré qu'il existe au sommet du cordon de fluide en contact avec une pièce une fine couche présentant un cisaillement important, générant l'enlèvement matière [49]. Le fait de travailler principalement en cisaillement a entraîné l'hypothèse que la MRF est un procédé ne générant pas de SSD [50].

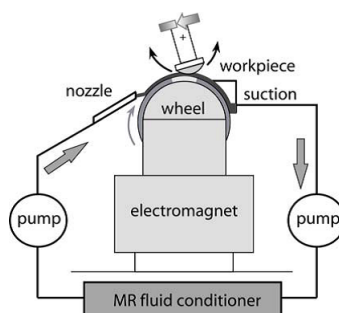


FIGURE 2.12 – Principe de fonctionnement d'une machine de MRF.

Grâce au contrôle de la viscosité du cordon de fluide et un positionnement précis de la pièce par rapport à ce dernier, la fonction d'enlèvement matière obtenue est constante sur toute la pièce (Fig. 2.13), ce qui permet une résolution numérique du problème de déconvolution et donc un très bon contrôle du procédé et une très bonne convergence. Cette forme d'empreinte, typique de la MRF, a pu être retrouvée pour tous types de surfaces (concave, convexe et plane) par des considérations liées à la forme du cordon de slurry en fonction du champ appliqué ainsi que la répartition de l'enlèvement de matière le long de ce profil [51, 52].

Le polissage MRF permet de corriger avec précision les défauts BF et MF, selon les dimensions de la fonction d'enlèvement matière. En effet, pour un outil "sous-pupille" de retouche locale, on peut estimer les capacités de retouche par une approche de type Nyquist-Shannon comme en traitement du signal. Pour échantillonner correctement un signal, il faut que la fréquence d'échantillonnage soit au moins égale au double de la fréquence la plus élevée contenue dans le signal [53]. De la même

2. FABRICATION OPTIQUE

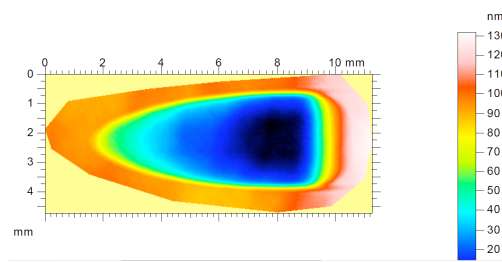


FIGURE 2.13 – Exemple d'empreinte MRF sur une surface en verre (la profondeur max correspond à l'altitude 0 nm, la surface de la pièce à l'altitude 130 nm).

TABLE 2.3 – différentes taille de spot MRF et fréquences théoriques de coupure (au sens de Nyquist - Shannon).

taille de roue MRF	50 mm	150 mm
taille de spot	5 x 11 mm	2.5 x 3.5 mm
fréq. coupure théorique	10 mm	5 mm

manière en correction locale et en termes de périodes, un outil de dimension donnée a ne pourra corriger parfaitement (au sens mathématique) que des défauts de largeur minimum $2a$ (Table 2.3). On observe expérimentalement un effet pour des dimensions inférieures à $2a$, mais aléatoire et dépendant du type de défauts.

Malgré une convergence élevée pour la correction des défauts BF (et MF si les dimensions de la fonction d'enlèvement matière le permettent), les défauts HF ne peuvent être retouchés par MRF, bien que le procédé excède ses capacités estimées par la fréquence de Nyquist en corrigeant des périodes jusqu'à deux fois inférieures à la taille de sa tâche d'usure [54]. Il faut donc corriger les défauts HF par une opération de lissage.

2.3.5 Lissage

L'objectif du lissage est de réduire les défauts HF pour qu'ils soient conformes à la spécification finale, car ils ne seront pas retouchés par le procédé d'usinage ionique qui achève le processus de fabrication. En sortie de lissage, l'amplitude des BF doit aussi être compatible des faibles taux d'enlèvement matière en usinage ionique.

Cette étape est réalisée sur des machines de polissage traditionnel (Fig.

2.14) générant un mouvement aléatoire sur la pièce. La pièce reposant sur un plateau tournant, un des bras de la machine applique un va-et-vient sur la pièce avec un battement d'amplitude donnée pendant que l'autre bras applique un mouvement excentrique pour rendre le mouvement aléatoire.



FIGURE 2.14 – Machine de polissage traditionnel utilisée pour l'étape de lissage.

On utilise alors des fluides de polissage contenant des abrasifs de fine granulométrie, de taille micrométrique ou inférieure. À ces dimensions, les aspects chimiques ne sont plus négligeables devant les aspects mécaniques : on parle de polissage mécano-chimique (Chemical Mechanical Polishing, "CMP"). L'enlèvement matière peut ainsi être optimisé en fonction de la taille des particules mais aussi des interactions physico-chimiques entre les abrasifs et la surface du verre en milieu aqueux. Il a ainsi été montré qu'à taille d'abrasif égale, l'oxyde de cérium est un des agents polissants générant le plus fort taux d'enlèvement matière [55] tout en permettant d'atteindre des précisions sub-nanométriques pour les défauts HF. C'est donc l'abrasif le plus communément utilisé en lissage pour les applications de précision. Ses dimensions varient entre 0.1 et 1.15 μm , avec un pH basique de 8 à 10 [56] pour tirer profit de l'action chimique.

Les mécanismes d'enlèvement matière ne sont toujours pas clairement identifiés et restent ambigus. La difficulté est d'accéder in-situ en cours

de polissage aux paramètres qui permettraient de quantifier les différents effets. Plusieurs hypothèses principales d'enlèvement matière se sont ainsi succédées, à dominante soit mécanique soit chimique. Toutefois il semble clair que différents mécanismes sont à l'œuvre : ni les effets mécaniques ni les effets chimiques ne sont négligeables lors du polissage, et ceci explique la difficulté à proposer un modèle qui puisse rendre compte de toutes les observations expérimentales obtenues depuis de nombreuses années.

Les quatre hypothèses sont :

- l'abrasion mécanique par fissuration
- la déformation plastique de la surface (usinage ductile) [57]
- la création et l'enlèvement d'une couche de gel en surface du verre par dissolution [55] (action chimique du fluide)
- une réaction chimique entre particule abrasive et surface [36] (action chimique de l'abrasif)

Dans le cadre de l'hypothèse chimique, il a été démontré que la dissolution du verre augmente exponentiellement avec la contrainte appliquée [58] : plus la pression de polissage est élevée, plus la silice se dissout facilement. On connaît depuis la loi de Preston - Archard qu'au niveau mécanique, l'enlèvement matière dépend aussi principalement de la pression [59].

⇒ Il est intéressant de noter que dans l'hypothèse mécanique comme dans l'hypothèse chimique, la pression appliquée est un des paramètres commandant l'enlèvement de matière. C'est donc une donnée dont la connaissance est critique si on souhaite prédire des résultats de lissage. Aucune de ces hypothèses ne peut expliquer seule toutes les observations expérimentales. Un modèle plus réaliste est donc une combinaison de ces différentes hypothèses. Un modèle de mécanisme en quatre étapes combinant les aspects mécaniques et chimiques a ainsi été présenté [55, 60] :

- diffusion d'eau dans le verre, facilitée par la pression appliquée par la particule abrasive
- dissolution du verre en surface sous la force appliquée par la particule abrasive
- enlèvement des composés créés par adsorption sur la particule abrasive
- diffusion d'eau plus en profondeur dans l'espace laissé.

C'est actuellement ce modèle qui prédomine pour expliquer qualitati-

vement les phénomènes ayant lieu au cours du lissage d'une pièce en verre.

Après l'étape de lissage qui permet d'adresser les défauts HF, il faut obtenir les spécifications MF et BF par le procédé d'usinage ionique afin d'obtenir la pièce finale prête pour traitement.

2.3.6 Usinage ionique

La finition par usinage ionique (Ion Beam Finishing, "IBF") est un procédé d'enlèvement matière différent des procédés traditionnels car il n'y a pas de contact outil/pièce. La lentille est bombardée avec un faisceau d'ions (Fig. 2.15, [61]) et des atomes sont ainsi arrachés. Suivant le temps de résidence en chaque point, on enlève plus ou moins de matière et on peut ainsi corriger des défauts présents à la surface de la pièce.

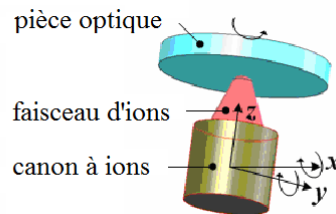


FIGURE 2.15 – Schéma de principe de l'usinage ionique.

Cette technique très perfectionnée est comme la MRF reproductible et convergente. Mais elle est toutefois limitée par les tailles de faisceaux d'ions atteignables. On considère généralement la TIF du procédé IBF comme une quasi-gaussienne dont le paramètre important pour la retouche de défauts est la largeur à mi-hauteur (Full Width at Half-Maximum, "FWHM"). De la même manière que pour la MRF, on peut estimer que l'IBF est efficace pour corriger des défauts de période supérieure à deux fois sa FWHM. Une loi expérimentale permet de décrire l'efficacité de correction en fonction du diamètre du faisceau et la période des défauts [61].

Comme la MRF, l'IBF peut retoucher des défauts de période jusqu'à deux fois inférieure au diamètre de son faisceau (Fig. 2.16, mais avec une efficacité très faible. Il existe quelques unités IBF avec des TIF de

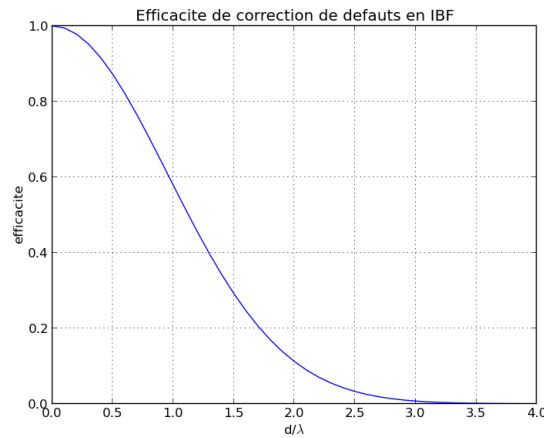


FIGURE 2.16 – Évolution de l'efficacité de correction de défauts en IBF en fonction du rapport entre le diamètre du faisceau et la période des défauts.

FWHM 1 mm et moins [62] mais la taille moyenne est en général de plusieurs millimètres si on souhaite conserver un enlèvement matière suffisant. Cette faible efficacité combinée avec un faible enlèvement matière empêche le procédé d'être utilisé sur la gamme de défauts HF et une partie des défauts MF.

2.3.7 Synthèse

Les différentes caractéristiques des procédés de fabrication sont présentées dans la Table 2.4.

⇒ On voit ainsi que le procédé pour lequel des améliorations peuvent être apportées est le procédé de lissage, le seul capable de corriger les défauts HF, qui a une mauvaise convergence.

Le polissage optique est un procédé complexe, très difficile à maîtriser industriellement. Pour cette raison, il a souvent été abordé de manière principalement empirique, qui fait qu'aujourd'hui encore, les mécanismes d'action sont encore mal connus et le succès du polissage repose encore beaucoup sur le savoir-faire de polisseurs expérimentés. Des procédés récents ont montré de très bonnes convergences (microrectification, MRF et usinage ionique particulièrement) et sont indiscutablement l'avenir du polissage optique de précision. Cependant, ces procédés ont un rayon d'action limité en termes fréquentiels et des pro-

2.4. Mise en œuvre industrielle du procédé de lissage

TABLE 2.4 – Les différents procédés de la gamme de fabrication.

étape	procédé	objectif	précision forme (RMS)	précision HF (RMS)	convergence
ébauchage	micro-rectification	forme asphérique	01 μm	10 nm	très bonne
doucissage, prépolissage	rodage	enlèvement des SSD, amélioration microrugosité	qqques 100 nm	1 nm	bonne
polissage	polissage MRF	amélioration BF, MF	5 nm	< 0.5 nm	excellente
lissage	polissage traditionnel	amélioration forme spéc. finale HF	10 - 20 nm	< 0.5 nm	mauvaise
finition	usinage ionique	spéc. BF et MF finales	1 nm	< 0.5 nm	excellente

procédés plus traditionnels sont nécessaires pour franchir des jalons critiques dans la fabrication d'une pièce. C'est le cas notamment pour atteindre les spécifications HF et de microrugosité. Les procédés amont sont très convergents en termes de forme mais perturbent la surface de la pièce en générant des défauts HF. Ces défauts sont généralement incompatibles d'un usage en photolithographie et il faut donc "lisser" ces défauts, car les procédés de finition ne peuvent les adresser.

2.4 MISE EN ŒUVRE INDUSTRIELLE DU PROCÉDÉ DE LISSAGE

Dans cette section, la mise en œuvre du procédé de lissage est présentée, en insistant sur la spécificité et la problématique du lissage d'une optique asphérique par rapport à une optique sphérique classique ainsi que les outils de modélisation présents dans la littérature.

2.4.1 Rappel des objectifs

L'objectif du lissage est d'atteindre la spécification sur les défauts hautes fréquences, tout en garantissant que les basses fréquences restent dans les capacités des procédés de finition. Cela signifie que :

- l'amplitude des défauts BF et MF à la fin du lissage doit rester compatible des taux d'enlèvement matière des procédés de finition
- l'amplitude des défauts HF doit être compatible de la spécification sans aucune nouvelle retouche

On appelle à cette étape "défauts HF" tous les défauts qui ne peuvent être corrigés par les procédés ultérieurs car leurs fréquences spatiales sont trop élevées. Les défauts HF sont donc en pratique déterminés par les capacités de correction des procédés de polissage et de finition qui sont à disposition dans l'atelier de fabrication : dans notre cas, le polissage MRF et l'usinage ionique. On cherche donc à corriger des défauts de période spatiale inférieure à 5 mm et ayant une amplitude de quelques dizaines de nanomètres PTV.

2.4.2 Lissage sphérique

Le cas sphérique est un cas favorable. Si on frotte deux pièces sphéroïdes rigides et complémentaires l'une contre l'autre avec un mouvement aléatoire pendant un temps infini, on obtient deux surfaces sphériques mathématiquement parfaites (Fig. 2.17). C'est ce qu'on appelle un effet de lissage naturel : les défauts présents sur la surface optique – ainsi que sur l'outil – sont naturellement retirés par usure lors du mouvement aléatoire de l'outil sur la pièce. Il est donc théoriquement toujours possible d'atteindre la spécification HF, si la granulométrie de l'abrasif choisi est suffisamment fine et le temps de lissage suffisamment long.



FIGURE 2.17 – Lissage naturel par frottement de deux pièces sphéroïdes l'une sur l'autre pendant une durée infinie.

Grâce au phénomène de lissage naturel dans le cas d'une optique sphérique, les outils utilisés sont des outils pleine taille, permettant ainsi de maximiser l'enlèvement matière et donc réduire le temps de lissage nécessaire. Deux conditions sont nécessaires pour avoir un lissage efficace :

- l'outil doit initialement avoir une forme complémentaire à celle de la

pièce

- l'outil doit être rigide pour générer une surpression sur les défauts de la pièce.

Il faut donc utiliser des matériaux qui ont la capacité de prendre la forme de n'importe quelle pièce sortant de doucissage ou pré-polissage tout en étant rigides lors du polissage. Les polisseurs se sont donc très rapidement tournés vers des matériaux viscoélastiques, ayant la particularité de se comporter comme des fluides aux longues échelles de temps et comme des solides rigides pour des échelles de temps beaucoup plus courtes. Les matériaux principalement utilisés sont actuellement des pads poreux en matière plastique et des poix de polissage [63]. Pour les applications de précision, la poix de polissage associée à des abrasifs de fine granulométrie permet d'obtenir les meilleurs résultats (Table 2.5). Les microrugosités obtenues sont de l'ordre de l'Å RMS, c'est-à-dire que tous les défauts de période de l'ordre du millimètre et inférieur sont réduits à une amplitude de quelques couches atomiques.

TABLE 2.5 – Microrugosités obtenues pour différents abrasifs utilisés avec un outil poix.

type slurry	oxyde de cérium		silice colloïdale
granulométrie (μm)	1.0	0.1	0.03 - 0.1
microrugosité (Å RMS)	3.0 - 5.0	2.0 - 3.0	1.0 - 2.0

Après une phase de mise en pression de l'outil sur la pièce (plusieurs heures) pendant laquelle la poix va prendre la forme de la pièce, la phase de polissage peut débuter. Si la poix n'a pas initialement exactement la forme de la pièce, il y a au début du procédé une détérioration de la forme et éventuellement de la microrugosité de la surface de la pièce, le temps que les deux surfaces s'ajustent. Cette dégradation du RMS va nécessiter un temps de correction important (Fig. 2.18). La phase de mise en pression est donc critique.

Dans le cas des lentilles asphériques, on souhaite éviter l'effet de lissage naturel : si on frotte deux surfaces asphériques l'une contre l'autre, non seulement les défauts seront lissés, mais l'asphérisation aussi sera détruite. Il faut donc développer des outils spécifiques qui vont per-

2. FABRICATION OPTIQUE

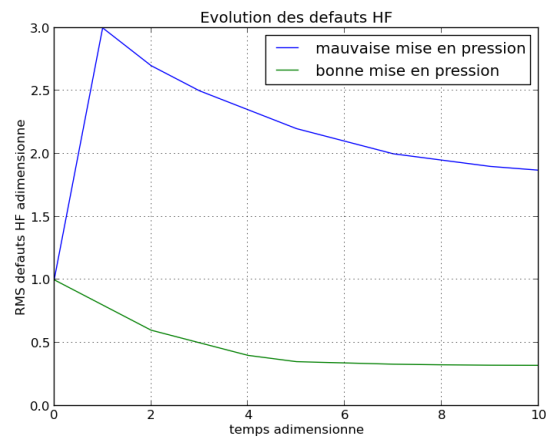


FIGURE 2.18 – Évolution des défauts HF en fonction de la mise en pression de l'outil.

mettre de lisser les défauts sans perturber la forme asphérique générée en micro-rectification et MRF.

2.4.3 Lissage asphérique

Spécificité d'une surface asphérique

Une surface sphérique est définie par un unique paramètre, son rayon de courbure, et sa symétrie de révolution en fait la surface la plus simple à réaliser.

Une surface asphérique est une surface qui présente un écart à la sphère (Fig. 2.19), pouvant aller de quelques microns à plusieurs millimètres suivant le type d'optique. L'asphérisation peut être à symétrie centrale ou hors d'axe.

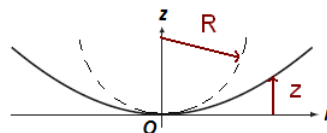


FIGURE 2.19 – Coupe d'une surface asphérique. R est le rayon de courbure et z la flèche à une distance r de l'axe optique.

2.4. Mise en œuvre industrielle du procédé de lissage

L'équation d'une surface asphérique généralisée à symétrie centrale s'écrit :

$$z(r) = \frac{r^2}{R \left(1 + \sqrt{1 - (1 + K) \frac{r^2}{R^2}} \right)} + \sum_i a_i r^{2i} \quad (2.22)$$

où les coefficients a_i représentent l'écart par rapport à la conique définie par le rayon de courbure R et le paramètre K . (Table 2.6). Les a_i sont les coefficients d'asphérisation généralisée.

TABLE 2.6 – Sections coniques de référence suivant la valeur du paramètre de conicité K .

K	$K < -1$	$K = -1$	$-1 < K < 0$	$K = 0$	$K > 0$
section conique	hyperbole	parabole	ellipse (prolate)	sphère	ellipse (oblate)

Une lentille asphérique est généralement caractérisée par son écart PTV (Peak-to-Valley) par rapport à la sphère "centre - bord" (= asphérisation maximum) (Fig. 2.20) et par la pente maximale de cet écart (exprimée en radians).

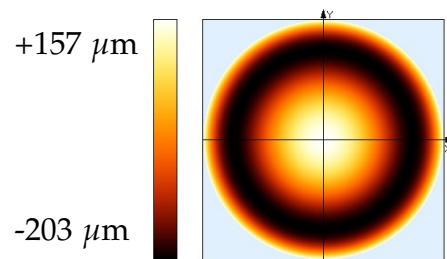


FIGURE 2.20 – Exemple de profil asphérique d'une lentille par rapport à sa sphère centre - bord. Asphérisation PTV = 360 μm

Pour une optique "freeform" qui n'a pas de symétrie centrale, on utilise l'équation 2.22 en coordonnées cartésiennes :

$$z(x, y) = \frac{\left(\frac{1}{R_x}\right) x^2 + \left(\frac{1}{R_y}\right) y^2}{1 + \sqrt{1 - (1 + K_x) \frac{x^2}{R_x^2} - (1 + K_y) \frac{y^2}{R_y^2}}} + \sum_i \sum_j a_i b_j x^i y^j \quad (2.23)$$

avec respectivement R_x et R_y les rayons de courbure et K_x et K_y les paramètres de conicité suivant les axes X et Y.

2.4.4 Problématique

Dans le cadre du lissage asphérique, le rayon de courbure de la pièce étant localement variable, on ne peut pas utiliser d'outils pleine taille rigides, sous peine de faire disparaître l'asphérisation de la pièce et la transformer en une surface sphérique. La problématique est donc différente de celle du lissage sphérique. Il faut que l'outil soit à la fois :

- souple sur le profil asphérique de la pièce afin de garantir une pression uniforme et donc un enlèvement de matière constant (Fig. 2.21)
- rigide sur les défauts MF/HF afin de générer un différentiel de pression important et donc un enlèvement de matière préférentiel sur les défauts (Fig. 2.21).

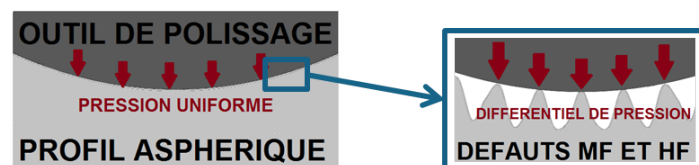


FIGURE 2.21 – Pression de contact recherchée en cours de lissage. (gauche) Pression uniforme sur le profil asphérique (droite) Différentiel de pression important sur les défauts MF/HF.

Un outil de lissage doit donc assurer le suivi de la forme asphérique créée et un lissage des défauts.

Afin de combiner ces deux comportements, il faut utiliser des outils constitués de différents matériaux qui vont pouvoir apporter chacun une partie du comportement souhaité. Il existe quatre grandes familles d'outil, présentant chacune divers avantages et inconvénients en terme de lissage et de suivi de forme.

2.4.5 Les outils de lissage asphérique

Outils rigides

C'est l'outil de polissage classique, constitué d'un support rigide et couvert d'un matériau de polissage, typiquement un pad polyuréthane ou de la poix de polissage. Cet outil sous-pupille est déplacé par un

2.4. Mise en œuvre industrielle du procédé de lissage

robot et deux grands types de mouvements sont possibles :

- balayage linéaire de la pièce ("raster")
- balayage en spirale.

L'outil subit en plus une rotation excentrique autour de son axe à une vitesse de 60 à 200 tr/min. Ce mouvement orbital assure le processus de lissage alors que le maillage du balayage de la pièce permet de définir le parcours et le temps de résidence de l'outil en chaque endroit de la pièce pour faire de la correction de forme. En pratique, pour une étape de lissage pur, on recherche un enlèvement de matière constant sur la pièce et on effectue donc un cycle d' "égale usure".

L'utilisation de ce type d'outil est vite limitée pour des asphérisations importantes. En effet, les supports sont rigides (Table 2.7) et vont donc peu se déformer. Si on ne souhaite pas perturber la forme de la pièce, il faut que l'outil soit capable de suivre correctement la surface pour ne pas générer des surpressions et tracer des sillons dans la pièce.

TABLE 2.7 – Quelques matériaux servant de support pour outil de polissage et leur module de Young.

matériau	aluminium	bronze	laiton
module de Young	69 GPa	96-120 GPa	100-125 GPa

Plus l'asphérisation est importante, plus l'outil doit être petit. Pour une pièce asphérique non généralisée, on peut par exemple définir localement la différence de forme entre un outil et la pièce, en fonction des paramètres de la surface et de l'outil. Ainsi pour une pièce de rayon de courbure R et de constante conique K , on peut calculer la différence dz au point de rayon r pour un outil de rayon r' fabriqué de sorte à être complémentaire de la surface au niveau du vertex de la pièce [63] :

$$dz \approx \frac{Kr^2r'^2}{2R^3} \quad (2.24)$$

⇒ Toutes choses égales par ailleurs, on voit que la différence de forme augmente avec le carré du rayon de l'outil. Pour suivre la surface, un outil de lissage rigide doit être d'un petit diamètre, ce qui le rend très peu efficace : il faut un temps très important pour couvrir toute la surface de la pièce et l'enlèvement matière horaire est très faible. Cette solution

est rarement viable industriellement sauf cas particuliers, par exemple les très grandes optiques de télescope pour lesquelles les solutions présentées par la suite ne sont pas forcément utilisables pour des raisons de mise en œuvre pratique.

Outils flexibles

Afin d'augmenter l'efficacité de l'outil, il faut essayer d'avoir le diamètre le plus grand possible. Cependant, un outil de grand diamètre doit pouvoir amortir une plus grande déformation. On insère donc entre le support et le média de polissage une couche souple dont le rôle est précisément d'encaisser la différence de forme entre l'outil et la pièce, ceci en tout point de cette dernière. Le choix du type de matériau souple et de son épaisseur détermine la capacité de ce dernier à se déformer. Il est alors possible, si l'asphérisation le permet, d'utiliser des outils pleine taille pour diminuer le temps de lissage.

Le support rigide est usiné avec une forme la plus proche de l'asphérique, de telle manière que la couche souple travaille principalement en compression sous l'effet de la force appliquée sur l'outil. Donc plus l'outil est grand, plus la couche souple devra être épaisse et/ou avoir un module faible de manière à supporter des déformations plus grandes. Un outil trop épais entraîne cependant un point d'application de la force éloigné de la surface et génère donc un moment de basculement au niveau de la pièce qui perturbe la pression de contact outil - pièce. L'enlèvement matière est ainsi altéré. Ce genre d'outil est donc en pratique limité à des optiques de diamètre inférieur à 500 mm. Suivant le type de déformation nécessaire, des matériaux de type élastomères avec différents modules peuvent être utilisés. Par exemple, on peut estimer par la loi de Hooke le module de Young permettant diverses déformations rencontrées classiquement en polissage asphérique. Pour le cas d'une plaque de contour circulaire $R = 100$ mm et épaisseur initiale 8 mm, sur laquelle est appliquée une masse de 10 kg, les modules vont de 2.5 MPa pour une déformation de 10 microns à 25 kPa pour une déformation d'1 mm. Afin de ne pas annuler l'action de la couche souple, le média de polissage doit être fractionné s'il est trop rigide.

⇒ Ce type d'outils est utilisé depuis plusieurs années en fabrication optique de précision pour la photolithographie [64] mais nécessite une optimisation des paramètres pour chaque optique asphérique différente

[65]. Il faut donc développer des méthodologies pour dimensionner rapidement ces outils en fonction de la géométrie des optiques à fabriquer. Il est possible d'utiliser des outils présentant soit une combinaison de différents matériaux souples, soit un même matériau souple mais des épaisseurs différentes afin d'optimiser le contact outil - pièce [66].

La possibilité de déformer l'outil de façon importante permet d'utiliser des outils de diamètre beaucoup plus grand, jusqu'à utiliser des outils pleine taille, ou une combinaison d'outils "sous-pupille" [65]. Les outils sous-pupille flexibles sont utilisés sur des robots comme les outils rigides, et les outils pleine taille sont utilisés sur des machines de polissage traditionnel (Fig. 2.14). Ces machines traditionnelles travaillent avec des mouvements lents et d'amplitude importante de l'outil par rapport à la pièce. A l'inverse, le procédé VIBE [67] est lui basé sur des mouvements très rapides (fréquence de l'ordre du kHz) et de très faible amplitude. Ce procédé ne permet pour l'instant pas d'atteindre les précisions nécessaires en optique de photolithographie [68] et peut difficilement s'appliquer aux défauts aux limites des zones MF et HF si l'asphérisation est grande.

Dans certains cas, les déformations demandées à l'outil peuvent être importantes, mais uniquement sur de bas ordres de déformation comme les premiers Zernike et rester faibles sur les ordres supérieurs. Il faut alors un outil capable de se déformer fortement sur ces défauts de très basse fréquence, mais aussi de rester relativement raide sur les défauts de MF : ce sont les outils semi-flexibles.

Outils semi-flexibles

Le type de matériau souple utilisable est assez réduit eu égard aux conditions d'utilisation (milieu aqueux, potentiellement assez acide ou basique...). Les élastomères choisis peuvent alors être trop souples et diminuer de manière trop importante les capacités de lissage de l'outil. Cela signifie, si on considère l'outil comme une membrane mince, que des ordres de déformation élevés peuvent être excités, ce qui réduit les capacités de lissage de l'outil. Pour réduire le degré des ordres de déformation accessibles, on peut ajouter une lame mince rigide, travaillant en flexion, entre le matériau souple et le média de polissage. Cette membrane rigide va permettre à l'outil de suivre la surface uniquement pour de bas ordres de déformation, et donc des basses fréquences comme celles qui constituent le profil sphérique de la pièce.

2. FABRICATION OPTIQUE

Cet outil est peu documenté dans la littérature à l'exception des travaux menés à l'Université d'Arizona [63, 69]. Il repose vraisemblablement sur un savoir interne chez les fabricants d'optique.

⇒ Comme pour les outils flexibles, il faut dimensionner un nouvel outil pour chaque surface.

Si on souhaite éviter les empilements de couches, il faut pouvoir inclure dans l'outil une couche de matériau qui se déformera de la manière souhaitée sur les défauts BF et qui ne se déformera pas sur les défauts MF et HF pour les corriger. C'est le principe de l'outil adaptatif passif.

Outils adaptatifs passifs

Comme on l'a vu précédemment, le nombre de matériaux accessibles pour la fabrication d'un outil flexible ou semi-flexible est relativement limité : les déformations peuvent être importantes et donc seuls des matériaux vraiment souples peuvent être employés. Il est possible de dimensionner une lame rigide qui va permettre seulement certains ordres de déformation, mais il serait plus simple de trouver un matériau qui permet d'avoir exactement la fréquence de coupure de lissage souhaitée. Un matériau qui agirait comme un filtre passe-bas : il ne retouche pas les BF mais est actif sur les MF et HF. Ceci est possible avec un matériau viscoélastique qui se comporte comme un solide élastique rigide sur la gamme de fréquences à lisser et comme un fluide visqueux sur le reste du profil.

Un outil adaptatif passif a été développé sur une base de silly-putty [70], un polymère siliconé viscoélastique. L'outil développé est un outil "sous-pupille" (Fig. 2.22, [70]) dans lequel le fluide viscoélastique est encapsulé dans une membrane.

⇒ La gamme de fréquences à lisser peut être différente pour chaque pièce et il faut donc en pratique pour chaque pièce déterminer, voire formuler le matériau optimal, afin d'obtenir exactement le comportement souhaité. Pour ces raisons, malgré l'élégance de son concept, il reste encore peu utilisé industriellement.

Synthèse

La Table 2.8 récapitule les différents outils et leurs caractéristiques de lissage. Un outil est défini par quatre principales caractéristiques. Le *suivi de forme* caractérise la capacité de l'outil à ne pas dégrader la surface asphérique originale. Il est important qu'en sortie de lissage,

2.4. Mise en œuvre industrielle du procédé de lissage

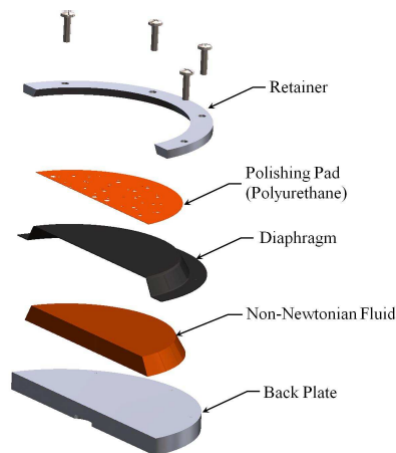


FIGURE 2.22 – Outil adaptatif passif développé à l’Université d’Arizona.

l’état de surface de la pièce soit compatible des moyens de finition : le volume à enlever en finition doit être compatible des taux d’enlèvement matière de la MRF et de l’usinage ionique.

Le *spectre fréquentiel de lissage* définit le domaine fréquentiel de défauts qu’un outil peut adresser. Plus le spectre est étendu, plus l’outil sera intéressant. Il est notamment intéressant de pouvoir lisser les défauts qui sont aux limites de capacités des moyens de finition : ils nécessitent du temps machine coûteux.

L’*efficacité de lissage* définit le gradient de pression local sur les défauts. Plus le gradient est élevé, plus l’efficacité est élevée.

L’*efficacité temporelle* représente le temps nécessaire pour lisser une pièce entière. Elle permet donc de prendre en compte le temps nécessaire à l’outil pour couvrir toute la surface.

Les fabricants cherchent à optimiser la convergence du procédé en contrôlant ces quatre propriétés. Une cinquième propriété importante des outils est la facilité d’implémentation dans l’atelier optique et la mise en œuvre dans le cadre d’une fabrication en petite ou grande série.

Un - - - est rédhibitoire pour une utilisation industrielle. Ainsi les outils adaptatifs passifs sont pour l’instant éliminés d’office même s’ils présentent de nombreux avantages. Ils nécessitent de nombreux développements avant de pouvoir être applicables en série. On voit donc ressortir de ce tableau que deux outils sont particulièrement intéressants à

2. FABRICATION OPTIQUE

TABLE 2.8 – Les caractéristiques des différents outils de lissage à l’heure actuelle.

design d’outil	suivi de forme	spectre fréquentiel	efficacité de lissage	efficacité temporelle	mise en œuvre
pleine taille rigide	---	+++	+++	+++	+++
sous-pupille rigide	-	-	+++	---	+++
pleine taille flexible	+++	++	+	+++	-
sous-pupille flexible	+++	--	-	---	++
pleine taille semi-flexible	++	+++	++	+++	--
sous-pupille semi-flexible	+++	+	++	---	+
pleine taille rigide conformel	++	+++	++	+++	---
sous-pupille rigide conformel	+++	++	++	---	--

l’heure actuelle :

- les outils pleine taille flexibles
- les outils pleine taille semi-flexibles.

Le choix de Reosc s’est donc porté sur ces deux types d’outils, dont la modélisation des caractéristiques de lissage sont présentées dans le paragraphe suivant.

2.4.6 Modélisation du lissage

Si les aspects liés aux mécanismes d’enlèvement matière en cours de polissage sont abondamment étudiés dans la littérature, il n’en va pas de même pour le lissage de défauts HF. Peu d’études se sont intéressées à la fois à l’aspect de suivi de forme asphérique et au lissage de défauts HF. On peut tout d’abord citer le développement chez Canon du CSSP (Canon Super Smooth Polisher) (Fig. 2.23, [64]), une machine

2.4. Mise en œuvre industrielle du procédé de lissage

embarquant à la fois une tête de polissage et un instrument de mesure de forme, à destination de la fabrication d'optiques UV pour la lithographie. Sont ainsi documentés le système de mesure de forme [71], la fabrication des têtes de polissage ainsi que les résultats. Il a ainsi été montré la possibilité de polir des optiques en silice à moins de 80 nm RMS en forme BF et 0.2 nm RMS en défauts HF avec des outils flexibles à base d'une couche de polychloroprène et de poix de polissage [64].

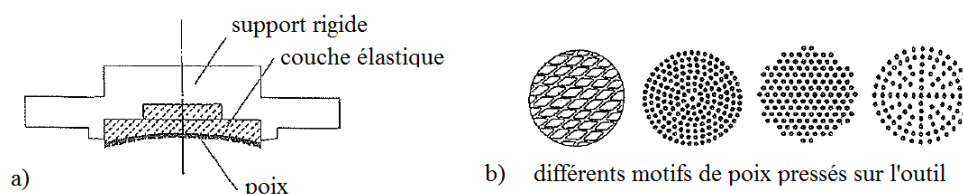


FIGURE 2.23 – a) coupe de l'outil CSSP, b) motifs de poix testés dans l'étude CSSP.

Leur démarche a été dans un premier temps de dimensionner l'outil pour réaliser le suivi des optiques à fabriquer et d'étudier expérimentalement diverses configurations d'outil pour identifier la plus efficace. Ils n'ont cependant pas tenté de modéliser l'impact sur les différentes variations de rugosité obtenues des différentes poix et géométries d'outil. Le premier effort documenté de modélisation analytique est du à Mehta. Il a étudié le calcul de l'écart de forme entre un outil semi-flexible et différents types d'optiques : asphériques conventionnelles [72] et coniques [73].

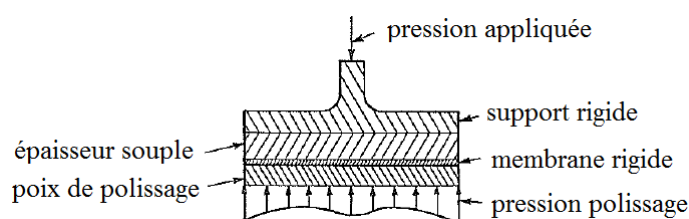


FIGURE 2.24 – Outil semi-flexible étudié par Mehta, Hufnagel et Reid.

Soit un outil semi-flexible (Fig. 2.24, [72]), on souhaite s'assurer qu'il va générer un enlèvement de matière constant sur une pièce asphérique. Il

faut donc connaître la pression de contact (pression de polissage) en tout point de l'optique. Mehta et Hufnagel développent un modèle basé sur la théorie des plaques de Kirchhoff [74]. En considérant que la pression appliquée sur le support rigide est transformée par l'épaisseur souple en une pression uniforme appliqué sur l'ensemble (*lame métallique, poix*), l'outil est traité comme une plaque mince libre, constituée d'une membrane rigide et d'une couche de poix, dont ils étudient les vibrations. C'est donc un problème de valeurs propres. Ils obtiennent l'expression de la pression de contact en coordonnées polaires :

$$p(r, \theta) = \frac{D_1 \lambda^4 s(r, \theta) + q(r, \theta)}{1 + \frac{D_1 \lambda^4}{k_2}} \quad (2.25)$$

avec D_1 la raideur en flexion de la membrane rigide, λ une valeur propre pour la flexion d'une plaque mince circulaire libre, q la pression appliquée sur l'outil, s l'équation de la surface et k_2 la raideur en compression du ressort simulant la poix définie par :

$$k_2 = \frac{E_2}{t_2} \quad (2.26)$$

où E_2 et t_2 sont respectivement le module de Young et l'épaisseur de poix.

Les hypothèses faites dans ce modèle sont les suivantes :

1. la viscosité de la poix est négligée.
2. l'outil est considéré isotrope et linéairement élastique.
3. inertie et frottements sont négligés.
4. la force appliquée sur l'outil est constante et répartie uniformément sur la surface du support rigide
5. la mousse est beaucoup plus souple que la poix et la lame métallique, sa contribution à la raideur en flexion est donc négligeable. C'est un mécanisme de chargement uniforme.
6. les épaisseurs des différents matériaux restent constantes.
7. la surface est considérée parfaitement rigide.

Négliger la viscosité et les frottements revient à négliger les aspects dynamiques du polissage, qui est pourtant par essence un procédé dynamique. Il est probable que dans le cas d'un outil sous-pupille la viscosité

de la poix ne soit pas négligeable sur la durée nécessaire pour parcourir la pièce. De même, si la force est appliquée uniformément sur un outil pleine taille, elle est appliquée au centre de l'outil – et donc non uniforme – pour les outils sous-pupille. Les épaisseurs de matériaux (notamment la mousse) peuvent varier de manière importante en fonction de l'écart de forme entre l'outil et la pièce.

Le même modèle a ensuite été utilisé pour étudier le lissage de défauts [75]. L'outil est en contact avec les régions hautes et les use grâce à un mouvement relatif outil/pièce. L'outil forme alors un "pont" entre les régions hautes, qui donne son nom à ce modèle : modèle de "bridging". Dans le cas où l'amplitude des défauts est suffisamment faible pour garantir un contact sur l'ensemble de la pièce, la pression est calculée pour des défauts sinusoïdaux 1D :

$$p(x) = q_0(x) + \frac{s(x)}{\frac{a^4}{\pi^4 D} + \frac{a^2}{\pi^2 D_s} + \frac{1}{K_c}} \quad (2.27)$$

où q_0 est la pression appliquée sur le polissoir, a la demi-période du défaut considéré, $s(x)$ l'équation de la surface de la pièce, D la raideur en flexion de la lame mince, D_s la raideur en cisaillement de la lame mince et K_c la raideur équivalente en compression de l'ensemble poix + membrane rigide.

On peut ainsi déterminer sur quelles périodes de défauts l'outil travaille préférentiellement en flexion, cisaillement ou traction compression.

La distribution de pression calculée dans l'équation 2.25 est insérée dans l'équation de Preston - Archard [59] :

$$\frac{dz}{dt} = C \cdot p \cdot v \quad (2.28)$$

où dz/dt est la variation d'épaisseur de la pièce, p la pression de contact, v la vitesse relative outil/pièce et C le coefficient de Preston (Pa^{-1}). Le temps à passer pour corriger le défaut peut ainsi être déterminé analytiquement.

En plus des hypothèses présentées précédemment s'ajoute ici une hypothèse sur la période des défauts : elle est considérée négligeable devant le diamètre et l'épaisseur de l'outil, ce qui n'est en pratique pas toujours le cas pour un outil sous-pupille.

Ce modèle de "bridging" a été repris pour déterminer la pression de contact sur une surface quelconque [69]. En décomposant le défaut de surface en séries de Fourier, on peut écrire les différentes composantes de la pression en fonction de chaque fréquence de défaut :

$$p = q_0 + \sum_{\xi} \frac{1}{\frac{1}{D(2\pi\xi)^4} + \frac{1}{D_S(2\pi\xi)^2} + \frac{1}{K_c}} s(\xi) \quad (2.29)$$

Trois domaines peuvent être séparés. Un premier domaine BF dominé par la flexion de l'outil : le premier membre du dénominateur est prépondérant. Un second domaine MF est dominé par le cisaillement avec le second membre du dénominateur prépondérant, et un dernier domaine HF dominé par la compression, soit le cas où le troisième membre du dénominateur est prépondérant.

Une dernière application de ce modèle est l'étude de l'efficacité de lissage d'un outil conformel rigide (RC) [76]. En considérant que la poix se comporte comme un solide élastique et que ses raideurs en flexion et cisaillement sont négligeables devant celles de la lame mince, on peut écrire la pression résultante sur un défaut HF $S(x)$ en fonction de la raideur élastique de l'outil :

$$p(x) = p_{nominal} + K_{total}S(x) = p_{nominal} + \frac{1}{\frac{1}{K_{lastique}} + \frac{1}{K_{autres}}} S(x) \quad (2.30)$$

K_{total} est alors exprimée comme la raideur de deux éléments ressorts en série (*poix + reste de l'outil*).

Un paramétrage est donc introduit par l'intermédiaire du facteur K_{autres} qui représente toutes les composantes non étudiées dans l'outil et le fluide de polissage.

Une notion d'efficacité de lissage est ensuite introduite. Elle est définie comme le rapport entre la variation d'amplitude du défaut HF considéré et l'enlèvement de matière nominal $EM_{nominal}$ sur le profil BF (Fig. 4.20, [76]) :

$$EL = \frac{PV_{final} - PV_{init}}{EM_{nominal}} \quad (2.31)$$

Les auteurs trouvent ainsi que l'efficacité de lissage dépend linéairement de l'amplitude initiale du défaut, ce qui est cohérent : toutes choses égales par ailleurs, si l'amplitude d'un défaut diminue, il est plus difficile de le corriger.

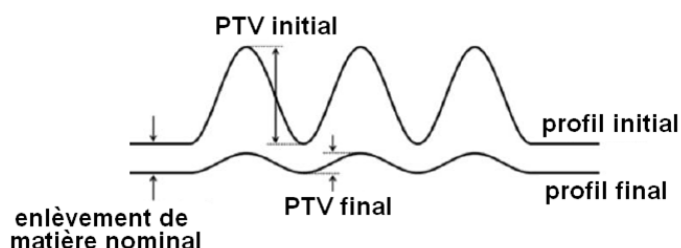


FIGURE 2.25 – Variables intervenant dans la définition de l'efficacité de lissage.

De même, l'efficacité de polissage est inversement proportionnelle à la pression nominale, ce qui signifie qu'il ne faut pas trop charger l'outil si on souhaite une efficacité élevée. Cette observation peut se comprendre en termes géométriques : si la force appliquée sur l'outil est faible, il contacte seulement la crête des défauts et assure donc une efficacité de lissage maximale. Cependant, ce critère n'est pas utilisable en situation industrielle. En effet, il est adapté si tous les défauts considérés ont la même amplitude. En pratique, les défauts de plus grande période sont souvent de plus grande amplitude, et cela amène à surestimer l'efficacité de l'outil sur les BF et au contraire la sous-estimer sur les HF. Par exemple, un gain de 1 nm sur un défaut BF d'amplitude 100 nm donne avec ce critère une meilleure efficacité qu'un gain de 0.5 nm sur un défaut HF d'amplitude 1 nm. Un critère d'efficacité plus complet devrait donc aussi prendre en compte les disparités dans l'état de surface initial, notamment l'écart d'amplitude entre les différentes fréquences spatiales. Différents outils permettent donc de déterminer la structure d'un outil et le dimensionnement réalisant un lissage optimal. Cependant le choix du média de polissage, le matériau qui est en contact avec le fluide et qui transfère la pression sur les abrasifs est critique dans la qualité de la surface obtenue.

2.4.7 Importance de la poix de polissage

De tous les médias de polissage qui ont été testés par les opticiens, la poix est pour l'instant celui qui donne les meilleurs résultats en termes de correction de défauts HF sur des optiques en silice (Table ??). L'impact du type de média de polissage sur l'enlèvement de matière et la qualité de surface obtenue a été largement étudié [45] et il apparaît que

le type de poix et les propriétés associées sont cruciaux dans l'obtention des meilleures performances. Cependant, peu d'informations relatives au comportement des poix sont recensées dans la littérature et les fabricants ne communiquent pas sur la majorité des propriétés de leurs matériaux. Les opticiens pratiquent donc habituellement l'essai-erreur pour déterminer la poix la plus adaptée à leur besoin.

Le succès du lissage à la poix repose donc sur le comportement particulier de ce matériau pourtant mal connu. Qualitativement parlant, les caractéristiques sont connues : la viscoélasticité de la poix aux températures de travail est responsable de cette faculté à s'adapter à la forme de la pièce lors de la mise en pression et sa faculté à corriger les défauts HF. Cependant, il n'y a dans la littérature pas d'étude ayant cherché à la fois à comprendre, caractériser quantitativement les propriétés mécaniques dynamiques de la poix et à les corrélérer aux résultats de lissage. Les opticiens utilisent des méthodes de caractérisation couplées à des essais expérimentaux sans passer par une modélisation [77, 78] ou à l'inverse des modélisations de procédé sans prendre en compte les propriétés dynamiques de la poix [72, 73, 75, 63, 69, 70]. Le travail proposé essaie donc de faire ce lien entre d'une part la caractérisation expérimentale et une modélisation quantitative du comportement de la poix, et d'autre part les observations expérimentales de lissage en situation industrielle.

2.5 CONCLUSION

2.5.1 Synthèse

Le lissage est un procédé critique dans la fabrication des optiques de photolithographie : il permet de corriger des défauts générant une baisse du pouvoir de résolution des scanners de photolithographie, limitant ainsi les possibilités de miniaturisation des circuits intégrés. Cependant c'est un procédé dont les mécanismes d'action sont encore mal connus et dont la maîtrise est difficile, en atteste sa mauvaise convergence par rapport aux autres procédés constituant la chaîne de fabrication. Il est nécessaire de porter un effort particulier sur la modélisation de ce procédé afin de le rendre plus prédictif, notamment en développant des outils permettant de déterminer la fonction d'enlèvement matière et l'efficacité de lissage des polissoirs, ce qui passe notamment par la détermination de la pression dynamique de contact entre l'outil et la pièce.

Les outils de lissage intéressants pour une utilisation industrielle sont pour l'instant les outils pleine taille flexibles et semi-flexibles. L'utilisation de procédés comme le polissage magnéto-rhéologique et l'usinage ionique qui ont d'assez bonnes capacités de correction des défauts MF ne nécessite pas d'avoir un outil de lissage ayant un spectre fréquentiel de correction très élevé. La plus grande simplicité de mise en œuvre dans l'atelier a donc amené Reosc à développer des outils pleine taille flexibles pour le lissage des défauts MF et HF sur les lentilles asphériques d'optique de projection de scanners de photolithographie. Ces outils devant être adaptés à chaque lentille asphériques, une méthodologie aidant au dimensionnement des outils doit donc être développée pour systématiser cette opération.

Les modèles de lissage existants partent du principe que la poix de polissage se comporte comme un solide élastique lors du lissage, mais son comportement élastique seul ne peut expliquer pourquoi il est plus efficace que d'autres matériaux élastiques. Il faut donc prendre en compte un comportement plus complet. Une étude détaillée doit être menée pour comprendre et mettre en évidence le comportement de la poix dans la gamme d'excitation fréquentielle rencontrée en lissage. Ce comportement doit ensuite être mis en relation avec les résultats de lissage expérimentaux.

2.5.2 Étude menée

La première étape du travail présenté porte donc sur l'étude du comportement dynamique de la poix lors du lissage afin de prendre en compte sa viscoélasticité dans le modèle créé par la suite. Après une caractérisation expérimentale, un modèle permettant de simuler le comportement de la poix est développé en vue de l'utiliser pour traiter la correction de défauts lors du lissage.

La deuxième partie du travail porte ensuite sur la réalisation d'un modèle prédictif permettant de déterminer le résultat d'un procédé de lissage en tenant compte du comportement des différents matériaux constituant les outils. Cela passe dans un premier temps par la définition d'une méthodologie de dimensionnement des outils, et ensuite par le développement d'un modèle multi-échelles permettant d'étudier la pression de contact outil - pièce à la fois en terme de suivi de forme et de lissage. Le modèle doit être si possible évolutif car si la pression est un paramètre important, elle n'est cependant pas le seul paramètre

2. FABRICATION OPTIQUE

intervenant dans le polissage (ex : la MRF travaille principalement en cisaillement). Dans l'ensemble de ce travail, on s'applique donc à choisir les solutions de modélisation qui permettraient une évolution vers un modèle tribologique du surfaçage plus réaliste qu'un modèle d'usure ne prenant en compte que la pression. Le but est de déterminer l'efficacité de lissage des outils et d'avoir un moyen d'accéder à leur fonction d'enlèvement matière instantanée. Les résultats numériques obtenus sont comparés aux résultats de fabrication industrielle.

Chapitre 3

Modélisation de la poix

3.1	Viscoélasticité	54
3.1.1	Définition - mise en évidence expérimentale	54
3.1.2	Origine moléculaire	56
3.1.3	Influence de la température	57
3.2	État de l'art des connaissances sur la poix	58
3.2.1	Définition	58
3.2.2	Constituants et procédé de fabrication	58
3.2.3	Microstructure	59
3.2.4	Comportement	60
3.3	Caractérisation du comportement mécanique	61
3.3.1	Analyse mécanique dynamique	61
3.3.2	Principe de superposition temps – température	64
3.4	Résultats expérimentaux	65
3.4.1	Dispositif expérimental	65
3.4.2	Résultats	70
3.4.3	Analyse des résultats	73
3.5	Modélisation de la poix	79
3.5.1	Choix de la méthode de modélisation	79
3.5.2	La DEM et la plate-forme de calcul GranOO	80
3.5.3	Les liaisons cohésives viscoélastiques	84
3.5.4	Création d'éprouvettes numériques	93
3.5.5	Expérience numérique de torsion	94
3.5.6	Équivalence temps – température	98

3.6	Calibration du modèle	101
3.6.1	Calculs effectués	101
3.6.2	Méthodologie de calibration	104
3.6.3	Résultats de calibration	105
3.7	Conclusion et perspectives	106

3.1 VISCOÉLASTICITÉ

Cette section présente le concept de viscoélasticité et les notions permettant d'appréhender le comportement des matériaux viscoélastiques (aspect moléculaire, influence de la température).

3.1.1 Définition - mise en évidence expérimentale

On dit qu'un matériau est viscoélastique lorsqu'il présente lors de sa déformation à la fois des caractéristiques propres à un comportement de solide élastique hookéen et à un comportement de fluide visqueux newtonien (fluide parfait). Cela signifie que lors d'une déformation, une partie de l'énergie mécanique est stockée et restituable (composante élastique) tandis que l'autre partie est dissipée par frottements internes (composante visqueuse). Pour les petites déformations, on parle de viscoélasticité linéaire.

On peut mettre en évidence la viscoélasticité de manière simple par des expériences dites de fluage et de relaxation de contraintes. L'expérience de fluage consiste à appliquer une contrainte constante sur le matériau et d'observer l'évolution de sa déformation au cours du temps. L'expérience de relaxation de contraintes consiste à l'inverse à appliquer une déformation constante et observer l'évolution de la contrainte au cours du temps.

La Fig. 3.1 présente le résultat obtenu lors d'une expérience de fluage pour un matériau élastique, visqueux et viscoélastique. Pour le matériau élastique, la déformation est immédiate et entièrement réversible. Pour le matériau visqueux, la déformation croît linéairement avec le temps et la pente est définie par la viscosité du matériau. Pour le matériau viscoélastique, le mouvement se décompose en trois parties :

- une déformation γ_1 instantanée et réversible (élastique)
- une déformation γ_2 fonction du temps et réversible
- une déformation γ_3 fonction du temps et irréversible (visqueuse). Pour

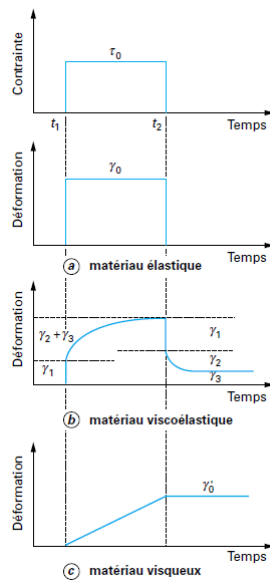


FIGURE 3.1 – Expérience de fluage pour trois types de matériaux : a) élastique, b) viscoélastique et c) visqueux.

une expérience de fluage à température donnée, on peut définir la complaisance du matériau comme :

$$J(t) = \frac{\epsilon(t)}{\sigma_0} \quad (3.1)$$

où ϵ est la déformation du matériau et σ_0 la contrainte constante appliquée. On peut tracer l'évolution de la complaisance en fonction du temps (Fig. 3.2) et on observe quatre zones principales :

- le plateau vitreux aux temps courts, caractérisé par une faible complaisance $J_g = 10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$
- la transition, dépendante d'un paramètre appelé temps de relaxation, dépendant de la température
- le plateau caoutchoutique caractérisé par une complaisance $J_N = 10^{-6} \text{ Pa}^{-1}$
- l'écoulement lorsque le polymère devient liquide.

Pour une expérience de relaxation de contraintes à température donnée,

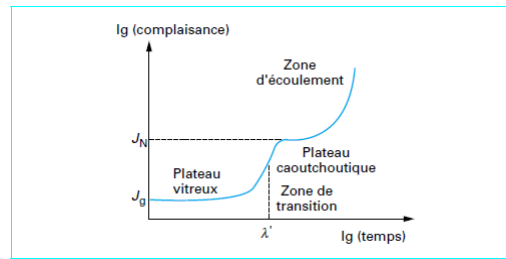


FIGURE 3.2 – Évolution de la complaisance d’un matériau viscoélastique pendant un essai de fluage.

on trace plutôt le module de relaxation :

$$G(t) = \frac{\sigma(t)}{\epsilon_0} \quad (3.2)$$

On retrouve les 4 domaines observés précédemment (Fig. 3.3) : plateau vitreux de module $G_g = 10^9$ Pa, transition, plateau caoutchoutique de module $G_N = 10^6$ Pa et écoulement liquide.

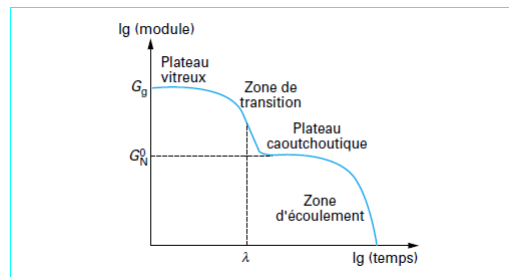


FIGURE 3.3 – Évolution du module de relaxation d’un matériau visco-élastique pendant un essai de relaxation de contraintes.

Ces différents comportements prennent leur source dans la microstructure des matériaux, et particulièrement les mouvements inter et intramoléculaires [79].

3.1.2 Origine moléculaire

On distingue quatre régions de comportements différents en fonction des mouvements à l’échelle atomique ou moléculaire dans le matériau :

1. Aux temps courts, seuls les mouvements à l'échelle atomique sont possibles et quelques changements de conformation locaux : le matériau a un comportement de solide élastique.
2. Dans la zone de transition, les chaînes moléculaires sont toujours immobiles et les changements de conformation globale des molécules deviennent possibles : le matériau a un comportement viscoélastique.
3. Dans le domaine caoutchoutique, les changements de conformation sont faciles et les chaînes moléculaires deviennent mobiles les unes par rapport aux autres mais sont enchevêtrées, limitant alors les déformations possibles : le matériau a un comportement hyperélastique.
4. Aux temps longs, les chaînes moléculaires deviennent indépendantes, très mobiles les unes par rapport aux autres, permettant ainsi l'écoulement.

Le temps de relaxation déterminant la zone de transition entre les domaines vitreux et caoutchoutique caractérise donc l'échelle temporelle des mouvements intramoléculaires : pour une excitation de durée inférieure au temps de relaxation, les mouvements intramoléculaires n'ont pas le temps de s'effectuer.

Le domaine caoutchoutique peut être absent dans le cas de polymères dont les chaînes sont courtes car les chaînes peuvent se désenchevêtrer très facilement, on passe alors directement dans le domaine d'écoulement. A l'inverse pour les polymères réticulés, la zone d'écoulement n'existe pas car des liens sont créés entre les chaînes et elles ne sont pas indépendantes les unes des autres. [80]

3.1.3 Influence de la température

Les comportements viscoélastiques sont fortement dépendants de la température. En effet le temps de relaxation varie avec la température et pour une même sollicitation, le matériau pourra se trouver dans chacun des quatre domaines possibles en fonction de la température. Ceci s'explique à l'échelle microscopique par l'agitation moléculaire induite par la température. Une augmentation de la température (apport d'énergie thermique) réduit ainsi les barrières énergétiques bloquant les différents mouvements qui génèrent la viscoélasticité : changements de conformations locales et globales, mobilité des chaînes.

Les courbes de complaisance ou de module (Fig. 3.2 et 3.3) peuvent aussi être tracées à temps constant et température variable : la forme des courbes obtenues est la même. Le temps de relaxation est alors remplacé par la température de transition vitreuse T_g .

La température a donc le même effet que le temps, on parle alors d'équivalence temps – température.

3.2 ÉTAT DE L'ART DES CONNAISSANCES SUR LA POIX

Cette section présente l'état des lieux des connaissances sur la poix utilisée comme matériau de polissage. Dans un premier temps, la définition de la poix est donnée puis l'état de l'art des connaissances sur la microstructure et le comportement des poix est présenté.

3.2.1 Définition

Selon la définition du dictionnaire Larousse, la poix est un "mélange mou et collant, à base de résines et de goudrons végétaux, obtenu par distillation de bois résineux ou de térébenthine" [81]. La définition plus précise de l'IUPAC (International Union of Pure and Applied Chemistry) décrit la poix comme un "résidu de la pyrolyse de matériau organique ou de goudron, solide ou non à température ambiante et constitué d'un mélange complexe d'hydrocarbures principalement aromatiques et de composés hétérocycliques" [82]. En effet, il existe différents types de poix suivant la matériau d'origine. Toujours selon l'IUPAC, la poix peut ainsi provenir de pétrole, de charbon (houille) ou de résineux. Le point commun entre ces différentes poix est qu'après son obtention à haute température, la poix se solidifie sans cristalliser, elle est donc normalement amorphe. La diversité de ses origines entraîne cependant des constitutions différentes.

3.2.2 Constituants et procédé de fabrication

Le taux d'aromaticité (le nombre d'atomes d'hydrogène portés par une chaîne aromatique divisé par le nombre total d'atomes d'hydrogène) varie de 0.3 à 0.9 suivant les poix, traduisant la présence plus ou moins marquée de chaînes carbonées non aromatiques. Les poix les plus dures provenant de charbon ne sont pas utilisées en optique, les poix utilisées sont donc celles dont le taux d'aromaticité est faible. Ce faible taux d'aromaticité est du à la présence de chaînes alkyles et de cycloalcanes.

Les poix optiques sont donc obtenues à partir de distillation/pyrolyse de résineux ou de pétrole. La majorité des poix utilisée chez Reosc est d'origine résineuse. La suite de procédés permettant d'obtenir de la poix à partir de résineux est la suivante [83] :

- pyrolyse lente de copeaux de résineux, lavage des fumées et condensation afin d'obtenir du goudron de résineux
- distillation fractionnée sous vide de ce goudron pour obtenir un résidu de poix.

Les caractéristiques de la poix obtenues dépendent fortement des procédés, notamment de la durée de la distillation fractionnée, et des potentiels traitements ultérieurs. Il n'existe pas dans la littérature d'analyse détaillée des constituants de la poix d'origine résineuse. On travaille donc dans ce paragraphe par analogie avec les bitumes, dont la définition donnée dans [84] correspond sur de nombreux points avec celle de la poix (d'origine pétrolière), notamment concernant ses procédés d'obtention et la nature solide ou extrêmement visqueuse à température ambiante. Selon cet article présentant une synthèse des connaissances sur la constitution des bitumes, ces derniers sont constitués d'hydrocarbures aromatiques de type naphthalène (30-45% massique), d'hydrocarbures saturés (5-15% massique), de résines (30-45% massique) et d'asphaltènes (5-20% massique). Ces derniers amènent chacun une part du comportement des bitumes :

- les saturés et aromatiques, de faible et moyenne masse moléculaire, déterminent la température de transition vitreuse des bitumes
- les asphaltènes, de grande masse moléculaire, impactent la viscosité des bitumes
- les résines assurent la stabilité des asphaltènes.

Ces divers constituants s'organisent selon une microstructure qui participe elle aussi à donner un comportement particulier aux bitumes et poix.

3.2.3 Microstructure

Diverses hypothèses ont été émises sur la structure des bitumes. Dans un premier temps, des modèles "sol – gel" ont été postulés, suivant la dispersion ou l'agrégation de micelles d'asphaltènes. Les bitumes "sol" contenaient des micelles indépendantes générant un comportement newtonien et à l'inverse les bitumes "gel" ayant un comportement non newtonien contenaient des micelles interagissant entre elles. Des mo-

dèles considérant les bitumes comme un milieu homogène ont aussi été postulés. Cependant, le modèle le plus abouti décrit les bitumes comme des solutions colloïdales : les asphaltènes existent sous forme de micelles dans le bitume. La température de transition vitreuse du bitume étant proche de celles de ses composés aromatiques, on en déduit que les asphaltènes sont dispersés dans le bitume et ne participent donc pas directement à la transition. Le bitume est donc considéré comme une solution colloïdale d'asphaltènes dans une matrice de composés aromatiques de faible masse moléculaire et de résines empêchant l'agrégation des asphaltènes [84, 85].

⇒ Les similitudes de comportement et de constituants observées entre les bitumes et les poix permettent raisonnablement de postuler le même genre de microstructure.

3.2.4 Comportement

Le comportement mécanique de la poix de polissage est qualitativement connu depuis des années, cependant, peu d'informations quantitatives sont disponibles. la dernière revue conséquente date de 1977 [86]. La poix y est présentée à température ambiante comme un fluide viscoélastique linéaire. C'est à dire que la composante visqueuse des contraintes est proportionnelle à la vitesse de déformation et que la composante élastique est elle proportionnelle à la déformation. La viscosité aux basses fréquences de la poix et son module aux hautes fréquences sont caractérisés expérimentalement (Table 3.1, [86]). La viscosité est aussi trouvée dépendante de $e^{-\frac{1}{T}}$ avec T la température.

TABLE 3.1 – Propriétés mécaniques de quelques poix déterminées par Brown.

poix	densité	module HF (GPa)	module de Poisson	viscosité (MPa.s)
Gugolz 64	1.026	2.279	0.399	51.2 à 23.6°C
Gugolz 73	1.052	2.455	0.404	705 à 22.6°C

Les études menées par la suite se sont surtout intéressées à la caractérisation rapide de poix en atelier de façon à s'assurer de la qualité de la

poix utilisée. Il s'agit principalement de mettre en relation les résultats de polissage et la dureté Shore, le point de ramollissement de la poix ou une profondeur d'indentation [77, 78, 87] déterminés par des méthodes standardisées. Ces données, si elles sont très utiles pour un contrôle dans l'atelier ne sont malheureusement pas utilisables pour modéliser le comportement de la poix. Il n'existe par exemple aucune relation générale entre les essais de dureté et les paramètres intrinsèques d'un matériau : des comportements différents peuvent amener à une même dureté. Un modèle du comportement de la poix ne peut donc se baser sur des valeurs de dureté. De la même manière les mesures de viscosité ne prennent pas en compte l'aspect élastique aux petites échelles de temps du lissage. La poix est unanimement reconnue par les opticiens comme un matériau viscoélastique mais seul son comportement visqueux est analysé en détail.

La composition complexe des poix ainsi que la tendance de ces dernières à voir leurs propriétés évoluer au cours du temps (par oxydation) sont problématiques. Des poix synthétiques commencent à être développées. Ces poix ont une composition plus simple, sans composés volatiles et présentent une meilleure stabilité temporelle [88, 89]. Elles permettent de reproduire les caractéristiques de fluage des poix naturelles, mais là encore, les propriétés viscoélastiques aux échelles de temps des phénomènes de lissage ne sont pas documentées [90].

⇒ Une caractérisation mécanique plus complète est donc nécessaire pour connaître le comportement viscoélastique de la poix en cours de lissage.

3.3 CARACTÉRISATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE

Dans cette section, la méthode de caractérisation choisie du comportement mécanique de la poix est décrite. Le principe de l'Analyse Mécanique Dynamique est d'abord présenté ainsi que la géométrie d'étude choisie. L'outil permettant d'analyser les résultats expérimentaux, le principe de superposition temps – température, est alors décrit.

3.3.1 Analyse mécanique dynamique

On peut caractériser le comportement mécanique d'un matériau par analyse mécanique dynamique (Dynamic Mechanical Analysis, "DMA"). Cette technique consiste à appliquer à une éprouvette une déformation

(ou une contrainte) dynamique et à suivre l'évolution de la contrainte (ou la déformation) résultante afin de déterminer le module dynamique du matériau. La répétition de cette expérience à plusieurs fréquences et températures d'excitation permet d'obtenir l'évolution du module dynamique en fonction de la fréquence et de la température.

Choix de la géométrie d'étude

Suivant la température d'étude et le matériau, différentes géométries (cône-plan, plateaux parallèles, Couette. . .) et modes de sollicitation flexion, torsion . . .) sont envisageables [91, 92].

La structure de la poix ainsi que sa haute viscosité à la température du fluide de polissage (22°C) orientent vers le choix d'une géométrie "plateaux parallèles" et un mouvement de torsion. La géométrie traditionnelle cône-plan est ici écartée au profit des plateaux parallèles car même si elle donne dans l'absolu les meilleurs résultats, elle est plus difficile à mettre en œuvre et la méthode de préparation du matériau développée se combine plus aisément avec une géométrie plans parallèles. De plus, pour de faibles épaisseurs de matériau, des mesures avec des plans parallèles donnent des résultats quasiment identiques à ceux obtenus avec un ensemble cône-plan

Cas d'une déformation en torsion imposée

On applique à l'éprouvette une déformation sinusoïdale γ telle que

$$\gamma(t) = \gamma_0 \sin(\omega t) \quad (3.3)$$

avec ω la pulsation de l'excitation, et on mesure (en fait, on calcule à partir du couple mesuré) la contrainte résultante τ sur le rayon extérieur de l'éprouvette :

$$\tau(t) = \tau_0 \sin(\omega t + \phi) \quad (3.4)$$

où ϕ est le déphasage entre la contrainte résultante et le déformation appliquée. Si le matériau est élastique pur, $\phi = 0$ et s'il est visqueux pur, $\phi = \frac{\pi}{2}$.

Pour un matériau viscoélastique, on a donc $0 < \phi < \frac{\pi}{2}$ et la contrainte est en avance de phase de ϕ par rapport à la déformation (Fig. 3.4).

On définit à partir de ces courbes le module de torsion dynamique (complexe) G^* comme étant le rapport entre la contrainte résultante et la déformation sinusoïdale appliquée. Ce module est constitué d'une partie

3.3. Caractérisation du comportement mécanique

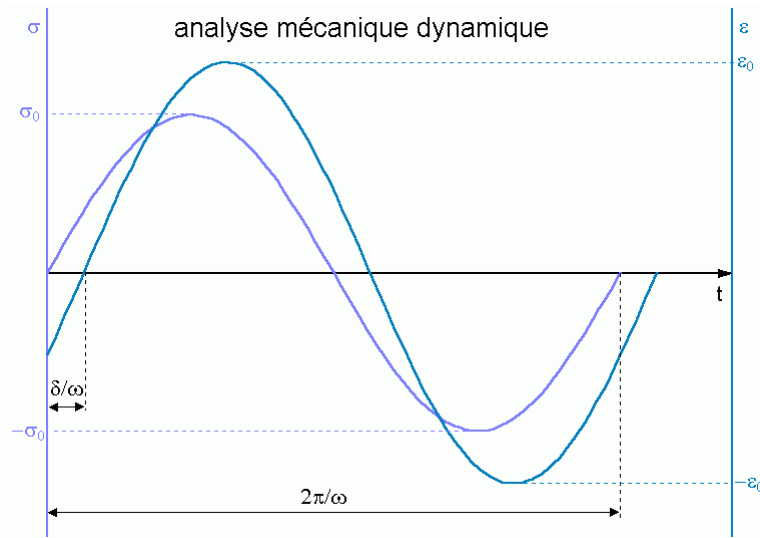


FIGURE 3.4 – Allure des courbes de déformation appliquée et de contrainte résultante lors d'une expérience de DMA.

réelle et d'une partie imaginaire :

$$G^* = G' + iG'' \quad (3.5)$$

représentant respectivement la composante élastique du module ("module de conservation") et sa composante visqueuse ("module de perte"). On peut relier les paramètres expérimentaux aux modules de conservation et de perte par les relations suivantes :

$$|G^*| = \frac{\sigma_0}{\epsilon_0} = \sqrt{G'^2 + G''^2} \quad (3.6)$$

$$G' = |G^*| \cos \phi \quad (3.7)$$

$$G'' = |G^*| \sin \phi \quad (3.8)$$

$$\tan \phi = \frac{G''}{G'} \quad (3.9)$$

L'intégration du travail des composantes élastiques et visqueuses au cours d'un cycle fait apparaître un travail nul de la composante élastique

et un travail non nul de la composante visqueuse [93]. Physiquement, ceci signifie que l'énergie d'origine élastique est réversible et que celle d'origine visqueuse est irréversible. Le déphasage ϕ correspond alors à une dissipation d'énergie dans le matériau par frottement visqueux. Pour obtenir le comportement thermomécanique du matériau, il faut donc faire des essais à différentes fréquences et températures. Cependant, la gamme de fréquences accessible sur les machines de DMA est limitée, de l'ordre de 10^{-2} Hz à 10^2 Hz [91]. Afin de représenter le comportement du matériau sur une gamme de fréquence plus importante, on utilise le principe de superposition temps – température.

3.3.2 Principe de superposition temps – température

On a vu précédemment que l'impact du temps et de la température sont liés. Le principe de superposition temps – température (Time – Temperature Superposition Principle, "TTSP") [94] permet de quantifier cette équivalence. En pratique, il permet à partir de mesures sur une faible gamme de fréquences et à différentes températures d'obtenir une courbe maîtresse sur une large gamme de fréquences à une température de référence. Pour cela, on fait glisser les différentes courbes latéralement d'un facteur a_T de manière à les superposer (Fig. 3.5).

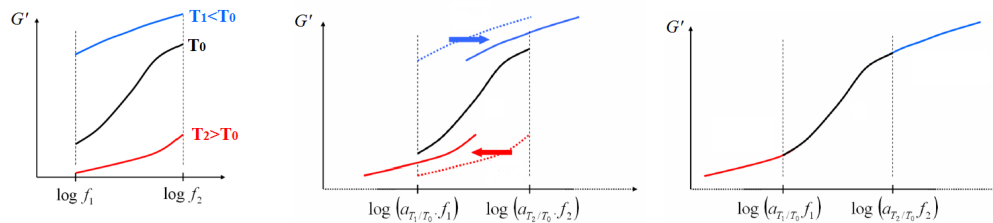


FIGURE 3.5 – Application du principe de superposition temps – température pour des mesures à trois températures $T_1 < T_0 < T_2$

Pour les matériaux amorphes, Williams, Landel et Ferry ont montré expérimentalement que pour des températures T proches de la température de transition vitreuse ($T > T_G$), les facteurs a_T suivent une loi de type [95] :

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T - T_0)}{C_2 + (T - T_0)} \quad (3.10)$$

où C_1 et C_2 sont des constantes liées au matériau et T_0 la température de référence choisie.

On utilise aussi parfois une dépendance de type Arrhenius lorsque les températures sont inférieures à la température de transition vitreuse :

$$\ln(a_T) = \frac{E}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \quad (3.11)$$

Ces outils permettent d'analyser les résultats expérimentaux de DMA présentés dans la section suivante.

3.4 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Les résultats expérimentaux obtenus par DMA sont présentés dans cette section. Tout d'abord, le dispositif expérimental et la méthode de préparation des poix sont décrits puis les courbes de module dynamique obtenues sont listées. L'analyse de ces courbes est ensuite effectuée pour vérifier la validité de l'application de la superposition temps – température et déterminer les constituants des poix et leurs capacités de lissage de défauts.

3.4.1 Dispositif expérimental

Les poix ont été testées sur un rhéomètre Rheometric Scientific ARES (Fig. 3.6) au laboratoire Procédés et Ingénierie en Mécanique et Matériaux (PIMM, UMR CNRS 8005) de l'ENSAM.

Méthode de mesure

La méthode de test choisie est la déformation imposée pour des fréquences comprises entre 10^{-2} et 10^2 Hz (limite machine). Les températures d'étude sont choisies de manière à donner accès – à la température de l'atelier 22°C – à la fois au comportement de la poix dans le domaine hautes fréquences (10 - 100 Hz) pour étudier le lissage et aussi dans le domaine des basses voire très basses fréquences (< 0.01 Hz) pour avoir des informations sur le suivi de la forme et la mise en pression des outils.

La poix étant à température ambiante au-dessus de sa transition vitreuse et ayant tendance à s'écouler aux températures plus élevées ($40-50^\circ\text{C}$), la méthode d'analyse choisie est la torsion d'éprouvette cylindrique dans un système à plateaux parallèles (Fig. 3.7), à déplacement imposé. Un

3. MODÉLISATION DE LA POIX

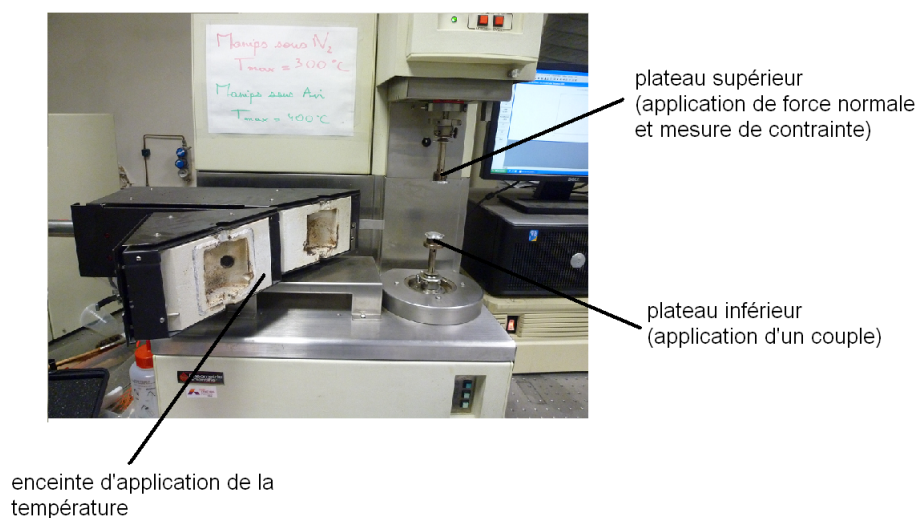


FIGURE 3.6 – Rheomètre Rheometric Scientific ARES utilisé.

système de torsion rectangulaire (Fig. 3.8) ne permettrait pas un maintien correct de la poix dans les mors (fluage, écoulement...).

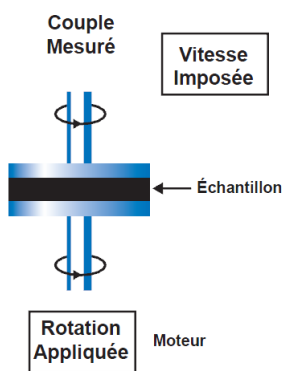


FIGURE 3.7 – Schéma du système à plateaux parallèles utilisé.

Préparation des éprouvettes

4 types de poix sont testés :

- poix naturelle N1
- poix naturelle N2 (nuance de poix plus dure que N1)

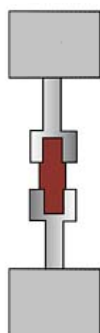


FIGURE 3.8 – Schéma du système rectangulaire de torsion.

- mélange 50% - 50% de poix N1 et N2
- poix synthétique S1 (supposée équivalente à la poix naturelle N2)

Le comportement mécanique de la poix est très dépendant de la manière dont elle est préparée. Il est donc nécessaire de suivre un protocole de fabrication identique pour toutes les éprouvettes de façon à éliminer l'histoire de l'éprouvette des variables influençant le comportement mécanique.

A température ambiante, la poix reste relativement dure et cassante, notamment pour les nuances élevées (poix N2 et plus, S1), il est donc difficile de mettre en forme une éprouvette alors qu'à haute température, tous les types de poix sont de très bons adhésifs et collent aux divers outils de mise en forme. Il est alors fastidieux et difficile de nettoyer les outils après chaque fabrication d'éprouvette.

Pour remédier à ce problème, les éprouvettes sont préparées directement sur un des plateaux du rhéomètre. Ceci permet de plus d'avoir un centrage parfait de l'éprouvette. Les plateaux utilisés sont de diamètre 25 mm et l'épaisseur finale à atteindre est de 1 mm. L'épaisseur initiale recherchée est de 1.3 mm, de manière à faire plusieurs mises en pression pour assurer la planéité de l'éprouvette avant de la placer sur le rhéomètre. Une masse de poix d'environ 0.6 mg est alors déposée sur le plateau circulaire entouré d'un adhésif.

L'éprouvette est ensuite placée dans une étuve à 100°C pendant 1h afin de faire ramollir les morceaux de poix. La poix fondue est mélangée régulièrement de façon à limiter le nombre de bulles d'air emprisonnées : elles perturbent l'homogénéité de comportement de l'éprouvette

3. MODÉLISATION DE LA POIX

et rendent le résultat inexploitable. Un premier contrôle visuel de la surface est donc effectué afin d'éliminer les éprouvettes pour lesquelles on suspecte la présence de nombreuses bulles d'air.

Après refroidissement à température ambiante pendant deux heures, l'adhésif est enlevé et les éprouvettes sont mises en pression pour aplanir la surface et amener son épaisseur à 1.1 mm. L'excès de matière en bord d'éprouvette est alors enlevé grâce à une lame de rasoir. Si l'éprouvette s'écaille lors de la découpe, il faut recommencer la mise en pression ou bien recouler une nouvelle éprouvette. Le pourtour de l'éprouvette est alors limé de manière à faire disparaître les irrégularités de géométrie. L'éprouvette est prête à être montée sur le rhéomètre (Fig. 3.9).

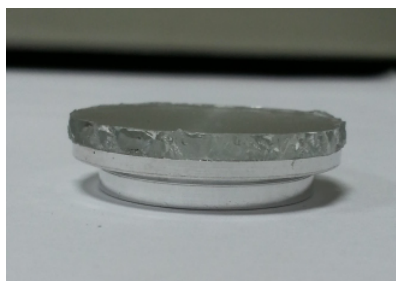


FIGURE 3.9 – Éprouvette de poix synthétique S1 prête à être montée sur le rhéomètre.

L'adhérence de la poix sur le deuxième plateau est difficile à obtenir à température ambiante. Une dernière mise en pression est donc effectuée pendant quelques minutes à 50°C entre les deux plateaux du rhéomètre pour ramener l'épaisseur finale à 1 mm (Fig. 3.10). Un premier déplacement sinusoïdal en torsion est réalisé afin d'améliorer l'adhérence, avant de démarrer les vrais essais de torsion.

Les essais débutent donc à 50°C, puis la température est diminuée entre chaque essai avec une durée de stabilisation thermique de 15 minutes avant chaque nouvel essai. La température étant mesurée par un thermocouple situé sous le cœur de l'échantillon (Fig. 3.11), ceci permet de s'assurer que la température est égale à la valeur de consigne et que l'uniformité de la température dans l'éprouvette est respectée.

Avant le début des expériences, un test préliminaire doit être effectué afin de s'assurer que les mesures sont bien réalisées dans la zone de viscoélasticité linéaire des poix. De plus, la validité du test en terme



FIGURE 3.10 – Éprouvette de poix synthétique S1 après une dernière mise en pression sur le rhéomètre.

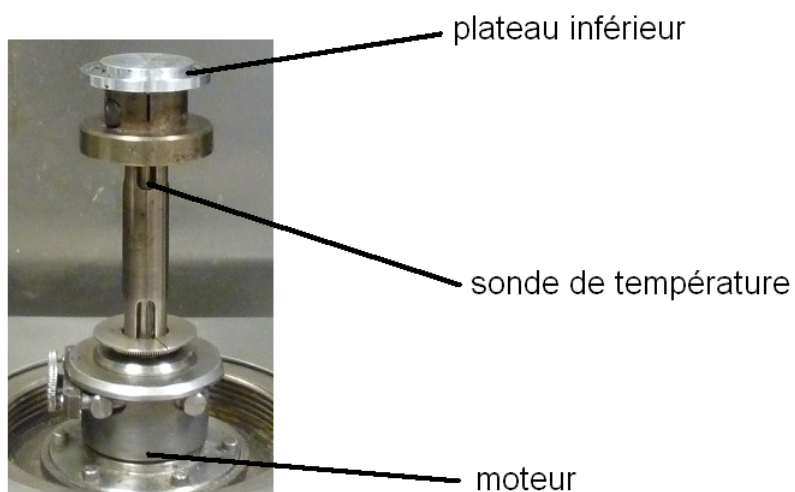


FIGURE 3.11 – Mesure de la température dans l'éprouvette.

3. MODÉLISATION DE LA POIX

d'adhérence est vérifiée après chaque essai : l'éprouvette, collée aux deux plateaux métalliques, est cassée (choc sur la tranche des plateaux après un passage sous l'eau froide pour rendre la poix plus cassante). Si l'éprouvette ne casse pas en son centre (Fig. 3.12), on peut suspecter une mauvaise adhérence sur l'un des plateaux et par précaution, les résultats obtenus ne sont pas conservés. L'essai doit alors être refait sur un autre échantillon. Les courbes de modules obtenues n'étant pas bruitées (voir section suivante), on peut donc raisonnablement affirmer qu'il n'y a pas de glissement important à l'interface poix – plateau.

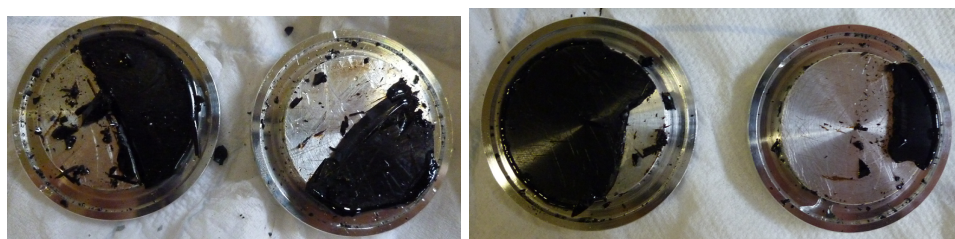


FIGURE 3.12 – Adhérence de la poix sur les plateaux métalliques. (gauche) bonne adhérence et (droite) suspicion de mauvaise adhérence

Avant l'analyse DMA, la première étape est de déterminer la zone de viscoélasticité linéaire des différentes poix. En effet, il est impératif de rester dans la zone linéaire pour effectuer une analyse DMA et utiliser notamment l'équivalence temps – température.

3.4.2 Résultats

Test préliminaire : linéarité

À 1 Hz, on effectue un balayage en déformation et on regarde l'évolution du module dynamique calculé. On cherche ainsi à déterminer la zone de viscoélasticité linéaire des différentes poix dans laquelle les propriétés mécaniques sont constantes. Les résultats sont présentés Fig. 3.13. Les variations observées en petites déformations sont dues à la difficulté de contrôle de la déformation appliquée pour des rotations faibles du plateau inférieur, bien que le matériau soit vraisemblablement excité dans une zone de comportement linéaire.

⇒ La zone de linéarité s'étend de 0.02% à plus de 0.3% (la limite de déformation entraînant des non-linéarités n'a donc pas été observée).

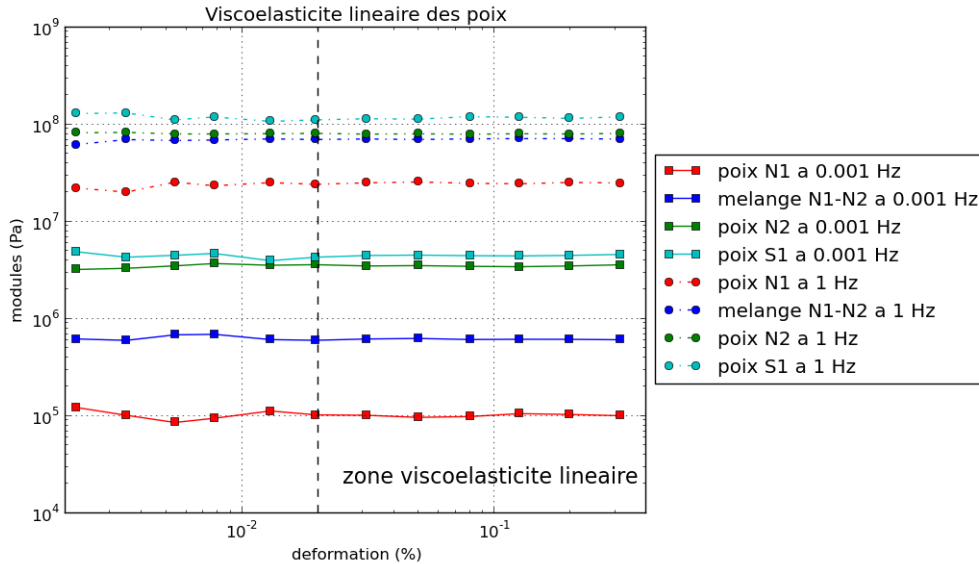


FIGURE 3.13 – Zone de viscoélasticité linéaire des poix testées.

On choisit une valeur de déformation constante pour toutes les poix et toutes les expériences : 0.1%.

Poix synthétique S1

La superposition obtenue sur une poix synthétique S1 est présentée Fig. A.1. Les facteurs de translation déduits sont présentés Fig. A.2.

En BF, le rapport entre la pente du module de conservation et la pente du module de perte est d'environ 2. De même le module de conservation atteint un pallier en HF. Associées, ces deux particularités sont caractéristiques d'un matériau de type Maxwell.

⇒ On peut dire que la poix synthétique S1 a un comportement proche de celui d'un matériau de Maxwell.

On vérifie que les valeurs de facteurs de translation suivent bien une loi de type WLF. Les valeurs obtenues étant proches de celles obtenues pour d'autres matériaux amorphes proches de leur température de transition vitreuse, on peut conclure que la poix synthétique S1 a un comportement "rhéologiquement simple" et qu'on peut effectivement lui appliquer la superposition temps – température.

3. MODÉLISATION DE LA POIX

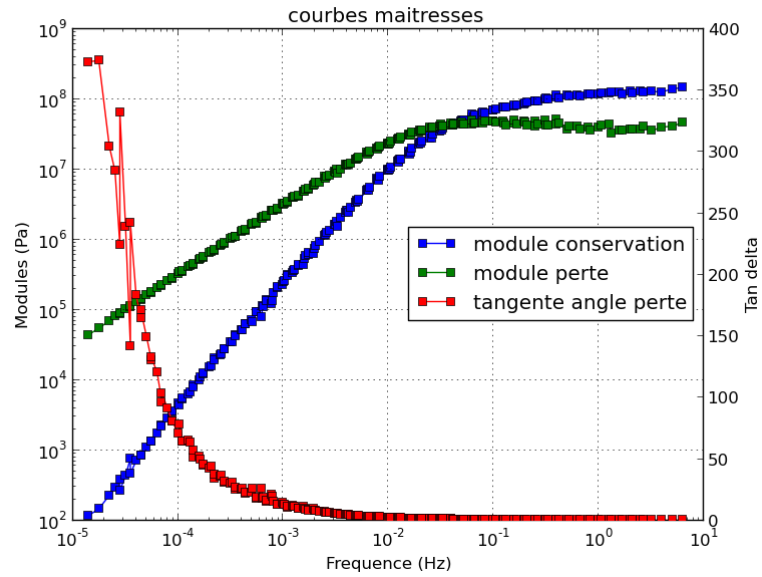


FIGURE 3.14 – Courbes maitresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour une poix synthétique S1.

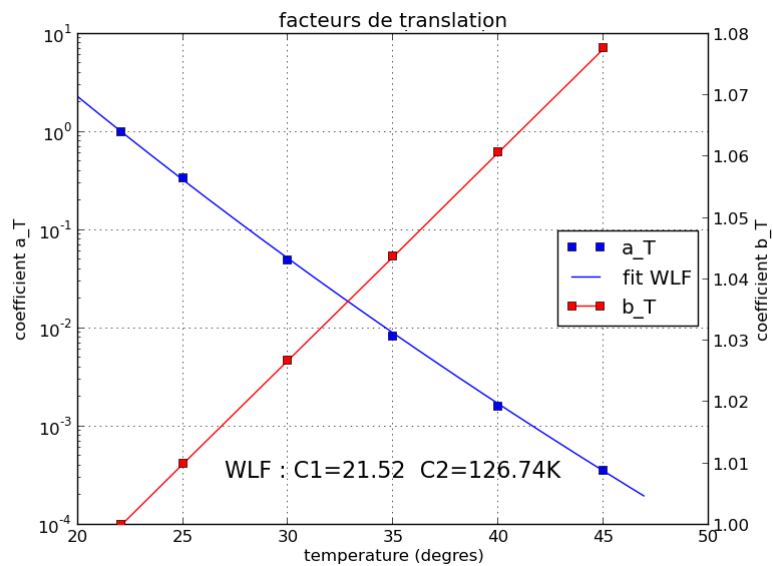


FIGURE 3.15 – Facteurs de translation calculés pour une poix synthétique S1 et fit avec la loi WLF.

Poix naturelles

Les résultats détaillés obtenus pour les poix naturelles sont présentés en annexe.

Si le comportement qualitatif global reste le même que pour la poix synthétique, on ne retrouve pas pour les poix naturelles les caractéristiques des matériaux de type Maxwell qui ont été observées pour la poix synthétique. Les poix naturelles étant constituées d'une multitude de molécules différentes, on pouvait en effet s'attendre à ce que leur comportement s'écarte des comportements idéaux.

Cependant, on peut toutefois noter que les poix naturelles semblent elles aussi atteindre un pallier de module en HF et que leur T_g semble plus faible que celle de la poix synthétique : elles atteignent ce pallier plus loin en fréquence.

3.4.3 Analyse des résultats*Équivalence temps – température*

Les résultats de l'application du principe de superposition temps – température sont présentés Table 3.2.

TABLE 3.2 – Application du principe de superposition temps – température aux différentes poix. Comparaison avec les paramètres universels de Williams, Landel et Ferry.

poix	C_1	C_2 (°C)
N1 22°C	18.58	119.45
N2 22°C	17.11	101.53
mélange N1-N2 22°C	22.98	139.34
S1 22°C	21.52	126.74
WLF universel T_g	17.44	51.6

Toutes les poix génèrent des valeurs proches des valeurs attendues pour des matériaux amorphes. L'écart entre la valeur de la température de référence choisie (température de l'atelier) et la valeur de la température de transition vitreuse généralement utilisée comme référence est responsable des valeurs de paramètres relativement élevées par rapport aux paramètres "universels" normalement obtenus pour une température de référence égale à la T_g .

3. MODÉLISATION DE LA POIX

⇒ On peut cependant donc appliquer la loi WLF à la poix de polissage : c'est un matériau amorphe "rhéologiquement simple" pour lequel le concept d'équivalence temps – température est bien applicable.

Courbes de synthèse

Le module dynamique pour chaque poix est tracé Fig. 3.16. Le module de conservation et de perte sont présentés respectivement Fig. 3.17 et Fig. 3.18. La partie HF du module de perte n'est pas significative, la superposition géométrique n'étant pas vérifiée. Si le module dynamique possède la même forme générale quelle que soit la poix, la répartition entre composante visqueuse et élastique est différente entre la poix naturelle et la poix synthétique. La principale différence entre les poix synthétiques et naturelles est alors le module de conservation en BF : là où le module de conservation de la poix synthétique prend une allure de type Maxwell, celui des poix naturelles subit une inflexion, l'écartant ainsi d'un modèle idéal.

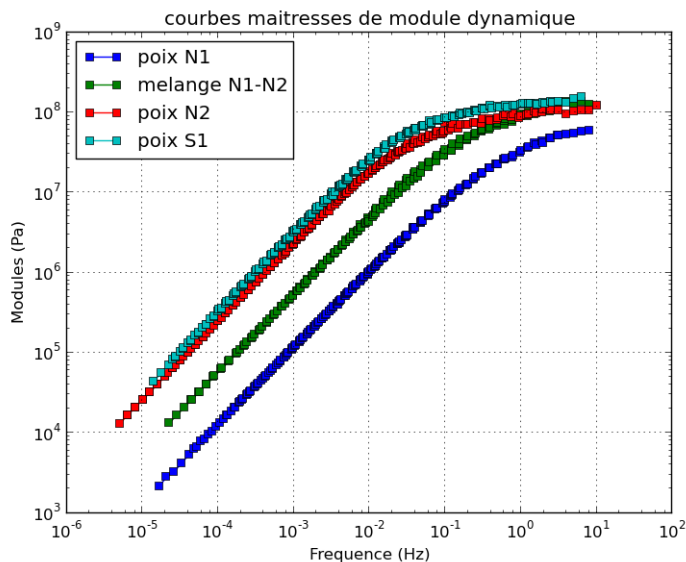


FIGURE 3.16 – Courbes maîtresses de module dynamique à 22°C pour les différentes poix.

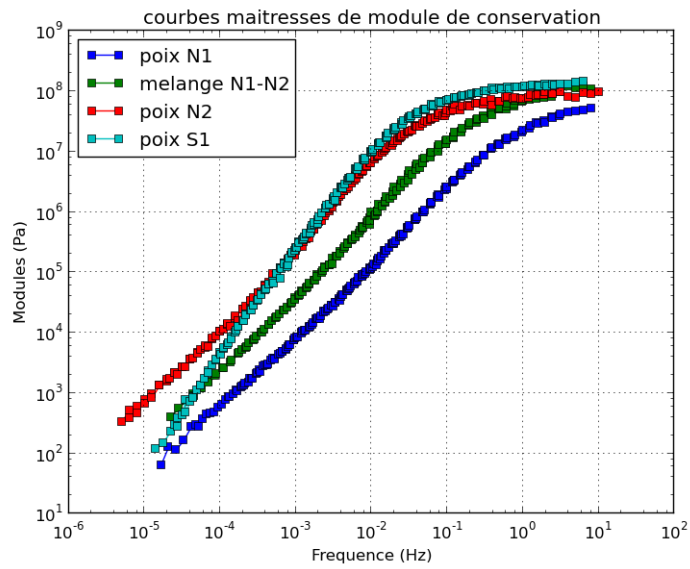


FIGURE 3.17 – Courbes maitresses de module de conservation à 22°C pour les différentes poix.

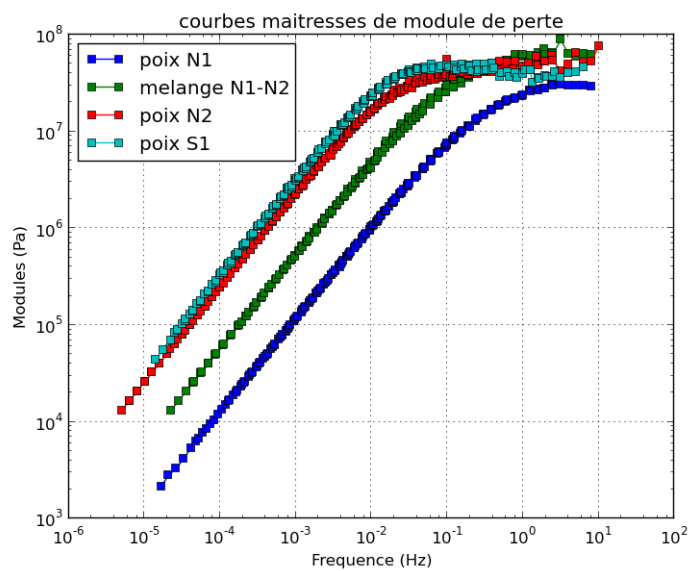


FIGURE 3.18 – Courbes maitresses de module de perte à 22°C pour les différentes poix.

Constitution des poix

On remarque qu'aucune des courbes ne présente de vrai plateau caoutchoutique, seule une légère inflexion dans la courbe indique l'existence d'une zone caoutchoutique, négligeable. Si on se réfère à l'analyse moléculaire effectuée précédemment, cela signifie donc que les chaînes moléculaires sont très peu enchevêtrées. La poix est donc très peu polymérisée, constituée de petites molécules relativement mobiles les unes par rapport aux autres. Ceci semble donc conforter l'hypothèse de la poix colloïdale : de grosses molécules ("asphaltènes") baignant dans une matrice de plus petites molécules ("aromatiques", "résines").

En extrapolant les courbes de module sur quelques décades, on peut estimer que les valeurs maximales atteintes sont identiques pour les différentes poix, seule la fréquence à laquelle ce maximum est atteint change. Cela signifie que les constituants de la poix sont les mêmes pour les différentes nuances, seule la concentration des diverses molécules varie en fonction des conditions de fabrication. Cela provient probablement d'une durée ou d'une température de distillation différentes.

Dans le cas de la poix S1, on sait [68] que cette dernière est faite de deux constituants s'apparentant aux "petites" et "grosses" molécules. Il n'y a pas d'inflexion dans la courbe de mesure : le plateau caoutchoutique est complètement absent, on est en présence d'un mélange de molécules sans polymérisation.

Capacités de lissage

Les paramètres intéressants en terme de lissage dans le comportement de la poix sont la pente BF de la courbe de module, la valeur du module maximal et la fréquence de coupure à partir de laquelle le module n'augmente (presque) plus. La pente BF est la pente de la courbe de module avant l'apparition du plateau. Elle est exprimée en décades de module par décade de fréquence (décade Pa / décade Hz). La fréquence de coupure est déterminée par l'intersection de la droite symbolisant la pente BF et la droite horizontale symbolisant le module maximal estimé de 154 MPa.

L'évolution de ces paramètres est présentée dans la Table 3.3.

La valeur de fréquence de coupure varie très fortement en fonction de la nuance de poix utilisée. On remarque ainsi un facteur 11 entre la fréquence de coupure de la poix N1 et la poix N2. De même, la poix

TABLE 3.3 – Capacités de lissage des différentes poix.

type de poix	pente BF (d. Pa/d. Hz)	fréq. coupure (Hz)
N1	0.95	1.35
N2	0.88	0.12
N1-N2	0.93	0.72
S1	0.95	0.09

S1 supposée être un équivalent de poix N2 présente une fréquence de coupure légèrement différente. On note cependant que les pentes sont toutes à peu près égales et qu'on peut donc s'attendre à une évolution qualitative similaire des capacités de lissage de ces poix.

Comme attendu, les capacités de lissage de la poix la plus "molle" sont moindres sur les fréquences plus faibles : la largeur du spectre fréquentiel sur lequel cette poix a son maximum d'efficacité est plus faible. Cependant, un décalage fréquentiel de la courbe vers les HF signifie aussi que cette poix travaille à une température plus éloignée de sa transition vitreuse, elle est donc aussi normalement moins sensible aux variations de température pouvant avoir lieu lors de l'interaction entre l'outil, le fluide abrasif et la pièce.

Dans le cas d'une poix naturelle, on peut aussi tracer la courbe d'évolution de la fréquence de coupure en fonction du pourcentage de poix N1 (Fig. 3.19). En prenant en compte les incertitudes sur la mesure de la fréquence de coupure, on voit que la fréquence évolue linéairement avec le pourcentage de poix N1 (ou N2). Une formule permet alors de calculer la fréquence de coupure pour un mélange de poix donné, ou bien au contraire de déterminer le mélange de poix pour une fréquence de coupure donnée.

⇒ On peut optimiser simplement un mélange en fonction de la fréquence de coupure souhaitée.

Comportement aux très hautes fréquences – perspectives

Le matériel utilisé ne permet pas en l'état d'analyser correctement le comportement des poix à très haute fréquence. La faible épaisseur de l'éprouvette rend l'angle de torsion appliqué important, entraînant l'apparition rapide de problèmes d'adhérence lorsque la fréquence d'excitation augmente : la poix devient très dure et cassante et n'adhère plus

3. MODÉLISATION DE LA POIX

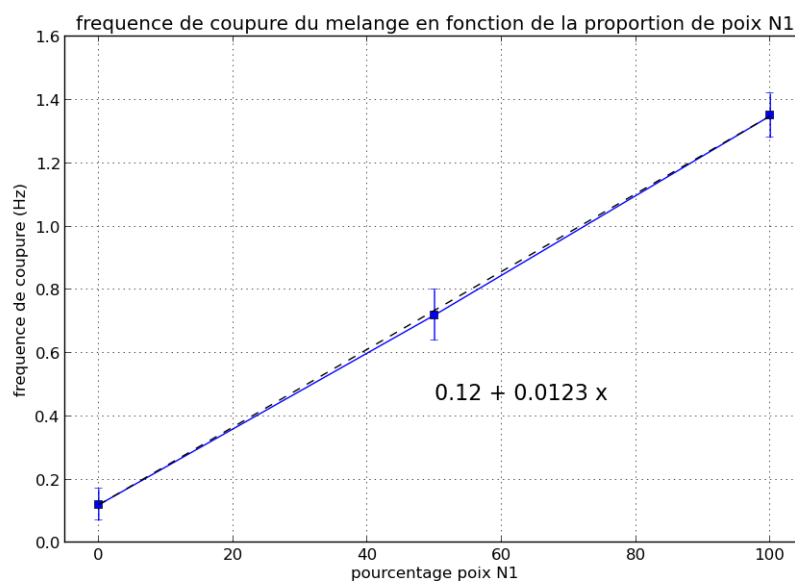


FIGURE 3.19 – Évolution de la fréquence de coupure du mélange N1-N2 en fonction du pourcentage de poix N1.

correctement aux plateaux. L'application d'une forte contrainte verticale pour faciliter l'adhérence entraîne la rupture du matériau, de même qu'un travail à température plus faible génère plus facilement une rupture. Cependant, une géométrie plus allongée n'était pas envisageable avec les systèmes de fixation par mors à cause du fluage qu'ils génèrent aux points de serrage.

Pour accéder aux très hautes fréquences (>10 Hz), il faut combiner un refroidissement de l'enceinte à l'utilisation d'un autre type de géométrie. On peut par exemple positionner une plaque mince de poix entre deux plaques d'un matériau parfaitement caractérisé. Le fluage de la poix peut être considéré comme faible si la surface de poix est suffisamment grande. Les plaques sont serrées entre des mors et la longueur de l'éprouvette étant beaucoup plus grande, l'angle effectif de torsion diminue et on peut espérer atteindre des fréquences plus élevées sans problèmes d'adhérence/glisement. Le deuxième matériau étant connu, on peut déterminer la composante due à la plaque de poix et ainsi obtenir le comportement de la poix aux très hautes fréquences. Ce dispositif

expérimental n'a pas pu être calibré dans le cadre de cette thèse mais fournirait le surplus d'information manquant pour caractériser la poix sur un domaine extrêmement large couvrant toutes les fréquences.

L'étude expérimentale en torsion fournit cependant suffisamment de renseignements pour pouvoir valider un modèle de poix. La deuxième partie de cette étude est donc la calibration d'un modèle permettant de simuler la poix de polissage, afin d'implémenter son comportement dans un modèle de lissage.

3.5 MODÉLISATION DE LA POIX

Cette section présente la méthode de modélisation choisie pour la poix. Dans un premier temps, le choix de la méthode DEM est justifié. La plate-forme de développement GranOO utilisée lors de la modélisation est ensuite présentée, ainsi que les diverses possibilités permettant d'intégrer des comportements viscoélastique dans le modèle de matériau amorphe et isotrope existant : le concept de lien cohésif poutre viscoélastique est introduit et quelques types de poutres viscoélastiques sont présentées, parmi lesquelles un type de lien est choisi pour modéliser la poix. L'expérience numérique de torsion servant de base pour comparer les résultats numériques et expérimentaux est décrite et divers moyens de réduction du temps de calcul sont introduits.

3.5.1 Choix de la méthode de modélisation

Même s'il n'existe actuellement pas de modèle général de poix, il existe de nombreux modèles de viscoélasticité analytiques ou numériques à base d'éléments finis adaptables aux poix de polissage [85]. Ils s'adaptent cependant plus ou moins bien suivant les différents types de matériaux. On utilise ici des matériaux ayant différentes origines avec des comportements possiblement tous différents. Il est difficile d'imaginer qu'un seul modèle suffise à décrire les comportements des différentes poix étudiées. Il faut donc disposer d'un modèle facilement adaptable, modifiable pour pouvoir sur la même base décrire des physiques différentes. La modification de la physique locale dans le cadre d'un modèle par éléments finis entraîne la nécessité de reformuler les lois de comportements à l'aide d'outils mathématiques lourds. Ce genre de modèle est donc peu adapté à ce type d'étude.

De plus, la modélisation de la poix n'est qu'un intermédiaire pour une modélisation plus globale de l'interface outil – pièce en cours de lissage. L'objectif de cette modélisation est à terme de simuler l'enlèvement de matière dynamique à la surface de la pièce. Cet enlèvement de matière, de par sa nature discrète, est difficile à modéliser dynamiquement par la méthode des éléments finis. Encore une fois, une modélisation par éléments finis se révèle peu adaptée à long terme.

La méthode par éléments discrets (Discrete Element Method, "DEM"), si elle est limitée par les longs temps de calcul qu'elle implique, permet de modifier facilement la physique locale choisie sans changer l'architecture de calcul. Elle est de plus bien adaptée aux phénomènes de tribologie, frottements et enlèvement matière. C'est une technique déjà utilisée pour modéliser l'enlèvement de matière dans la silice en cours d'ébauchage et doucissage [96, 97, 40]. Elle présente donc un bon potentiel pour offrir une solution de modélisation complète de l'interface outil – pièce. Elle n'a cependant pas encore démontré sa capacité à simuler des matériaux continus viscoélastiques comme la poix.

La méthode de modélisation choisie est donc la DEM, afin d'offrir l'adaptabilité aux différents matériaux de polissage existants et de valider la possibilité d'une méthode unique pour l'étude locale de l'interface outil viscoélastique – pièce. Le développement des modèles est effectué sur la base de la plate-forme de calcul "GranOO" (Granular Object Oriented)¹ développée à l'I2M.

L'objectif de cette section est dans un premier temps de démontrer la capacité de la DEM à modéliser des comportements viscoélastiques, et ensuite de calibrer un modèle de façon à retrouver les comportements expérimentaux obtenus en DMA.

3.5.2 La DEM et la plate-forme de calcul GranOO

Principe de la DEM

Contrairement aux méthodes par éléments finis qui considèrent la matière continue, la DEM considère la matière comme un ensemble d'éléments discrets (souvent sphériques et indéformables) interagissant entre eux. Un matériau continu est donc en DEM un continuum d'éléments discrets reliés entre eux par des liaisons cohésives (Fig. 3.20). Ce

1. <http://www.granoo.org>

sont ces dernières qui sont responsables du comportement du matériau. C'est donc l'équivalent DEM des lois de comportements.

Chaque élément discret est d'abord défini par deux paramètres physiques, son rayon et sa masse. Il est aussi défini par trois paramètres cinétiques, sa position (position de son centre et orientation de son repère), sa vitesse et son accélération (en translation et rotation).

Les éléments sont reliés à leurs plus proches voisins par des liaisons cohésives, traduites mathématiquement par des relations exprimant la force et le moment appliqués sur les éléments en fonctions de leurs positions et vitesses respectives.

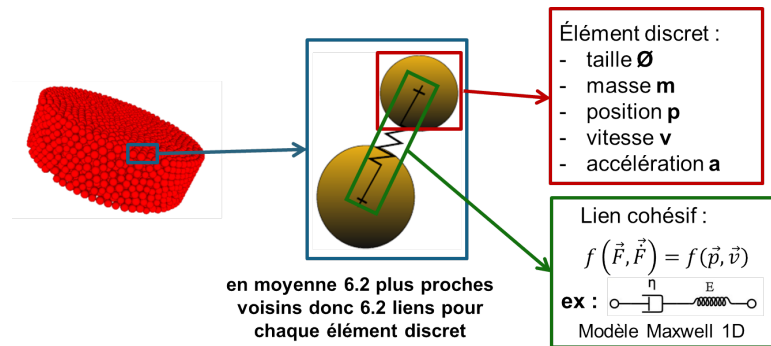


FIGURE 3.20 – Constitution d'un modèle DEM de matériau continu.

En DEM, à chaque pas de temps et pour chaque élément discret, le calcul est basé sur la suite d'opérations suivantes (Fig. 3.21) :

1. connaissance de la position, l'orientation et la vitesse
2. détermination des forces et moments appliqués grâce aux lois d'interactions entre éléments (liaisons cohésives, contacts...)
3. calcul de l'accélération en sommant les forces et moments appliqués (2^{me} loi de Newton)
4. calcul de la nouvelle position, orientation et vitesse par intégration numérique

La plate-forme GranOO

Composants de base. La plate-forme de calcul GranOO est développée à l'I2M. Elle offre les bases nécessaires au calcul DEM en dynamique explicite. Elle est conçue suivant l'approche orientée objet et constituée

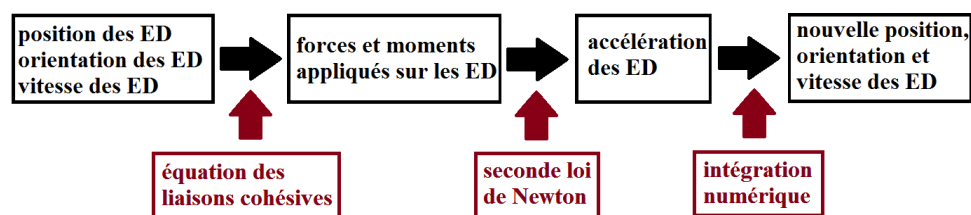


FIGURE 3.21 – Enchaînement des étapes de calcul lors d'un pas de temps de simulation DEM viscoélastique. En rouge sont présentées les étapes de calcul et en noir les entrées et sorties des calculs.

de trois bibliothèques C++ :

- la libGeometrical fournit les classes liées aux aspects géométriques 3D des calculs DEM (vecteurs, repères... et notamment les quaternions, représentant toutes les rotations 3D)
- la libDEM gère la représentation des concepts liés aux aspects éléments discrets (éléments, liaisons cohésives...)
- la libUtil contient les accessoires nécessaires au calcul DEM (lectures de fichiers XML, gestion de l'ajout de modules personnels...)

L'utilisateur peut développer ses propres plugins et les "brancher" sur la distribution GranOO pour y ajouter les fonctionnalités souhaitées.

Simulation GranOO. Une simulation GranOO se déroule en plusieurs étapes. Tout d'abord, on génère un exécutable contenant la distribution GranOO de base et les plugins (développés en C++) éventuellement nécessaires. On réalise ensuite le ou les domaines discrets que l'on souhaite étudier par l'intermédiaire du "discrete domain cooker". On écrit ensuite un fichier input qui contient tous les paramètres de la simulation. Il est alors possible d'exécuter le programme GranOO à l'aide du fichier input et des fichiers de domaine discret afin de réaliser un calcul DEM. Les données de sortie peuvent alors être visualisées, et traitées par un programme Python pour le tracé de courbes... (Fig. 3.22, [96]).

GranOO contient ainsi toutes les briques de base nécessaires à un calcul DEM. Pour faire un calcul DEM avec viscoélasticité, il suffit d'implémenter :

- les liaisons cohésives permettant de représenter le comportement sou-

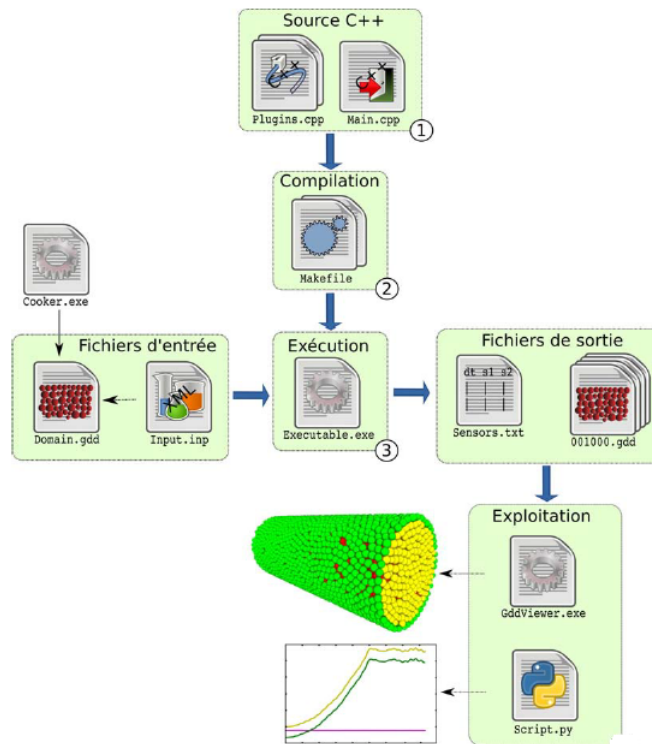


FIGURE 3.22 – Organisation d'un calcul DEM avec GranOO.

haité

- les conditions aux limites voulues.

Résolution dynamique explicite

Le schéma d'intégration utilisé dans GranOO est un algorithme explicite Verlet – vitesses :

$$\vec{p}(t + dt) = \vec{p}(t) + dt \vec{\dot{p}}(t) + \frac{dt^2}{2} \vec{\ddot{p}}(t) \quad (3.12)$$

$$\vec{\dot{p}}(t + dt) = \vec{\dot{p}}(t) + \frac{dt}{2} (\vec{\ddot{p}}(t) + \vec{\ddot{p}}(t + dt)) \quad (3.13)$$

$$q(t + dt) = q(t) + dt \dot{q}(t) + \frac{dt^2}{2} \ddot{q}(t) \quad (3.14)$$

$$\dot{q}(t + dt) = \dot{q}(t) + \frac{dt}{2} (\ddot{q}(t) + \ddot{q}(t + dt)) \quad (3.15)$$

où t est le temps et dt le pas de temps d'intégration. \vec{p} et q sont respectivement le vecteur position de l'élément discret et le quaternion représentant son orientation par rapport au repère global (\dot{q} est reliée à la vitesse de rotation de l'élément).

Le choix d'un algorithme explicite implique une limitation du pas de temps numérique pour des raisons de stabilité. En fonction des paramètres choisis, il existe un pas de temps critique au-delà duquel la stabilité du domaine n'est plus assurée [40]. Les calculs DEM pouvant être très longs, une fonctionnalité de GranOO permet de calculer ce pas de temps critique pour s'en rapprocher le plus possible.

On souhaite implémenter dans GranOO la possibilité de simuler des matériaux viscoélastiques. Un état des lieux de la viscoélasticité dans les modèles par éléments discrets est donc effectué.

3.5.3 Les liaisons cohésives viscoélastiques

État de l'art

La viscoélasticité est un phénomène peu étudié en DEM et est rarement le phénomène central que l'on souhaite observer. Un modèle de liaisons cohésives de type ressort et amortisseur en série est utilisé par Tavarez et Plesha [98] pour l'étude 2D de la transition solide – granulaire.

Des liaisons cohésives de type Burger (Fig. 3.23) tangentielles et normales ont été implémentées dans un code par éléments discrets afin de modéliser en 3D la viscoélasticité des mélanges d'asphalte constitués de goudron et agrégats [99]. Le fluage [100] et la réponse fréquentielle [99, 101] ont ainsi pu être correctement modélisées pour un matériau hétérogène complexe. Les modèles micromécaniques avec composante normale et tangentielle ne permettent pas d'avoir un comportement local complet 3D (traction-compression, torsion, flexion). Un modèle de liaison cohésive poutre [96] a permis de modéliser un matériau élastique fragile amorphe [97]. Pour un modèle micromécanique complet de poix amorphe, il faut donc introduire de la viscosité dans le modèle de liaison cohésive poutre.

On liste dans un premier temps les modèles rhéologiques 1D existants, avant de repérer qualitativement lesquels sont adaptés à la viscoélasticité de la poix.

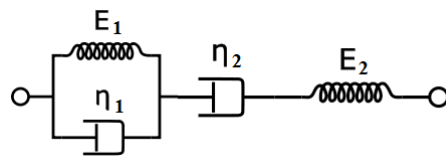


FIGURE 3.23 – Modèle de Burger.

Modèles rhéologiques 1D de viscoélasticité

Modèles de base. Dans le cadre de l'élasticité et la viscosité linéaires, les deux modèles rhéologiques de base sont le ressort de module de Young E et l'amortisseur visqueux de module visqueux η (Fig. 3.24). Les équations d'un ressort et d'un amortisseur sont respectivement $\sigma = E\epsilon$ et $\sigma = \eta\dot{\epsilon}$.

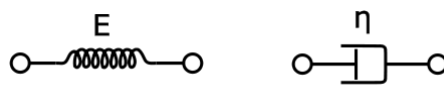


FIGURE 3.24 – Modèles de bases : ressort et amortisseur.

Modèles à deux paramètres. Il existe deux types de modèles : série et parallèle. Le modèle parallèle est appelé "modèle de Kelvin – Voigt" (Fig. 3.25). Son équation contraintes – déformation est :

$$\sigma = E\epsilon + \eta\dot{\epsilon} \quad (3.16)$$

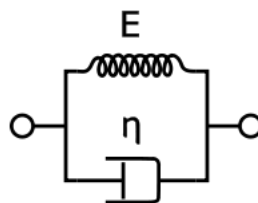


FIGURE 3.25 – Modèle de Kelvin – Voigt.

3. MODÉLISATION DE LA POIX

Le modèle en série est appelé "modèle de Maxwell" (Fig. 3.26). Son équation contraintes – déformation est :

$$\dot{\sigma} + \frac{1}{\tau}\sigma = E\dot{\epsilon} \quad (3.17)$$

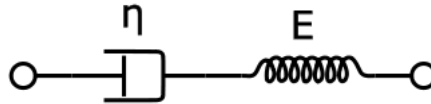


FIGURE 3.26 – Modèle de Maxwell.

où $\tau = \frac{\eta}{E}$ est le temps de relaxation du modèle.

Modèle à trois paramètres. Un modèle à trois paramètres classique est le modèle du Solide Linéaire Standard (Standard Linear Solid, "SLS") ou modèle de Zener (Fig. 3.27). Son équation contraintes – déformation est :

$$\dot{\sigma} + \frac{1}{\tau}\sigma = (E_1 + E_2)\dot{\epsilon} + \frac{E_1}{\tau}\epsilon \quad (3.18)$$

où $\tau = \frac{\eta}{E_2}$ temps de relaxation de la composante Maxwell du modèle.

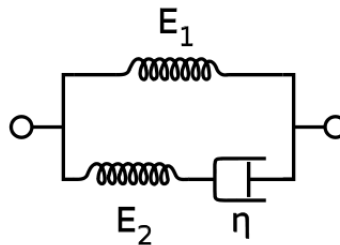


FIGURE 3.27 – Modèle SLS (modèle de Zener).

Modèle à quatre paramètres. Le modèle de Burger présenté Fig. 3.23 a pour équation contraintes – déformation :

$$\ddot{\sigma} + \left(\frac{E_2}{\eta_1} + \frac{1}{\tau_2} + \frac{1}{\tau_1} \right) \dot{\sigma} + \frac{1}{\tau_1 \tau_2} \sigma = E_2 \ddot{\epsilon} + \frac{E_2}{\tau_1} \dot{\epsilon} \quad (3.19)$$

où $\tau_1 = \frac{\eta_1}{E_1}$ et $\tau_2 = \frac{\eta_2}{E_2}$.

Tous ces modèles ont des comportements fréquentiels différents, plus ou moins adaptés à certains types de matériaux.

Comportements associés aux différents modèles. Les équations associées à chaque modèle peuvent être résolues simplement par passage à la notation complexe. Le module dynamique $\frac{\sigma}{\epsilon}$ est alors séparé en une partie réelle E' et une partie imaginaire E'' . Leur expression en fonction de la pulsation ω est présentée dans la Table 3.4.

TABLE 3.4 – Expression du module de conservation et du module de perte pour les modèles de Maxwell, Kelvin-Voigt et Zener.

modèle	E'	E''
Kelvin – Voigt	E	$\eta\omega$
Maxwell	$\frac{E\tau^2\omega^2}{1+\tau^2\omega^2}$	$\frac{E\tau\omega}{1+\tau^2\omega^2}$
SLS (Zener)	$\frac{(E_1+E_2)\tau^2\omega^2}{1+\tau^2\omega^2}$	$\frac{E_2\tau\omega}{1+\tau^2\omega^2}$

Les courbes de module dynamique (plus précisément le module du module dynamique complexe G^*) associées à chaque modèle sont présentées Fig. 3.28.

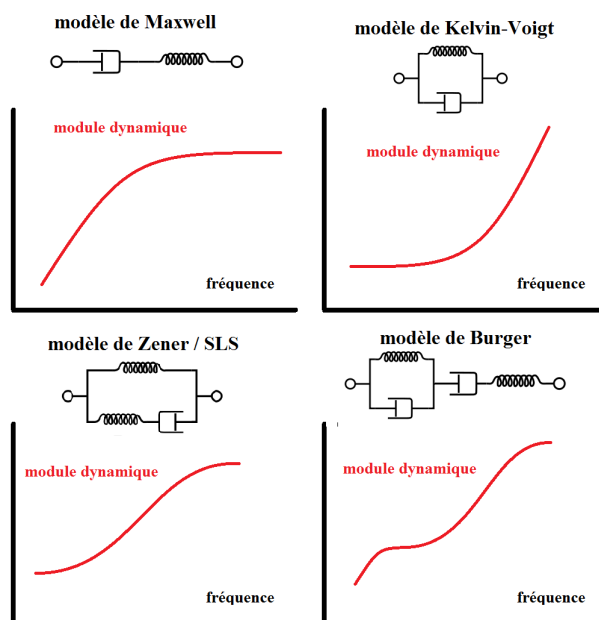


FIGURE 3.28 – Allure des modules dynamiques pour les quatre modèles présentés.

Dans les cas Maxwell, Zener et Burger, on peut remarquer que lorsqu'on fait tendre la fréquence vers l'infini, le module maximal atteint en HF ne dépend que du paramètres E . Le paramètre η n'a donc pas d'impact sur le module maximal atteint, il n'intervient que dans la fréquence de coupure. Lors d'une variation de température, la composante élastique E ne varie pas. Seul le coefficient visqueux est impacté par un changement de température. Ceci se retrouve expérimentalement : si on fait varier la température, on décale la courbe latéralement en fréquence, mais les valeurs min et max atteignables restent inchangées.

La viscosité est introduite en 1D par un amortisseur dont la "raideur dynamique" – à la pulsation ω , elle vaut $\eta\omega$ (en N/m) – varie en fonction de la fréquence (et la température). Le matériau qu'on souhaite modéliser a un comportement 3D, donc pour reproduire ce comportement à l'échelle des liens cohésifs, on travaille alors en 3D avec des poutres visqueuses.

Concept de la poutre visqueuse

Poutre élastique. Le modèle viscoélastique s'appuie sur le modèle de poutre élastique précédemment développé [96]. Les poutres ont un comportement suivant la théorie d'Euler – Bernoulli. Les orientations des repères locaux sont présentées Fig. B.1 [97]. Le repère $F_1 (O_1, X_1, Y_1, Z_1)$ est lié à l'élément discret 1. Son orientation est définie par le quaternion permettant de transformer le repère global en repère F_1 . De même, le repère $F_2 (O_2, X_2, Y_2, Z_2)$ est lié à l'élément discret 2. À chaque pas de temps de calcul, on construit à partir de la connaissance de F_1 le repère $F (O_1, X, Y, Z)$ lié à la poutre et c'est dans ce dernier que sont exprimés les forces et moments appliqués sur chaque élément discret.

On peut alors écrire [97] :

$$\vec{F}_{DE_1} = E_\mu S_\mu \frac{\Delta L_\mu}{L_\mu} \vec{X} - \frac{6E_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\theta_{2z} + \theta_{1z}) \vec{Y} + (\theta_{2y} + \theta_{1y}) \vec{Z}) \quad (3.20)$$

$$\vec{F}_{DE_2} = -E_\mu S_\mu \frac{\Delta L_\mu}{L_\mu} \vec{X} + \frac{6E_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\theta_{2z} + \theta_{1z}) \vec{Y} - (\theta_{2y} + \theta_{1y}) \vec{Z}) \quad (3.21)$$

$$\vec{M}_{DE_1} = \frac{G_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\theta_{2x} - \theta_{1x}) \vec{X} - \frac{2E_\mu I_\mu}{L_\mu} ((\theta_{2y} + 2\theta_{1y}) \vec{Y} - (\theta_{2z} + 2\theta_{1z}) \vec{Z}) \quad (3.22)$$

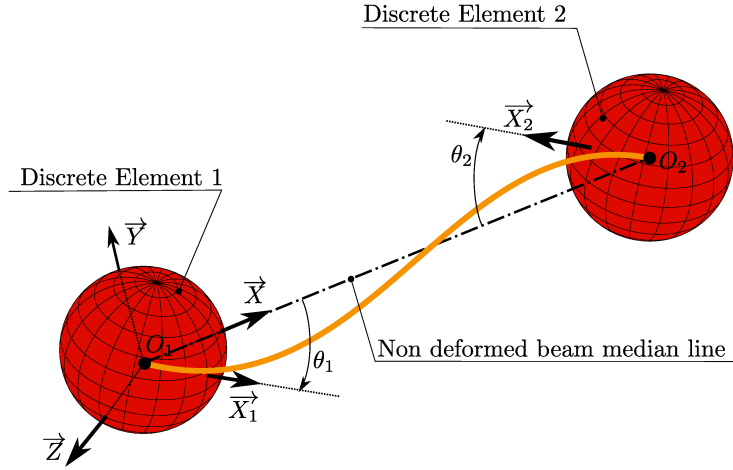


FIGURE 3.29 – Schéma de la géométrie d'une poutre élastique en charge.

$$\vec{M}_{DE_2} = \frac{-G_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\theta_{2x} - \theta_{1x}) \vec{X} - \frac{2E_\mu I_\mu}{L_\mu} ((2\theta_{2y} + \theta_{1y}) \vec{Y} + (2\theta_{2z} + \theta_{1z}) \vec{Z}) \quad (3.23)$$

avec E_μ et G_μ respectivement le module de Young et le module de cisaillement de la poutre. I_μ , $I_{0\mu}$ sont respectivement le moment d'inertie selon les axes Y ou Z et le moment d'inertie polaire de la poutre. S_μ et L_μ sont la surface et la longueur initiale de la poutre. θ_1 et θ_2 sont les angles de rotation (suivant les 3 axes) de la poutre en O_1 et O_2 .

Par la suite afin de faciliter la lecture, on ne présentera que les forces et moments appliqués sur l'élément discret 1. Les équations complètes sont présentées en annexe.

Poutre visqueuse. Pour une poutre visqueuse, on travaille par analogie avec le modèle de poutre élastique d'Euler – Bernoulli : les paramètres élastiques deviennent des paramètres visqueux (indiqués par le symbole $\dot{}$) et les angles et positions se transforment en leurs dérivées temporelles (vitesses de rotation et vitesses linéaires dans le repère associé à la

3. MODÉLISATION DE LA POIX

poutre). On peut donc écrire :

$$\vec{F}'_{DE_1} = E'_\mu S_\mu \frac{\Delta \dot{L}_\mu}{L_\mu} \vec{X} - \frac{6E'_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) \vec{Y} + (\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) \vec{Z}) \quad (3.24)$$

$$\vec{M}'_{DE_1} = \frac{G'_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2x} - \dot{\theta}_{1x}) \vec{X} - \frac{2E'_\mu I_\mu}{L_\mu} ((\dot{\theta}_{2y} + 2\dot{\theta}_{1y}) \vec{Y} - (\dot{\theta}_{2z} + 2\dot{\theta}_{1z}) \vec{Z}) \quad (3.25)$$

Une combinaison de poutres élastiques et visqueuses permet donc de créer des poutres viscoélastiques basées sur les modèles rhéologiques 1D classiques : Kelvin – Voigt, Maxwell et SLS. Ces modèles doivent permettre de modéliser divers comportements viscoélastiques, notamment celui de la poix.

Poutres viscoélastiques

Poutre de Kelvin – Voigt.

$$\vec{F}'_{KV_{DE_1}} = \vec{F}'_{DE_1} + \vec{F}'_{DE_1} \quad (3.26)$$

$$\vec{M}'_{KV_{DE_1}} = \vec{M}'_{DE_1} + \vec{M}'_{DE_1} \quad (3.27)$$

La création de liaisons viscoélastiques de type Kelvin – Voigt 3D est réalisée dans GranOO par la ligne de commande présentée Fig. 3.30.

```
<!-- Conversion des liens en poutre de type Kelvin-Voigt 3D -->
<PlugIn Id="ConvertBondToViscoBeamVoigt" Bond3DSet="nom de l'ensemble de liens à convertir"
YoungModulus="module élastique de la poutre"
ViscousYoungModulus="module visqueux de la poutre"
RadiusRatio="rapport entre le rayon de l'élément et la poutre"
PoissonRatio="coefficient de poisson élastique"
ViscousPoissonRatio="coefficient de poisson visqueux"
FailureStress="contrainte à rupture" />
```

FIGURE 3.30 – Création de liens cohésifs viscoélastiques de type Kelvin – Voigt 3D sous GranOO.

Poutre de Maxwell.

$$\vec{F}'_{M_{DE_1}} + \frac{1}{\tau} \vec{F}'_{M_{DE_1}} = E_\mu S_\mu \frac{\Delta \dot{L}_\mu}{L_\mu} \vec{X} - \frac{6E_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) \vec{Y} + (\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) \vec{Z}) \quad (3.28)$$

$$\vec{M}_{MDE_1} + \frac{1}{\tau} \vec{M}_{MDE_1} = \frac{G_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2x} - \dot{\theta}_{1x}) \vec{X} - \frac{2E_\mu I_\mu}{L_\mu} ((\dot{\theta}_{2y} + 2\dot{\theta}_{1y}) \vec{Y} - (\dot{\theta}_{2z} + 2\dot{\theta}_{1z}) \vec{Z}) \quad (3.29)$$

Il n'y a pas de relation directe entre les forces et moments et les positions et vitesses des éléments discrets. Il faut passer par la résolution d'une équation différentielle du premier ordre. Le schéma d'intégration RK-4,4 est sélectionné car étant d'ordre élevé, il est suffisamment précis. Cette précision est nécessaire car ces calculs sont répétés un grand nombre de fois, l'erreur induite par le schéma d'intégration doit donc être minimisée. Pour chacune des 6 composantes totales de la force et du moment, on résout donc l'équation suivante.

$$C_i(t + dt) = C_i(t) + \frac{1}{6} (k_1 + 2k_2 + 2k_3 + k_4) \quad (3.30)$$

où C représente soit une force ou un moment et i le numéro de l'élément discret dans la liaison ($i = 1$ ou $i = 2$), et

$$k_1 = dt \left(f(\dot{\epsilon}, t) - \frac{1}{\tau} C_i(t) \right) \quad (3.31)$$

$$k_2 = dt \left(f\left(\dot{\epsilon}, t + \frac{dt}{2}\right) - \frac{1}{\tau} \left(C_i\left(t + \frac{dt}{2}\right) + \frac{k_1}{2} \right) \right) \quad (3.32)$$

$$k_3 = dt \left(f\left(\dot{\epsilon}, t + \frac{dt}{2}\right) - \frac{1}{\tau} \left(C_i\left(t + \frac{dt}{2}\right) + \frac{k_2}{2} \right) \right) \quad (3.33)$$

$$k_4 = dt \left(f(\dot{\epsilon}, t + dt) - \frac{1}{\tau} (C_i(t + dt) + k_3) \right) \quad (3.34)$$

Ici, $f(\dot{\epsilon}, t)$ désigne la fonction qui permet d'exprimer la dérivée de la force (du moment) à l'instant t en fonction de la déformation à l'instant t .

Il faut alors dans ce cas estimer la vitesse au pas de temps intermédiaire $t + \frac{dt}{2}$ et au pas de temps $t + dt$ qui est inconnue. On n'est pas dans le cas d'un problème de Cauchy où l'évolution de la fonction f est connue. On estime donc ces valeurs par des développements de Taylor à l'ordre 1 grâce à la connaissance de l'accélération :

$$V_i\left(t + \frac{dt}{2}\right) = V_i(t) + \frac{dt}{2} A_i(t) \quad (3.35)$$

3. MODÉLISATION DE LA POIX

$$V_i(t + dt) = V_i(t) + dtA_i(t) \quad (3.36)$$

avec V vitesse et A accélération.

⇒ L'introduction de ces valeurs à l'ordre 1 dégrade l'ordre d'intégration du schéma numérique mais en pratique, comme montré dans la suite de cette section, cette méthode plus rapide donne cependant des résultats satisfaisants.

La création de liaisons viscoélastiques de type Maxwell 3D est réalisée dans GranOO par la ligne de commande présentée Fig. 3.31.

```
<!-- Conversion des liens en poutre de type Maxwell 3D -->
<PlugIn Id="ConvertBondToViscoBeamMaxwell" Bond3DSet="nom de l'ensemble de liens à convertir"
YoungModulus="module élastique de la poutre"
ViscousYoungModulus="module visqueux de la poutre"
RadiusRatio="rapport entre le rayon de l'élément et la poutre"
PoissonRatio="coefficient de poisson élastique"
ViscousPoissonRatio="coefficient de poisson visqueux"
Integrator="type d'intégrateur choisi"
FailureStress="contrainte à rupture" />
```

FIGURE 3.31 – Création de liens cohésifs viscoélastiques de type Maxwell 3D sous GranOO.

Poutre solide linéaire standard.

$$\begin{aligned} \vec{F}_{S_{DE_1}} + \frac{1}{\tau} \vec{F}_{S_{DE_1}} = & \left((E_{1\mu} + E_{2\mu}) S_\mu \frac{\Delta \dot{L}_\mu}{L_\mu} + \frac{E_1 S}{\tau} \frac{\Delta L_\mu}{L_\mu} \right) \vec{X} \\ & - \left(\frac{6 (E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu^2} (\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) + \frac{6 E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu^2} (\theta_{2z} + \theta_{1z}) \right) \vec{Y} \\ & - \left(\frac{6 (E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu^2} (\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) + \frac{6 E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu^2} (\theta_{2y} + \theta_{1y}) \right) \vec{Z} \end{aligned} \quad (3.37)$$

$$\begin{aligned}
\vec{M}_{S_{DE_1}} + \frac{1}{\tau} \vec{M}_{S_{DE_1}} = & \left(\frac{(G_{1\mu} + G_{2\mu}) I_{0\mu}}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2x} - \dot{\theta}_{1x}) + \frac{G_{1\mu} I_{0\mu}}{\tau L_\mu} (\theta_{2x} - \theta_{1x}) \right) \vec{X} \\
& - \left(\frac{2(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2y} + 2\dot{\theta}_{1y}) + \frac{2E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu} (\theta_{2y} + 2\theta_{1y}) \right) \vec{Y} \\
& + \left(\frac{2(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2z} + 2\dot{\theta}_{1z}) + \frac{2E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu} (\theta_{2z} + 2\theta_{1z}) \right) \vec{Z}
\end{aligned} \tag{3.38}$$

Comme dans le cas des poutres de Maxwell, il faut résoudre une équation différentielle pour obtenir les forces et moments. Le même schéma explicite RK-4,4 peut être utilisé.

La création de liaisons viscoélastiques de type SLS (Zener) 3D est réalisée dans GranOO par la ligne de commande présentée Fig. 3.32.

```

<!-- Conversion des liens en poutre de type SLS (Zener) 3D -->

<PlugIn Id="ConvertBondToViscoBeamZener" Bond3DSet="nom de l'ensemble de liens à convertir"
YoungModulus1="module élastique de la partie de poutre élastique pure"
YoungModulus2="module élastique de la partie de poutre Maxwell"
ViscousYoungModulus="module visqueux de la partie de poutre Maxwell"
RadiusRatio="rapport entre le rayon de l'élément et la poutre"
PoissonRatio="coefficient de poisson élastique"
ViscousPoissonRatio="coefficient de poisson visqueux"
Integrator="type d'intégrateur choisi"
FailureStress="contrainte à rupture" />

```

FIGURE 3.32 – Création de liens cohésifs viscoélastiques de type SLS (Zener) 3D sous GranOO.

Si on ajoute une deuxième poutre visqueuse dans le modèle, on passe alors à des équations d'ordre 2 qui sont encore un peu plus longues à résoudre. Ces modèles ne sont donc pas abordés dans le cadre de cette thèse.

⇒ L'expérience montre que la poix présente un comportement plutôt typé Maxwell, c'est donc ce modèle qui sera choisi pour modéliser la poix.

3.5.4 Création d'éprouvettes numériques

La première étape d'un calcul DEM est la création d'un domaine discret constitué d'une multitude d'éléments discrets. On utilise la fonc-

tionnalité de GranOO permettant de créer des domaines évitant de faire apparaître des organisations cristallines privilégiées et générant donc un matériau amorphe présentant un comportement isotrope [97].

Un domaine discret est ainsi préparé en plusieurs étapes :

- délimitation du volume englobant le domaine discret par des murs
- ajout d'éléments discrets au hasard dans le volume sans contact avec les éléments déjà présents
- lorsque ceci n'est plus possible, le bourrage des éléments commence. Les éléments sont ajoutés et les contacts entre éléments et murs sont effectués
- lorsque le nombre de coordination des éléments atteint en moyenne 6.2, le bourrage est stoppé
- une étape facultative de relâchement des contraintes peut avoir lieu afin de limiter les contraintes internes initiales dues aux interpénétrations des éléments. Comme dans cette étude le comportement du matériau est assuré par des liens cohésifs, les contacts ne sont pas utilisés et donc l'interpénétration initiale des éléments n'a pas d'influence sur le comportement global.

À l'issue de cette étape, les domaines discrets peuvent être utilisés pour les expériences numériques de torsion correspondant à l'étude expérimentale menée en DMA.

3.5.5 Expérience numérique de torsion

Description

L'objectif est de reproduire le mouvement de torsion appliqué en DMA. Un mouvement de torsion à fréquence donnée est donc appliqué aux deux extrémités d'une éprouvette numérique cylindrique (Fig. 3.33). La torsion est réalisée autour de l'axe reliant les centres de gravité des surfaces aux extrémités de la poutre. Les centres de masse des surfaces supérieure et inférieure sont déterminés. Un axe de torsion est alors créé entre ces deux points. La torsion est ensuite réalisée en faisant tourner les surfaces inférieure et supérieure autour de cet axe.

Le couple (et la contrainte sur le rayon extérieur de l'éprouvette) résultant est calculé sur la partie supérieure de l'éprouvette, ce qui permet de récupérer le déphasage entre déformation appliquée et contrainte résultante ainsi que l'amplitude maximale du couple. On peut ensuite calculer les modules de conservation et de perte à la fréquence choisie.

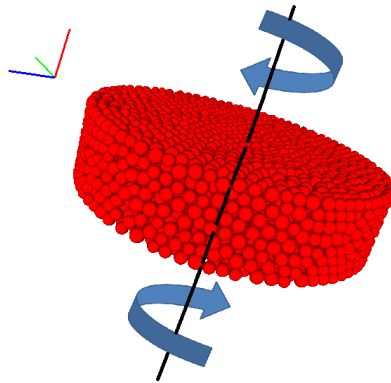


FIGURE 3.33 – Expérience de torsion réalisée.

Un balayage fréquentiel permet alors de reconstruire des courbes de module dynamique (Fig. 3.34).

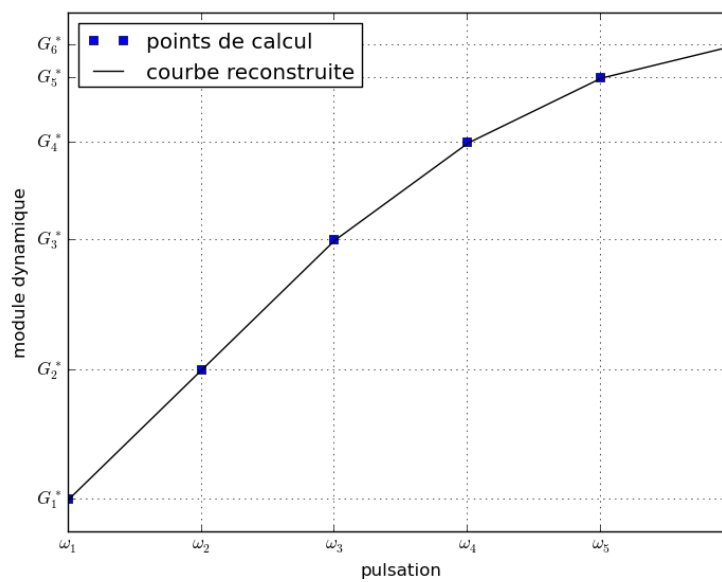


FIGURE 3.34 – Reconstruction des courbes en fréquence.

Effet du rayon de l'éprouvette numérique

Les éprouvettes expérimentales ont un rapport rayon / épaisseur important (= 12.5 mm) et sont difficiles à obtenir avec un nombre raisonnable d'éléments discrets. En effet, on considère qu'il faut environ une dizaine de couches d'éléments afin de réduire l'effet de la discrétisation dans l'épaisseur. Cela implique donc des éléments ayant un rayon de l'ordre de 50 microns. Pour remplir un cylindre de rayon 12.5 mm et épaisseur 1 mm, il faudrait environ 900000 éléments et cela générerait alors des temps de calculs prohibitifs. Pour pouvoir travailler avec des éprouvettes numériques ayant des rayons permettant des calculs DEM, on étudie donc l'évolution du moment de torsion calculé aux extrémités du cylindre en fonction du rayon de l'éprouvette. Cela permet de déterminer une loi reliant les valeurs de moment obtenues numériquement sur des éprouvettes de dimensions réduites et les résultats expérimentaux. Expérimentalement, on sait que dans le cas d'une géométrie plan – plan, le moment de torsion Γ varie avec la puissance quatrième du rayon R :

$$\Gamma = \frac{\pi}{2} \nu \frac{\Omega}{h} R^4 \quad (3.39)$$

avec Ω la vitesse angulaire du mouvement, h l'épaisseur de l'éprouvette et ν la viscosité apparente du matériau.

Cette variation est retrouvée numériquement (Fig. 3.35), confirmant ainsi la possibilité de travailler avec des domaines discrets réduits mais toujours représentatifs de la réalité expérimentale. La pente de la courbe dépend des conditions aux limites choisies.

⇒ Un bon compromis est de travailler avec des éprouvettes numériques de rayon 2 mm et épaisseur 1 mm.

Convergence en fonction du nombre d'éléments discrets

Les calculs par éléments discrets pouvant être très longs, on détermine dans un premier temps le nombre d'éléments discrets minimum nécessaire pour un calcul fiable et répétable. Pour cela, on effectue un calcul de torsion à une fréquence donnée (10 kHz) pour des éprouvettes numériques de même dimension constituées d'un nombre différent d'éléments discrets (Fig. 3.36).

Pour chaque nombre d'éléments, trois éprouvettes différentes sont réalisées afin d'étudier la répétabilité du calcul (Table 3.5). Les éprouvettes numériques sont des cylindres de diamètre 4 mm et épaisseur 1 mm.

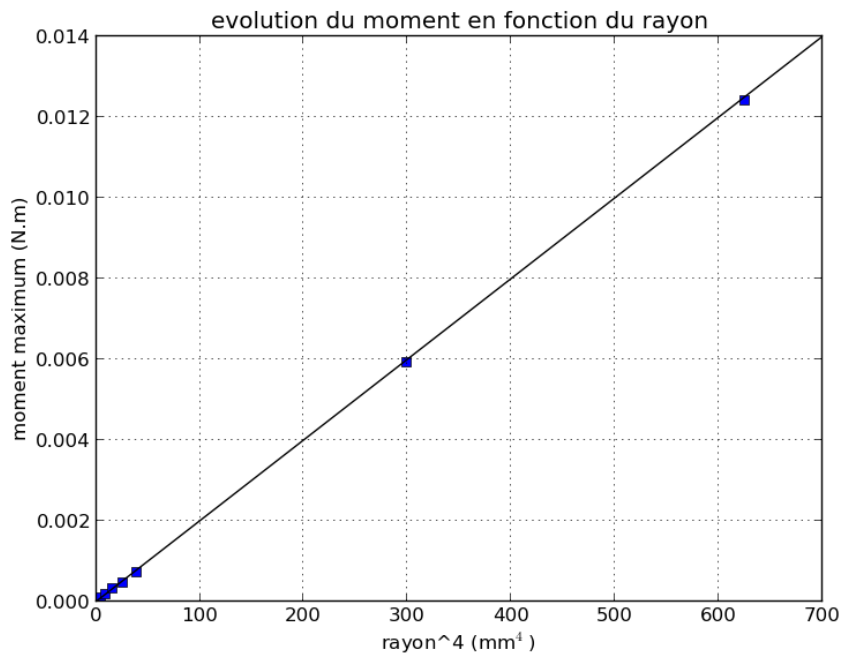


FIGURE 3.35 – Évolution du moment aux extrémités de l'éprouvette en fonction du rayon.

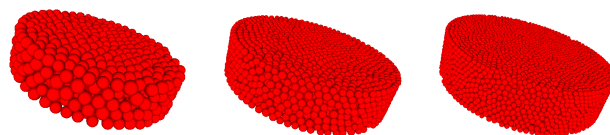


FIGURE 3.36 – Exemples de domaines discrets créés. (gauche) 1000 éléments, (centre) 5000 éléments, (droite) 15000 éléments.

TABLE 3.5 – Étude de convergence sur éprouvette cylindrique 4 x 1 mm.

éprouvette	nombre d'éléments	rayon moyen des éléments μm
1 – 3	1000	123
4 – 6	3000	86
7 – 9	5000	72
10 – 12	7000	67
13 – 15	9000	59
16 – 18	11000	56
19 – 21	13000	53
22 – 24	15000	50

Les résultats de l'étude de convergence sont présentés Fig. 3.37. On constate une stabilisation des valeurs à partir de 5000 éléments discrets dans une fourchette de $\pm 7.5\%$ autour de la moyenne.

\Rightarrow Une fois que les valeurs des paramètres des liaisons cohésives sont fixées, la valeur du module dynamique macroscopique est indépendante du nombre d'éléments discrets constituant l'éprouvette numérique. Cela confirme les résultats obtenus sur les poutres élastiques [97]. Le modèle général de poutre semble donc permettre *naturellement* une indépendance des paramètres macroscopiques par rapport au nombre d'éléments, tout en permettant une précision au moins égale à celle d'autres modèles élastiques ou viscoélastiques [99] nécessitant parfois le calcul systématique de paramètres correcteurs [102].

Les calculs sont par la suite réalisés avec 5000 éléments discrets.

3.5.6 Équivalence temps – température

Numériquement, l'équivalence temps – température peut être utilisée pour diminuer les temps de calcul nécessaires [103]. Augmenter la température à fréquence constante revient à diminuer la fréquence à température constante. Cela signifie aussi que si on obtient un module dynamique pour une fréquence et une température donnée, on peut retrouver exactement le même module en diminuant la température et augmentant la fréquence.

\Rightarrow Dans les modèles linéaires présentés, seul le coefficient visqueux dépend de la température, l'équivalence temps – température devient alors une "superposition temps – viscosité".

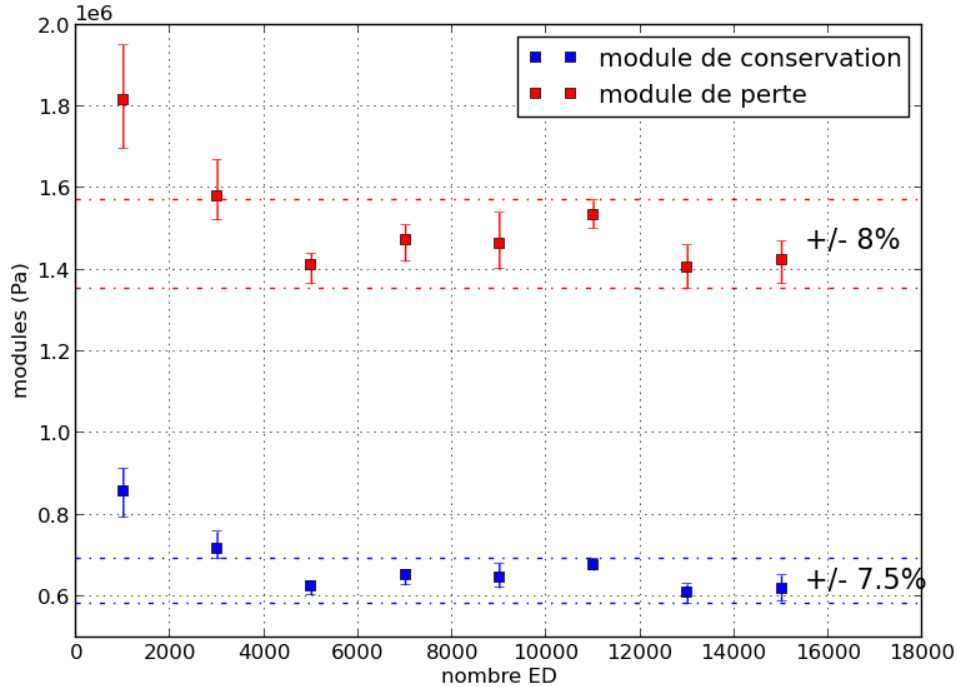


FIGURE 3.37 – Évolution des modules en fonction du nombre d'éléments discrets.

Pour un même nombre de périodes d'oscillations simulées, le temps de calcul diminue linéairement avec la fréquence d'excitation. L'équivalence temps – viscosité permet de relier le comportement à une fréquence et viscosité donnée avec le comportement à une fréquence et viscosité différentes. L'objectif est de créer une expérience numérique à une fréquence supérieure à la fréquence initiale (expérimentale), qui va cependant permettre d'obtenir le même module dynamique qu'à la fréquence initiale. Pour cela on fait varier la viscosité des liaisons cohésives. L'analyse des équations de module des liaisons Maxwell montre bien cette interdépendance viscosité – fréquence, que l'on retrouve aussi sur les modèles de Zener et de Burger :

$$E' = \frac{E_{\mu} (\tau\omega)^2}{1 + (\tau\omega)^2} \quad (3.40)$$

3. MODÉLISATION DE LA POIX

$$E'' = \frac{E_{\mu}(\tau\omega)}{1 + (\tau\omega)^2} \quad (3.41)$$

Si on multiplie la pulsation (fréquence) par un facteur a , il faut multiplier le coefficient visqueux par le facteur $\frac{1}{a}$ pour conserver les mêmes valeurs de modules. Cela revient simplement à effectuer une simulation à une température supérieure.

⇒ On retrouve bien la formulation expérimentale de l'équivalence temps – température.

Afin de valider cette méthode, on calcule numériquement l'évolution du module dynamique en fonction d'une variation inverse de fréquence et de coefficient visqueux. Un premier calcul est effectué avec une viscosité η_0 à une fréquence de 100 Hz. La fréquence est progressivement augmentée et le module visqueux diminué de manière inverse. On observe que le résultat est toujours compris dans une fenêtre de 4.2% autour d'une valeur moyenne (Fig. 3.38).

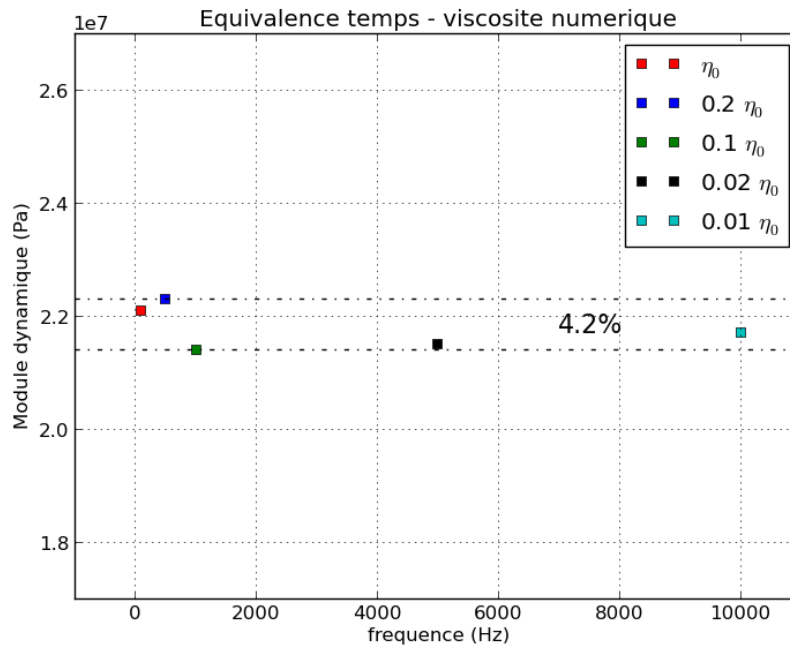


FIGURE 3.38 – Illustration du principe d'équivalence temps – viscosité numérique.

Le pas de temps optimal du calcul DEM étant gardé constant, le temps de calcul est proportionnel à $\frac{1}{f}$ (f fréquence). Il est très intéressant, pour limiter les temps de calcul, d'effectuer des simulations à fréquence élevée. Par exemple, une multiplication de la fréquence par 10 entraîne une division du temps de calcul par 10. Il est donc possible d'effectuer des calculs à haute fréquence et bas coefficient visqueux et de les relier directement au comportement à fréquence et coefficient visqueux réels. \Rightarrow Les temps de calcul sont ainsi fortement réduits et permettent d'accéder à des fréquences réelles inférieures au Hz normalement inaccessibles en DEM.

3.6 CALIBRATION DU MODÈLE

Cette section présente la calibration des paramètres des liaisons cohésifs de manière à retrouver les résultats expérimentaux. L'évolution des paramètres macroscopiques en fonction des paramètres des liens cohésifs microscopiques est analysée et un ensemble de valeurs de paramètres microscopiques permettant de modéliser quantitativement le comportement de la poix est sélectionné.

3.6.1 Calculs effectués

Se basant sur les résultats de [96], l'effet d'une variation des coefficients de Poisson (élastiques et visqueux) microscopiques est considéré comme négligeable sur les paramètres macroscopiques. De la même manière, un essai de torsion ne permet pas de mettre en évidence le coefficient de Poisson macroscopique. Il est donc obtenu par un essai numérique de traction-compression. L'étude de calibration porte alors sur la caractérisation de l'influence de trois paramètres sur les valeurs macroscopiques obtenues : module élastique et visqueux des liens cohésifs et rayon de ces liens. Concernant le rayon des liens cohésifs, c'est en fait le rapport entre le rayon des poutres et le rayon moyen des éléments discrets qui est considéré.

Résultats numériques

Variation du module élastique. On fait tout d'abord varier le module élastique, à module visqueux et section de poutre constante. Les résultats sont présentés Fig. 3.39.

\Rightarrow Le module de conservation macroscopique est une fonction croissante du module élastique des liaisons cohésives.

3. MODÉLISATION DE LA POIX

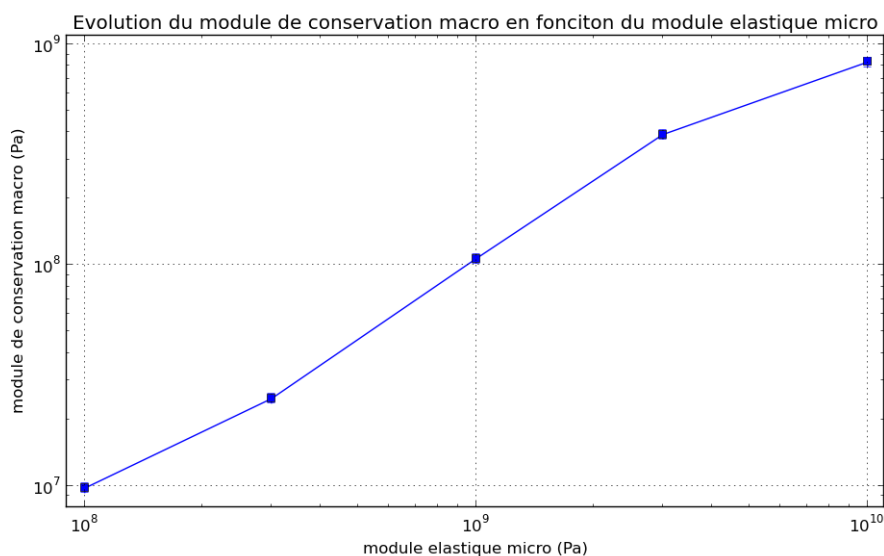


FIGURE 3.39 – Variation du module de conservation macroscopique en fonction du module élastique des liaisons cohésives.

Variation du module visqueux. La section précédente montrait qu'il existe numériquement une "équivalence temps – viscosité". On s'attend donc à ce qu'une variation de module visqueux génère le même type de courbe qu'avec une variation de fréquence, avec cependant une évolution opposée. La Fig. 3.42 permet de comparer les deux évolutions : l'axe d'évolution du module visqueux micro est inversé de manière à pouvoir superposer directement les courbes. On vérifie bien l'équivalence temps – viscosité énoncée précédemment, avec un écart maximal de 9%.

⇒ Tracer l'évolution d'un module macroscopique en fonction de la fréquence revient à la tracer en fonction du module visqueux. Le module visqueux micro ou la fréquence sont donc des paramètres d'ajustement de la courbe de module macro. L'allure de la courbe est déterminée par le type de modèle choisi (ici poutre de Maxwell), et le module élastique micro détermine le module maximal atteint aux hautes fréquences.

⇒ Le module visqueux des liens cohésifs n'est qu'un paramètre d'ajustement permettant de positionner la fréquence de coupure macroscopique à la valeur souhaitée.

Ici on souhaite bien évidemment corrélérer la fréquence de coupure nu-

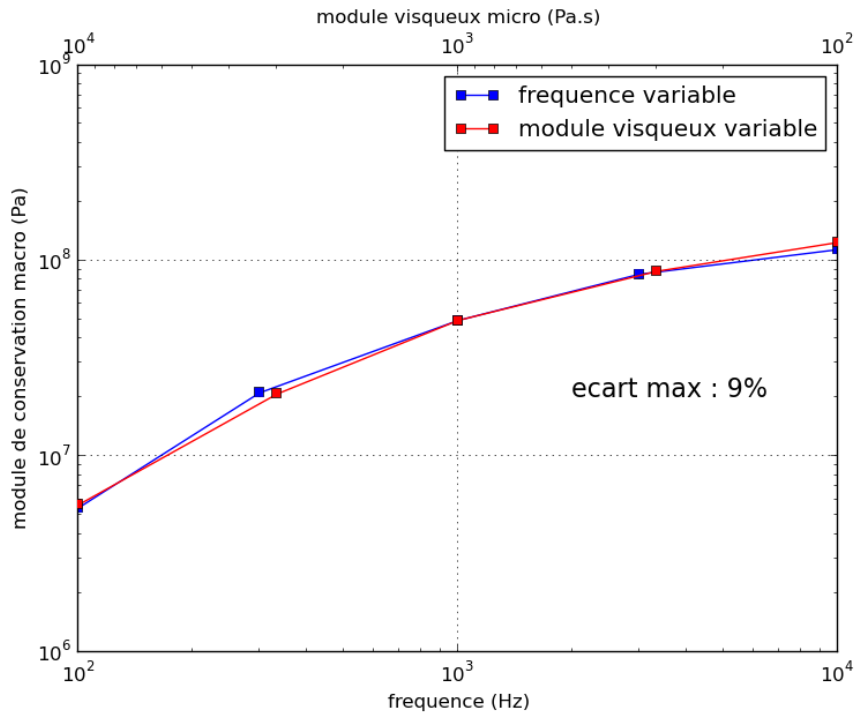


FIGURE 3.40 – Variation du module de conservation macroscopique en fonction de la fréquence et du module visqueux des liaisons cohésives.

mérique à la fréquence expérimentale. Si la fréquence de coupure numérique pour une valeur η_1 est ω_1 , alors on peut reconstruire la même courbe avec une pulsation de coupure ω_{exp} et une valeur $\eta_{exp} = \frac{\eta_1 \omega_1}{\omega_{ext}}$. En effet, si on passe de ω_1 à ω_{ext} par un facteur multiplicateur a , alors par équivalence temps – viscosité le passage de η_1 à η_{ext} s’effectue avec un facteur multiplicatif $\frac{1}{a}$.

$$\omega_1 = a\omega_{ext} \quad (3.42)$$

$$\eta_{ext} = a\eta_1 \quad (3.43)$$

Variation du rayon des poutres cohésives. Le rayon des poutres cohésives détermine la valeur du coefficient de Poisson du matériau, qui va permettre de fixer le lien entre le module de torsion (déterminé numériquement) et le module de traction-compression.

3. MODÉLISATION DE LA POIX

On fixe le module élastique et le module visqueux et on fait varier le rayon moyen des poutres cohésives (Fig. 3.41). On utilise une variable adimensionnée \bar{r}_μ définie comme le rapport entre le rayon des poutres et le rayon moyen des éléments discrets.

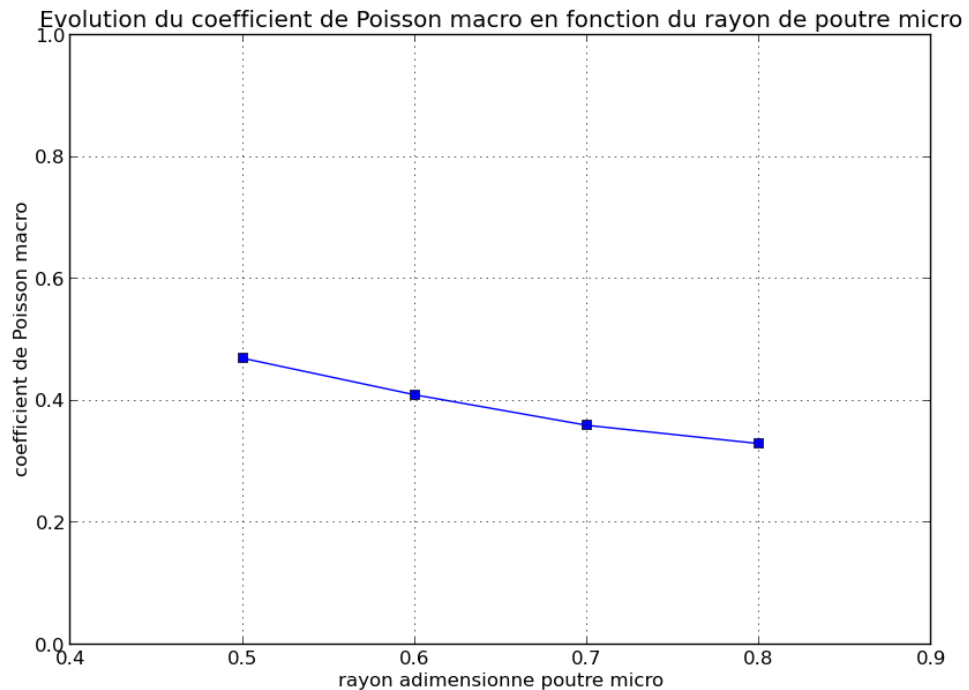


FIGURE 3.41 – Variation du coefficient de Poisson macroscopique en fonction du rayon des poutres cohésives.

⇒ Avec les différents résultats présentés, on peut définir une méthodologie de calibration d'un modèle viscoélastique DEM basé sur des liaisons cohésives de type poutre de Maxwell.

3.6.2 Méthodologie de calibration

On sait que le rayon des éléments influe sur le coefficient de Poisson macroscopique du domaine discret, qui est nécessaire si on souhaite exciter ultérieurement les éprouvettes dans un autre mode que la torsion. Le module élastique des liens cohésifs détermine la valeur maximale de module dynamique macroscopique atteinte, le module de conservation

étant en HF égal au module dynamique (le module de perte est négligeable). Le module visqueux des liens cohésifs est la variable d'ajustement.

1. On fixe tout d'abord la fréquence d'étude afin de travailler avec le module visqueux des liens cohésifs comme variable.
2. On détermine ensuite le rayon de poutre permettant de retrouver le coefficient de Poisson macroscopique de 0.4 trouvé dans la littérature [86].
3. On détermine ensuite le module élastique micro permettant de retrouver le module de torsion maximal observé en DMA qui est de 154 MPa.
4. On trace alors la courbe d'évolution des modules macroscopiques en fonction du module visqueux des liens cohésifs.
5. L'application de l'équivalence temps – viscosité permet de reconstruire une courbe de module en fonction de la fréquence.
6. Comparaison de la courbe numérique obtenue avec les résultats expérimentaux de DMA.
7. Variation du module visqueux des liens cohésifs jusqu'à convergence.

3.6.3 Résultats de calibration

Poix synthétique

On a vu dans la partie expérimentale que la poix synthétique S1 avait un comportement très proche d'un matériau idéal de Maxwell. On peut donc penser que cette poix est un cas favorable par rapport à la modélisation utilisée. En utilisant les courbes de dimensionnement présentées précédemment, on détermine les 3 paramètres permettant de bien modéliser cette poix, à fréquence réelle et température de 22°C :

- module élastique de poutre cohésive $E = 1.51$ GPa
- module visqueux de poutre cohésive $\eta = 15$ GPa.s
- rapport rayon de poutre cohésive / rayon moyen des éléments discrets $\bar{r}_\mu = 0.61$

On peut alors tracer la courbe d'évolution du module de conservation et du module visqueux de la poix synthétique S1 à 22°C (Fig. 3.42).

⇒ Les valeurs numériques sont en accord avec l'expérience. Le modèle DEM développé est donc capable de modéliser des matériaux ayant des comportements de type Maxwell

3. MODÉLISATION DE LA POIX

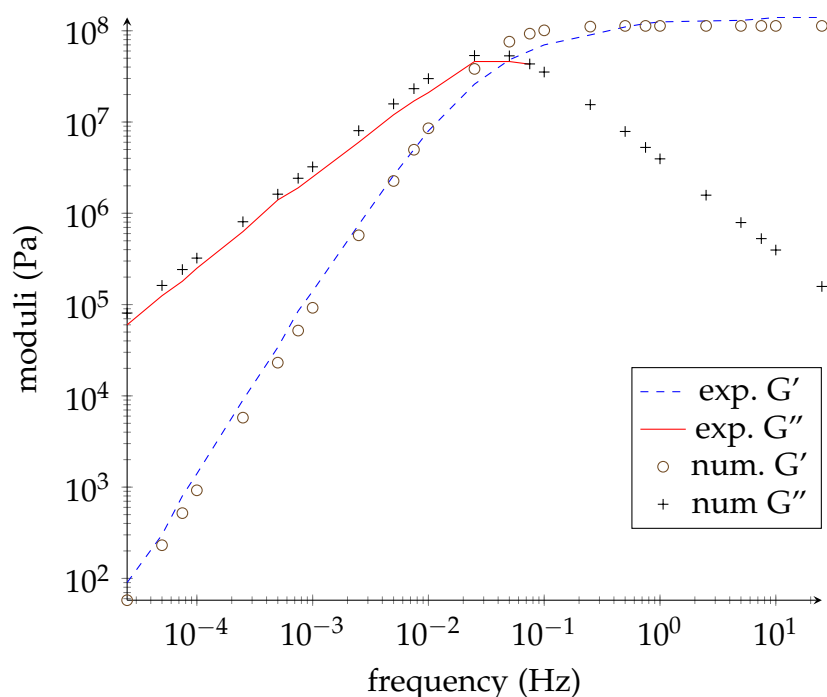


FIGURE 3.42 – Courbes expérimentales et numériques des modules de la poix synthétique S1.

Poix naturelle

La forme générale des courbes est fixée par le modèle de poutre cohésive choisi. Les courbes de module de conservation s'éloignent très rapidement du comportement idéal (Fig. 3.17), tout essai de modélisation avec le modèle actuel ne donne pas de résultat quantitatif sur une gamme de fréquence suffisante. Il sera nécessaire de modifier les liens cohésifs pour permettre de prendre en compte des comportements plus généraux.

3.7 CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Caractérisation expérimentale. L'objectif n'étant pas ici de caractériser précisément la microstructure de la poix, on a dans un premier temps identifié le type de constituants de la poix par analogie avec les goudrons, précurseurs des différentes poix (pétrole, charbon ou bois résineux). La poix apparaît alors comme une suspension colloïdale de molécules à

forte masse moléculaire similaires aux asphaltènes, dans des résines et composés aromatiques de faible masse moléculaire. Qualitativement, son comportement présente des caractéristiques de matériau amorphe travaillant aux environs de sa transition vitreuse.

Le comportement des poix n'étant pas documenté quantitativement dans la littérature, une caractérisation DMA a été effectuée. Elle a permis de déterminer l'évolution du module de conservation et du module de perte de quatre nuances de poix différentes (deux poix naturelle et leur mélange + une poix synthétique). Cependant, la caractérisation du comportement aux très hautes fréquences de polissage (>10 Hz) nécessite le développement d'un dispositif expérimental spécifique pour éviter les problèmes d'adhérence et de rupture d'éprouvette. L'expérience a toutefois montré qu'on peut appliquer le principe d'équivalence temps – température aux poix testées, qui travaillent toutes en pratique au-delà de leur zone de transition vitreuse.

La difficulté de fabriquer des éprouvette en maîtrisant leurs propriétés mécaniques et leur géométrie limitait les géométries utilisables en rhéométrie. La géométrie plan – plan choisie est utilisable jusqu'aux moyennes fréquences, mais des problèmes d'adhérence et de cassure d'éprouvette ont empêché l'analyse des hautes fréquences temporelles (qui correspondent au lissage à l'échelle des microrugosités).

La solution proposée est le développement d'un procédé expérimental permettant de limiter les angles de torsions effectifs appliquées, réduisant ainsi les problèmes d'adhérence et de rupture. La poix est préparée sous forme de plaques rectangulaires élancées (réduction de l'angle de torsion), facilement réalisables. Cette plaque est emprisonnées entre deux plaques d'un matériau préalablement bien caractérisé (Fig. 3.43), ce qui permet d'éviter le problème de fluage au niveau des mors qui vont maintenir les plaques.

Modélisation. Afin de modéliser la poix, un modèle par éléments discrets est développé sur la base de poutres cohésives viscoélastiques de type Maxwell. Une méthodologie de calibration est présentée afin de modéliser quantitativement le comportement des poix. Si les résultats pour la poix synthétiques sont en bon accord avec la caractérisation expérimentale, un modèle DEM quantitatif n'a pu être développé pour les poix naturelles.

3. MODÉLISATION DE LA POIX

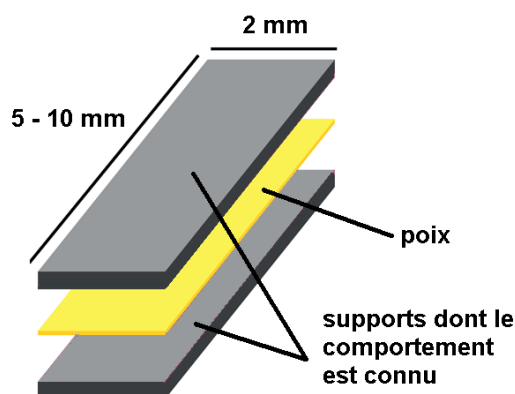


FIGURE 3.43 – Schéma d'un dispositif utilisable pour la caractérisation haute fréquence de la poix.

Le modèle développé ne permet pas à l'heure actuelle de modéliser des matériaux n'ayant pas des comportements proches de comportements idéaux. Pour généraliser le modèle, il faut introduire plus de temps de relaxation différents (c'est-à-dire plus de paramètres), sur le même principe que les modèles de Kelvin-Voigt et Maxwell généralisés. Dans un schéma DEM, trois possibilités peuvent être envisagées, qui doivent en théorie permettre de modéliser non seulement les poix naturelles, mais aussi tout type de matériau viscoélastique.

Tout d'abord, on travaille pour l'instant avec un seul jeu de paramètres E, η et r , que l'on attribue à chaque poutre cohésive. On peut imaginer avoir plusieurs jeux de paramètres E_i, η_i et r_i , i étant compris entre 2 et 5. La difficulté de cette méthode est qu'il faut faire une étude de calibration beaucoup plus conséquente, car l'indépendance des divers jeux de paramètres entre eux n'est pas prouvée. Si on considère dans un premier temps l'indépendance des jeux de paramètres, il suffit de fitter les courbes expérimentales avec un modèle de Maxwell "généralisé" à quelques paramètres et de dimensionner séparément chacune des branches du modèle. Un jeu de paramètres de liens correspond alors à un jeu de paramètres du modèle généralisé. Les différents jeux de paramètres déterminés sont attribués aléatoirement aux différentes poutres cohésives. Si on ne retrouve pas numériquement le résultat expérimental, c'est qu'il existe des interactions entre les différents jeux de paramètres et il faut d'abord les caractériser.

Une autre possibilité est de générer directement un continuum de temps de relaxation dans le modèle de poutre cohésive Maxwell. Il faut alors introduire une dispersion dans les valeurs de E, η et r autour d'une valeur moyenne, sur le même principe que la "randomisation" effectuée sur les rayons des éléments lors de la création des domaines discrets. On doit alors étudier l'impact de la dispersion à l'échelle microscopique sur les différents paramètres à l'échelle macroscopique. La limite de ce modèle est qu'il ne permet a priori que d'élargir en fréquence une zone de transition, et ne permet peut-être pas de générer des changements de pentes comme ceux observés sur les courbes de module de conservation de poix naturelle. Ces changements de pente sont attribuables à l'existence d'une faible zone caoutchoutique. Cette dernière peut être obtenue qualitativement avec un modèle à trois paramètres SLS (Zener). Un modèle SLS avec dispersion pourrait être capable de représenter ce comportement.

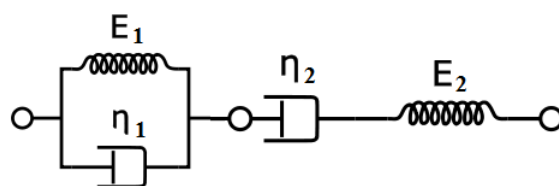


FIGURE 3.44 – Création d'un modèle de Burger à partir d'un modèle de Maxwell et d'un modèle de Kelvin-Voigt. Chaque cercle représente un élément discret.

La troisième possibilité est de combiner des modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt afin de reconstruire des modèles de Burger, plus complets. Le problème du modèle de Burger est qu'il introduit des équations d'ordre 2 à résoudre, augmentant ainsi les temps de calcul. En combinant les deux modèles, il est possible de reconstruire des liens de type Burger, mais répartis entre trois éléments et non plus deux (Fig. 3.44). Ainsi on fait apparaître un comportement de type Burger, le plus général et susceptible de modéliser tout type de matériau, en utilisant uniquement des modèles plus simples et en évitant la résolution d'équations d'ordre 2 dans le schéma de Runge-Kutta intégré dans la résolution de type Verlet. Il est ensuite possible d'introduire de la dispersion dans

3. MODÉLISATION DE LA POIX

les valeurs des paramètres des liens. Il est alors nécessaire de calibrer l'ensemble Maxwell + Kelvin-Voigt.

Chapitre 4

Modélisation multi-échelles du lissage

4.1	Approche multi-échelles	111
4.2	Suivi de forme	112
4.2.1	Écart de forme outil – pièce	113
4.2.2	Calculs de dimensionnement	115
4.3	Lissage	122
4.3.1	Indicateur de qualité de lissage	123
4.3.2	Résultats de fabrication	124
4.3.3	Simulation du lissage – poix synthétique	130
4.3.4	Simulation du lissage – poix naturelle	137
4.4	Synthèse	145
4.4.1	Suivi de forme	147
4.4.2	Lissage	147
4.4.3	Synoptique de choix d’outil de lissage	148
4.5	Perspectives	148
4.5.1	Suivi de forme	148
4.5.2	Lissage	149

4.1 APPROCHE MULTI-ÉCHELLES

La qualité d’un cycle de lissage se mesure par deux critères principaux :

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

- le suivi de la forme
- le lissage des défauts.

Les échelles spatiales et temporelles associées à ces deux phénomènes sont différentes et une approche multi-échelles est donc choisie afin d'adresser ces deux problématiques séparément.

Dans un premier temps, on cherche à dimensionner un outil permettant d'assurer un suivi de forme optimal de l'asphérisation de la pièce. Une méthode par éléments finis est utilisée dans cette partie afin de calculer la pression de contact outil – pièce pour le plus grand écart de forme outil – pièce rencontré au cours d'un cycle de lissage.

Ensuite, le lissage à l'interface poix – pièce est étudié à l'aide du modèle DEM de poix présenté au chapitre précédent. Les résultats de fabrication sont analysés à l'aide d'un critère d'efficacité de lissage et ensuite comparés aux résultats obtenus par des expériences numériques de lissage de défauts sinusoïdaux.

La Fig. 4.1 présente les outils développés et l'influence de chaque couche de l'outil ainsi que la méthode et les outils de modélisation choisis.

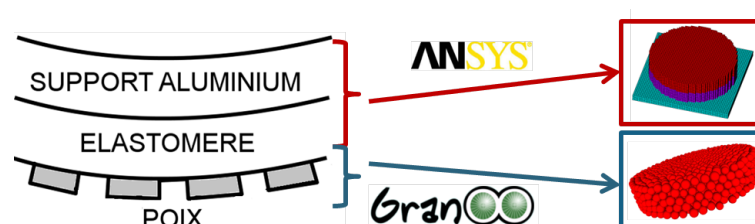


FIGURE 4.1 – Modélisation multi-échelles des outils de lissage par éléments finis (ANSYS) et éléments discrets (GranOO).

On s'intéresse donc dans un premier temps au suivi de la forme. Il faut pouvoir définir l'outil et les conditions opératoires de façon à ce que l'outil soit capable de suivre la forme de la pièce sans générer d'enlèvement matière parasite.

4.2 SUIVI DE FORME

Le but de cette étude est, à l'aide d'une modélisation sous ANSYS, de dimensionner la ou les épaisseurs de matériau souple optimale(s) garantissant un bon suivi de la forme des lentilles à polir. Une charge

optimale à appliquer sur l'outil doit aussi être déterminée. La méthodologie de détermination d'écart de forme instantané entre un outil et une pièce donnés est tout d'abord détaillée. L'étude paramétrique par éléments finis et les résultats obtenus sont alors décrits.

4.2.1 Écart de forme outil – pièce

Définition de l'écart de forme maximum

En raisonnant ici en terme de dimensionnement, le paramètre intéressant est l'écart de forme ("misfit") maximum entre l'outil et la pièce. C'est dans cette situation que la répartition de pression sera la moins uniforme et générera donc les différences d'enlèvement matière les plus fortes. Si l'uniformité de pression est suffisante dans ce cas critique, on considère qu'elle est assurée pour toutes les positions de l'outil sur la pièce.

On rappelle que le déplacement de l'outil sur la pièce est la composition d'une rotation (celle de la pièce) et de deux translations (battement de l'outil pour générer l'effet de lissage, et excentrique pour rendre le mouvement aléatoire). En pratique, le battement génère la vitesse la plus importante, c'est donc ce mouvement qui génère l'écart de forme le plus important.

On considère un outil infiniment rigide. Au départ après mise en pression au centre de la pièce, l'outil est complémentaire de la forme asphérique de la pièce. Lors du battement de l'outil, ce dernier se déplace et l'écart de forme outil – pièce augmente jusqu'à atteindre un maximum lorsque l'outil est à son maximum de battement.

⇒ Le misfit maximal est donc l'écart de forme outil – pièce obtenu pour l'amplitude maximale du battement de l'outil en considérant un déplacement instantané de l'outil.

Méthode de calcul

Initialement, l'outil infiniment rigide est représenté par la même équation que la pièce asphérique. Le battement de l'outil génère une translation (le vertex de l'outil se déplace) ainsi qu'une rotation autour de l'axe vertical de l'outil pour s'adapter à la forme "quasi-sphérique" de la pièce. Une nouvelle position de l'outil est alors obtenue, représentée par une nouvelle équation. La soustraction entre la nouvelle position et la position originale représente alors l'écart de forme maximum outil – pièce.

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

⇒ On peut alors voir l'écart de forme outil – pièce comme le résidu d'une translation et rotation de courbe conique.

Ce genre de problème peut être traité par un logiciel propriétaire Reosc. Le battement se traduit par un déplacement du vertex de la courbe de l'outil. Dans le calcul, la rotation est un facteur d'optimisation : on cherche l'angle de rotation générant l'écart minimal entre position finale et initiale. Cet angle de rotation correspond physiquement à l'angle duquel l'outil doit tourner pour suivre la composante sphérique du profil de la pièce.

Les pièces présentant une symétrie de révolution, l'orientation du battement n'a pas d'influence sur le résultat. On considère donc un déplacement latéral selon l'axe X pour simplifier. La Fig. 4.2 présente les valeurs d'écart de forme maximal pour différentes valeurs de battement.

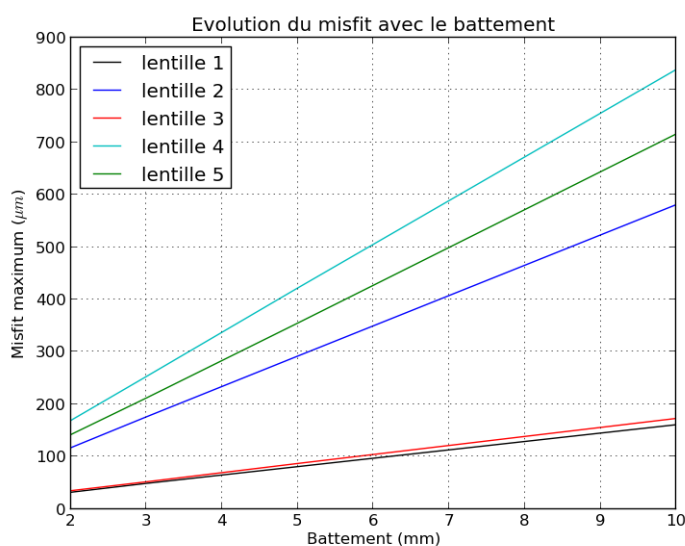


FIGURE 4.2 – Évolution de l'écart de forme outil – pièce en fonction du battement de l'outil.

⇒ L'écart de forme maximal évolue donc linéairement avec le battement d'outil. Seule la pente varie en fonction de la lentille considérée.

Les écarts de forme calculés sur 5 lentilles asphériques à fabriquer pour un battement de ± 5 mm sont présentés Fig. 4.3.

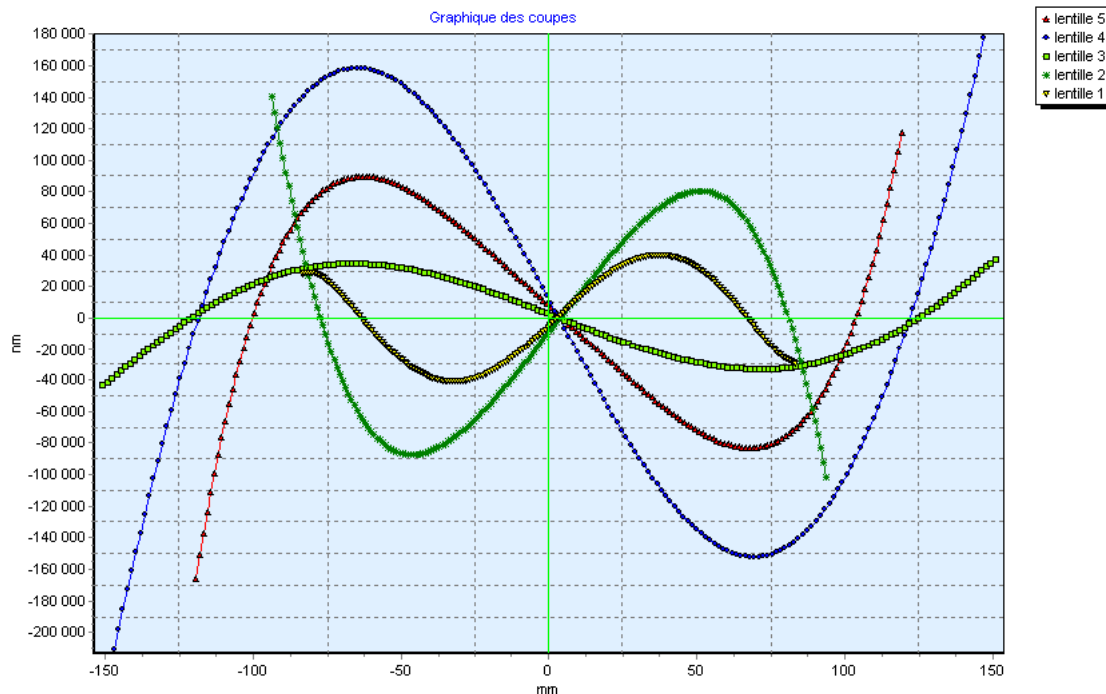


FIGURE 4.3 – Profils d'écart de forme pour 5 lentilles et un battement de ± 5 mm.

Les lentilles 2, 4 et 5 présentent les pentes et les écarts de forme maximaux les plus importants. Ce sont donc ces lentilles qui seront traitées par la suite.

4.2.2 Calculs de dimensionnement

Hypothèses préliminaires

Dans le suivi de forme, on cherche à dimensionner un matériau souple garantissant une uniformité de pression suffisante pour ne pas induire de trop grande déformation du profil asphérique de la pièce. On s'affranchit de l'influence de la poix en ne considérant que la partie supérieure de l'outil : support rigide et matériau souple. Ainsi on peut dimensionner au mieux la couche souple indépendamment du média de polissage utilisé. On tient cependant compte de la surface réelle qui est en contact avec la pièce qui est approximativement après mesure sur

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

TABLE 4.1 – Paramètres optimaux prenant compte des limitations expérimentales.

matériau	module de Young	coefficient de Poisson
support aluminium	69 GPa	0.3
matériau souple	variable	0.4 (pas d'influence)
surface en verre	1 TPa	0.2 (pas d'influence)

un outil de 50% de la surface développée de l'outil. En effet, la couche de poix est fractionnée (comme présenté Fig. 2.23) et la charge appliquée entraîne ainsi des pressions de contact plus importantes que si la charge porte sur toute la surface de l'outil.

Les paramètres influant sur la pression de contact "outil" – pièce dans le cas d'un écart de forme maximum sont :

- l'écart de forme maximum outil – pièce qui dépend de l'amplitude du battement
- la nature du matériau souple
- la pression appliquée sur l'outil.

L'intérêt de travailler avec des cartes d'écart de forme est d'éliminer la sphéricité du problème et de permettre de travailler avec un outil plan, plutôt que de travailler avec un outil asphérique sur une surface asphérique, plus difficile à modéliser et mailler régulièrement.

Pour simplifier cette étude de dimensionnement, on considère que la couche souple (élastomère, mousse. . .) travaille dans la zone de son plateau caoutchoutique, donc à module constant. On considère de plus que son comportement est élastique linéaire dans la gamme de déformations nécessaire que l'on essaiera par la suite de limiter en-dessous de 10%. Deux mousses sont envisagées, et leur module a été caractérisé expérimentalement. Une caractérisation DMA d'une des mousses utilisées est présentée Fig. 4.4. On remarque que pour les basses fréquences, le module de perte est négligeable devant le module de conservation. Le matériau a donc un comportement à dominante élastique. De plus, le module dynamique est quasiment constant sur les basses fréquences (< 1 Hz), justifiant donc les hypothèses effectuées.

Les paramètres mécaniques des matériaux choisis sont présentés dans la Table 4.1. La surface est considéré comme infiniment rigide.

Le diamètre des lentilles étant de 200 à 300 mm, la masse maximum

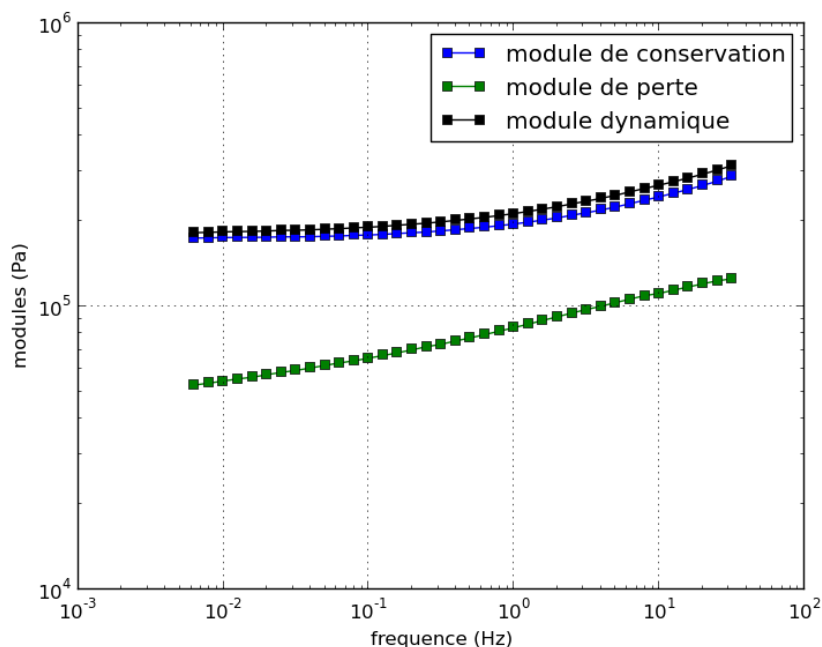


FIGURE 4.4 – Module dynamique à 22°C d'une mousse utilisée.

applicable (dépôt de masselottes sur la surface de l'outil) sur l'outil est de 26 kg. Le module de mousse minimal disponible est de 0.2 MPa et l'épaisseur limite fixée pour conserver un bon contrôle du comportement mécanique de l'outil est de 12 mm.

Maillage

On réalise un maillage cubique régulier de la surface de la pièce à partir des cartes d'écart de forme. On échantillonne ces dernières à 2 mm/pixel de façon à pouvoir créer à partir du fichier de points obtenu des éléments cubiques de taille 2x2x2 mm.

Une première couche plane de nœuds espacés de 2 mm est d'abord créée à partir du fichier de points puis copiée dans l'épaisseur de manière à créer une épaisseur de pièce suffisante (4 mm). L'altitude de la couche supérieure est alors modifiée pour l'adapter aux valeurs d'altitude échantillonnées à partir de la carte d'écart de forme.

Le maillage de l'outil est ensuite réalisé de la même manière par positionnement manuel des nœuds de la couche inférieure puis copie.

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

Les nœuds sont balayés couche par couche pour générer les éléments cubiques et les matériaux sont affectés aux différentes couches (Fig. 4.5).

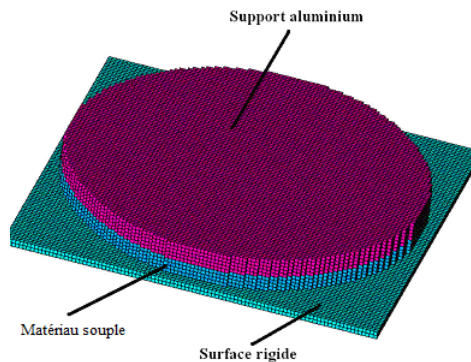


FIGURE 4.5 – Géométrie des modèles ANSYS créés.

Calcul

ANSYS réalise un calcul de contact quasi-statique (calcul des équilibres successifs pour de petits incréments de pression, jusqu'à application de la pression finale spécifiée) qui permet d'accéder aux deux paramètres intéressants de notre étude :

- statut du contact (contact/non-contact)
- pression de contact.

Les conditions aux limites considérées sont les suivantes :

- la charge est appliquée sur toute la surface de l'outil, sous la forme d'une pression
- l'outil est maintenu latéralement en son centre pour éviter les rotations et glissements
- la pièce à polir est considérée fixe : la couche d'éléments inférieure a un déplacement nul.

Les éléments choisis sont de type SOLID45 (hexaédriques linéaires, 8 nœuds et 3 degrés de liberté par nœud) et le contact est généré avec une méthode par pénalité.

On effectue une étude paramétrique portant sur le module et l'épaisseur du matériau ainsi que la pression appliquée sur l'outil, et ce pour les différentes lentilles asphériques à fabriquer.

Résultats.

Variation d'épaisseur à charge constante. Les résultats d'une variation d'épaisseur à charge constante sont présentés Fig. 4.6 dans le cas de la lentille 2.

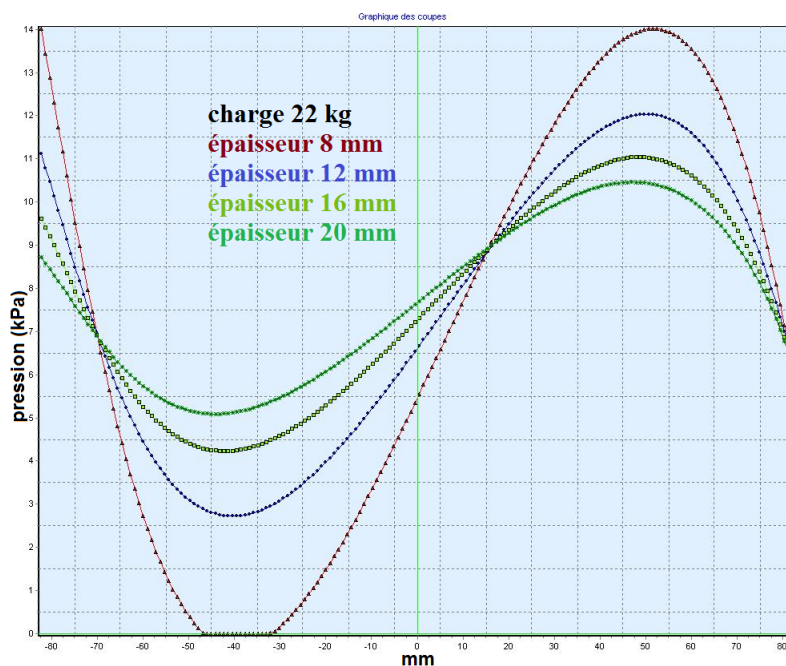


FIGURE 4.6 – Variation de la pression en fonction de l'épaisseur souple.

⇒ Une variation d'épaisseur ne change pas la pression moyenne et impacte uniquement l'uniformité de pression.

L'évolution de l'amplitude de pression peut être approximée par une loi puissance dont les paramètres vont varier pour chaque lentille (Fig. 4.7)

Variation de charge à épaisseur constante. Les résultats d'une variation de charge à épaisseur constante sont présentés Fig. 4.8 dans le cas de la lentille 2.

⇒ Une variation de charge impacte uniquement la pression moyenne et ne change pas l'uniformité de pression.

L'évolution de l'amplitude de pression peut être approximée par une loi linéaire, dont les paramètres vont varier pour chaque lentille (Fig. 4.9)

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

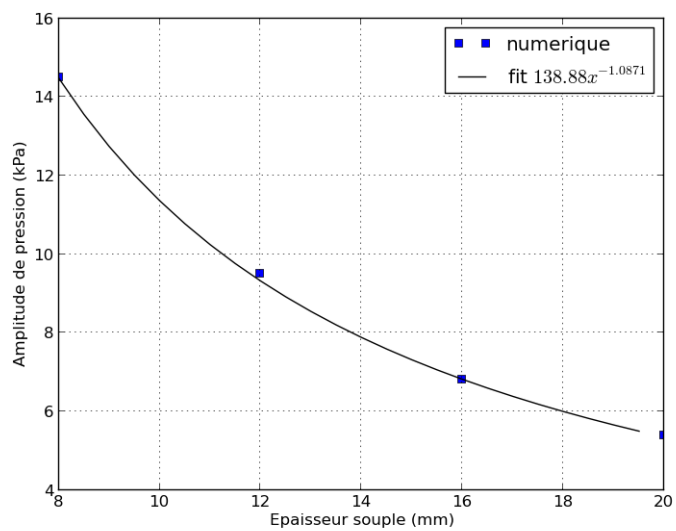


FIGURE 4.7 – Variation de la pression en fonction de l'épaisseur.

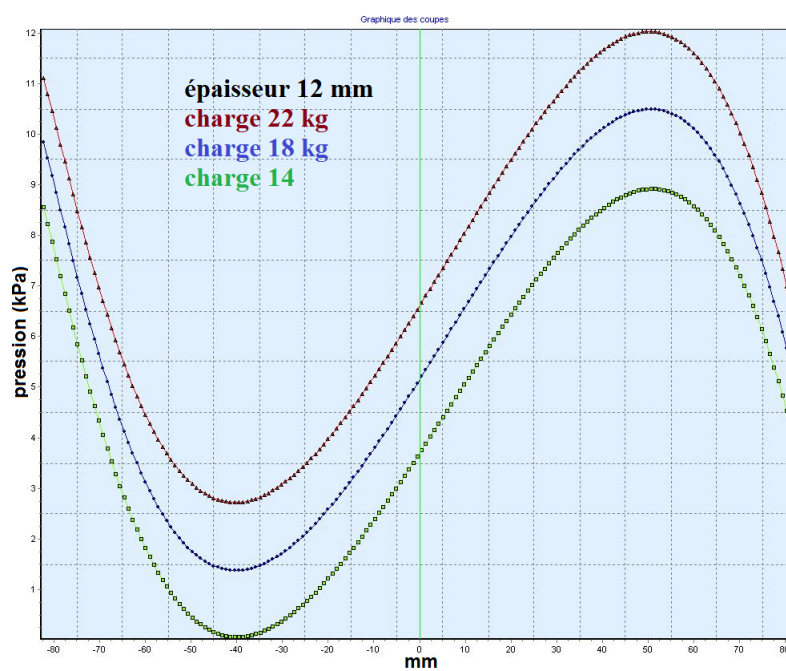


FIGURE 4.8 – Variation de la pression en fonction de la charge appliquée.

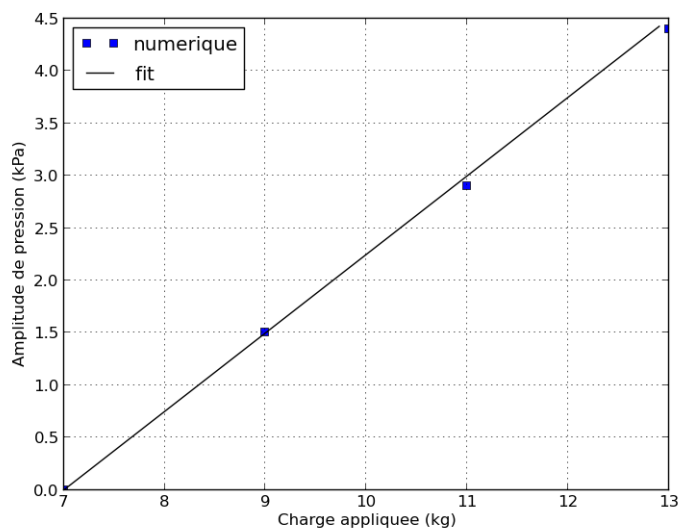


FIGURE 4.9 – Variation de la pression en fonction de la charge appliquée.

Il est apparu rapidement que compte-tenu des limitations expérimentales, le critère initial d'uniformité de la pression était impossible à atteindre sur des lentilles présentant des asphérisations aussi importantes. On a donc cherché à obtenir au moins le contact sur toute la pièce avec une pression supérieure à environ $10g.cm^{-2}$. Par expérience industrielle, ceci doit permettre d'éviter l'apparition de défauts d'aspect sur les lentilles (frayures, rayures...) observée expérimentalement pour des pressions trop faibles. On a aussi cherché à minimiser l'amplitude de l'écart de pression tout en conservant des valeurs de paramètres réalistes au niveau de l'atelier (Table ??, en rouge une valeur hors spécifications expérimentales, et en orange une valeur de pression minimale insuffisante).

⇒ Cette étude donne à la société Reosc une méthodologie plus précise de détermination de paramètres d'outil de lissage pour tout type d'optique et dans le cas présent, les outils de lissage utilisés en fabrication ont ensuite été réalisés sur la base des résultats présentés ici.

L'épaisseur souple et la charge sont donc déterminées pour chaque lentille à fabriquer, ce qui permet de compléter les procédures de fabrica-

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

TABLE 4.2 – Exemples de pressions obtenues pour divers modules, épaisseurs de matériau souple et charges.

lentille	module (MPa)	épaisseur (mm)	charge (kg)	P_{min} (g.cm ⁻²)	P_{max} (g.cm ⁻²)
n° 2	0.4	8	13	9	156
	0.4	12	9	14	106
n° 4	0.4	24	26	3	133
	0.2	12	26	12	79
n° 5	0.4	16	14	7	103
	0.4	12	16	2	123
	0.4	8	26	30	184
	0.2	8	16	16	67

tion des outils de lissage. La base des outils est donc fixée. Après cette première partie concernant le suivi de la forme, on se concentre donc maintenant sur lissage des défauts par la couche de poix.

4.3 LISSAGE

Après une première analyse du suivi de forme, cette section présente en détail l'étude du lissage de défauts par un outil poix. En première partie, un indicateur d'efficacité de lissage est choisi et les résultats de lissage expérimentaux obtenus sur lentilles sphériques et asphériques sont analysés grâce à cet indicateur. L'influence du comportement de la poix dans les résultats obtenus peut alors être mise en évidence. Dans une deuxième partie, les outils DEM et analytique de simulation numérique du lissage sont présentés. Les résultats obtenus pour chaque modèle sont ensuite analysés. La prise en compte du comportement de la poix permet de retrouver l'évolution expérimentale d'efficacité de lissage.

Industriellement, le lissage est effectué avec des fluides de polissage variés, et sur des lentilles dont les états de surface sont tous différents. Il est donc impératif de déterminer un critère le plus universel possible pour pouvoir analyser et comparer les lissages entre eux : l'efficacité de lissage.

4.3.1 Indicateur de qualité de lissage

L'efficacité de lissage doit être un critère permettant de quantifier l'action de lissage d'un outil dans une situation donnée. Ce critère doit être universel pour comparer des résultats obtenus avec des états de surface de pièce et des fluides de polissage différents. Il doit donc s'affranchir de l'état initial de la pièce. Un critère est défini par Kim [76] :

$$EL''_{Kim} = \frac{PTV_{init} - PTV_{final}}{EM_{nominal}} \quad (4.1)$$

où PTV_{init} et PTV_{final} sont respectivement l'amplitude du défaut initial et final après lissage et $EM_{nominal}$ l'enlèvement de matière moyen sur la pièce. Cependant, ce critère est complètement dépendant de l'état initial de la pièce. Ce critère est intéressant pour traiter des surfaces dont les défauts ont toujours la même amplitude initiale, quelle que soit la fréquence. Dans la réalité de la fabrication, les défauts n'ont bien évidemment pas la même amplitude : les défauts de fréquence plus élevée sont par exemple généralement d'amplitude plus faible. Avec ce critère, l'efficacité de lissage a de grandes chances d'être plus faible aux hautes fréquences alors qu'on observe expérimentalement le phénomène opposé. Il faut donc modifier le critère en se concentrant sur l'amélioration relative de l'amplitude des défauts après lissage :

$$diminution_{defaut} = \frac{PTV_{init} - PTV_{final}}{PTV_{init}} \quad (4.2)$$

L'efficacité de lissage doit aussi prendre en compte le temps nécessaire pour corriger les défauts. On peut faire apparaître ce critère en définissant un rapport entre le gain d'amplitude de défaut divisé par l'épaisseur moyenne enlevée sur la pièce, comme défini dans [76]. L'épaisseur moyenne pouvant facilement se relier au temps de lissage par connaissance du taux d'enlèvement matière, le critère d'efficacité de lissage devient donc :

$$EL = \frac{PTV_{init} - PTV_{final}}{PTV_{init} EM_{nominal}} \quad (4.3)$$

Cependant avec les outils industriels de PSD (analyse de Fourier de la topologie de surface) utilisés, on ne peut avoir accès au PTV d'une fréquence donnée, mais au RMS sur une gamme de fréquence. Le critère

est donc redéfini avec des amplitudes de défauts RMS :

$$EL = \frac{RMS_{init} - RMS_{final}}{RMS_{init}EM_{nominal}} \quad (4.4)$$

On a alors défini un critère répondant aux deux principales contraintes :
- insensibilité à la différence d'état de surface (amplitude des différents défauts)

- prise en compte de l'aspect temporel (par l'intermédiaire de la connaissance de l'enlèvement matière moyen)

Pour des questions de lisibilité, l'unité d'efficacité de lissage choisie est la diminution d'un défaut en % par 100 nm d'épaisseur nominale enlevée. Cela permet d'obtenir des valeurs de l'ordre de quelques % par 100 nm enlevés.

4.3.2 Résultats de fabrication

Tous les résultats de fabrication présentés ont été obtenus avec un mélange de poix naturelles N1 et N2 en proportion 50%-50%. Quatre fluides de polissages (F1, F2, F3, F4) , de différentes granulométries (la granulométrie augmente avec le numéro), ont été utilisés.

Lentilles sphériques

Tout d'abord, on s'intéresse aux résultats de lissage obtenus sur des lentilles sphériques avec des outils pleine taille. On espère avec ces outils pouvoir mieux observer le comportement de la poix. En effet, la poix étant moins fractionnée sur un outil pleine taille, les paramètres géométriques de taille et de forme de pastille de poix n'interviennent pas dans la capacité de l'outil à lisser. On peut donc isoler le comportement de la poix plus facilement.

Défauts de non-révolution. Dans certains cas, on observe que l'efficacité de lissage est mal distribuée entre les défauts de révolution et ceux de non-révolution. Il est connu que l'efficacité est souvent meilleure sur les défauts de non-révolution car il est difficile, avec la trajectoire aléatoire des outils, de reproduire un motif périodique de non-révolution. Sans dégradation issue de motifs périodiques, l'efficacité de correction de défauts est donc meilleure et exempte de perturbations. On remarque Fig. 4.10 que l'outil de lissage sphérique pleine taille a tendance à légèrement sillonner la pièce, il peut donc être intéressant dans certains cas de s'affranchir des défauts de révolution.

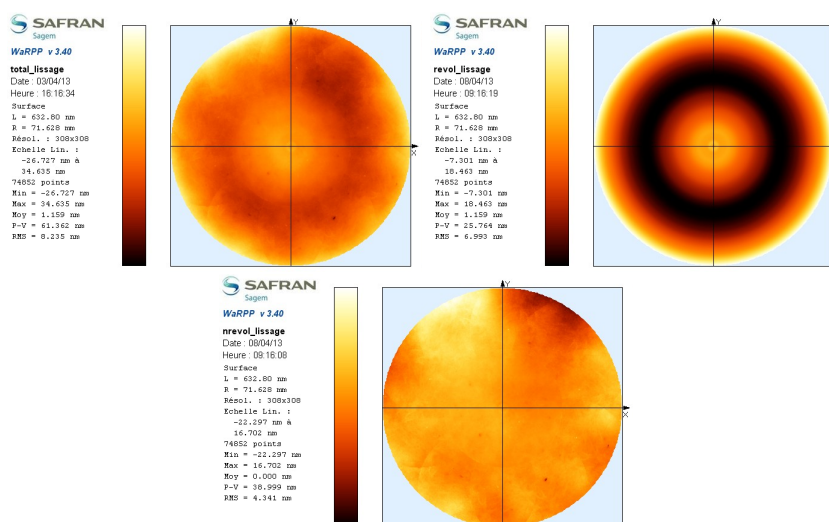


FIGURE 4.10 – Décomposition de la composante HF d’une surface en défauts de révolution et non-révolution. Le défaut de révolution est susceptible de contenir des HF parasites créées par l’outil.

Les résultats sont donc systématiquement analysés avec la carte de surface entière, puis la carte des défauts de non-révolution. En cas de grande différence entre les deux (Fig. 4.11), la carte de non-révolution est choisie pour l’analyse d’efficacité de lissage.

Allure générale des courbes. Le polissage est un procédé complexe multi-paramètres et qui utilise un matériau dont le comportement est très sensible à son environnement. De plus, on travaille ici sur des défauts de taille nanométrique pour lesquels l’efficacité peut varier énormément pour de petites dérives de procédé. La répétabilité du lissage est donc toujours un souci récurrent. Quelques résultats obtenus sont présentés Fig. 4.12.

On remarque que passée une fréquence de 0.1 mm^{-1} , la pente de toutes les courbes est relativement similaire : on observe une légère augmentation de l’efficacité avec la fréquence, tendant vers une stabilisation. Ceci est tout à fait cohérent avec le comportement typé Maxwell de la poix : le module augmente en BF, et en HF un plateau de module est atteint. Si le comportement de la poix est prépondérant dans le phénomène de

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

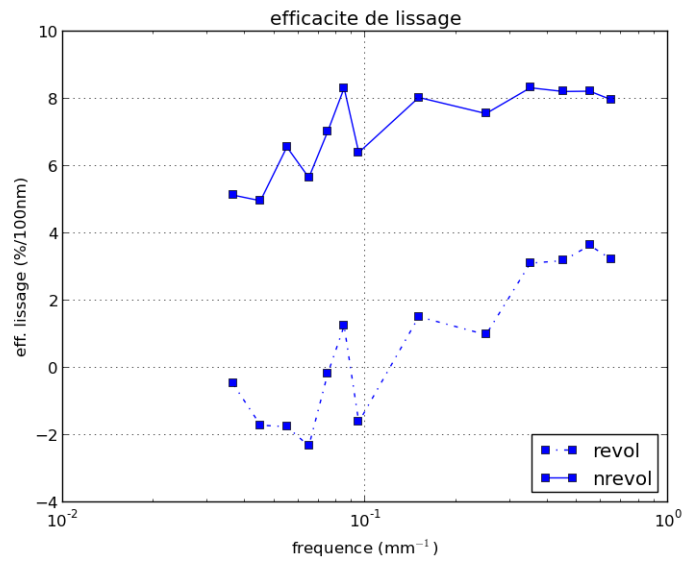


FIGURE 4.11 – Intérêt de la séparation des défauts de non-révolution pour le calcul d'efficacité de lissage.

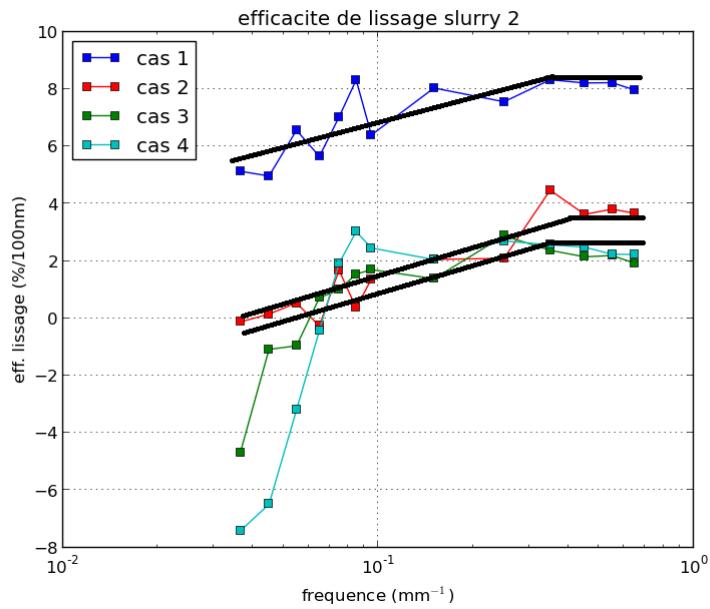


FIGURE 4.12 – Dispersion des résultats pour une même poix (N1-N2) et un même slurry (F2), pour différentes lentilles.

lissage, il en va donc de même pour l'efficacité de lissage, ce qui semble être vérifié ici.

⇒ Le lissage semble bien être commandé par le comportement de la poix.

La fréquence de coupure au-delà de laquelle l'efficacité tend à se stabiliser est environ 0.25 mm^{-1} (comprise entre 0.22 et 0.3 mm^{-1}).

Influence du fluide de polissage. L'influence du slurry a aussi pu être étudiée. Là encore, on observe une similitude de comportement entre les trois courbes (Fig. 4.13). La fréquence à laquelle on observe un plateau d'efficacité (0.2 mm^{-1}) reste similaire quel que soit le fluide utilisé. Le manque d'exemples pour certains fluides ne permet cependant pas de conclure définitivement sur la constance de la forme générale de la courbe d'efficacité lors d'un changement de fluide de polissage. La légère baisse d'efficacité aux HF n'est pour l'instant pas expliquée. La cause est probablement liée aux interactions entre l'outil et le fluide de polissage.

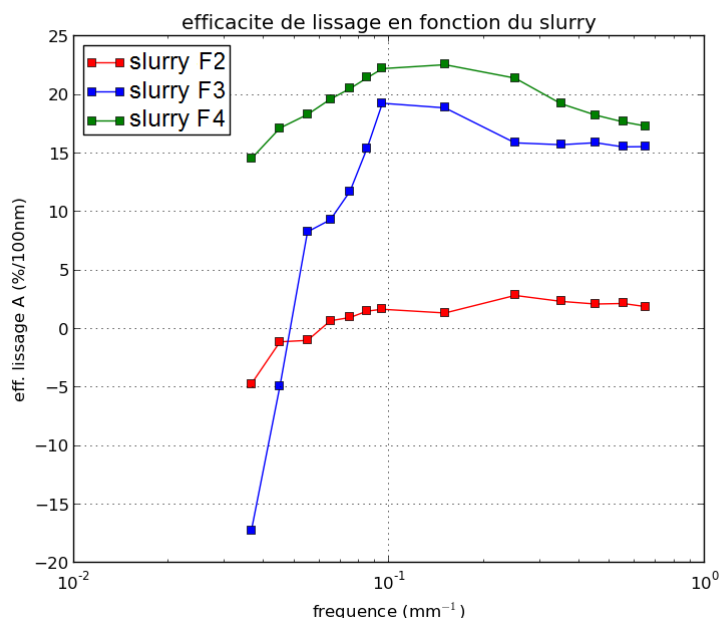


FIGURE 4.13 – Evolution de l'efficacité pour différents fluides de polissage.

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

⇒ L'indépendance de la fréquence de coupure de la courbe d'efficacité vis-à-vis du fluide de polissage utilisé est un autre argument permettant d'affirmer que c'est bien le comportement de la poix qui contrôle l'évolution de l'efficacité de lissage sur la gamme de défauts observés. La fréquence de coupure est ici d'environ 0.2 mm^{-1} (comprise entre 0.15 et 0.25 mm^{-1}).

Lentilles asphériques

La progression sur les défauts HF pour une des lentilles à fabriquer est présentée Fig. 4.14.

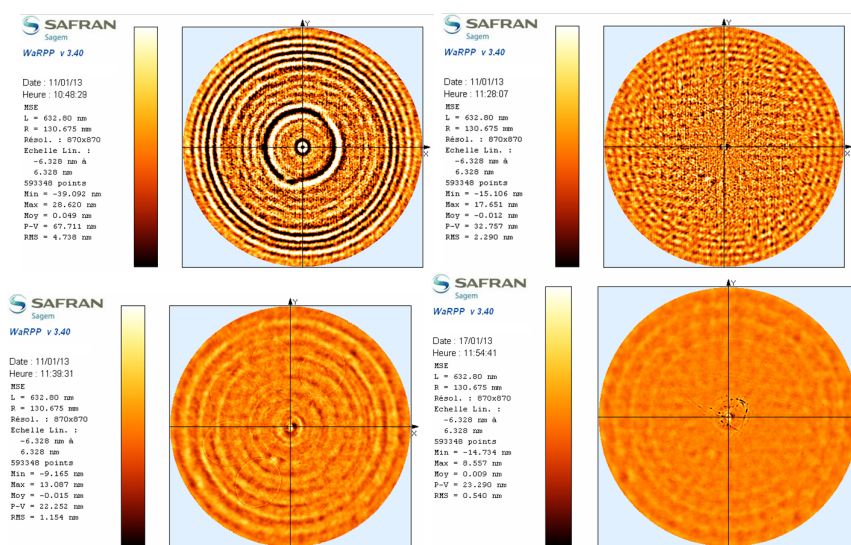


FIGURE 4.14 – Évolution des HF en cours de fabrication sur une lentille asphérique. De gauche à droite et de haut en bas : 4.74 → 2.29 → 1.154 → 0.54 nm RMS

On remarque que la passe de lissage génère des couronnes HF. Les défauts de révolution HF sont négativement impactés par le lissage à cause de l'apparition de ces couronnes. Si on souhaite analyser les capacités de lissage des outils sur les lentilles asphériques, il est donc préférable d'éliminer ses perturbations en se concentrant sur les défauts de non-révolution. Si ces couronnes perturbent l'analyse, elles ne sont pas réellement problématiques car elles peuvent être corrigées à l'aide d'un autre procédé interne à la société Reosc.

⇒ Le lissage asphérique, combiné à un autre procédé interne à la société Reosc, permet d'atteindre les spécifications HF demandées.

Une hypothèse de l'apparition de ces sillons sur la pièce est l'agencement des pastilles de poix sur l'outil qui génère des zones où le temps de résidence est supérieur, et d'autres où il est inférieur à la moyenne. Cette hypothèse est vérifiée par l'étude de l'efficacité de lissage. Une analyse d'efficacité de lissage sur les défauts HF de non-révolution sur plusieurs lentilles asphériques permet d'obtenir la Fig. 4.15. On peut noter une grosse perturbation aux fréquences de l'ordre de 0.06 mm^{-1} qui correspond à la taille moyenne des pastilles de poix : on fait bien apparaître l'effet du temps de résidence. La vitesse de glissement outil – pièce en rotation étant faible, certaines zones de l'outil restent longtemps en contact avec la même partie de la pièce et on voit donc apparaître la forme des pastilles de poix sur la pièce.

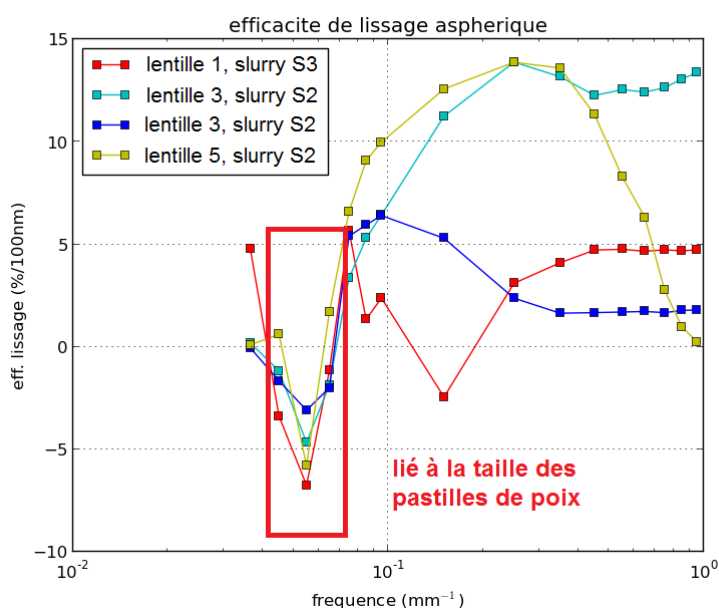


FIGURE 4.15 – Efficacité de lissage sur les lentilles asphériques.

La fréquence de coupe à partir de laquelle l'efficacité est stabilisée est environ 0.3 mm^{-1} (comprise entre 0.2 et 0.4 mm^{-1}).

⇒ Dans le cas des lentilles asphériques, les paramètres géométriques liés à la taille des pastilles de poix ont tendance à perturber la visualisa-

tion de l'efficacité de lissage. On retrouve cependant le même ordre de grandeur de fréquence de coupure que pour les lentilles sphériques.

Synthèse

Pour les lentilles sphériques, la forme générale des courbes d'efficacité évolue peu lorsqu'on fait varier la lentille ou le fluide de polissage. Malgré les perturbations induites par les paramètres géométriques des outils de lissage asphérique, on observe le même comportement général sur les lentilles asphériques.

De plus, la fréquence de coupure f_c pour laquelle le maximum d'efficacité est atteint est constante sur tous les essais $0.2 < f_c < 0.3 \text{mm}^{-1}$. La période de défauts en dessous de laquelle l'efficacité de lissage est maximale est donc 3-5 mm.

⇒ Toutes ces observations montrent qu'on a mis en évidence le comportement dynamique de la poix et qu'il est prédominant lors du lissage des défauts de période millimétrique.

Si le comportement de la poix est prépondérant, on doit pouvoir retrouver les résultats expérimentaux avec des modèles de lissage prenant en compte le comportement dynamique de la poix.

4.3.3 Simulation du lissage – poix synthétique

Au cours du lissage, l'outil se déplace sur des défauts de surfaces et son action combinée au mouvement du fluide de polissage génère de l'enlèvement matière. Que ce soit dans l'aspect mécanique ou chimique, la pression de contact a un effet important sur l'enlèvement matière [36]. La connaissance de la pression dynamique à l'interface outil – pièce est cruciale.

La taille submicrométrique des abrasifs est par exemple largement inférieure à la période millimétrique des défauts considérés, son impact est donc négligeable dans la capacité des outils à corriger ou non ce type de défauts. On peut supposer que son importance devient prépondérante pour des défauts de période de l'ordre de quelques microns.

⇒ Dans le cadre de cette étude, les défauts problématiques sont de période millimétrique. Les aspects liés au fluide de polissage sont dans un premier temps négligés. Le but est d'optimiser les outils en fonction des défauts à corriger, indépendamment du fluide de polissage utilisé.

Expériences numériques de lissage

Pour modéliser l'action de lissage due à la poix, un outil poix est déplacé à vitesse constante sur une surface présentant des défauts et des capteurs numériques permettent de calculer la pression sur chaque élément discret constituant la surface. Les surfaces à lisser sont des défauts sinusoïdaux d'amplitudes et de fréquences spatiales différentes.

Numériquement, un lissage est séparé en deux parties. Tout d'abord, un outil viscoélastique est appliqué sur la surface sans déplacement latéral. L'objectif de cette phase est de garantir un contact initial complet sous toute la surface de l'outil. C'est une phase purement numérique permettant d'obtenir un état initial similaire pour chaque cas. Ensuite, l'outil est déplacé à vitesse constante sur les défauts et la pression de contact résultante permet de définir une efficacité de lissage.

Création des surfaces. Les surfaces sont constituées d'éléments discrets très interpénétrés tel que décrit dans [104] (Fig. 4.16). Plus le pas d'échantillonnage est petit, plus le RMS équivalent de la surface de sphères interpénétrées se rapproche du RMS théorique de la carte "parfaitement lisse".

Des fichiers de points sont obtenus à partir de l'échantillonnage de cartes de surfaces et des éléments discrets sont positionnés au niveau de chacun des points, donnant ainsi une carte de surface tridimensionnelle. Une surface est caractérisée par une amplitude et une fréquence de défauts.



FIGURE 4.16 – Création de cartes de surfaces avec des échantillonnages différents.

⇒ Le pas d'échantillonnage et la taille des éléments déterminent la précision avec laquelle la surface est modélisée. Le pas d'échantillonnage choisi est de 100 éléments pour une période de défauts, et un rayon de l'ordre de 10 mm.

Mise en pression de l'outil. L'outil est un domaine discret compact adapté aux matériaux amorphes et garantissant l'isotropie des propriétés mécaniques [97]. On place d'abord l'outil le plus près possible de la surface sans qu'il y ait contact. Pour cela on détermine quelle est l'altitude minimale du centre de gravité de l'outil de façon à ce que la distance minimale entre deux éléments en vis-à-vis tende vers 0 (strictement supérieure à 0).

Pour chaque élément de la face inférieure de l'outil, on balaye la surface de la pièce et on détermine quels éléments (de la surface) sont susceptibles d'entrer en contact avec l'élément (de l'outil) lors d'une mise en pression verticale. On calcule alors la distance minimale nécessaire entre ces éléments pour que le contact outil – pièce n'ait lieu qu'en un unique point (Fig. 4.17). Le balayage des éléments de la face inférieure de l'outil permet de déterminer la valeur minimum de cette distance et de fixer la position du centre de gravité de l'outil de manière à minimiser le temps d'approche de l'outil sur la pièce.

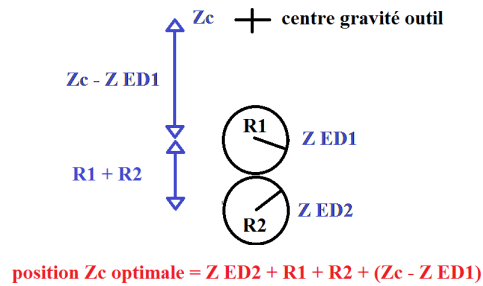


FIGURE 4.17 – Calcul de l'altitude minimale du centre de gravité de l'outil permettant le contact en un seul point sur la surface, avec interpénétration nulle. ED_1 appartient à l'outil et ED_2 à la surface.

Une force verticale constante égale à la force appliquée sur une pastille de poix d'un outil pleine taille est ensuite appliquée à la surface de l'outil qui vient alors petit à petit au contact de la surface par fluage (Fig. 4.18).

Lorsque tous les éléments de la couche inférieure de l'outil sont en contact avec la surface, la simulation est stoppée (Fig. 4.19).

Cette opération est réalisée pour chaque surface différente. L'état final ainsi obtenu sert d'état initial pour la phase de lissage à vitesse

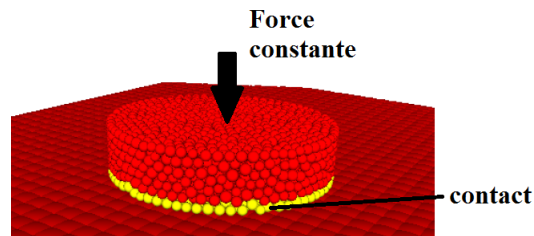


FIGURE 4.18 – Mise en pression d'un outil sur une surface. Le "maillage" de la surface est volontairement lâche pour montrer les éléments interpénétrés.

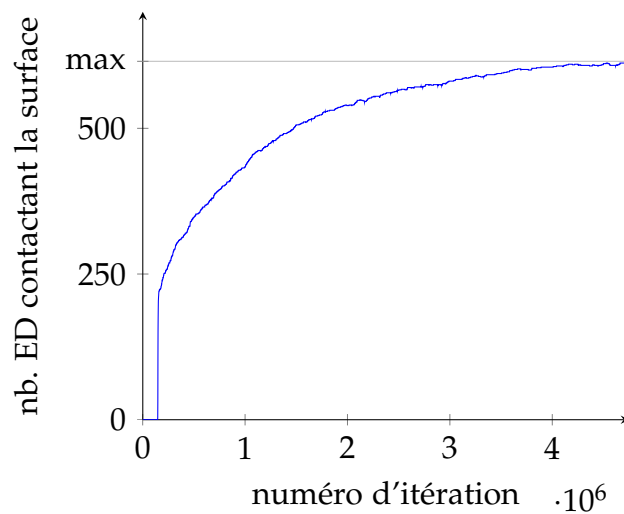


FIGURE 4.19 – Principe de mise en contact de l'outil sur la surface. L'étape est stoppée quand tous les éléments de la face inférieure de l'outil sont en contact avec la surface (ici, 615 éléments pour un outil constitué de 2000 éléments).

constante.

Déplacement à vitesse constante. Dans cette phase, l'altitude de l'outil est fixée, empêchant ainsi tout mouvement vertical de l'extrémité supérieure de l'outil poix. On n'a donc plus le contrôle de la pression appliquée, cependant ceci est nécessaire pour assurer un contact permanent entre l'outil et la pièce. Sans un maintien fort de la face supérieure de l'outil, on observe des décollements d'outil lors des simulations.

Un mouvement latéral unidirectionnel à vitesse constante est appliqué à l'outil pendant que la surface reste fixe. Le but est de faire varier la fréquence temporelle d'excitation de la poix pour observer les changements dans son comportement. Cette fréquence temporelle est liée à la vitesse de déplacement de l'outil et la fréquence spatiale des défauts par la relation :

$$f_{temporelle} = f_{spatiale} V_{outil} \quad (4.5)$$

⇒ Toutes choses égales par ailleurs, la fréquence temporelle d'excitation varie linéairement avec la fréquence spatiale des défauts, ainsi qu'avec la vitesse de l'outil.

De façon à limiter le nombre d'étapes de mise en pression, une seule fréquence spatiale de défaut est nécessaire et seule la vitesse d'outil varie. On n'effectue donc de mise en pression que pour chaque amplitude différente de défauts.

⇒ La fréquence temporelle d'excitation est la variable physique du phénomène de lissage, la fréquence spatiale des défauts est la variable industrielle et la vitesse de l'outil est la variable numérique.

Il y a un écart important entre le pas de temps numérique, fixé par le schéma d'intégration explicite de la méthode et dépendant des paramètres de simulation (environ 10 ns), et le pas de temps physique lié aux phénomènes de lissage (environ 1 ms). Des cartes de pression instantanées "physiques" peuvent être obtenues en moyennant des cartes instantanées "numériques" sur de nombreux pas de temps numériques. Ces cartes de pression instantanée physique permettent alors de calculer l'efficacité de lissage. Il est aussi possible, en additionnant les cartes de pression instantanée à chaque pas de temps physique et, en considérant dans une première approche que l'enlèvement de matière est proportionnel à la pression, de créer une carte d'enlèvement matière local.

Calcul d'efficacité de lissage

Expérimentalement, on rappelle que l'efficacité de lissage EL est définie par :

$$EL_{\text{experimentale}} = \frac{RMS_{\text{init}} - RMS_{\text{final}}}{RMS_{\text{init}} EM_{\text{nominal}}} \quad (4.6)$$

Numériquement, les pressions permettent de définir un critère d'efficacité légèrement différent :

$$EL_{\text{numerique}} = \frac{P_{\text{max}} - P_{\text{min}}}{P_{\text{moy}}} \quad (4.7)$$

On peut relier ce critère numérique au critère expérimental, si on considère en première approximation que l'enlèvement matière est proportionnel à la pression. Si on multiplie l'expression par la vitesse de l'outil, on fait ainsi apparaître l'enlèvement de matière au sens de la loi de Preston – Archard :

$$EL_{\text{numerique}} = \frac{P_{\text{max}} V_{\text{outil}} - P_{\text{min}} V_{\text{outil}}}{P_{\text{moy}} V_{\text{outil}}} = \frac{EM_{\text{max}} - EM_{\text{min}}}{EM_{\text{moy}}} \quad (4.8)$$

Le dénominateur fait alors directement apparaître l'enlèvement matière nominal $EM_{\text{moy}} = EM_{\text{nominal}}$. Le numérateur correspond lui au gain réalisé sur l'amplitude des défauts et on a donc :

$$EM_{\text{max}} - EM_{\text{min}} = PTV_{\text{initial}} - PTV_{\text{final}} \quad (4.9)$$

En effet le PTV_{final} peut s'écrire en fonction des hauteurs initiales H_{max} et H_{min} du défaut comme :

$$PTV_{\text{final}} = H_{\text{max}} - EM_{\text{max}} - (H_{\text{min}} - EM_{\text{min}}) \quad (4.10)$$

où $H_{\text{max}} - H_{\text{min}} = PTV_{\text{initial}}$.

Si on divise le critère d'efficacité numérique par le PTV initial du défaut, on retrouve le même critère qu'expérimentalement à la différence que le critère expérimental considère les variations RMS des défauts et le critère numérique les variations PTV. Dans le cadre d'une approximation de défaut sinusoïdal (l'analyse de Fourier décompose la surface en une somme de défauts sinusoïdaux), les valeurs PTV et RMS sont reliées par la formule suivante :

$$RMS = \frac{PTV}{2\sqrt{2}} \quad (4.11)$$

On peut alors comparer directement les deux critères d'efficacité.

Résultats. Une pastille de poix synthétique S1 de diamètre 12 mm et épaisseur 3 mm est déplacée à vitesse constante sur une surface présentant des défauts sinusoïdaux d'amplitude 10 nm et de période 3 mm. La variation de vitesse de la pastille permet de réaliser la variation de fréquence sur cette unique carte.

On cherche ici à étudier le comportement fréquentiel de la poix en s'affranchissant de l'impact de la géométrie circulaire. On travaille donc uniquement le long du diamètre de cette pastille, que l'on peut alors modéliser par un parallélépipède de longueur 12 mm, largeur 3.5 mm et épaisseur 3 mm.

A chaque pas de temps, la pression minimale est obtenue en moyennant la valeur de la pression obtenue sur chaque creux des défauts. La pression maximale est obtenue de la même manière sur les crêtes des défauts. Ces pressions sont obtenues à chaque pas de temps et sont ensuite moyennées sur l'ensemble du déplacement afin de calculer l'efficacité de lissage.

Efficacité de lissage. Onze différents calculs sont effectués afin de couvrir le spectre fréquentiel au cours duquel la poix synthétique S1 voit son comportement évoluer de manière importante. Pour chaque fréquence d'étude, deux calculs avec deux outils de même dimension sont effectués afin d'étudier la répétabilité du lissage numérique, soit au total vingt-deux calculs pour reconstruire une courbe de lissage.

En considérant la vitesse de référence moyenne de 20 mm/s résultant du battement de l'outil sur la pièce, les fréquences spatiales couvertes sont 0.005 à 0.05 mm⁻¹. On cherche à corréler l'efficacité de lissage obtenue sur les défauts de période millimétrique avec l'évolution des paramètres mécaniques de la poix.

La courbe d'efficacité obtenue par sollicitation multi-axiale d'une pastille de poix se déplaçant sur une surface présente la même forme que la courbe de module déterminée par un essai dynamique de torsion (Fig. 4.20). On peut estimer la fréquence de coupure à partir de laquelle l'efficacité n'augmente plus à 0.05 mm⁻¹.

Amplitude des défauts. On se place maintenant dans la zone où l'efficacité atteint son maximum, à une fréquence de 1 mm⁻¹. Le calcul de lissage est alors effectué avec des défauts d'amplitude variable, de 10 à 100 nm. Comme pour les essais précédents, pour chaque amplitude

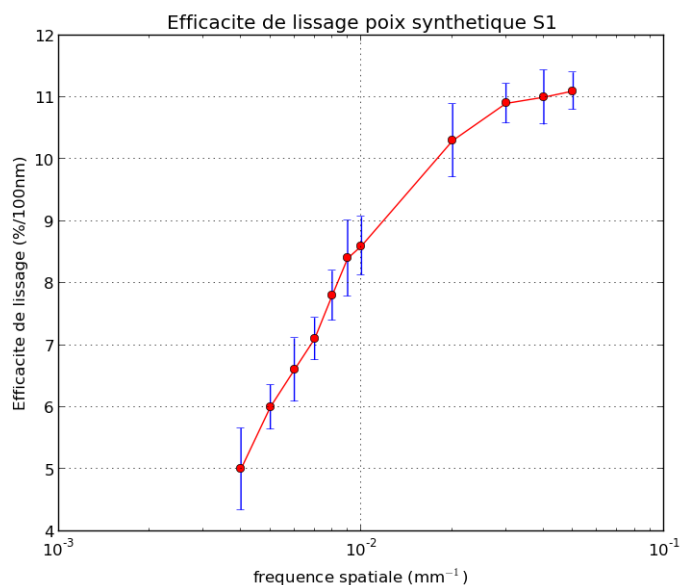


FIGURE 4.20 – Efficacité de lissage numérique en fonction de la fréquence spatiale des défauts obtenue pour une poix synthétique S1.

on réalise deux calculs afin d’observer la répétabilité, soit 8 calculs au total. On observe que l’efficacité évolue linéairement avec l’amplitude initiale (Fig. 4.21), ce qui confirme les observations expérimentales faites dans [76] montrant que l’efficacité de lissage évolue linéairement avec l’amplitude PTV initiale des défauts.

⇒ Le modèle DEM permet de retrouver l’évolution expérimentale mise en évidence par [76].

4.3.4 Simulation du lissage – poix naturelle

Méthode

Le modèle DEM développé ne permettant pour l’instant pas une détermination précise du module de conservation et du module de perte de la poix naturelle, on utilise un modèle analytique [75, 76] mais en intégrant la variation dynamique des paramètres mécaniques de la poix en fonction de la fréquence. Ce modèle est aussi utilisé pour la poix synthétique S1 afin de comparer les résultats du modèle DEM et les résultats analytiques.

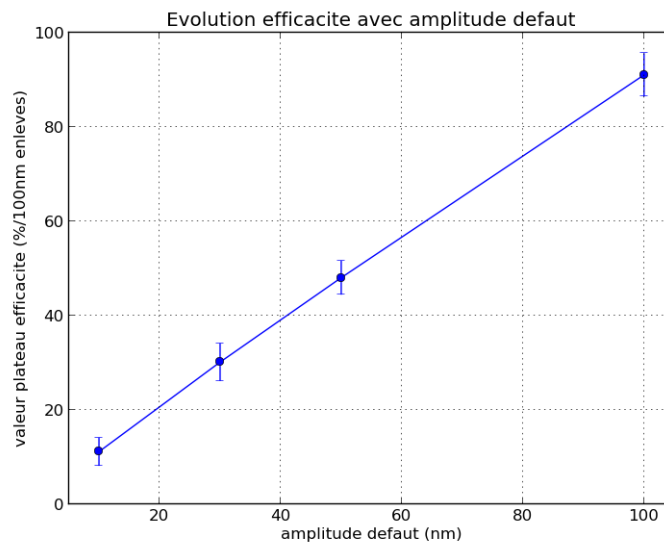


FIGURE 4.21 – Évolution de l’efficacité maximale en fonction de l’amplitude des défauts.

On définit tout d’abord une surface en fixant la période de son défaut $s(x)$ et son amplitude. Ensuite on définit les paramètres de l’outil (épaisseur, courbure, diamètre...) qui dépendent de la lentille qu’on souhaite étudier. On considère que l’outil, aux fréquences testées, est dans la zone dominée par la compression. On peut alors simplement écrire la pression sur un défaut comme :

$$P_{\text{défaut}} = P_{\text{nominale}} + K_{\text{poix}}(\omega) s(x) \quad (4.12)$$

avec K_{poix} raideur de la poix et ω la pulsation d’excitation associée à la période spatiale du défaut. P_{nominale} est la pression de contact sous l’outil pour une surface plane. $K_{\text{poix}}(\omega)$ est calculée en fonction de la géométrie de la poix et des valeurs de module mesurées expérimentalement en DMA.

Résultats et analyse

Impact du type de poix utilisé. On peut tout d’abord étudier l’impact sur l’efficacité de lissage du type de poix utilisé. La Fig. 4.22 présente le résultat obtenu pour la lentille asphérique n°1. Sur les défauts HF, les 3 poix les plus dures (mélange N1-N2, poix N2, poix S1) tendent

TABLE 4.3 – Fréquences de coupure déterminées par le modèle analytique.

type de poix	fréquence de coupure (mm^{-1})
poix N1	0.5
mélange N1-N2	0.25
poix N2	0.16
poix S1	0.09

à être équivalentes car la poix entre déjà dans sa zone à module de conservation constant. Les efficacités tendent donc vers la même valeur d'une diminution de défaut de 16% par 100 nm d'épaisseur enlevés. On constate que la fréquence de coupure à laquelle l'efficacité n'augmente plus est différente pour chaque poix et diminue avec la dureté de la poix (Table 4.3).

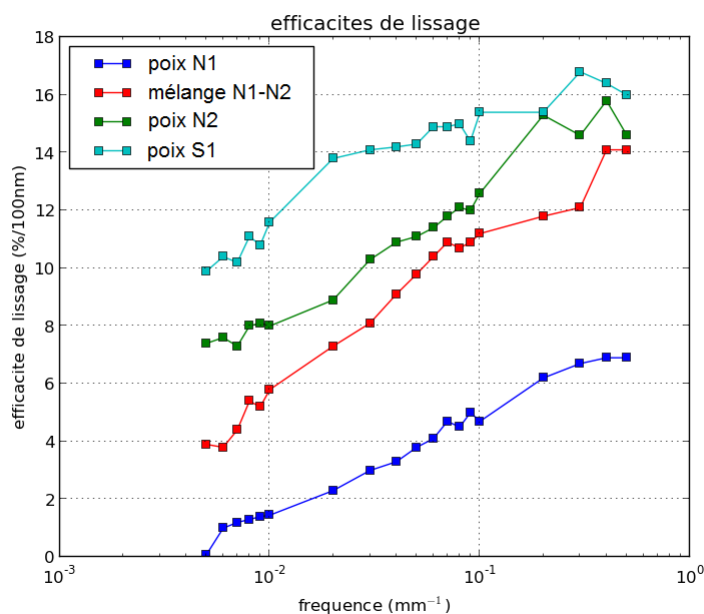


FIGURE 4.22 – Efficacités théoriques obtenues sur la lentille 1.

Impact de l'amplitude des défauts. On voit clairement apparaître dans l'équation 4.12 une linéarité de la pression vis-à-vis de l'amplitude des

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

défauts. Le calcul confirme l'évolution linéaire de l'efficacité en fonction de l'amplitude des défauts (Fig. 4.23, pour un mélange de poix N1-N2).

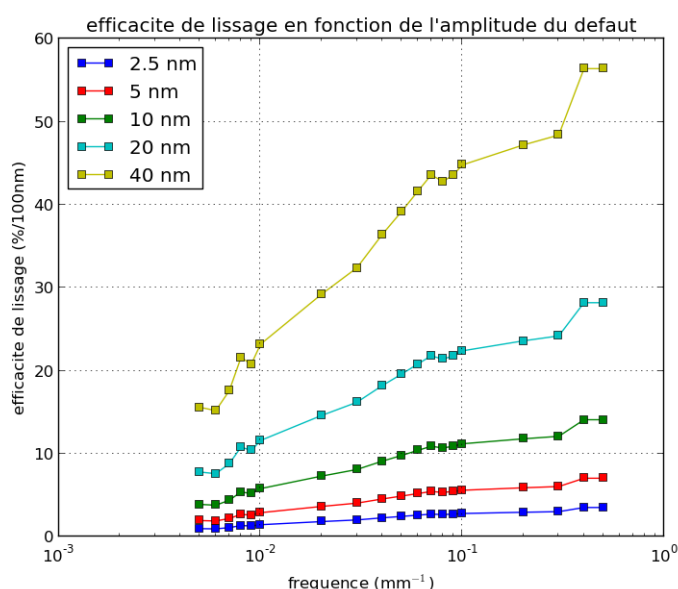


FIGURE 4.23 – Évolution de l'efficacité de lissage pour plusieurs amplitudes de défauts, avec un mélange de poix N1-N2.

Impact de l'épaisseur de poix. De même que la variation de l'efficacité en fonction de l'amplitude des défauts, l'impact de l'épaisseur de poix peut facilement être déterminé grâce à l'équation 4.12. L'efficacité de lissage évolue comme l'inverse de l'épaisseur de la couche de poix (Fig. 4.24), si on considère toujours que la poix travaille dans une zone dominée par la compression et non la flexion.

On voit que l'épaisseur de poix est un paramètre assez sensible. Cependant, les limites pratiques de durée de vie d'outil (fluage, notamment) réduisent la marge de manœuvre sur ce paramètre. On doit avoir initialement une épaisseur suffisante pour garantir une durée de vie de plusieurs cycles de lissage.

⇒ Il est intéressant de noter que selon ce modèle, l'efficacité de lissage augmente donc au cours d'un cycle de lissage lorsque l'épaisseur de la couche de poix diminue par fluage.

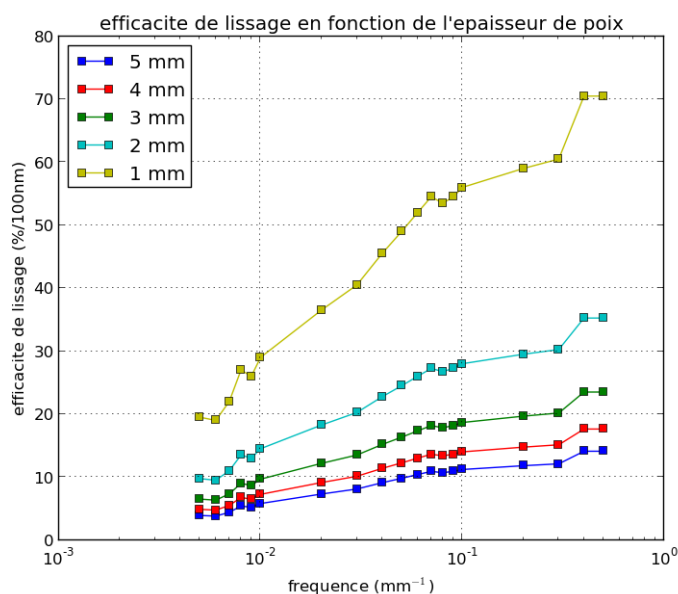


FIGURE 4.24 – Évolution de l'efficacité de lissage pour plusieurs épaisseurs de poix, avec un mélange de poix N1-N2.

Comparaison avec un calcul analytique. En utilisant la méthode présentée au paragraphe précédent pour les poix naturelles, il est possible pour la poix synthétique S1 d'obtenir une courbe d'efficacité analytique et de la comparer avec la courbe DEM (Fig. 4.25). Cette comparaison fait apparaître des fréquences de coupure équivalentes. De plus, la valeur de pente BF est identique entre le calcul DEM et le calcul analytique. Cependant, la valeur brute d'efficacité diffère, les valeurs analytiques étant supérieures de 2 à 4 points par rapport aux valeurs obtenues par calcul de lissage DEM. Le calcul DEM permet une meilleure prise en compte du comportement de la poix (solicitation multi-axiale) mais il est cependant difficile de contrôler précisément la force appliquée en pratique sur l'outil lorsqu'on fixe l'altitude de l'outil pour le déplacement à vitesse constante. On ne travaille plus à force constante mais à altitude constante. Ceci est nécessaire afin d'éviter que l'outil rebondisse sur la pièce à cause de forces de contact localement trop importantes pour permettre un maintien de l'outil avec une simple force verticale telle que celle appliquée en polissage. Les valeurs brutes d'efficacités par cal-

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

cul DEM ne sont donc probablement pas directement comparables aux valeurs analytique, d'où l'écart observé.

⇒ Les courbes DEM et analytique sont qualitativement en tout point équivalentes.

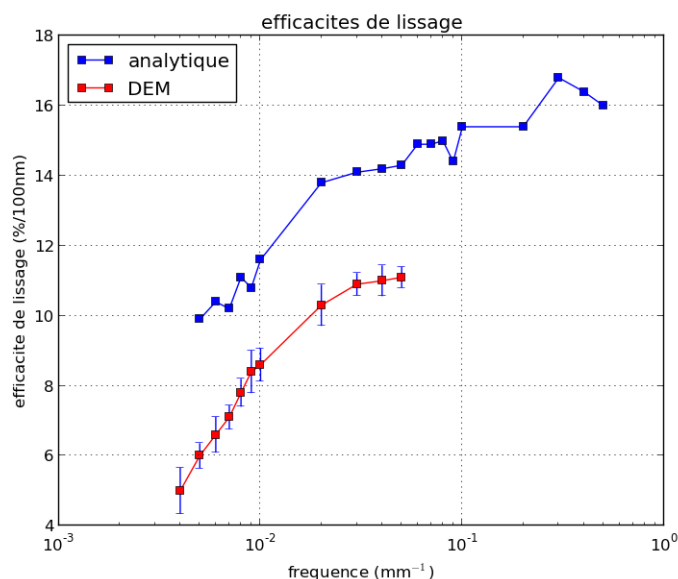


FIGURE 4.25 – Comparaison entre efficacité analytique et calculée par la méthode DEM pour une poix synthétique S1.

Comparaison numérique - expérimental. Une comparaison entre résultats analytiques et expérimentaux est présentée Fig. 4.26. On remarque que la pente et la fréquence de coupure expérimentales sont bien représentées par le modèle analytique. Un écart α subsiste cependant entre la valeur réelle et la valeur analytique. Cet écart peut être considéré au premier ordre comme constant. La poix utilisée dans la simulation DEM étant différente des autres, la fréquence de coupure trouvée est bien évidemment différente. On retrouve cependant un écart proche des valeurs attendues si on considère les résultats de caractérisations DMA obtenus au chapitre 2. En effet, le rapport entre la fréquence de coupure expérimentale (mélange N1-N2) et la fréquence de coupure DEM (poix S1) est d'environ 6.7, pour 8 attendus si on considère les valeurs du chapitre 2 pour la poix seule. La valeur DEM semble donc cohérente avec

les valeurs qui pourraient être obtenues expérimentalement avec un poix synthétique S1. Là encore, un facteur de proportionnalité devrait permettre de se rapprocher de la valeur réelle d'efficacité de lissage.

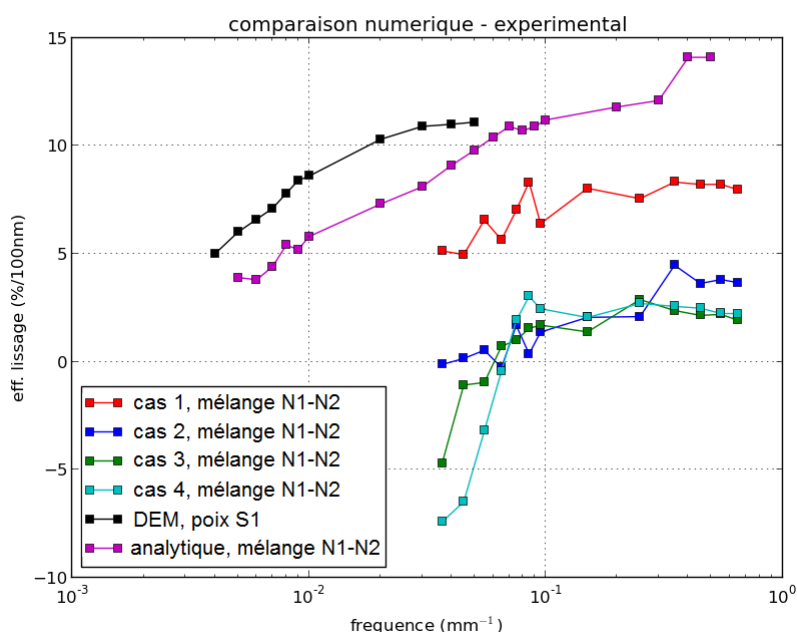


FIGURE 4.26 – Comparaison entre efficacité expérimentale et numérique (DEM et analytique).

⇒ L'efficacité expérimentale semble proportionnelle à l'efficacité numérique.

Un paramètre d'ajustement permet donc de superposer les courbes numériques et expérimentales. Ce paramètre est à déterminer pour chaque poix. Cependant, il contient de nombreuses variables liées aux phénomènes de lissage et risque d'évoluer de manière significative pour un même type de poix en fonction du fluide de polissage, des caractéristiques géométriques de la lentille, de certains paramètres opératoires...

⇒ Il est donc nécessaire d'utiliser un modèle d'usure plus complet afin de rendre le modèle numérique réellement prédictif. D'autres paramètres que la pression sont à prendre en compte dans les modèles DEM et analytiques. Les modèles présentés ici sont donc une première approche

qualitative, voire semi-quantitative, qui nécessite d'être complétée :
- soit par le choix d'un modèle d'usure plus complet (prise en compte d'autres paramètres dans le calcul de l'efficacité de lissage) - soit par la simulation directe en DEM de l'enlèvement de matière. Cela requiert cependant un changement d'échelle de travail car avec les moyens de calcul actuels, l'usure n'est pour l'instant pas envisageable sur des échelles spatiales millimétriques et temporelles de l'ordre de la seconde. Les résultats de ce modèle étant en bon accord avec l'expérience, ils peuvent toutefois être utilisés pour le dimensionnement de la couche de poix des outils de lissage. C'est le cas par exemple pour la détermination des paramètres nécessaires à une bonne mise en pression initiale des outils avant lissage.

Mise en pression des outils. En plus du lissage se pose la question des conditions de mise en pression des outils de polissage. On a vu au chapitre 2 que la mise en pression est fondamentale. En effet, si elle n'est pas effectuée correctement, il y a une période pendant laquelle l'outil dégrade fortement la pièce avant d'être correctement conditionné. Il est donc important de savoir quelles sont les capacités de fluage des différentes poix, ainsi que leur évolution en fonction de la pression appliquée, de la durée de mise en pression, de la température et de l'épaisseur de poix.

On peut optimiser la mise en pression des outils sur les optiques afin de réduire la durée effective d'un cycle de lissage. En fonction des paramètres choisis – durée de mise en pression, type et épaisseur de poix, géométrie d'outil et de fractionnement de poix, température – on calcule la déformation possible de la couche de poix et on vérifie si elle est compatible de l'écart de forme initial outil – pièce (amplitude max des défauts + imperfections dans la forme de l'outil). Il est alors possible de choisir les paramètres les plus adaptés à une durée fixée, ou bien au contraire prédire la durée de mise en pression nécessaire en fonction de paramètres imposés.

On se fixe une lentille de diamètre 220 mm et de rayon de courbure 300 mm. On fait varier la durée de mise en pression, les autres paramètres restant constants : l'épaisseur de poix est de 4 mm, la charge est de 10 kg et la température est de 22°C. Les résultats sont présentés Fig. 4.27.

De la même manière, on fait varier la température (Fig. 4.28, durée 1h, épaisseur 4 mm et charge 10 kg), l'épaisseur de poix (Fig. 4.29, durée

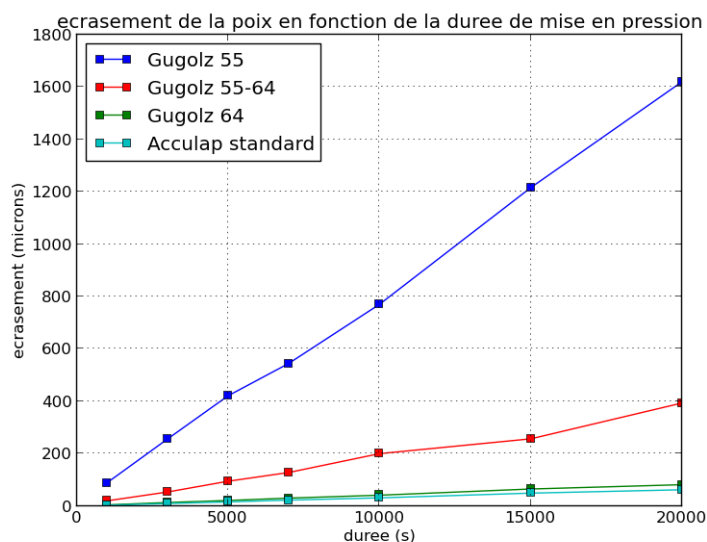


FIGURE 4.27 – Évolution de l'écrasement en fonction de la durée de mise en pression.

1h, charge 10 kg et température 22°C) et la charge appliquée (Fig. 4.30, durée 1h, épaisseur 4 mm et température 22°C)

⇒ On a ainsi accès aux diverses variations de l'écrasement en fonction des paramètres fondamentaux d'une mise en pression d'outil. Il est alors possible d'optimiser la mise en pression au cas par cas en fonction des lentilles, des besoins et/ou limites pratiques de l'atelier de fabrication. La principale difficulté réside dans l'estimation de l'écrasement nécessaire. L'amplitude PTV des défauts sur la pièce est connue, mais la qualité de la surface de poix est inconnue et fluctue en fonction de chaque outil.

4.4 SYNTHÈSE

Le lissage de défauts HF a été étudié par une approche multi-échelles en deux étapes :

- une étude à l'échelle de l'outil complet afin de déterminer une méthodologie de dimensionnement de l'épaisseur souple et du chargement à appliquer pour assurer le meilleur suivi de forme possible
- une étude à l'échelle d'une pastille de poix afin de déterminer l'effica-

4. MODÉLISATION MULTI-ÉCHELLES DU LISSAGE

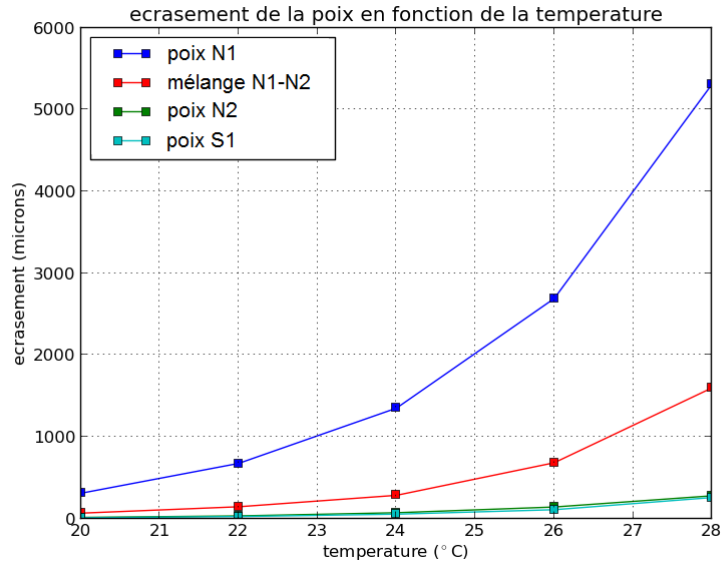


FIGURE 4.28 – Évolution de l'écrasement en fonction de la température.

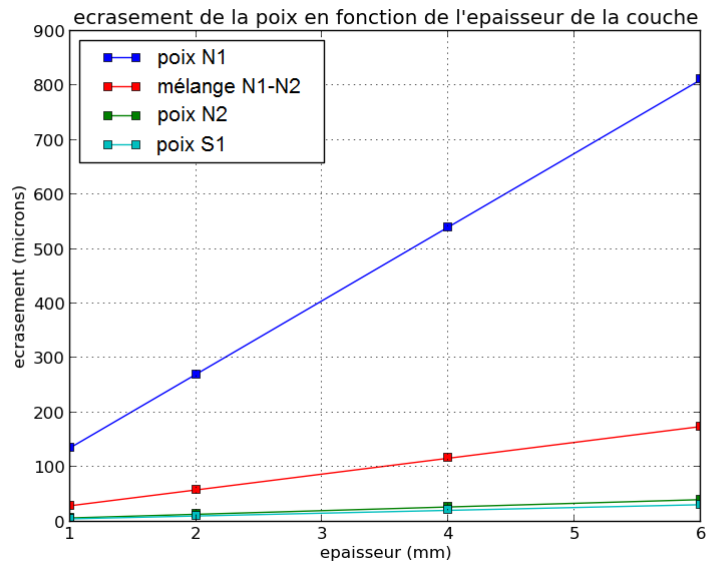


FIGURE 4.29 – Évolution de l'écrasement en fonction de l'épaisseur de la couche de poix.

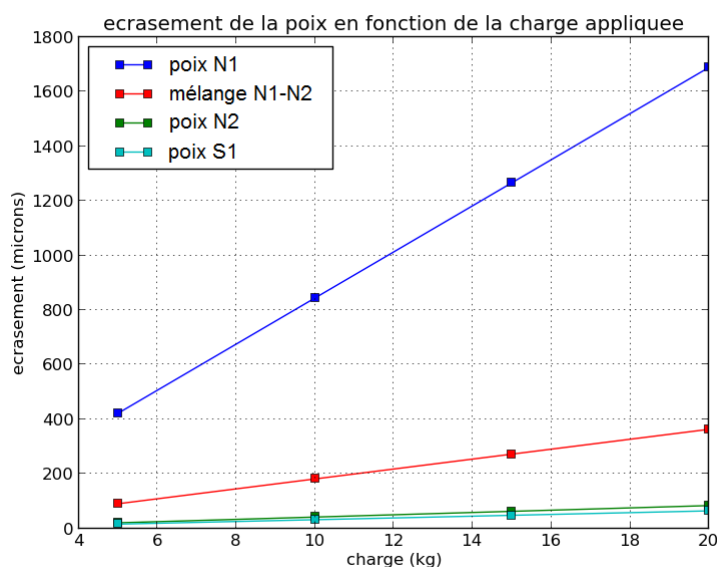


FIGURE 4.30 – Évolution de l'écrasement en fonction de la charge appliquée.

cité de lissage de chaque type de poix ainsi que les paramètres pouvant l'influencer.

Le tout doit constituer une méthodologie globale de dimensionnement des différentes couches d'un outil de lissage applicable de manière générale chez Reosc.

4.4.1 Suivi de forme

Les lois d'évolution de la pression de contact en fonction de divers paramètres ont pu être mises en évidence, et le dimensionnement a été mis en œuvre sur 5 lentilles à fabriquer chez Reosc, permettant la réalisation d'outils optimisés pour chaque surface asphérique différente.

4.4.2 Lissage

Tout d'abord, un critère d'efficacité de lissage a été proposé afin d'analyser les résultats expérimentaux. Un comportement récurrent a pu être mis en évidence. Ce comportement, caractéristique de la poix, a mis en évidence la prépondérance du comportement dynamique de la poix dans la détermination des capacités de lissage des outils.

On a ensuite cherché à retrouver les observations expérimentales avec deux modèles : un modèle DEM pour la poix synthétique S1 et un modèle analytique pour l'ensemble des quatre types de poix. Ainsi le modèle DEM s'est montré capable de modéliser l'évolution de l'efficacité de lissage avec la fréquence et une loi expérimentale de variation d'efficacité en fonction de l'amplitude des défauts a pu être retrouvée. On a donc montré que la méthode DEM était apte à traiter les problèmes de contact avec matériau viscoélastique.

Le modèle analytique présenté peut être utilisé pour réaliser le dimensionnement de la couche de poix car il fournit des outils de d'estimation d'efficacité ou encore d'optimisation de la durée de mise en pression d'outils sur surfaces asphériques, et ceci pour les quatre types de poix testés. Dans le cas d'une optimisation de mise en pression, il n'est pas nécessaire d'effectuer une simulation DEM : le travail de l'outil uniquement en compression (1D) se prête particulièrement bien à des modélisations analytiques et une simulation DEM, bien que plus précise, n'apporterait pas de réelle plus-value. Son intérêt se situe essentiellement dans le calcul d'efficacité de lissage pour lequel des développements pourraient permettre un modèle prédictif.

4.4.3 Synoptique de choix d'outil de lissage

Les deux approches, globale et locale, ont permis d'obtenir des outils de dimensionnement qui ont été intégrés dans un synoptique de choix d'outil de lissage. Ce synoptique donne la démarche à suivre pour déterminer l'outil le plus efficace (sous-pupille et/ou pleine taille), en fonction d'une géométrie de pièce et d'une gamme de fréquences à lisser, tout en prenant en compte les connaissances empiriques présentes chez Reosc.

4.5 PERSPECTIVES

4.5.1 Suivi de forme

La méthodologie développée permet d'optimiser le suivi de forme des outils. Cependant, en pratique, des couronnes concentriques apparaissent sur la pièce en cours de lissage. Il faudrait déterminer si cela provient d'un comportement lié au suivi de forme ou bien lié au comportement de la poix. Dans le cas où la cause serait lié au suivi de forme, il faudrait modifier le modèle en conséquence. Ces couronnes ne sont

pas réellement problématiques en terme de performances puisqu'elles peuvent être corrigées, mais elles génèrent des itérations qu'on souhaite éviter.

Une des voies d'amélioration est de rendre le modèle statique dynamique. En effet, le modèle de suivi de forme est pour l'instant statique. Cependant, le polissage est un procédé dynamique et il faudrait prendre en compte la dynamique des matériaux présents, notamment celle de l'épaisseur souple, et inclure le fluage de la poix pour un meilleur calcul des pressions de contact. Ainsi, les surpressions qui génèrent expérimentalement les couronnes concentriques pourraient dans un premier temps être mises en évidence puis prédites par un modèle.

4.5.2 Lissage

Le travail présenté est une première approche sur l'utilisation de la méthode DEM pour traiter le lissage. Un travail important reste à faire, autant expérimentalement que numériquement.

Tout d'abord, la recherche de critères pertinents d'analyse de polissage est encore un domaine très ouvert. Le critère proposé permet de prendre en compte certaines données, mais il existe certainement d'autres indicateurs à tester, plus universels ou au contraire plus adaptés aux problématiques spécifiques de Reosc.

La première amélioration à apporter serait de compléter la base de donnée de matériaux de polissage modélisable en DEM. L'expérience numérique étant maintenant en place, il suffit de calibrer un modèle pour les autres poix – voire d'autres matériaux – pour confirmer les premiers résultats obtenus avec la poix synthétique.

Ensuite, afin de pouvoir comparer facilement les résultats expérimentaux, analytiques et numériques DEM, il serait nécessaire de trouver un moyen de simuler le lissage en DEM en conservant une force constante appliquée sur l'outil, afin de bien maîtriser la charge appliquée sur l'outil qui intervient dans le calcul de l'efficacité. Ainsi les résultats pourraient être comparés directement sans aucune ambiguïté.

L'analyse DEM ne porte ici que sur un contact entre une poix viscoélastique et une pièce infiniment rigide. Si les résultats trouvés sont plutôt encourageants, la poix viscoélastique n'est qu'une partie de l'outil. Il reste encore à écrire un modèle de lissage prenant en compte l'empilement complet des différentes couches, et notamment la couche souple, elle aussi viscoélastique, si on souhaite avoir un modèle réellement pré-

dictif. Une calibration des matériaux souples devrait alors être effectuée, sur le même modèle que celle réalisée au chapitre précédent, avec des liaisons probablement dérivées du modèle de Zener qui introduit de l'hyperélasticité caoutchoutique dans le comportement.

La prise en compte des aspects liés au fluide est aussi essentielle en vue d'obtenir un modèle plus complet. Cette modélisation du fluide est actuellement à l'étude à l'I2M.

L'échelle d'étude (dimensions millimétriques) ne permet pas de réaliser d'enlèvement de matière, mais un travail à une échelle plus petite pourrait compléter idéalement l'approche "macroscopique" développée ici. Cela permettrait alors d'avoir une modélisation à toutes les échelles du polissage : suivi de forme BF-MF (période > 10 mm), lissage MF-HF (période 100 microns - 10 mm), lissage microrugosité (période < 100 microns).

Chapitre 5

Conclusion générale et perspectives

Ce manuscrit a donc présenté les travaux menés sur la modélisation du procédé de lissage de lentilles asphériques.

La première partie présente le contexte industriel de la photolithographie et le besoin en optiques asphériques de précision afin d'améliorer le pouvoir de résolution des scanners de photolithographie et donc de graver des motifs plus fins. L'objectif est de réaliser des transistors plus petits. Reosc intervient dans ce contexte en tant que fabricant de sous-ensembles optiques pour les scanners de lithographie. Reosc souhaite intégrer des lentilles asphériques dans ses sous-ensembles et doit donc développer ses procédés de fabrication afin d'améliorer la qualité de ses optiques.

La deuxième partie présente les procédés de fabrication optique, et plus particulièrement le procédé de lissage qui est étudié dans cette thèse. Tout d'abord, les outils mathématiques de caractérisation des surfaces sont listés, ainsi que les divers moyens de métrologie utilisés pour la mesure de surface de précision nanométrique.

La gamme de fabrication développée par Reosc est détaillée et l'accent est mis sur la mise en œuvre industrielle du procédé de lissage par abrasion dont le but est de corriger les défauts de moyennes et hautes fréquences spatiales sur les optiques. La problématique du lissage d'op-

5. CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

tiques asphériques est présentée et une étude bibliographique des outils permettant d'adresser cette problématique est effectuée. Le point commun de ces outils est qu'ils font tous intervenir un matériau viscoélastique, la poix, comme média de polissage. De même une synthèse de la littérature portant sur la modélisation du procédé de lissage est présentée, et aucun modèle ne prend en compte le comportement viscoélastique de la poix.

A l'issue de cette étude bibliographique, une structure d'outil est choisie et l'importance du rôle de la poix dans le lissage est mise en évidence. Le manque d'informations sur ce matériau nous amène donc à faire une étude précise et développer une modélisation afin de pouvoir implémenter son comportement dans un modèle de lissage.

La troisième partie de ce manuscrit est donc consacrée à la poix. Une synthèse des connaissances sur ce matériau (différents types, constitution, fabrication, comportement) est présentée. L'absence de données chiffrées nous a amené à effectuer une caractérisation de son comportement mécanique par analyse mécanique dynamique (DMA) au laboratoire PIMM de l'ENSAM. Cette étude expérimentale a permis de caractériser quatre poix, trois naturelles et une synthétique. On a ainsi pu vérifier que le principe de superposition temps – température s'applique aux quatre poix et obtenir les courbes maîtresses à la température de l'atelier pour chacune des quatre nuances de poix testées. La caractérisation des poix n'a pu être obtenue en très hautes fréquences à cause de problèmes d'adhérence et de fragilité d'éprouvettes. Une méthode de caractérisation permettant de s'affranchir de ces problèmes est proposée : une plaque de poix élançée en sandwich entre deux lames de matériaux bien caractérisés est excitée en torsion, la longueur de la plaque diminue la valeur de l'angle de torsion et limite donc les problèmes d'adhérence et les cassures.

Après cette caractérisation, une modélisation de la poix par la méthode par éléments discrets (DEM) est effectuée. Dans un premier temps, les raisons du choix de cette méthode sont évoquées. L'outil de modélisation utilisé, la plate-forme de simulation par éléments discrets GranOO de l'I2M, est ensuite rapidement présenté. Après un rapide état de l'art de la viscoélasticité en DEM, un modèle de poix basé sur des liens cohésifs de type poutre viscoélastique est présenté. Afin de retrouver les résultats expérimentaux, des expériences numériques de torsion dyna-

mique sont réalisées. Le modèle de poutre Maxwell choisi permet de faire apparaître une équivalence fréquence – viscosité qui peut être utilisée pour travailler à plus haute fréquence et ainsi réduire la durée des calculs DEM qui sont généralement très longs. Cette équivalence fréquence – viscosité permet d’atteindre les échelles spatiales et temporelles des phénomènes liés au lissage. Une méthodologie de calibration des liens cohésifs "poutre Maxwell" en fonction de la connaissance des propriétés macroscopiques des poix est ensuite présentée. La calibration permet de déterminer un jeu de paramètres microscopiques, dont les valeurs sont indépendantes du nombre d’éléments, satisfaisant pour la poix synthétique mais une bonne modélisation des poix naturelles nécessite une amélioration du modèle de poutre Maxwell choisi. Trois possibilités sont envisagées : l’introduction d’une dispersion dans les valeurs des paramètres des liens cohésifs, la création d’un matériau réel avec l’utilisation de plusieurs jeux de paramètres microscopiques de manière à simuler un matériau de type Maxwell généralisé ou bien le mélange de modèles de poutre Maxwell et Kelvin-Voigt de manière à obtenir des modèles de Burger plus complets tout en conservant l’utilisation de modèles cohésifs simples.

La quatrième partie de cette étude s’intéresse ensuite au procédé de lissage. Étant données les différentes échelles temporelles et spatiales liées à ce procédé, une approche multi-échelles est choisie, avec deux types de modélisation différents : une modélisation par éléments finis pour l’étude du suivi de la forme asphérique de la pièce (l’outil de lissage ne doit pas détruire la forme), et une étude par éléments discrets pour étudier les phénomènes de lissage de défauts de haute fréquence (l’outil doit générer des surpressions sur les défauts pour les araser). Une approche de type dimensionnement est choisie pour aborder le suivi de forme. Tout d’abord, une méthodologie de calcul d’écart de forme instantané outil – pièce est mise en place. Une étude paramétrique sous ANSYS permet ensuite de dimensionner la couche souple de l’outil et la charge à appliquer de façon à obtenir la pression la plus uniforme possible dans le cas d’un écart de forme maximal entre l’outil et la pièce. Les paramètres déterminés sont ensuite utilisés pour une meilleure optimisation des outils de fabrication chez Reosc. Une amélioration du modèle, notamment avec la prise en compte de la poix et des aspects dynamiques dans la couche souple (viscoélasticité),

5. CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

pourrait permettre d'expliquer les couronnes concentriques apparaissant parfois au cours du lissage avec les outils de lissage utilisés, signes de surpressions locales non prévues.

Afin d'étudier le lissage, un critère d'efficacité de lissage est d'abord mis en place et les résultats de fabrications sont analysés en conséquence afin de déterminer les tendances d'évolution. Les résultats obtenus montrent que le comportement de la poix est un des moteurs majeurs de l'efficacité de lissage.

Le lissage est ensuite modélisé de deux façons : modèle DEM pour la poix synthétique et modèle analytique-expérimental pour toutes les poix. Une simulation DEM est séparée en deux étapes. Tout d'abord, un outil poix est mis en pression sur une surface présentant des défauts sinusoïdaux de fréquence et d'amplitude fixées. Lorsque le contact est complet, l'outil est déplacé à vitesse constante le long de la surface et la pression de contact est calculée. Cette pression peut être reliée à l'efficacité de lissage, permettant ainsi de comparer résultats expérimentaux et numériques. Les résultats obtenus montrent que le modèle DEM permet de retrouver les tendances observées expérimentalement, ainsi que des lois contenues dans la littérature. Le modèle doit cependant être amélioré en augmentant la base de données de matériaux calibrés (seulement la poix synthétique pour l'instant).

Le modèle analytique-expérimental s'est avéré être un bon outil de dimensionnement. Malgré les approximations, l'allure des courbes expérimentales est globalement bien retrouvée et ce modèle permet donc facilement de tester en première approximation n'importe quel matériau à l'aide d'une simple caractérisation expérimentale. Ce modèle permet aussi de déterminer la durée optimale d'une phase de mise en pression d'outil poix sur une surface asphérique quelconque et donc de mieux estimer les durées de procédé pour la planification chez Reosc.

Le modèle DEM développé semble bien reproduire les tendances expérimentales. L'objectif final est toutefois d'avoir un modèle prédictif. Il faudra pour cela compléter ce modèle prenant en compte la viscoélasticité de la poix en y rajoutant les aspects fluidiques (étude en cours à l'I2M) et une modélisation de toute l'épaisseur de l'outil, y compris la couche souple, elle aussi viscoélastique.

Annexe A

Résultats de caractérisation DMA de poix de polissage

A.1 RÉSUMÉ

L'ensemble des courbes obtenues par caractérisation DMA est présenté ici.

A.2 POIX SYNTHÉTIQUE S1

La superposition obtenue sur une poix synthétique S1 est présentée Fig. [A.1](#). Les facteurs de translation déduits sont présentés Fig. [A.2](#).

A.3 POIX NATURELLE N1

La superposition obtenue sur une poix naturelle N1 est présentée Fig. [A.3](#). Les facteurs de translation déduits sont présentés Fig. [A.4](#).

A.4 MÉLANGE POIX NATURELLES N1 / N2 (50 % - 50 %)

La superposition obtenue sur un mélange de poix naturelles N1-N2 est présentée Fig. [??](#). Les facteurs de translation déduits sont présentés Fig. [A.6](#).

A.5 POIX NATURELLE N2

La superposition obtenue sur une poix naturelle N2 est présentée Fig. [A.7](#). Les facteurs de translation déduits sont présentés Fig. [A.8](#).

A. RÉSULTATS DE CARACTÉRISATION DMA DE POIX DE POLISSAGE

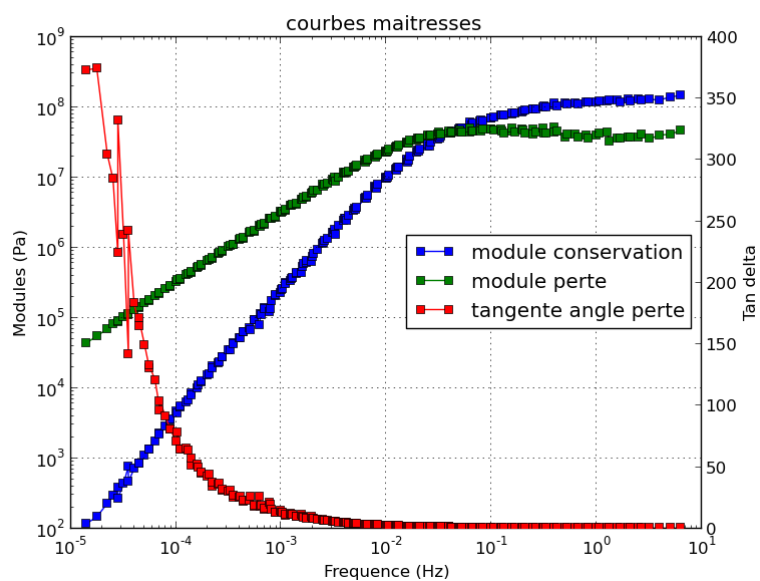


FIGURE A.1 – Courbes maitresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour une poix synthétique S1.

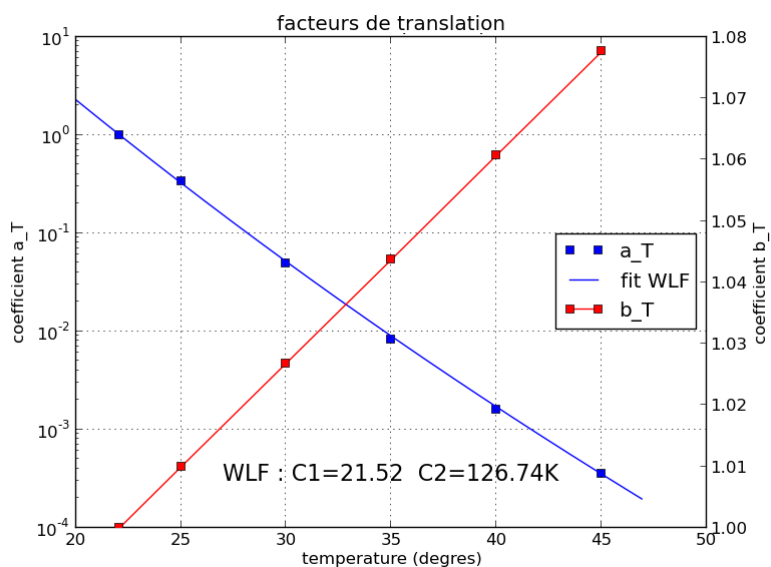


FIGURE A.2 – Facteurs de translation calculés pour une poix synthétique S1 et fit avec la loi WLF.

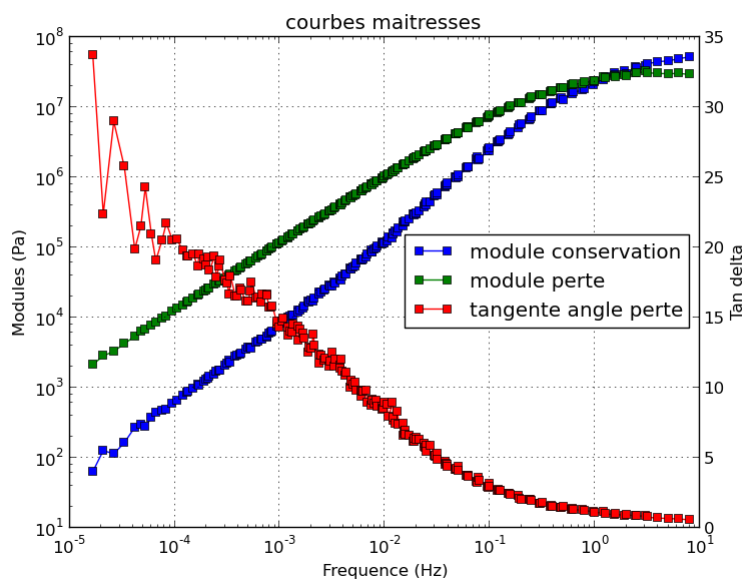


FIGURE A.3 – Courbes maitresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour une poix naturelle N1.

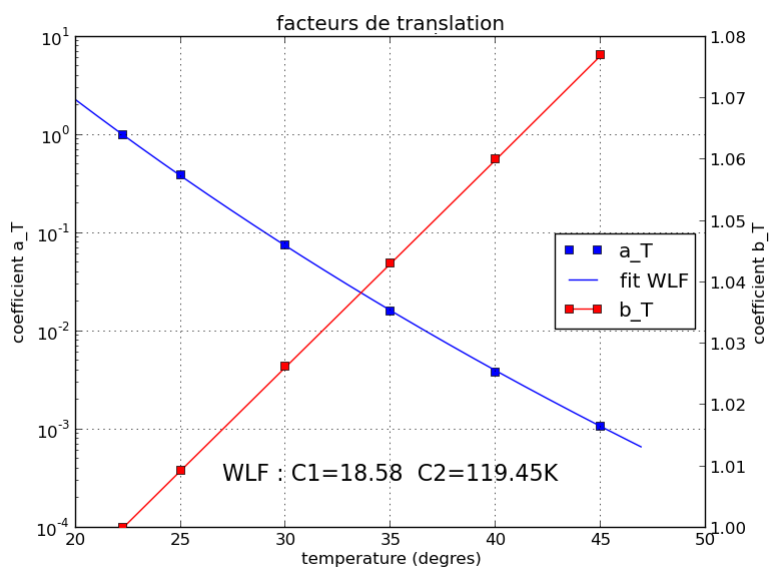


FIGURE A.4 – Facteurs de translation calculés pour une poix naturelle N1 et fit avec la loi WLF.

A. RÉSULTATS DE CARACTÉRISATION DMA DE POIX DE POLISSAGE

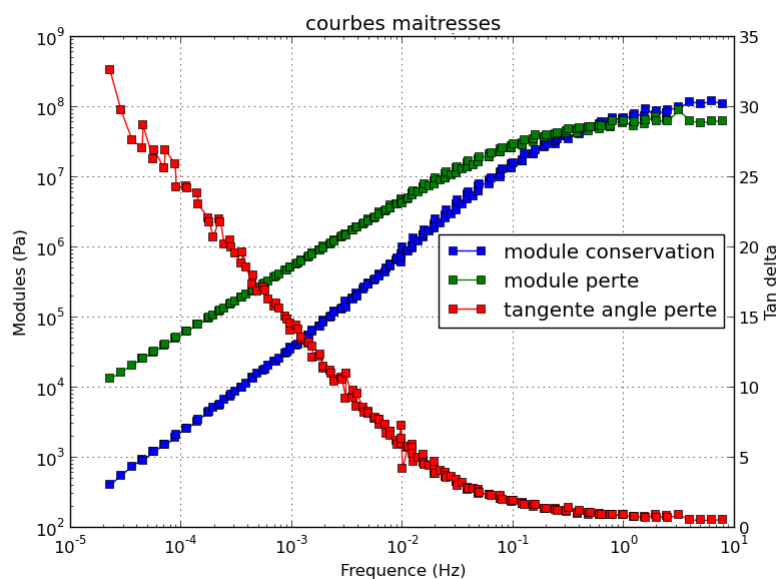


FIGURE A.5 – Courbes maitresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour un mélange de poix naturelles N1-N2.

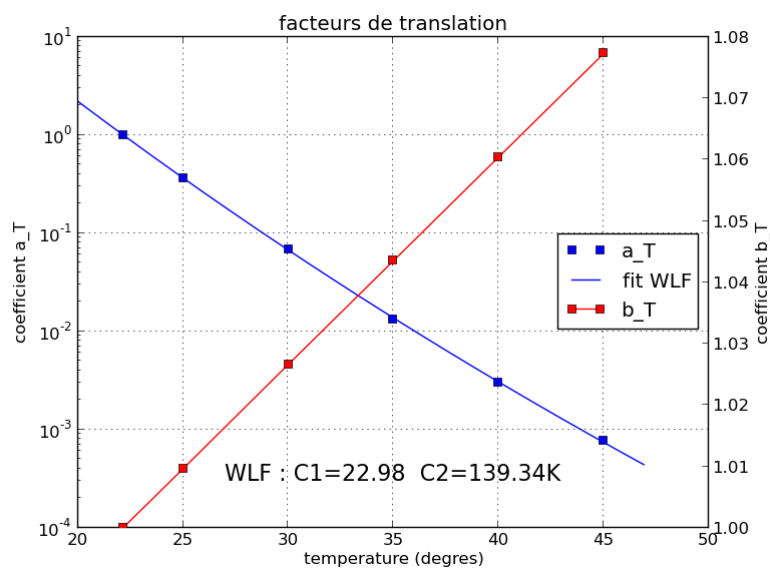


FIGURE A.6 – Facteurs de translation calculés pour un mélange de poix naturelles N1-N2 et fit avec la loi WLF.

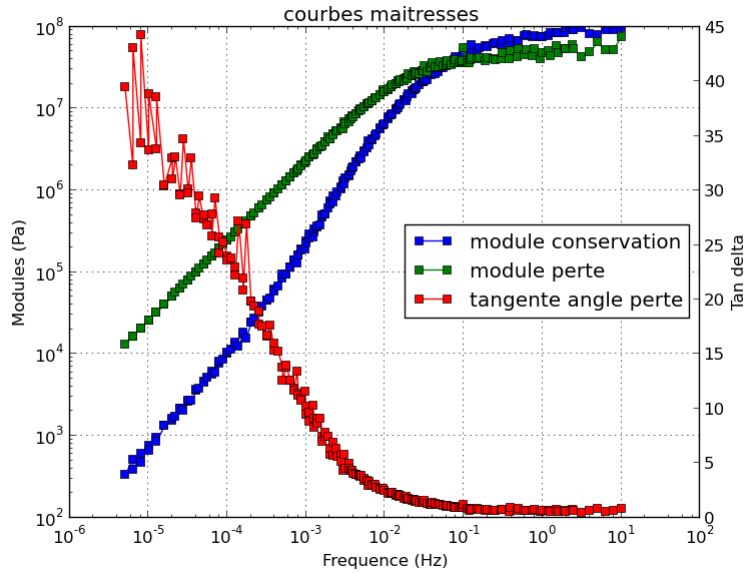


FIGURE A.7 – Courbes maitresses de G' , G'' et $\tan \phi$ à 22°C pour une poix naturelle N2.

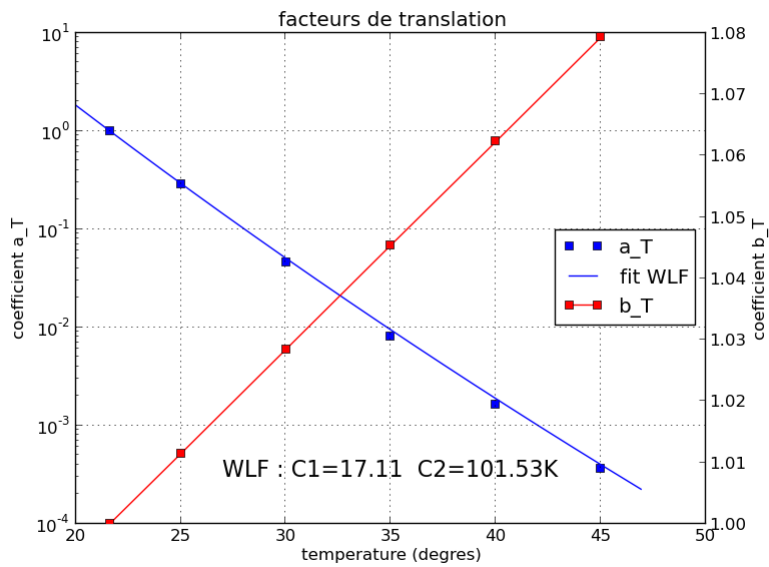


FIGURE A.8 – Facteurs de translation calculés pour une poix naturelle N2 et fit avec la loi WLF.

Annexe B

Modélisation des liaisons cohésives viscoélastiques

B.1 RÉSUMÉ

On présente ici les équations permettant de décrire les interactions entre deux éléments reliés par une poutre cohésive viscoélastique.

B.2 HYPOTHÈSES

Le modèle développé est de type poutre. Les mêmes hypothèses sont donc appliquées que lors du développement du modèle de poutre élastique [96].

1. Le matériau est supposé continu, homogène et isotrope.
2. La géométrie de la poutre est cylindrique.
3. La poutre travaille en faibles déformations.
4. Après déformation, les sections droites restent droites.
5. Le rayon des poutres est supposé faible devant leur longueur.
6. Le problème est supposé statique (effets massiques négligés).

L'application du principe de superposition permet de décomposer une sollicitation quelconque en sollicitations de base de traction-compression, flexion et torsion.

B.3 GÉOMÉTRIE DU PROBLÈME

La géométrie du problème est présentée Fig. B.1 [97]. Les repères $(O_1, \vec{X}_1, \vec{Y}_1, \vec{Z}_1)$ et $(O_2, \vec{X}_2, \vec{Y}_2, \vec{Z}_2)$ sont respectivement liés aux éléments discrets 1 et 2. Ils sont repérés par la position de leur centre et le quaternion exprimant leur orientation par rapport au repère global.

À chaque pas de temps, on construit un repère de travail $(O_1, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$ lié à la poutre. Il est construit de manière à ce que son axe (O_1, \vec{X}) coïncide avec la droite (O_1, O_2) reliant les deux éléments discrets.

Les rotations des sections droites de la poutre par rapport à la ligne normale (O_1, O_2) se traduisent par des angles $\vec{\theta}_1$ et $\vec{\theta}_2$. Ils s'écrivent :

$$\vec{\theta}_1 = \theta_{1x} \vec{X} + \theta_{1y} \vec{Y} + \theta_{1z} \vec{Z} \quad (\text{B.1})$$

$$\vec{\theta}_2 = \theta_{2x} \vec{X} + \theta_{2y} \vec{Y} + \theta_{2z} \vec{Z} \quad (\text{B.2})$$

On doit déterminer non seulement les positions et orientations, mais aussi les vitesses de translation et rotation dans le repère $(O_1, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$ lié à la poutre.

B.4 CALCUL DES FORCES ET CONTRAINTES

À chaque pas de temps, on cherche à calculer la somme des forces et moments appliqués à chacun des éléments de la liaison cohésive. Ces forces sont les résultantes de l'action de la poutre encastree au centre des deux éléments ED_1 et ED_2 . On doit donc déterminer les forces \vec{F}_{DE_1} , \vec{F}_{DE_2} et les moments \vec{M}_{DE_1} , \vec{M}_{DE_2} .

On réalise donc le bilan des actions mécaniques dont un exemple pour une poutre élastique est présenté dans [96]. Les différents jeux d'équations obtenus sont présentés ci-après.

B.4.1 Liaison cohésive élastique de type poutre

$$\vec{F}_{DE_1} = E_\mu S_\mu \frac{\Delta L_\mu}{L_\mu} \vec{X} - \frac{6E_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\theta_{2z} + \theta_{1z}) \vec{Y} + (\theta_{2y} + \theta_{1y}) \vec{Z}) \quad (\text{B.3})$$

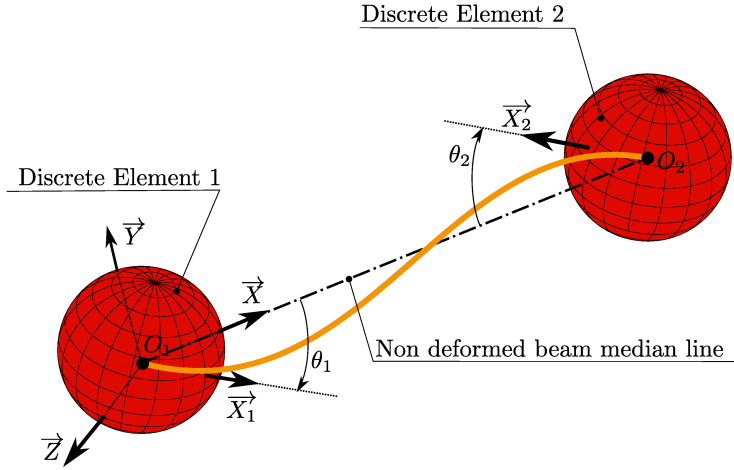


FIGURE B.1 – Schéma de la géométrie d'une poutre en chargement.

$$\vec{F}_{DE_2} = -E_\mu S_\mu \frac{\Delta L_\mu}{L_\mu} \vec{X} + \frac{6E_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\theta_{2z} + \theta_{1z}) \vec{Y} - (\theta_{2y} + \theta_{1y}) \vec{Z}) \quad (\text{B.4})$$

$$\vec{M}_{DE_1} = \frac{G_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\theta_{2x} - \theta_{1x}) \vec{X} - \frac{2E_\mu I_\mu}{L_\mu} ((\theta_{2y} + 2\theta_{1y}) \vec{Y} - (\theta_{2z} + 2\theta_{1z}) \vec{Z}) \quad (\text{B.5})$$

$$\vec{M}_{DE_2} = \frac{-G_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\theta_{2x} - \theta_{1x}) \vec{X} - \frac{2E_\mu I_\mu}{L_\mu} ((2\theta_{2y} + \theta_{1y}) \vec{Y} + (2\theta_{2z} + \theta_{1z}) \vec{Z}) \quad (\text{B.6})$$

E_μ et G_μ sont respectivement le module de Young et le module de cisaillement de la poutre. I_μ , $I_{0\mu}$ sont respectivement le moment d'inertie selon les axes Y ou Z et le moment d'inertie polaire de la poutre. S_μ et L_μ sont la section et la longueur initiale de la poutre.

B.4.2 Liaison cohésive visqueuse de type poutre

$$\vec{F}'_{DE_1} = E'_\mu S_\mu \frac{\Delta L_\mu}{L_\mu} \vec{X} - \frac{6E'_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) \vec{Y} + (\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) \vec{Z}) \quad (\text{B.7})$$

$$\vec{F}'_{DE_2} = -E'_\mu S_\mu \frac{\Delta L_\mu}{L_\mu} \vec{X} + \frac{6E'_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) \vec{Y} - (\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) \vec{Z}) \quad (\text{B.8})$$

$$\vec{T}'_{DE_1} = \frac{G'_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2x} - \dot{\theta}_{1x}) \vec{X} - \frac{2E'_\mu I_\mu}{L_\mu} ((\dot{\theta}_{2y} + 2\dot{\theta}_{1y}) \vec{Y} - (\dot{\theta}_{2z} + 2\dot{\theta}_{1z}) \vec{Z}) \quad (\text{B.9})$$

$$\vec{T}'_{DE_2} = \frac{-G'_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2x} - \dot{\theta}_{1x}) \vec{X} - \frac{2E'_\mu I_\mu}{L_\mu} ((2\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) \vec{Y} + (2\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) \vec{Z}) \quad (\text{B.10})$$

E_μ et G_μ sont respectivement le module de Young et le module de cisaillement de la poutre. I_μ , $I_{0\mu}$ sont respectivement le moment d'inertie selon les axes Y ou Z et le moment d'inertie polaire de la poutre. S_μ et L_μ sont la section et la longueur initiale de la poutre.

B.4.3 Liaison cohésive viscoélastique de type poutre de Kelvin – Voigt

$$\vec{F}_{KV_{DE_1}} = \vec{F}_{DE_1} + \vec{F}'_{DE_1} \quad (\text{B.11})$$

$$\vec{F}_{KV_{DE_2}} = \vec{F}_{DE_2} + \vec{F}'_{DE_2} \quad (\text{B.12})$$

$$\vec{M}_{KV_{DE_1}} = \vec{M}_{DE_1} + \vec{M}'_{DE_1} \quad (\text{B.13})$$

$$\vec{M}_{KV_{DE_2}} = \vec{M}_{DE_2} + \vec{M}'_{DE_2} \quad (\text{B.14})$$

B.4.4 Liaison cohésive viscoélastique de type poutre de Maxwell

$$\vec{F}_{M_{DE_1}} + \frac{1}{\tau} \vec{F}'_{M_{DE_1}} = E_\mu S_\mu \frac{\Delta L_\mu}{L_\mu} \vec{X} - \frac{6E_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) \vec{Y} + (\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) \vec{Z}) \quad (\text{B.15})$$

$$\vec{F}_{M_{DE_2}} + \frac{1}{\tau} \vec{F}'_{M_{DE_2}} = -E_\mu S_\mu \frac{\Delta L_\mu}{L_\mu} \vec{X} + \frac{6E_\mu I_\mu}{L_\mu^2} ((\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) \vec{Y} - (\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) \vec{Z}) \quad (\text{B.16})$$

$$\vec{M}_{MDE_1} + \frac{1}{\tau} \vec{M}_{MDE_1} = \frac{G_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2x} - \dot{\theta}_{1x}) \vec{X} - \frac{2E_\mu I_\mu}{L_\mu} ((\dot{\theta}_{2y} + 2\dot{\theta}_{1y}) \vec{Y} - (\dot{\theta}_{2z} + 2\dot{\theta}_{1z}) \vec{Z}) \quad (\text{B.17})$$

$$\vec{M}_{MDE_2} + \frac{1}{\tau} \vec{M}_{MDE_2} = \frac{-G_\mu I_{0\mu}}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2x} - \dot{\theta}_{1x}) \vec{X} - \frac{2E_\mu I_\mu}{L_\mu} ((2\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) \vec{Y} + (2\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) \vec{Z}) \quad (\text{B.18})$$

B.4.5 Liaison cohésive viscoélastique de type poutre de Zener (SLS)

$$\begin{aligned} \vec{F}_{SDE_1} + \frac{1}{\tau} \vec{F}_{SDE_1} &= \left((E_{1\mu} + E_{2\mu}) S_\mu \frac{\Delta \dot{L}_\mu}{L_\mu} + \frac{E_1 S \Delta L_\mu}{\tau L_\mu} \right) \vec{X} \\ &- \left(\frac{6(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu^2} (\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) + \frac{6E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu^2} (\theta_{2z} + \theta_{1z}) \right) \vec{Y} \\ &- \left(\frac{6(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu^2} (\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) + \frac{6E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu^2} (\theta_{2y} + \theta_{1y}) \right) \vec{Z} \end{aligned} \quad (\text{B.19})$$

$$\begin{aligned} \vec{F}_{SDE_2} + \frac{1}{\tau} \vec{F}_{SDE_2} &= - \left((E_{1\mu} + E_{2\mu}) S_\mu \frac{\Delta \dot{L}_\mu}{L_\mu} + \frac{E_1 S \Delta L_\mu}{\tau L_\mu} \right) \vec{X} \\ &+ \left(\frac{6(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu^2} (\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) + \frac{6E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu^2} (\theta_{2z} + \theta_{1z}) \right) \vec{Y} \\ &- \left(\frac{6(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu^2} (\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) + \frac{6E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu^2} (\theta_{2y} + \theta_{1y}) \right) \vec{Z} \end{aligned} \quad (\text{B.20})$$

$$\begin{aligned}
 \vec{M}_{S_{DE_1}} + \frac{1}{\tau} \vec{M}_{S_{DE_1}} &= \left(\frac{(G_{1\mu} + G_{2\mu}) I_{0\mu}}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2x} - \dot{\theta}_{1x}) + \frac{G_{1\mu} I_{0\mu}}{\tau L_\mu} (\theta_{2x} - \theta_{1x}) \right) \vec{X} \\
 &- \left(\frac{2(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2y} + 2\dot{\theta}_{1y}) + \frac{2E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu} (\theta_{2y} + 2\theta_{1y}) \right) \vec{Y} \\
 &+ \left(\frac{2(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2z} + 2\dot{\theta}_{1z}) + \frac{2E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu} (\theta_{2z} + 2\theta_{1z}) \right) \vec{Z}
 \end{aligned} \tag{B.21}$$

$$\begin{aligned}
 \vec{M}_{S_{DE_2}} + \frac{1}{\tau} \vec{M}_{S_{DE_2}} &= - \left(\frac{(G_{1\mu} + G_{2\mu}) I_{0\mu}}{L_\mu} (\dot{\theta}_{2x} - \dot{\theta}_{1x}) + \frac{G_{1\mu} I_{0\mu}}{\tau L_\mu} (\theta_{2x} - \theta_{1x}) \right) \vec{X} \\
 &- \left(\frac{2(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu} (2\dot{\theta}_{2y} + \dot{\theta}_{1y}) + \frac{2E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu} (2\theta_{2y} + \theta_{1y}) \right) \vec{Y} \\
 &+ \left(\frac{2(E_{1\mu} + E_{2\mu}) I_\mu}{L_\mu} (2\dot{\theta}_{2z} + \dot{\theta}_{1z}) + \frac{2E_{1\mu} I_\mu}{\tau L_\mu} (2\theta_{2z} + \theta_{1z}) \right) \vec{Z}
 \end{aligned} \tag{B.22}$$

Annexe C

Implémentation des modèles viscoélastiques dans la plate-forme de simulation DEM "GranOO"

C.1 RÉSUMÉ

Les classes définissant les liaisons viscoélastiques sont construites par héritage à partir de la classe "Beam" de GranOO qui définit les attributs et méthodes des liaisons cohésives élastiques. Elles conservent donc notamment les mêmes mécanismes de calcul de l'orientation des éléments discrets. Sur la base de ces mécanismes, l'implémentation et la vérification de liens viscoélastiques dans GranOO est présentée.

C.2 CALCUL DES VITESSES DE ROTATION

Afin de calculer les forces d'origine visqueuse, on doit connaître la vitesse de rotation des éléments discrets dans le repère de travail lié à la poutre. La viscosité ne provient en effet pas de la rotation des éléments dans le repère global mais de leur rotation relative par rapport à l'orientation de la poutre qui génère la viscosité. Cette orientation est différente à chaque pas de temps et le repère est donc redéfini à chaque fois.

Il y a deux possibilités pour calculer les vitesses de rotation des éléments dans le repère lié à la poutre. Tout d'abord, on peut déterminer la

C. IMPLÉMENTATION DES MODÈLES VISCOÉLASTIQUES DANS LA PLATE-FORME DE SIMULATION DEM "GRANOO"

vitesse de rotation de la poutre dans le repère global. GranOO permet d'accéder facilement aux rotations des éléments discrets dans le repère global et il suffit alors de calculer la différence. Cependant, il n'y a pas de moyen simple de calculer la vitesse de rotation de la poutre dans le repère global sans réaliser de nombreuses approximations. Il a donc été choisi de conserver en mémoire à chaque pas de temps les valeurs d'orientation des éléments discrets dans le repère lié à la poutre. On utilise alors un développement de Taylor à l'ordre 1 pour calculer la vitesse de rotation :

$$V_{rot_F}(t) = \frac{\theta_F(t) - \theta_F(t - dt)}{dt} \quad (C.1)$$

avec F le repère lié à la poutre, V_{rot} la vitesse de rotation, dt le pas de temps d'intégration du schéma Verlet – vitesses et θ l'angle caractérisant l'orientation de l'élément dans le repère F .

La validité de cette approche est testée par la suite.

C.3 VALIDATION DE L'IMPLÉMENTATION

Afin de valider les équations et schémas d'intégration, des essais ont été réalisés sur une unique poutre reliant deux éléments discrets (Fig. C.1), cas pour lequel il existe des solutions analytiques pour chaque type de problème : traction – compression, flexion et torsion. Pour chacun des trois modèles, les résultats numériques et analytiques sont comparés pour plusieurs fréquences et les courbes dynamiques sont reconstruites.

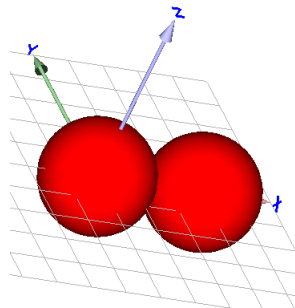


FIGURE C.1 – Géométrie du problème : deux éléments discrets reliés par une poutre.

Les essais de traction-compression sont réalisés de la manière suivante : la position (position de son centre et son orientation) d'un des éléments est fixée et un déplacement sinusoïdal est appliqué sur l'autre élément de la liaison. On visualise alors la force résultante sur les deux éléments. Pour les essais de flexion, une rotation est appliquée au centre de la liaison autour de l'axe Y puis de l'axe Z. On visualise alors les forces et moments résultants sur les deux éléments.

Pour les essais de torsion, une rotation est appliquée autour de l'axe X, et on visualise les moments résultants sur les deux éléments.

Les résultats en traction-compression pour chacun des modèles sont présentés ci-dessous.

C.3.1 Liaison cohésive poutre de Kelvin – Voigt

Le cas Kelvin – Voigt est le plus simple puisqu'on obtient directement les forces et moments en fonction du déplacement et de la vitesse des éléments. Il s'agit donc juste de vérifier le calcul des vitesses. Les résultats numériques montrent un parfait accord avec les formules analytiques (Fig. C.2). La différence maximale est de l'ordre du % lors de la phase transitoire en début d'essai. On remarque que plus le comportement se rapproche d'un fluide visqueux pur, plus la durée du régime transitoire augmente.

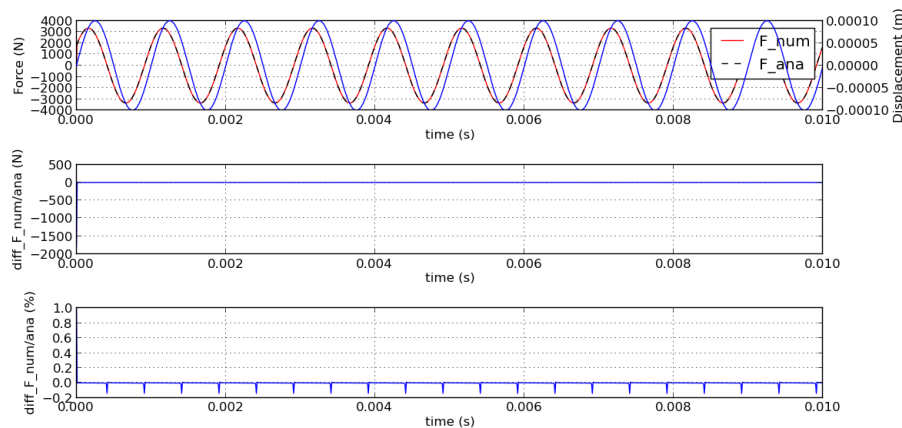


FIGURE C.2 – Comparaison entre résultat analytique et numérique en traction-compression.

C. IMPLÉMENTATION DES MODÈLES VISCOÉLASTIQUES DANS LA PLATE-FORME DE SIMULATION DEM "GRANOO"

Une courbe en fonction de la fréquence est obtenue et montre là encore le parfait accord entre résultats numériques et formules analytiques (Fig. C.3).

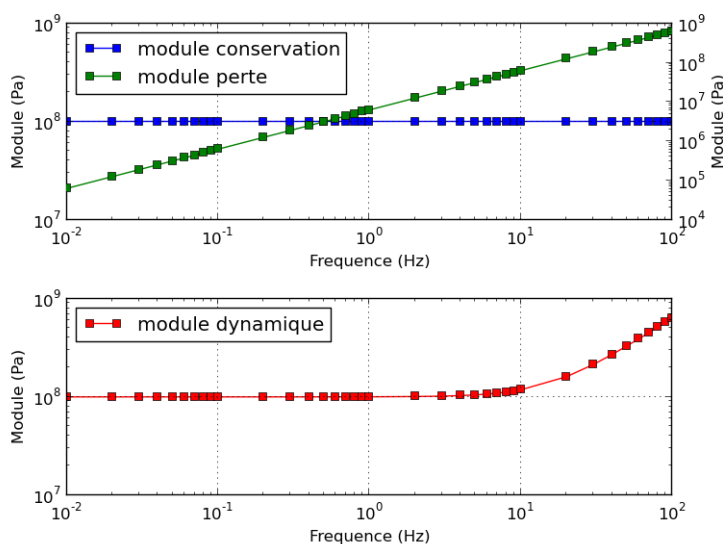


FIGURE C.3 – Courbes de modules numériques (carrés) et analytiques (lignes) pour une poutre de Kelvin – Voigt.

⇒ La méthode de calcul des vitesses et le modèle de poutre Kelvin – Voigt sont validés.

C.3.2 Liaison cohésive poutre de Maxwell

Dans le cas Maxwell, on cherche à vérifier l'impact du schéma d'intégration RK-4,4. Les valeurs de pas de temps Verlet – vitesses étant faibles, on n'attend pas d'erreur significative induite pas ce schéma. Les résultats numériques montrent un parfait accord avec les formules analytiques (Fig. C.4). La différence maximale est de l'ordre du % lors de la phase transitoire en début d'essai. On remarque là aussi que plus le comportement se rapproche d'un fluide visqueux pur, plus la durée du régime transitoire augmente.

Une courbe en fonction de la fréquence est obtenue et montre là encore le parfait accord entre résultats numériques et formules analytiques (Fig. C.5). ⇒ Le schéma d'intégration RK-4,4 et le modèle de poutre Maxwell sont validés.

C.3. Validation de l'implémentation

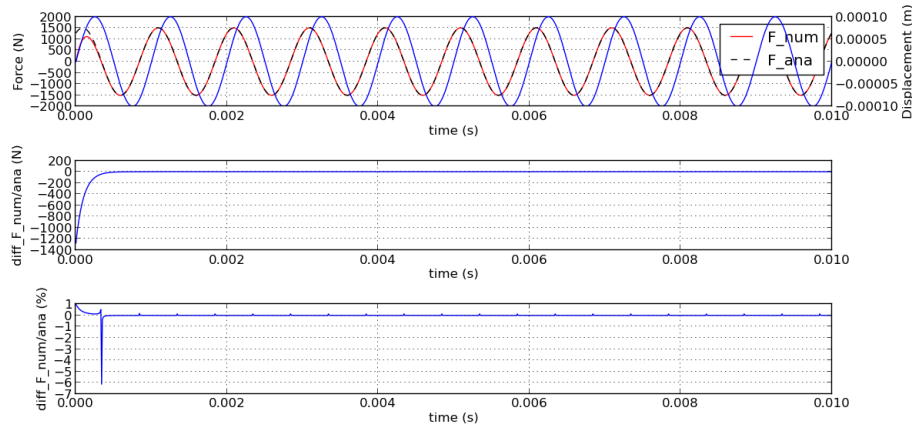


FIGURE C.4 – Comparaison entre résultat analytique et numérique en traction-compression.

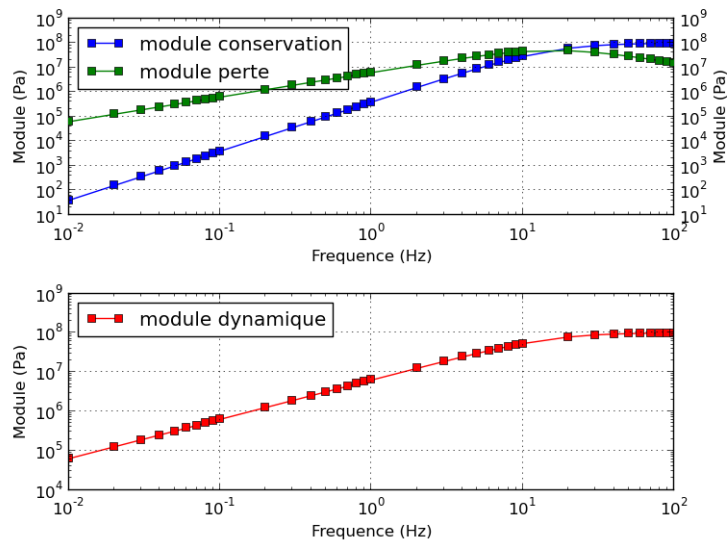


FIGURE C.5 – Courbes de modules numériques (carrés) et analytiques (lignes) pour une poutre de Maxwell.

C.3.3 Liaison cohésive poutre de Zener (SLS)

Une courbe en fonction de la fréquence est obtenue et montre là encore le parfait accord entre résultats numériques et formules analytiques (Fig. C.6). \Rightarrow Le modèle de poutre Zener est donc validé.

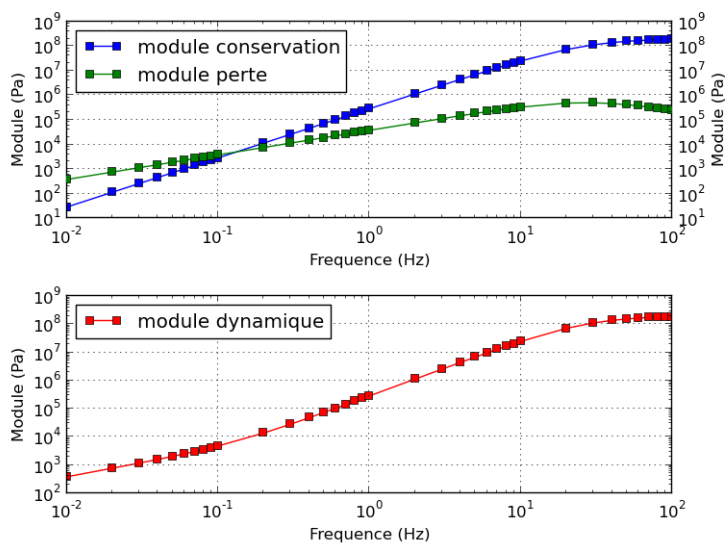


FIGURE C.6 – Courbes de modules numériques (carrés) et analytiques (lignes) pour une poutre de Zener (SLS).

Annexe D

Expériences numériques : condition aux limites de torsion

La condition aux limites de torsion est séparée en plusieurs étapes. Dans un premier temps, on initialise le plugin en déterminant les coordonnées des centres de chaque face subissant la rotation et du centre de l'éprouvette. Elles sont ensuite écrites dans un repère de torsion (Fig. D.1).

```
// Récupération du centre de chaque face
rotCenterRight_ = setRightEnd_.Process().Centroid();
rotCenterLeft_ = setLeftEnd_.Process().Centroid();

// Ecriture des coordonnées dans le repère de torsion
rotCenterRight_[1] = 0.;
rotCenterLeft_[1] = 0.;
rotCenterRight_[2] = 0.;
rotCenterLeft_[2] = 0.;
double x = (rotCenterRight_[0] - rotCenterLeft_[0])/2.;
rotCenterRight_[0] = x;
rotCenterLeft_[0] = -x;
```

FIGURE D.1 – Initialisation de la condition aux limites de torsion.

Ensuite, à chaque pas de temps, les divers paramètres liés à la rotation sont construits (Fig. D.2).

La rotation est ensuite effectuée pour chaque face (Fig. D.3).

D. EXPÉRIENCES NUMÉRIQUES : CONDITION AUX LIMITES DE TORSION

```
// Récupération angle de torsion au temps "t" dans fichier .input
const double angle = pluginSensor.GetTorsionAngle();

// Construction des quaternions de rotation à gauche et à droite
Geom::Quaternion<_3D> QrotR(Geom::Frame<_3D>::Global.GetAxis(), angle);
Geom::Quaternion<_3D> QrotL(Geom::Frame<_3D>::Global.GetAxis(), -angle);

// Construction du repère lié à la face droite
Geom::Frame<_3D> frameRightEnd(rotCenterRight_, Qframe);
//Construction du vecteur autour duquel tourne la face droite
const Geom::Vector<_3D> & rotAxisRight(frameRightEnd.GetAxis());
//Construction de la rotation de la face droite
Geom::Quaternion<_3D> Qright(rotAxisRight, angle, frameRightEnd);

// Construction du repère lié à la face gauche
Geom::Frame<_3D> frameLeftEnd(rotCenterLeft_, Qframe);
//Construction du vecteur autour duquel tourne la face gauche
const Geom::Vector<_3D> & rotAxisLeft(frameLeftEnd.GetAxis());
//Construction de la rotation de la face gauche
Geom::Quaternion<_3D> Qleft(rotAxisLeft, -angle, frameLeftEnd);
```

FIGURE D.2 – Constructions des paramètres liés à la rotation.

```
// Balayage sur tous les éléments de la face droite
for(unsigned int i = 0; i < setRightEnd_.GetTotItemNumber(); ++i)
{
    // Détermination des coordonnées dans le repère de torsion
    double x = setRightEnd_[i]->GetInitialPositionVector()[0] - rotCenterRight_[0];
    double y = setRightEnd_[i]->GetInitialPositionVector()[1] - rotCenterRight_[1];
    double z = setRightEnd_[i]->GetInitialPositionVector()[2] - rotCenterRight_[2];
    // Création du point équivalent dans le repère de torsion
    Geom::Point<_3D> P(x,y,z,frameRightEnd);
    // Construction du vecteur position équivalent dans le repère de torsion
    Geom::Vector<_3D> & O2P = P.GetPositionVector();
    // Rotation du vecteur défini autour de l'axe de torsion
    Geom::Vector<_3D> O2Prot = Qright.Rotate(O2P);
    // Calcul des nouvelles coordonnées dans le repère global
    Geom::Point<_3D> PG(O2Prot.GetPoint().ToGlobalFrame());
    setRightEnd_[i]->GetGravityCenter() = PG;
    setRightEnd_[i]->GetPositionQuaternion() = QrotR;
}
```

FIGURE D.3 – Rotation de chaque élément de la face droite due à la torsion (idem pour la face gauche).

Annexe E

Expérience de lissage

E.1 RÉSUMÉ

Une expérience de lissage est séparée en deux grandes phases : la mise en pression et le déplacement à vitesse constante. Cependant, on peut définir quatre phases préliminaires (Fig. E.1 :

- phase I : création de la géométrie d'outil
- phase II : choix du matériau de polissage
- phase III : création de la surface à lisser
- phase IV : choix des paramètres opératoires numériques du lissage.

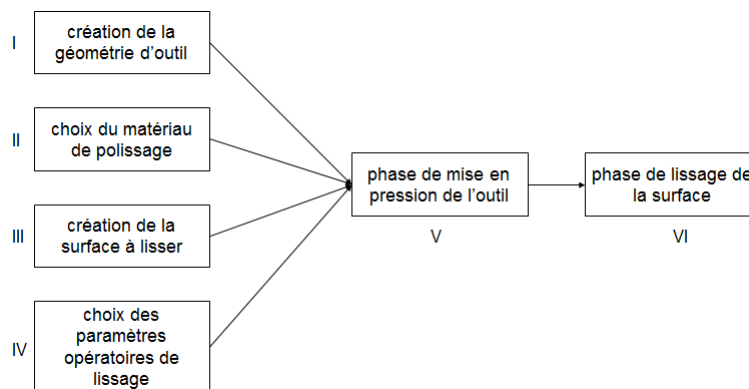


FIGURE E.1 – Les différentes étapes d'une simulation numérique DEM de lissage.

La géométrie d'outil est déterminée par l'utilisateur selon les besoins

de la simulation. Le choix du matériau est effectué parmi une base de donnée de matériaux dont un modèle DEM a été calibré (pour l'instant, poix synthétique S1). Le choix de la surface se fait soit dans une base de données de surfaces "idéales" ou bien sur des surfaces réelles. Les paramètres opératoires numériques sont choisis en fonction des besoins de la simulation.

Lorsque ces quatre phases sont terminées, le calcul de lissage peut débuter.

E.2 PHASE DE MISE EN CONTACT : PRÉSENTATION DES FICHIERS .INPUT

Les divers groupes de plugins appelés sont présentés dans leur ordre d'apparition dans le fichier .input.

E.2.1 Pré-processing

Choix de la durée simulée et création du SetOf de contact

On choisit d'abord la durée de simulation souhaitée et le pas de temps d'intégration du schéma Verlet – vitesses (manuellement ou automatiquement, grâce au plugin intégré dans GranOO). On initialise ensuite le SetOf qui sera utilisé pour déterminer la zone de la surface dans laquelle le contact est recherché. (Fig. E.2)

```
<ComputeProblem TotTime="1e-2" TimeStep="1e-9" OutDir="First_phase_1" />  
<NewSetof Id="Tool_Shadow" Type="DiscreteElement3D" />
```

FIGURE E.2 – Choix de la durée simulée et création du SetOf de contact. Réalisé à l'étape V.

Initialisation du positionnement de l'outil

On doit positionner l'outil au plus près de la surface sans créer d'interpénétration. Pour cela on crée un point sur lequel l'outil va être placé (Fig. E.3). Un plugin permet de déterminer l'altitude minimale nécessaire de ce point.

Appel et positionnement de la surface et de l'outil

C'est à cette étape qu'on appelle la surface et l'outil créés préalablement (Fig. E.4).

E.2. Phase de mise en contact : présentation des fichiers .input

```
<Point3D Id="P" X="2.51e-3" Y="0." Z="0." />
<Frame3D Id="F" PointId="P" />
```

FIGURE E.3 – Création du point où sera placé le centre de gravité de l'outil. Réalisé à l'étape V.

```
<SampleFile File="6e-3_3e-3_200microns.gdd" SetOfName="Tool" Suffix="-Tool" FrameId="F" />
<SampleFile File="surface.gdd" SetOfName="Surface" Suffix="Surface" />
```

FIGURE E.4 – Appel et positionnement de la surface et de l'outil. Réalisé aux étapes I et III.

Données matériaux

On écrit ensuite les données des matériaux utilisés, choisies dans une base de données de matériaux dont un modèle DEM a été calibré (Fig. E.5).

```
<PreProcessing>
<Plugin Id="ConvertBondToViscoBeamMaxwell" Bond3DSet="Tool" YoungModulus="1e8" ViscousYoungModulus="Sel" RadiusRatio="0.6" PoissonRatio="0.4"
ViscousPoissonRatio="0.4" FailureStress="100e20" />
<Plugin Id="SetDensity3D" DiscreteElement3DSetId="Tool" Density="3000" />
<Plugin Id="SetDensity3D" DiscreteElement3DSetId="Surface" Density="3000" />
</PreProcessing>
```

FIGURE E.5 – Choix des matériaux et des paramètres associés. Réalisé à l'étape II.

E.2.2 Processing

On rentre alors dans la boucle de calcul où sont présents tous les plugins que l'on souhaite lancer à chaque étape de calcul (Fig. E.6).

Tout d'abord, le plugin "Check3D" vérifie l'intégrité des divers domaines discrets (éléments coïncidents, éléments à l'infini) pour détecter des erreurs critiques dans le calcul.

Ensuite, pour une question de robustesse du code, les forces et moments calculés sont réinitialisés par le plugin "ResetLoad3D".

Les contraintes "extérieures" sont ensuite prises en compte. Le poids des éléments ("ApplyGravity3D") ainsi que les conditions aux limites en chargement ("ApplyLoad3D") sont générés à cette étape.

On calcule alors les forces et moments exercés par chacune des poutres reliant les éléments discrets avec le plugin "ApplyBondLoad3D".

On fait ensuite le calcul de contact outil – pièce avec le plugin "Contact-Body1Body2" avec les paramètres souhaités.

Les capteurs numériques ("WriteSensorData3D") sont alors utilisés pour sauver les valeurs souhaitées (pression de contact notamment).

On réalise le calcul des accélérations, nouvelles vitesses et positions avec les plugins "IntegrateAccelerationLinear3D" et "IntegrateAccelerationAngular3D".

La boucle se termine par la mise à jour de la géométrie des domaines discrets et l'enregistrement de fichier .gdd contenant toutes les informations du calcul à l'instant t .

```
<Processing>
  <PlugIn Id="Check3D" />
  <PlugIn Id="ResetLoad3D" />
  <PlugIn Id="ApplyBoundaryCondition3D" />
  <PlugIn Id="ApplyLoad3D" />
  <PlugIn Id="ApplyGravity3D" X="-9.81" Y="0." Z="0." />
  <PlugIn Id="ApplyBondLoad3D" ComputeDeformationEnergy="No" />
  <PlugIn Id="ContactBody1Body2" Body1="Surface" Body2="Cylinder-xMin-Tool" Stiffness="1e8" RestitutionCoeff="0.1" />
  <PlugIn Id="WriteSensorData3D" IterLoop="5000" />
  <PlugIn Id="IntegrateAccelerationLinear3D" />
  <PlugIn Id="IntegrateAccelerationAngular3D" />
  <PlugIn Id="UpdateDiscreteShape3D" IterLoop="100" />
  <PlugIn Id="SaveDomain3D" IterLoop="100000" />
</Processing>
```

FIGURE E.6 – Choix des matériaux et des paramètres associés. Réalisé à l'étape V.

E.2.3 Post-processing

Le traitement des données peut se faire directement dans cette section ou de manière indépendante du fichier .inp.

E.2.4 Conditions aux limites

Les conditions aux limites sont de deux sortes : chargement ou position. Dans le cas d'un calcul de mise en contact, une rampe de force est appliquée sur la face supérieure de l'outil pour venir contacter la surface (Fig. E.7) et La surface est considérée comme fixe (Fig. E.8).

E.3 PHASE DE DÉPLACEMENT

Le fichier .input de la phase de déplacement à vitesse constante est du même genre que pour une mise en pression. Les seuls changements sont l'appel du domaine discret initial et les conditions aux limites. Le domaine discret initial est le dernier fichier .gdd sauvé à la fin du calcul

```
<MathFunction Id="TensionRamp">  
  <RampAndConstant Limit="1e-6" Constant="-5." VariableRef="Time"/>  
</MathFunction>  
  
<Load Id="TensionRampLoading" DiscreteElement3DSetId="Cylinder-xMax-Tool">  
  <TotalForce><Vector3D X="TensionRamp" Y="0." Z="0."/></TotalForce>  
</Load>
```

FIGURE E.7 – Condition aux limites en chargement et définition de sa fonction. Réalisé à l'étape V.

```
<BoundaryCondition Id="Fix_Surface" DiscreteElement3DSetId="Surface">  
  <Displacement><Vector3D X="0." Y="0." Z="0."/></Displacement>  
</BoundaryCondition>
```

FIGURE E.8 – Condition aux limites en déplacement. Réalisé à l'étape IV.

de mise en pression (donc réalisé à l'étape V), et il contient donc à la fois la surface et l'outil. De même la condition aux limites de chargement est remplacée par deux conditions aux limites de déplacement (réalisé à l'étape VI) :

- l'altitude de la partie supérieure de l'outil est fixée, de manière à éviter que l'outil ne rebondisse sur la surface
- une vitesse constante est appliquée selon un des axes du plan sur la partie supérieure de l'outil.

Bibliographie

- [1] G.E. Moore. Cramming more components onto integrated circuits. *Electronics*, 38(8) :114–117, 1965.
- [2] M. Nique. Lithographie. *Etats-Unis Sciences Physiques (publication de la Mission pour la Science et la Technologie de l’Ambassade de France aux Etats-Unis)*, 21, 2005.
- [3] International Technology Roadmap for Semiconductors. Overall Roadmap Technology Characteristics table n°1. <http://www.itrs.net/Links/2012ITRS/Home2012.htm>. consulté le 29/01/2013.
- [4] B.J. Lin. *Optical lithography : here is why*. SPIE, Bellingham, WA, 2009.
- [5] A.K.K. Wong. *Resolution enhancement techniques in optical lithography*. SPIE, Bellingham, WA, 2001.
- [6] T. Matsuyama, Y. Ohmura, and D.M. Williamson. The lithographic lens : its history and evolution. *Proc. of SPIE*, 6154(3) :1–14, 2006.
- [7] B. Rathsack, J. Hooge, S. Scheer, K. Nafus, S. Hatakeyama, H. Kouichi, J. Kitano, D. Van den Heuvel, P. Leray, E. Hendrickx, P. Foubert, and R. Gronheid. Image contrast contributions to immersion lithography defect formation and process yield. *Proc. of SPIE*, 6924(69244W) :1–11, 2008.
- [8] S.R. Kiontke and R. Steinkopf. Aspherical manufacturing in terms of accuracy, efficiency and surface forms based on practical experiences. *Proc. of SPIE*, 7102(71020D) :1–10, 2006.

- [9] W. König, M. Weck, N. Spenrath, and J. Luderich. Tutorial on diamond machining technology. In *6th IPES/UME*, volume 2, Braunschweig, 1991.
- [10] F. Laguarda, N. Lupon, and J. Armengol. Optical glass polishing by controlled laser surface heat treatment. *Applied Optics*, 33(27) :6508–6513, 1994.
- [11] O.W. Föhnle, H. van Brug, and H.J. Frankena. Fluid jet polishing of optical surfaces. *Applied Optics*, 37(28) :6771–6773, 1998.
- [12] J.Y. Jeong, S.E. Babayan, V.J. Tu, J. Park, I. Henins, R.F. Hicks, and G.S. Selwyn. Etching materials with an atmospheric pressure plasma jet. *Plasma Sources Sci. Technol.*, 7 :282–285, 1998.
- [13] QED. Technologie QED MRF. <http://qedmrf.com/polishing/mrf-technology>. consulté le 22/02/2013.
- [14] R. Geyl, A. Rinchet, and E. Rolland. Large optics ion figuring. *Proc. of SPIE*, 3739 :161–166, 1999.
- [15] G.H. Chen and D.T. Moore. Aspherical surface polishing with a ring polisher. *Applied Optics*, 18(4) :559–562, 1979.
- [16] J. Lubliner and J.E. Nelson. Stressed mirror polishing 1 : a technique for producing nonaxisymmetric mirrors. *Applied Optics*, 19(14) :2332–2340, 1980.
- [17] J.P. Marioge. *Surfaces optiques : méthodes de fabrication et de contrôle, recherches*. EDP Sciences, Les Ulis, 2000.
- [18] J. Angenieux, A. Masson, and Y. Rouchouse. Aspherics : precision manufacturing by vacuum evaporation. *Optical Engineering*, 24(3) :499–501, 1985.
- [19] Toshiba Machine. High precision optical glass mold press machine GMP series. <http://www.toshiba-machine.co.jp/en/product/nano/lineup/gmp/index.html>. consulté le 15/02/2013.
- [20] S. Koh. Challenges and solutions for euv lithography. Technical report, 6th annual SEMATECH symposium.

-
- [21] P. Naulleau, K.A. Goldberg, E.M. Gullickson, and J. Bokor. At-wavelength, system-level flare characterization of extreme-ultraviolet optical systems. *Applied Optics*, 39(17) :2941–2947, 2000.
- [22] F. Zernike. Diffraction theory of knife-edge test and its improved form, the phase contrast method. *Mon. Not. R. Astron. Soc.*, 94 :377–384, 1934.
- [23] V.N. Mahajan. Zernike circle polynomials and optical aberrations of systems with circular pupils. *Applied Optics*, 13(34) :8121–8124, 1994.
- [24] U. Dinger, F. Eisert, H. Lasser, M. Mayer, A. Seifert, G. Seitz, S. Stacklies, F.J. Stickel, and M. Weiser. Mirror substrates for euv-lithography : progress in metrology and optical fabrication technology. *Proc. of SPIE*, 4146 :35–46, 2000.
- [25] V.V. Yaschuk, A.D. Franck, S.C. Irick, M.R. Howells, A.A. MacDowell, and W.R. McKinney. Two dimensional power spectral density measurements of x-ray optics with the micromap interferometric microscope. *Proc. of SPIE*, 5858(58580A).
- [26] E. Sidick. Power spectral density specification and analysis of large optical optical surfaces. *Proc. of SPIE*, 7390(73900L).
- [27] U. Dinger, G. Seitz, S. Schulte, F. Eisert, C. Muenster, S. Burkart, S. Stacklies, C. Bustaus, H. Hofer, M. Mayer, B. Fellner, O. Hocky, M. Rupp, K. Riedelsheimer, and P Kuerz. Fabrication and metrology of diffraction limited soft x-ray optics for the euv microlithography. *Proc. of SPIE*, 5193 :18–28, 2004.
- [28] X. Chen, J. Raja, and S. Simanapalli. Multi-scale analysis of engineering surfaces. *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 35(2) :231–238, 1995.
- [29] L. De Chiffre, P. Lonardo, H. Trumpold, D.A. Lucca, G. Goch, C.A. Brown, J. Raja, and H.N. Hansen. Quantitative characterisation of surface texture. *CIRP Annals*, 49(2) :635–642, 2002.
- [30] A.A.G. Bruzzone, J.S. Montanaro, A. Ferrando, and P.M. Lonardo. Wavelet analysis for surface characterization : an experimental assessment. *CIRP Annals*, 53(1) :479–482, 2004.
- [31] J. Schmeelk. Wavelet transforms on two-dimensional images. *Mathematical and Computer Modelling*, 36(7-8) :939–948, 2002.

- [32] P. Hariharan. *Basics of interferometry*. Academic Press, Waltham, MA, second edition, 2007.
- [33] QED. Ssi technology. <http://qedmrf.com/metrology/ssi-technology>. consulté le 22/02/2013.
- [34] H.K. Karow. *Fabrication methods for precision optics*. Wiley Interscience, 2004.
- [35] D.W. Kim, S.W. Kim, and J.H. Burge. Non-sequential optimization technique for a computer controlled optical surfacing process using multiple tool influence functions. *Optics Express*, 17(24) :21850–21866, 2009.
- [36] C.J. Evans, E. Paul, D. Dornfeld, D.A. Lucca, G. Byrne, M. Tricard, F. Klocke, O. Dambon, and B.A. Mullany. Material removal mechanisms in lapping and polishing. *CIRP Annals*, 52(2) :611–633, 2003.
- [37] M. Buijs and K. van Houten. A model for lapping of glass. *J. Mat. Science*, 28 :3014–3020, 2003.
- [38] P. Hed, D.F. Edwards, and J.B. Davis. Subsurface damage in optical materials : origin, measurements and removal. In *Collected papers from ASPE Spring Conference on subsurface damage in glass*, Tucson, AZ, 1989.
- [39] T. Suratwala, P. Davis, L. Wong, P. Miller, M. Feit, J. Menapace, R. Steele, and D. Walmer. Sub-surface mechanical damage distributions during grinding of fused silica. *J. of Non-Crystalline Solids*, 352 :5601–5617, 2006.
- [40] I. Iordanoff, A. Battentier, J. Néauport, and J.L. Charles. A discrete element model to investigate sub-surface damage due to surface polishing. *Tribology International*, 41 :957–964, 2008.
- [41] J. Néauport, C. Ambard, P. Cormont, N. Darbois, J. Destribats, C. Luitot, and O. Rondeau. Subsurface damage measurement of ground fused silica parts by hf etching techniques. *Optics Express*, 17(22) :20448–20456, 2009.
- [42] J. Wang, Y. Li, J. Han, Q. Xu, and Y. Guo. Evaluating subsurface damage in optical glasses. *J. of the European Optical Society - Rapid Publications*, 6(11001) :1–16, 2011.

-
- [43] P.E. Miller, T.I. Suratwala, L.L. Wong, M.D. Feit, J.A. Menapace, P.J. Davis, and R.A. Steele. The distribution of subsurface damage in fused silica. *Proc. of SPIE*, 5991 :56–68, 2005.
- [44] J. Néauport, J. Destribats, C. Maunier, C. Ambard, P. Cormont, B. Pintault, and O. Rondeau. Loose abrasive slurries for optical glass lapping. *Applied Optics*, 49(30) :5736–5745, 2010.
- [45] T.S. Izumitani. *Optical glass*. American Institute of Physics, 1986.
- [46] J. C. Lambropoulos, S. Xu, and T. Fang. Loose abrasive lapping hardness of optical glasses and its interpretation. *Applied Optics*, 36(7) :1501–1516, 1997.
- [47] S.D. Jacobs, S.A. Arrasmith, I.A. Kozhinova, L.L. Gregg, A.B. Shorey, H.J. Romanofsky, D. Golini, W.I. Kordonski, P. Dumas, and S. Hogan. An overview of magnetorheological finishing (mrf) for precision optics manufacturing. In *ACERS 102 : Ceramic Transactions*, pages 185–199, 1999.
- [48] QED. Mrf technology. <http://qedmrf.com/polishing/mrf-technology/how-it-works>. consulté le 16/02/2013.
- [49] W.I. Kordonski and S.D. Jacobs. Model of magnetorheological finishing. In *6th International Conference on Adaptive Structures*, pages 63–74, 1996.
- [50] J.A. Menapace, B. Penetrante, D. Golini, A.F. Slomba, P.E. Miller, T.G. Parham, M. Nichols, and J. Peterson. Combined advanced finishing and uv-laser conditioning for producing uv damage resistant fused silica optics. *Proc. of SPIE*, 4679 :56–68, 2001.
- [51] M. Schinhaerl, G. Smith, R. Stamp, R. Rascher, L. Smith, E. Pitschke, P. Sperber, and A. Geiss. Mathematical modelling of influence functions in computer-controlled polishing : part 1. *Applied Mathematical Modelling*, 32 :2888–2906, 2008.
- [52] M. Schinhaerl, G. Smith, R. Stamp, R. Rascher, L. Smith, E. Pitschke, P. Sperber, and A. Geiss. Mathematical modelling of influence functions in computer-controlled polishing : part 2. *Applied Mathematical Modelling*, 32 :2907–2924, 2008.
- [53] C.E. Shannon. Communication in the presence of noise. *Proc. of IEEE*, 86(2) :447–457, 1998.

- [54] R. Boerret, A. Kelm, and H. Thiess. High-speed form preserving polishing of precision aspheres. *Proc. of SPIE*, 6671(667113) :1–11, 2007.
- [55] L.M. Cook. Chemical processes in glass polishing. *J. of Non-Crystalline Solids*, 120 :152–171, 1990.
- [56] Eminess. Cerium oxide polishing slurries. http://www.eminess.com/products/polishing_slurries/cerium_oxide. consulté le 10/02/2013.
- [57] T.G. Bifano, D.K. DePiero, and D. Golini. Chemomechanical effects in ductile-regime machining of glass. *Precision Engineering*, 15(4) :238–247, 1993.
- [58] M. Nogami and M. Tomozawa. Effect of stress on water diffusion in silica glass. *J. Am. Ceram. Soc.*, 67 :151–154, 1984.
- [59] F.W. Preston. The theory and design of glass plate polishing machines. *J. Soc. Glass Technology*, 11 :214–256, 1927.
- [60] N.J. Brown. Some speculations on the mechanisms of abrasive grinding and polishing. *Precision Engineering*, 9(3) :129–137, 1987.
- [61] L. Zhou, X. Xie, C. Jiao, and S. Li. Analysis of correcting ability of ion beam figuring. *Key Engineering Materials*, 364-366 :470–475, 2008.
- [62] T. Franz and T. Hänsel. Ion beam figuring (ibf) solutions for the correction of surface errors of small high performance optics. In *Optical Fabrication and Testing, OSA Technical Digest*, page OThC7, 2008.
- [63] J.H. Burge, B. Anderson, S. Benjamin, M.K. Cho, K.Z. Smith, and M.J. Valente. Development of optimal grinding and polishing tools for aspheric surfaces. *Proc. of SPIE*, 4451 :153–164, 2001.
- [64] M. Ando, M. Negishi, M. Takimoto, A. Deguchi, and N. Nakamura. Super-smooth polishing on aspherical surfaces. *Nanotechnology*, 6 :111–120, 1995.
- [65] S. Di Luzio, P. Revel, H. Gagnaire, and B. Feraud. élaboration d'un procédé de fabrication industrielle de surfaces asphériques de grande précision en verre. *Mécanique & Industries*, 8 :337–348, 2007.

-
- [66] C. Kuebler and H. Wang. Apparatus and a method of polishing an optical surface ; an optical component ; and a method of manufacturing a polishing tool. U.S. Patent n°7,503,834 B2, 2009.
- [67] J. DeGroot Nelson, B. Light, D. Savage, B. Wiederhold, and M. Mandina. Vibe finishing to remove mid-spatial frequency ripple. In *Optical Fabrication and Testing, OSA Technical Digest*, page OWE2, 2010.
- [68] M.P. Mandina. Apparatus and process for polishing a substrate. U.S. Patent n°6,942,554 B1, 2005.
- [69] M.T. Tuell, J.H. Burge, and B. Anderson. Aspheric optics, smoothing the ripples with semi-flexible tools. *Optical Engineering*, 41(7) :1473–1474, 2002.
- [70] D.W. Kim and J.H. Burge. Rigid conformal polishing tool using non-linear visco-elastic effect. *Optics Express*, 18(3) :2242–2257, 2010.
- [71] M. Negishi, A. Deguchi, M. Ando, M. Takimoto, and N. Nakamura. A high-precision coordinate measuring system for super-smooth polishing. *Nanotechnology*, 6 :139–147, 1995.
- [72] P.K. Mehta and R.E. Hufnagel. Pressure distribution under flexible polishing tools - 1 conventional aspheric optics. *Proc. of SPIE*, 1303 :178–188, 1990.
- [73] P.K. Mehta and R.E. Hufnagel. Pressure distribution under flexible polishing tools - 2 cylindrical (conical) optics. *Proc. of SPIE*, 1303 :189–205, 1990.
- [74] J.N. Reddy. *Theory and analysis of elastic plates and shells*. CRC Press, Taylor and Francis, 2007.
- [75] P.K. Mehta and P.B. Reid. A mathematical model for optical smoothing prediction of high-spatial frequency surface errors. *Proc. of SPIE*, 3786 :447–459, 1999.
- [76] D.W. Kim, W.H. Park, H.K. Ahn, and J.H. Burge. Parametric smoothing model for visco-elastic polishing tools. *Optics Express*, 18(21) :22515–22526, 2010.

- [77] B.E. Gillman and F. Tinker. Fun facts about pitch & the pitfalls of ignorance. *Proc. of SPIE*, 3782 :72 – 79, 1999.
- [78] J.E. DeGroot, S.D. Jacobs, L.L. Gregg, A.E. Marino, and J.C. Hayes. Quantitative characterization of optical polishing pitch. *Proc. of SPIE*, 4451 :209 – 221, 2001.
- [79] G. Couarraze and J.L. Grossiord. *Initiation à la rhéologie*. Tec & Doc, troisième édition, 2000.
- [80] C. Carrot and J. Guillet. Viscoélasticité linéaire des polymères fondus. *Techniques de l'ingénieur*, AM2620, 1999.
- [81] Dictionnaire Larousse en ligne. Poix. <http://www.larousse.fr/dictionnaires/francais/poix>. consulté le 18/03/2013.
- [82] International Union of Pure and Applied Chemistry. Recommended terminology for the description of carbon as a solid. *Pure & Appl. Chem.*, 67(3) :473 – 505, 1995.
- [83] M.J. Prauchner, V.M.D. Pasa, N.D.S. Molhallem, C. Otani, S. Otani, and C. Pardini. Structural evolution of eucalyptus tar pitch-based carbons during carbonization. *Biomass & Energy*, 28(3) :53 – 61, 2005.
- [84] D. Lesueur. The colloidal structure of bitumen : consequences on the rheology and on the mechanisms of bitumen modification. *Adv. Colloid Interface Sci.*, 145 :42 – 82, 2009.
- [85] N.I.M. Yusoff, M.T. Shaw, and G.D. Airey. Modelling the linear viscoelastic rheological properties of bituminous binders. *Constr. Build. Materials*, 25(5) :2171 – 2189, 2011.
- [86] N.J. Brown. Optical polishing pitch. preprint UCRL-80301, 1977.
- [87] B. Mullany and S. Turner. Optical polishing pitches : impact frequency responses and indentation depths. *Applied Optics*, 49(3) :442 – 449, 2010.
- [88] S.P. Sutton and W.T. Sutton. Optical polishing pitch formulations. U.S. Patent n°7,988,534 B1, 2011.
- [89] S.P. Sutton and W.T. Sutton. Optical polishing pitch formulations. U.S. Patent n°8,231,432 B1, 2012.

-
- [90] Inc. Sutton Scientifis. Acculap premium synthetic polishing pitches. <http://salemdist.com/precision/pdf/tech/polish/e-Pitch/TECH-ACCULAP.pdf>. consulté le 04/01/2013.
- [91] TA Instruments. Ares rheometer – rheometrics series user manual, 2003.
- [92] G. Teyssède and C. Lacabanne. Caractérisation des polymères par analyse thermique. *Techniques de l'ingénieur*, PE3770, 1996.
- [93] D. Roylance. *Mechanics of materials*. Wiley, 1996.
- [94] J. Dealy and D. Plazek. Time-temperature superposition – a users guide. *Rheology Bulletin*, 78(2) :16 – 21, 30 – 31, 2009.
- [95] W.L. Williams, R.F. Landel, and J.D. Ferry. The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids. *J. Am. Chem. Soc.*, 77 :3701 – 3707, 1955.
- [96] D. André. *Modélisation par éléments discrets des phases d'ébauchage et de doucissage de la silice*. PhD thesis, Université Bordeaux 1, 2012.
- [97] D. André, I. Jordanoff, J.L. Charles, and J. Néauport. Discrete element method to simulate continuous material by using the cohesive beam model. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, 213 – 216 :113 – 125, 2012.
- [98] F.A. Tavaréz and M.E. Plesha. Discrete element method for modelling solid and particulate materials. *Int. J. Num. Meth. Engrg.*, 70(4) :379 – 404, 2007.
- [99] Y. Liu, Q. Dai, and Z. You. Viscoelastic model for discrete element simulation of asphalt mixtures. *J. Engineering Mechanics*, 135(4) :324 – 333, 2009.
- [100] Z. You, Y. Liu, and Q. Dai. Three-dimensional microstructural-based discrete element viscoelastic modeling of creep compliance tests for asphalt mixtures. *J. Mat. Civil Engrg.*, 23(1) :79 – 87, 2011.
- [101] Z. You, S. Adhikari, and Q. Dai. Three-dimensional discrete element models for asphalt mixtures. *J. Engineering Mechanics*, 134(12) :1053 – 1063, 2008.

- [102] S. Hentz, L. Daudeville, and F.V. Donzé. Identification and validation of a discrete element model for concrete. *J. Engineering Mechanics*, 130(6) :709 – 719, 2004.
- [103] Y. Liu and Z. You. Accelerated discrete element modeling of asphalt-based materials with the frequency-temperature superposition principle. *J. Engineering Mechanics*, 137(5) :355 – 365, 2011.
- [104] J.F. Ferrier and J.F. Molinari. Normal contact between rough surfaces by the discrete element method. *Tribology International*, 47 :1 – 8, 2012.

MODELISATION DU LISSAGE DE DEFAUTS SUR LES OPTIQUES DE PHOTOLITHOGRAPHIE : APPROCHE PAR ELEMENTS DISCRETS

RESUME : Dans la fabrication de lentilles asphériques pour la photolithographie, l'étape de lissage est critique. C'est aujourd'hui le seul procédé qui peut corriger les défauts de hautes fréquences spatiales responsables de diffusions parasites, de diminutions de transmittance et de contraste. Cette opération doit préserver la forme asphérique basse fréquence tout en lissant les défauts de hautes fréquences. Un tel comportement peut être obtenu pour des outils combinant une couche continue flexible pour le suivi basse fréquence et une couche de poix fractionnée pour le lissage de défauts hautes fréquences. Les buts principaux de cette étude sont de prédire l'efficacité de lissage et le suivi de forme de différents outils et ensuite de déterminer l'outil permettant le meilleur compromis. A cette fin, un modèle multi-échelles est développé. A l'échelle de l'outil entier, une étude paramétrique par éléments finis permet de déterminer les caractéristiques de la couche flexible ainsi que la force appliquée optimale afin d'obtenir l'homogénéité de la pression à l'échelle de la forme asphérique globale. A l'échelle de la couche de poix, la Méthode par Eléments Discrets est utilisée pour investiguer l'interface outil-pièce. Un modèle basé sur le concept de la poutre cohésive viscoélastique est développé, prenant en compte la réponse fréquentielle de la couche de poix. La comparaison avec l'Analyse Mécanique Dynamique montre la capacité de la DEM à modéliser le comportement viscoélastique. L'opération de lissage est ensuite modélisée par DEM et analytiquement. Les données expérimentales obtenues par la méthode de la Densité Spectrale de Puissance mettent en évidence l'impact des propriétés de la poix sur l'efficacité de lissage. La comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux montre que le modèle DEM donne des résultats prometteurs pour la modélisation du lissage de défauts.

Mots clés : polissage optique, modélisation par éléments discrets, poix, viscoélasticité.

MODELING OF DEFECT SMOOTHING ON ASPHERICAL PHOTOLITHOGRAPHY OPTICS : A DISCRETE ELEMENT APPROACH

ABSTRACT : In aspherical photolithography optics manufacturing, the smoothing step is critical. So far, it is the only process that can correct high spatial frequency defects, responsible for flare and transmission, contrast decrease. This operation must preserve the low frequency aspherical shape while smoothing high frequency defects. That behavior can be obtained with tools that combine a continuous flexible layer for low frequency compliance and a fractionate pitch layer for high frequency defect polishing. The main goals of this study are predicting the smoothing efficiency and form control of different tools, and then determining the best tool to achieve a good balance between them. To do this, a multi-scale model is developed. First, at the whole tool scale, a finite-element parametric study yields the best characteristics for the flexible layer as well as the optimal applied force to achieve pressure homogeneity at the global aspherical shape level. Second, at the pitch layer level, the Discrete Element Method is used to investigate the tool-workpiece interface. A model based on the viscoelastic cohesive beam concept is developed, taking into account the pitch layer's frequency response. Comparison with Dynamic Mechanical Analysis shows the ability of DEM to model viscoelastic behavior. The smoothing operation is then modeled both by DEM and analytically. Experimental data obtained by the Power Spectral Density Method highlight the impact of pitch properties on the smoothing efficiency. Comparison between numerical and experimental data shows that the DEM model yields promising results in defect smoothing modeling.

Keywords : optical polishing, discrete element modeling, pitch, viscoelasticity.