

Année : 2008

# THÈSE

*présentée à*

**L'U.F.R. DES SCIENCES ET TECHNIQUES  
DE L'UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ**

*pour obtenir le*

**GRADE DE DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ  
DE FRANCHE-COMTÉ**

*en* **AUTOMATIQUE**

*(Ecole Doctorale Sciences Physiques pour l'Ingénieur et Microtechniques)*

**Conception et commande de systèmes d'alimentation en composants de petites tailles pour micro-usine d'assemblage de haute précision**

*par*

**Mickaël PARIS**

Soutenue le 19 décembre 2008 devant la Commission d'Examen :

<b>M. Stéphane RÉGNIER</b>	Professeur, Université Pierre et Marie Curie Paris
<b>M. Alain DELCHAMBRE</b>	Professeur, Université Libre de Bruxelles
<b>M. Éric BIDEAUX</b>	Professeur, INSA Lyon
<b>M. Jamal TAKADOUM</b>	Professeur, ENSMM Besançon
<b>M. Yassine HADDAB</b>	Maître de Conférences, ENSMM Besançon
<b>M. Philippe LUTZ</b>	Professeur, Université de Franche-Comté



*À ma mère.*



# Remerciements

C'est avec une grande fébrilité, que je termine le moment le plus délicat de ce travail de thèse : les remerciements. Délicat, puisque c'est le seul moment où je suis autorisé à m'écarter de mon sujet, et les probabilités d'y écrire des sottises sont assez élevées. Délicat ensuite, car les personnes qui ont contribué à l'aboutissement de ce travail sont très nombreuses et j'ai peur d'en omettre. Qu'elles se rassurent, quand elles viendront m'en faire la remarque, je leur demanderai de bien vouloir me pardonner. Délicat enfin, car les remerciements prennent vite un aspect banal laissant l'originalité tomber en désuétude sous une plume avachie.

Je tiens d'abord à remercier chaleureusement mon père, mon jumeau et Annie. Ensemble nous avons affronté les moments les plus difficiles dans la vie d'un Homme, et c'est pourquoi, cette thèse vous est particulièrement dédiée. Sans vous, ces lignes n'existeraient pas. Les pensées que je vous adresse, pour un nombre tellement élevé de raisons, que les gens peu avertis, se lasseraient de les lire.

Mes pensées vont également à : Pierre, Alexandra, Florent, Fanfan et Patrick et leur triplète, Jean et Monique, Jean-françois et Nancy (*vous êtes trop nombreux, je ne vous citerai pas tous !*)

C'est avec le même degré de sympathie que je repense à mes compagnons de route. Julien, Arnaud, Ben, Marianne, Dada, Toufou, Nanou, Ruskoff (*Slava*), Nico, Bruno, Brahim, Gahssen et enfin Amina. Que vous dire, mais surtout que puis-je dévoiler dans ces remerciements ! À tous, soyez persuadés que ces années de thèse passées à vos côtés furent les plus exaltantes parmi toutes ces années d'étudiant. Commençons par le plus comtois des bourguignons, Julien (*Vous pouvez également l'appeler Red-Flag*). Nos trois années de collocation ont été riches en soirées studieuses et festives, mais je salue ta patience pour m'avoir supporté tant d'années. Aujourd'hui, je ne saurais définir l'amitié qui nous lie. Arnaud, Ben, Marianne, Toufou, Nanou et Dada, je vous adresse collectivement toute mon amitié. Comment vous dissocier puisque c'est tous ensemble que nous avons partagé, et que nous partageons encore, ces moments de franche rigolade. À mes premiers compères de bureau, Nico, Slava, Ghassen (et Amina), je tenais à vous dire merci du fond du coeur pour votre accueil et votre gentillesse. Brahim, ton arrivée tardive en tant que thésard est mon seul regret. En effet, si tu es le dernier arrivé dans ce noyau dur, sache que sans toi, et tes travaux sur l'asservissement visuel je n'aurais pas pu avancer aussi vite sur la fin de ma thèse. Enfin, je terminerai ce tour de table par cette vieille bique de Bruno. C'est à toi que je dois la découverte de la bonne utilisation d'un ordinateur personnel, de ce goût enfin apprécié de la programmation, de la philosophie du monde numérique libre et de l'open-source. Tu es quelqu'un de pythonesque : à la fois

pour ton humour d'informaticien en théorie du langage mais surtout pour ton incroyable talent d'orateur du monde libre dans l'informatique. À tous, merci.

Chers collègues du département, ne soyez pas en reste. Le plaisir de vous avoir côtoyé restera un très bon souvenir. L'ambiance amicale que vous entretenez à contribué au bon déroulement de ce travail. Je ne peux tous vous citer mais sachez que ces quelques lignes sont pour vous. Juste un mot particulier pour Patrick R. avec qui j'ai travaillé plus particulièrement ; ce fut un réel plaisir et sache qu'une partie de l'originalité de cette thèse t'appartient tout autant, je parle naturellement de friction et d'un certain AFM aux blagues douteuses, ou bien est-ce toi. Je ne sais plus, mais cela n'a que peu d'importance.

Enfin, je terminerai par les membres de mon jury. Merci à vous :

- Monsieur Éric Bideaux, pour avoir présidé mon jury ;
- Messieurs Alain Delchambre et Stéphane Régnier, pour ce laborieux travail de rapporteurs ;
- Monsieur Jamal Takadoun, pour votre présence en tant qu'examineur et tout particulièrement pour vos critiques et remarques sur la science du frottement ;
- Messieurs Yassine Haddab et Philippe Lutz pour m'avoir encadré et surtout supporté pendant si longtemps.

J'en termine avec cet exercice si difficile. N'ayant pas été pourvu dès la naissance d'un véritable talent de poète, je préfère être concis. Et si vous me connaissez, je ne pourrai pas faire illusion très longtemps face à ma finesse légendaire. Je clôture donc ce monologue.

Mickaël.

# Table des matières

Glossaire des notations	xi
Introduction générale	1
<b>I Définition d'une approche globale pour l'alimentation multi-échelles en composants</b>	<b>5</b>
<b>1 De la miniaturisation aux microsytèmes</b>	<b>7</b>
1.1 Contexte du micro-assemblage modulaire	7
1.2 Forces du micromonde	9
1.2.1 Forces de Van-der-Waals	10
1.2.1.1 Définitions	13
1.2.1.2 Approximation de Derjaguin	14
1.2.2 Forces capillaires	15
1.2.3 Forces électrostatiques	16
1.3 Conséquences sur le micro-assemblage	16
1.3.1 Nouveau concept : la micro-usine	16
1.3.2 Stratégies en micro-assemblage.	17
1.4 Vers la micro-usine	19
1.4.1 Fonctions des systèmes de micro-assemblage	19
1.4.2 Historique	20
1.5 Le challenge de la modularité - haute précision	24
1.5.1 Pourquoi la modularité ?	24
1.5.2 Minicomposants et haute résolution	26
1.5.3 Lorsque les dimensions diminuent	26
1.6 Conclusion	27
<b>2 État de l'art des systèmes d'alimentation aux échelles millimétrique et micrométrique</b>	<b>29</b>
2.1 Les microsytèmes sans contact	29
2.1.1 Principe pneumatique	30
2.1.2 Principe électrostatique	31
2.1.3 Principe par ultrasons	33
2.1.4 Principe magnétique	34

2.1.5	Discussion . . . . .	34
2.2	Les microsytèmes avec contact . . . . .	36
2.2.1	Les microrobots mobiles . . . . .	36
2.2.2	Surfaces actives . . . . .	37
2.2.2.1	Les cils actionneurs thermobimorphes . . . . .	37
2.2.2.2	Les cils magnétiques . . . . .	38
2.2.2.3	Les cils à réaction chimique . . . . .	39
2.2.3	Surfaces passives . . . . .	39
2.2.4	Discussion . . . . .	41
2.3	Conclusion . . . . .	41
<b>3</b>	<b>Projet EUPASS : système d'alimentation en composants millimétriques</b>	<b>43</b>
3.1	Présentation du projet européen EUPASS . . . . .	43
3.2	Stratégies d'alimentation en composants . . . . .	44
3.2.1	Stratégies intégrant le système d'alimentation . . . . .	45
3.2.2	Stratégies avec le système d'alimentation hors ligne . . . . .	46
3.2.3	Conclusion : choix d'une stratégie pour le système d'alimentation en composants . . . . .	48
3.3	Cahier des charges pour le système d'alimentation en composants . . . . .	49
3.3.1	Étendue des composants tests . . . . .	51
3.3.2	Fonctions du système d'alimentation . . . . .	52
3.3.3	Conclusion . . . . .	54
3.4	Solutions proposées . . . . .	54
3.4.1	Système d'alimentation de type cassette et son évolution . . . . .	55
3.4.2	Recherche d'un principe de maintien des composants . . . . .	56
3.4.2.1	Principe actif : la glace . . . . .	57
3.4.2.2	Principe semi-actif : la polycaprolactone . . . . .	58
3.5	Conclusion . . . . .	60
<b>II</b>	<b>Déplacements par inertie de micro-objets</b>	<b>63</b>
<b>4</b>	<b>Étude de la friction</b>	<b>65</b>
4.1	Genèse du frottement . . . . .	65
4.1.1	Modèles de friction classiques . . . . .	67
4.1.2	Modèles dynamiques de friction . . . . .	69
4.1.3	Modèle de Bowden et Tabor . . . . .	69
4.1.4	Modèle de Greenwood-Williamson (GW) . . . . .	70
4.1.5	Théorie du contact . . . . .	72
4.1.5.1	Modèle de Hertz . . . . .	72
4.1.5.2	Modèle JKR . . . . .	72
4.1.5.3	Modèle DMT . . . . .	73
4.1.5.4	Transition de Maugis . . . . .	74
4.1.5.5	Discussion . . . . .	75
4.1.6	Synthèse des paramètres à déterminer . . . . .	76
4.2	Caractérisation des surfaces . . . . .	77
4.2.1	Microscopie . . . . .	77
4.2.2	Microscope à force atomique : AFM . . . . .	80
4.2.3	Calibrage du microscope à force atomique . . . . .	82
4.2.3.1	Évaluation de la raideur en flexion . . . . .	82

4.2.3.2	Évaluation de la raideur en torsion . . . . .	83
4.2.3.3	Synthèse du calibrage du microscope à force atomique . . . . .	83
4.3	Proposition d'une méthode d'évaluation de la force de friction . . . . .	88
4.3.1	Démarche . . . . .	88
4.3.2	Relevés topographiques des surfaces . . . . .	90
4.3.3	Évaluation de la friction entre un cuboïde microscopique et une surface de silicium . . . . .	94
4.3.4	Description du système expérimental . . . . .	95
4.3.5	Résultats expérimentaux . . . . .	97
4.4	Conclusion . . . . .	100
<b>5</b>	<b>Conception et commande du microsystème d'alimentation</b>	<b>103</b>
5.1	Définition et optimisation du système d'alimentation en microcomposants . . . . .	103
5.2	Caractérisation du système d'alimentation en microcomposants . . . . .	107
5.3	Principe d'une surface modulaire . . . . .	110
5.4	Discussion . . . . .	111
5.5	Modelage d'entrée ou Input-Shaping . . . . .	111
5.5.1	Présentation . . . . .	112
5.5.2	Théorie de l'Input-shaping . . . . .	113
5.6	Dispositif de commande du déplacement des micro-objets . . . . .	118
5.6.1	Présentation du dispositif . . . . .	118
5.6.2	Algorithme de tracking 2D . . . . .	120
5.7	Conclusion . . . . .	121
<b>6</b>	<b>Résultats expérimentaux</b>	<b>123</b>
6.1	Mise en oeuvre du contrôle des vibrations et de l'asservissement visuel . . . . .	124
6.2	Évaluation du pas de déplacement . . . . .	125
6.2.1	Protocole expérimental . . . . .	125
6.2.2	Évaluation du pas de déplacement . . . . .	128
6.2.3	Asservissement en position de microcomposants . . . . .	133
6.3	Conclusion . . . . .	135
	<b>Conclusions et perspectives</b>	<b>137</b>
	<b>Bibliographie</b>	<b>141</b>



# Table des figures

1.1	Richard Feynman . . . . .	7
1.2	Illustration des trois forces de surfaces. . . . .	8
1.3	Illustrations des quatre interactions fondamentales. <sup>1</sup> . . . . .	9
1.4	Positions probabilistes d'un électron autour d'un noyau d'hydrogène . . . . .	10
1.5	Potentiel de Lennard-Jones . . . . .	11
1.6	Ménisque capillaire entre une sphère et un plan. . . . .	15
1.7	Réducteur à engrenage . . . . .	17
1.8	Manipulation parallèle de type wafer-to-wafer . . . . .	18
1.9	État de l'art des différents processus de micro-assemblage. . . . .	18
1.10	Illustration des problèmes rencontrés dûs aux forces de surface lors de la prise, puis du dépôt et enfin du positionnement d'un micro-objet. . . . .	19
1.11	Illustration des premières miniaturisations au Japon. . . . .	21
1.12	Minisystème de tournage et de meulage. . . . .	21
1.13	Station de micro-assemblage . . . . .	22
1.14	Mini-usine du projet MiniProd . . . . .	23
1.15	Pocket Factory . . . . .	23
1.16	Illustrations d'une architecture de micro-usine modulaire, d'une cellule et d'un module . . . . .	25
2.1	Structure générale du microconvoyeur pneumatique distribué . . . . .	30
2.2	Illustration et photographie du convoyeur pneumatique unidimensionnel . . . . .	31
2.3	Panneau électrique pour le convoyage électrostatique de microparticules. . . . .	32
2.4	Principe du déplacement par ultrasons. . . . .	33
2.5	Microrobot à languettes thermiques. . . . .	37
2.6	Micro-actionneurs « cil » disposés en étoile . . . . .	37
2.7	Micro-actionneurs « cil » . . . . .	38
2.8	Champ de force engendré par l'ensemble des cils . . . . .	38
2.9	Positionnement stochastique utilisant des vibrations ultrasonores pour le déplacement des objets et des champs électrostatiques pour les positionner . . . . .	39
2.10	Vue générale du convoyeur pneumatique par dépression et description du mode opératoire d'un pas. . . . .	40
3.1	Représentation de deux systèmes d'alimentation : une trémie et un bol vibrant. . . . .	44
3.2	Chaque procédé d'alimentation est dédié à un processus d'assemblage et directement relié au poste d'assemblage. . . . .	45

3.3	Représentation d'une approche en ligne flexible . . . . .	46
3.4	Stratégie d'alimentation « hors ligne » avec un lien manuel avec les postes d'assemblage. . . . .	47
3.5	Stratégie d'alimentation « hors ligne » avec un lien standardisé. . . . .	48
3.6	Robot Fanuc équipé d'un système de vision tridimensionnel . . . . .	49
3.7	Système d'alimentation Adept Anyfeeder . . . . .	50
3.8	Présentation de la minivalve « test-case » proposée par FESTO. . . . .	51
3.9	Objets tests proposés par Philips . . . . .	52
3.10	Résumé des différents critères imposés pour le choix technologique du système d'alimentation en composants. . . . .	53
3.11	Illustration du principe à bande retenu pour la structure globale du système d'alimentation. . . . .	54
3.12	Concept du système d'alimentation développé par BOSCH fondé sur le principe d'une cassette. . . . .	55
3.13	Première version de la bande perforée destinée à recevoir les composants. . . . .	56
3.14	Première version du module d'alimentation . . . . .	56
3.15	Maintien d'un engrenage de montre par une goutte d'eau gelée par effet Peltier. . . . .	57
3.16	Bande flexible alvéolée permettant le maintien d'objets différents. . . . .	59
3.17	Alvéole flexible et modulaire permettant le maintien de composants . . . . .	60
4.1	Transport du colosse du nomarque Djéhoutihétep. . . . .	66
4.2	Gravures de C.A Coulomb représentant les aspérités entre les surfaces. . . . .	66
4.3	Exemples de modèles statiques de friction en fonction de la vitesse de glissement $v_g$ . . . . .	68
4.4	Représentation de deux surfaces rugueuses en contact selon GW. . . . .	71
4.5	Géométrie du contact entre deux sphères sous une force $F_n$ . . . . .	73
4.6	Représentation du contact suivant Maugis. . . . .	74
4.7	Principe de détection optique de l'AFM. . . . .	80
4.8	Système de positionnement piézoélectrique à sonde fixe. . . . .	81
4.9	Représentation d'une courbe d'approche-retrait . . . . .	86
4.10	Chemin optique du microscope de la société NTMDT. . . . .	87
4.11	Méthode de calcul de la contrainte de cisaillement interfaciale. . . . .	88
4.12	Topographie d'une surface de silicium obtenue par AFM. . . . .	90
4.13	Schéma représentant un sommet (0) et ses huit plus proches voisins. . . . .	91
4.14	Influence du coefficient de dissymétrie sur une loi de probabilité. . . . .	92
4.15	Influence du coefficient d'aplatissement sur une loi de probabilité. . . . .	92
4.16	Évaluation des rayons de courbures de chacun des sommets d'un profil de rugosité d'une surface. . . . .	93
4.17	Distance de séparation $d$ ( $m$ ) en fonction du poids du micro-objet ( $N$ ). . . . .	94
4.18	Représentations de la position standard d'une tête d'AFM, et de sa position verticale . . . . .	95
4.19	Station de mesures de friction par AFM. . . . .	96
4.20	Représentation des supports utilisés. . . . .	97
4.21	Principe d'une phase d'approche et de retrait pour la mesure de friction en mode normale. . . . .	97
4.22	Influence de la diminution de la surface apparente . . . . .	99
4.23	Exemple de courbe de friction obtenue sur les deux types de surfaces pour un micro-objet de $300 \times 300 \mu m^2$ . . . . .	100
5.1	Axe de translation réalisé à l'aide de charnières élastiques. . . . .	104

5.2	Représentation d'un micro-objet placé sur la partie mobile déplacée par un stack piézoélectrique. . . . .	105
5.3	Céramiques piézoélectriques multicouches. . . . .	106
5.4	Comparaisons entre différents matériaux actifs suivant la relation entre énergie volumique et fréquence d'utilisation . . . . .	107
5.5	Dispositif de mesure pour évaluer le comportement dynamique du système d'alimentation à partir d'un interféromètre. . . . .	107
5.6	Réponse du système d'alimentation lorsque le stack piézoélectrique est soumis à un signal de type créneau pour une tension d'amplitude 100V. . . . .	109
5.7	Illustration d'une surface modulaire du microsystème d'alimentation en microcomposants . . . . .	110
5.8	Matrice de trous usinée sur une surface de silicium. . . . .	110
5.9	Principe du modelage d'entrée par Input-Shaping . . . . .	112
5.10	Interférence entre deux ondes sinusoïdales. . . . .	113
5.11	Réponse de la partie mobile avec et sans input-Shaping. . . . .	116
5.12	Détails de la réponse de la partie mobile lors du régime transitoire. . . . .	116
5.13	Représentation de l'accélération de la table mobile en fonction de son déplacement . . . . .	117
5.14	Vue générale du système de commande. . . . .	118
5.15	Photographie de la mire plane (2D). . . . .	119
5.16	Schéma des paramètres intrinsèques de la caméra . . . . .	120
5.17	Fenêtre de tracking comportant le micro-objet. . . . .	121
6.1	Prototype expérimental. . . . .	123
6.2	Représentation du signal de la tension de commande appliquée au stack piézoélectrique. . . . .	124
6.3	Conception du générateur d'impulsions et du modeleur d'entrée sous le logiciel Simulink. . . . .	125
6.4	Photographie des motifs de la mire . . . . .	126
6.5	Micro-objet de dimensions $500 \times 500 \mu m^2$ utilisé pour caractériser l'influence des vibrations sur le microscope optique lors de la détection de son centre de masse. . . . .	127
6.6	Image d'une surface d'un support en silicium usinée en salle blanche afin d'obtenir une surface de contact apparente de 50% (partie de gauche) avec la surface d'un micro-objet de $500 \times 500 \mu m^2$ . . . . .	127
6.7	Déplacement d'un microcomposant de $500 \times 500 \mu m^2$ sur une surface pleine. Le stack piézoélectrique est alimenté sous une tension de 190 V et la période du signal est de 0,1 s. . . . .	128
6.8	Déplacement d'un microcomposant de $500 \times 500 \mu m^2$ suivant $X^+$ en fonction du nombre de pas. . . . .	129
6.9	Déplacement du cuboïde suivant $Y_t$ en fonction du nombre de pas. . . . .	129
6.10	Prises de vue lors du déplacement du microcomposant de $500 \times 500 \mu m^2$ en mode pas à pas. . . . .	130
6.11	Déplacement du micro-objet de $500 \times 500 \mu m^2$ suivant $X^-$ en fonction d'une séquence de 10 impulsions. . . . .	130
6.12	Déplacement d'un micro-objet de $300 \times 300 \mu m^2$ suivant $X^+$ en fonction du nombre de pas. . . . .	131
6.13	Déplacement d'un micro-objet $300 \times 300 \mu m^2$ suivant $X^-$ en fonction du nombre de pas. . . . .	132

6.14 Asservissement en mode pas à pas d'un microcomposant de $500 \times 500 \mu m^2$ sur une surface usinée . . . . .	134
6.15 Déplacement d'un micro-objet de $500 \times 500 \mu m^2$ suivant $X^-$ . . . . .	135

# Liste des tableaux

2.1	Comparaisons entre lévitations pneumatique et magnétique par surfaces actives	35
2.2	Résumé des différentes caractéristiques des systèmes sans contact développés pour l'alimentation en composants. . . . .	36
3.1	Évaluation des quatre stratégies d'alimentation en composants. . . . .	49
4.1	Résumé des principales caractéristiques des trois principaux modèles de contact : Hertz, JKR et DMT. . . . .	74
4.2	Liste des principales microscopies en champs proche . . . . .	78
4.3	Résumé des différentes méthodes pour évaluer la rigidité normale des microleviers d'AFM. . . . .	85
4.4	Caractéristiques géométriques des micro-objets. . . . .	96
4.5	Évaluation de l'aire réelle entre un micro-objet et un support pour une surface apparente pleine et trouée. . . . .	98
4.6	Résumé des mesures de forces de friction pour un micro-objet de $300 \times 300 \mu m^2$ placés sur une surface pleine et usinée. . . . .	98
4.7	Évaluation de la contrainte de cisaillement interfacial $\tau$ pour un micro-objet placé sur la surface pleine du support. . . . .	100
5.1	Comparaison des matériaux actifs les plus communs. . . . .	106
5.2	Caractéristiques dynamique du système d'alimentation compliant. . . . .	108
6.1	Résumé des pas de déplacement pour des micro-objets de $300 \times 300 \mu m^2$ et de $500 \times 500 \mu m^2$ . . . . .	132



# Glossaire des notations

---

## Chapitre 1

---

$r$	Distance interatomique
$w(r)$	Énergie d'interaction
$F(r)$	Force d'interaction
$w_K$	Énergie de Keesom
$w_D$	Énergie de Debye
$w_L$	Énergie de London
$w_{LJ}(r)$	Potentiel 12 – 6 de Lennard-Jones
$\epsilon$	Profondeur du puits d'énergie
$r_0$	Distance interatomique d'équilibre
$F_{LJ}(r)$	Force de Lennard-Jones
$w_{vdw}$	Énergies d'interaction de Van-der-Waals
$C_{vdw}$	Potentiel d'interaction de Van-der-Waals
$d$	Distance de séparation entre deux corps macroscopiques
$A$	Constante de Hamaker
$R_i$	Rayons des sphères et des cylindres respectifs
$\rho_i$	Nombre d'atomes par unité de volume des corps respectifs
$\epsilon_i$	Permittivité diélectrique des corps considérés
$n_i$	Indice de réfraction des corps considérés
$k$	Constante de Boltzmann
$T$	Température
$h$	Constante de Plank
$\nu_e$	Principale fréquence électronique d'absorption
$W_{11}$	Travail de cohésion
$W_{12}$	Travail d'adhésion
$\gamma$	Énergie de surface

$\gamma_{12}$	Énergie interfaciale ou tension interfaciale
$r_k$	Rayon de kelvin
$R$	Constante des gaz parfaits
$V$	Volume molaire d'un liquide
$(p/p_s)$	Pression de vapeur relative
$F_{cap}$	Force capillaire
$\theta_i$	Angles de contact
$Q_i$	Charge des particules considérées
$\epsilon_0$	Constante diélectrique du milieu

---

## Chapitre 2

---

$q(c)$	Charge électrique d'une particule
$d$	Diamètre d'une particule
$\epsilon_0$	Permittivité du vide
$\epsilon$	Permittivité du milieu
$E_B$	Champ disruptif de l'air
$\tau$	Temps de relaxation de la charge

---

## Chapitre 4

---

$\alpha$	Angle de frottement
$\mu_s$	Coefficient de friction statique
$\mu_d$	Coefficient de friction dynamique
$A_a$	Aire apparente de contact
$A_r$	Aire réelle
$F_f$	Force de friction
$F_N$	Force normale
$F_T$	Force tangentielle
$v_g$	Vitesse de glissement
$\tau$	Contrainte interfaciale de cisaillement
$\nu$	Coefficient de résistance fluidique
$F_{rupture}$	Force de rupture
$\sigma$	Coefficient de raideur
$\sigma_0$	Coefficient de friction de Coulomb
$\sigma_1$	Coefficient de frottement visqueux
$\sigma_2$	Coefficient d'amortissement
$F_{ss}(v_g)$	Fonction de Stribeck
$p$	Pression nominale
$H$	Dureté

$P$	Pression normale
$R$	Rayon des sommets
$\phi(z)$	Loi de probabilité de la distribution des aspérités
$\sigma$	Écart type
$\mu$	Hauteur moyenne des aspérités
$d$	Distance de séparation entre deux surfaces
$N$	Nombre total d'aspérités
$\eta$	Densité des sommets par unité d'aire
$z$	Hauteur d'une aspérité
$A(\delta)$	Aire de contact d'une aspérité
$P(\delta)$	Pression appliquée sur une aspérité
$P_r$	Charge totale
$a$	Rayon de contact
$\nu_i$	Coefficients de Poisson
$E_i$	Modules de Young
$\Delta_\gamma$	Énergie de surface
$\gamma_i$	Énergies superficielles
$\gamma_{12}$	énergie interfaciale
$\delta$	Hauteur d'indentation ou écrasement
$F_{adh}$	Force d'adhésion
$\lambda$	Paramètre d'élasticité
$K_f$	Raideur d'une poutre
$f_0$	Fréquence de résonance d'une poutre
$K_{tor}$	Rigidité en torsion
$S_{ku}$	Coefficient d'aplatissement ou Kurtosis
$S_{sk}$	Coefficient de dissymétrie ou Skewness
$m^k$	Moment d'ordre $k$
$S_q$	Écart quadratique moyen

---

## Chapitre 5

---

$\ddot{x}_t$	Accélération de la table mobile
$\dot{x}_\mu$	Accélération du microcomposant
$m$	Masse du microcomposant
$\delta$	Déplacement total de l'actionneur piézoélectrique
$\delta_0$	Déformation d'une céramique piézoélectrique
$F(p)$	Fonction de transfert du microsysteme
$w_n$	Pulsation naturelle du microsysteme
$\zeta$	Facteur d'amortissement du microsysteme
$V(w_n, \zeta)$	Amplitude des vibrations résiduelles du microsysteme

$w_d$	Pseudo-pulsation du microsysteme
$A_i$	Amplitudes des impulsions du modeleur d'entree
$t_i$	Instants auxquels sont appliques les impulsions du modeleurs
$d_f$	La distance focale
$k_x$	Longueur du pixel dans le repere du microscope optique
$k_y$	Longueur du pixel dans le repere du microscope optique
$K$	Matrice des parametres intrinseques du microscope optique
$G(x_g, y_g)$	Centre de gravite du microcomposant

---

# Introduction générale

Aujourd'hui, les microsystèmes ont envahi notre vie quotidienne. On les retrouve dans des domaines très différents comme sur les ailes d'un AIRBUS-A380, dans une voiture ou encore dans des systèmes portables comme les téléphones. Leur développement est issu de plusieurs critères tels que :

- la réduction de la taille ;
- la réduction de la consommation d'énergie ;
- la réduction des coûts ;
- l'amélioration des performances d'un système. . .

Les premiers travaux fondés sur la technologie de la micro-électronique ont donné naissance à des micro-actionneurs ou des micro-capteurs passifs intégrés sur une puce électronique. Il ne s'agissait pas encore de microsystèmes. Si l'on combinait déjà l'électronique avec un capteur ou un actionneur, ces éléments n'incluaient pas à la fois des capteurs, des actionneurs et de l'électronique. En effet, il n'était pas encore possible à l'époque de manipuler des composants microscopiques. C'est pourquoi, ces micro-actionneurs étaient fabriqués sur la puce électronique sans aucune séquence d'assemblage.

Vers le milieu des années 1990 l'émergence de la recherche en microrobotique a permis d'entrevoir d'autres possibilités pour la fabrication de véritables microsystèmes. En effet, la microrobotique a ouvert la voie de la manipulation d'objets aux formes géométriques complexes. Puisque la technologie de fabrication était désormais connue et qu'il était possible de manipuler des composants tridimensionnels, l'évolution des premiers microsystèmes ne resta pas longtemps cantonnée dans les domaines de la micro-électronique sur silicium et de la mécanique. Aujourd'hui, ces microsystèmes couvrent des domaines tels que :

- la thermique ;
- l'acoustique ;
- la biologie ;
- l'électromagnétique ;
- l'optique. . .

Il s'agit de manipuler des composants de forme et de taille diverses. Ces microsystèmes sont connus sous divers acronymes anglophones comme :

- les MEMS (MicroElectroMechanicalSystem) ;
- les Bio-MEMS ;
- les MOEMS (MicroOpticoElectromechanicalSystem). . .

Cependant, un caractère limitant au développement des MEMS est le temps de conception très long et la nécessité d'un savoir-faire pointu pour la phase de microfabrication. Le micro-assemblage est une opportunité pour le développement futur des MEMS. En effet, les travaux des premiers micro-actionneurs (des micropinces) ont conduit au développement de stations télé-opérées. Très peu automatisée, la réussite d'une opération de manipulation et d'assemblage dépend fortement de la dextérité de la personne qui manipule. Ces stations ont mis en avant, la difficulté pour un opérateur humain de travailler à une échelle micrométrique face aux spécificités du micromonde. L'étape suivante fut donc de concevoir un ensemble de micromachines automatisées, capables de se synchroniser afin de concevoir une séquence d'assemblage complète. Ce concept est connu sous le nom de micro-usine.

L'idée est de concevoir un système de production qui soit en rapport avec les dimensions des microproduits. Ainsi, on cherche à diminuer la consommation d'énergie tout en concevant un système de petites dimensions au prix le plus faible. Le principe de micro-usine développé au sein du département AS2M de l'institut FEMTO-ST de Besançon est fondé sur les critères de flexibilité et de modularité. Il s'agit de concevoir un système reconfigurable afin de l'adapter le plus rapidement possible à des changements de production.

Ce système de production est composé de plusieurs fonctions pour réaliser des opérations d'assemblage. La plus développée est la micropièze. On trouve également une fonction de changement d'effecteur pour micropièze qui permet d'augmenter la flexibilité de ces micropièzes. La supervision de l'ensemble est une fonction basique si l'on souhaite totalement automatiser l'ensemble. Il en existe beaucoup d'autres, mais celle qui interagit en premier avec les microcomposants est la fonction alimentation. Elle est l'une des fonctions les moins développées à ce jour. Ces travaux de thèse sont dédiés à cette fonction alimentation en composants de taille millimétrique ou micrométrique.

Si cette fonction est si peu développée, cela est dû au fait que la réalisation d'une tâche complètement automatisée dans le micromonde est extrêmement difficile. Les travaux menés depuis 2002 au sein du département AS2M (ex LAB<sup>2</sup>), n'ont abouti à des premières automatisations que depuis la fin 2007. Dans ces conditions, les problématiques liées à la fonction alimentation en microcomposants et plus particulièrement le convoyage et le positionnement ne sont devenus très importants que lorsque les succès de micromanipulation, de lâcher... sont devenus répétables.

Notons également que les systèmes d'alimentation en composants microscopiques ou macroscopiques existants ne combinent pas au sein d'un même procédé les critères de flexibilité et de modularité.

Enfin, les spécificités du micromonde ne permettent pas de transposer un procédé macroscopique directement dans le micromonde par une simple réduction d'échelle.

Dans ces travaux de thèse nous avons étudié la problématique de la fonction alimentation à deux échelles physiques différentes. Dans le cadre du projet européen EUPASS (Evolvable Ultra-Precision Assembly SystemS), nos travaux ont été concentrés sur l'étude d'un système d'alimentation en composants de taille millimétrique. Ce système devait être flexible et modulaire. De plus, il devait être capable de s'adapter à des changements de flux de production tout en garantissant le maintien des composants avec une très grande précision. Enfin, ces travaux de thèse ont été axés sur le développement d'un microsystème d'alimentation capable de déplacer des micro-objets. Il devait également être flexible et modulaire. De plus, sa commande devait être peu gourmande en temps de calcul et en espace mémoire pour pouvoir être aisément embarquée. Ces travaux ont ainsi porté sur deux principes d'alimentation en composants à deux échelles différentes dont les caractéristiques communes étaient les critères

de flexibilité et de modularité.

Nous avons organisé ce mémoire en deux grandes parties. La première est constituée des chapitres 1, 2 et 3. Elle concerne la présentation générale du micromonde et des microsystèmes. Nous décrivons l'état de l'art sur les systèmes d'alimentation et l'étude menée au sein du projet européen EUPASS. La seconde partie, composée des chapitres 4, 5 et 6, est dédiée à l'étude de la friction entre des objets microscopiques et des supports. Enfin, la conception et la commande d'un microsystème d'alimentation en microcomposants est également détaillée.

**Le chapitre 1** présente le contexte du micro-assemblage modulaire. Il commence par une présentation des MEMS puis décrit les caractéristiques du micromonde. Cette partie introductive permet de mettre en relief la spécificité du micro-assemblage ainsi que l'évolution des stations téléopérées vers les micro-usines. Enfin les concepts de flexibilité et de modularité sont définis pour un système d'alimentation en minicomposants et en microcomposants.

**Le chapitre 2** a pour objectif de présenter un état de l'art les travaux qui ont été effectués sur la fonction alimentation aux échelles millimétrique et micrométrique. Cette étude permet de mettre en évidence les lacunes des procédés existants ainsi que l'originalité des solutions proposées au sein du projet EUPASS, et de l'équipe SAMMI du département AS2M.

**Le chapitre 3** expose l'étude effectuée pour le choix et la conception d'un nouveau système d'alimentation en minicomposants. Flexible et modulaire, il répond aux critères de reconfigurabilité ainsi que d'adaptabilité aux variations de flux de production. Ce chapitre clos la première partie de ce travail de thèse.

**Le chapitre 4** expose une méthode pour déterminer la force de friction entre un cuboïde microscopiques en silicium et une surface en silicium. Notre démarche permet d'évaluer directement la force de friction pour un contact de type multi-aspérités. Puisque cette méthode se base sur l'utilisation d'un microscope à force atomique, nous présentons également la microscopie et plus particulièrement le microscope à force atomique. La contribution de cette partie du travail réside dans la caractérisation de la contrainte de cisaillement interfaciale définie dans le modèle de friction de Bowden et Tabor. De plus, le choix du silicium se justifie face à l'utilisation massive de ce matériau dans les microsystèmes. Enfin, la connaissance de cette contrainte permet d'estimer l'intensité de la force de friction pour différents objets sans avoir recours à des expérimentations. Cette étude est utile au bon fonctionnement du microsystème d'alimentation en microcomposants puisque le principe adopté repose sur l'utilisation de vibrations horizontales du microsystème pour déplacer les micro-objets.

**Le chapitre 5** présente le cahier des charges pour la réalisation de ce microsystème. Ce dernier doit être flexible, modulaire et simple. De plus, la mise en oeuvre de la loi de commande doit être rapidement implémentable. Le microsystème compliant auquel nous avons abouti est présenté et son comportement identifié. Le contrôle des vibrations est effectué par modelage du signal d'entrée (Input-Shaping). Enfin, nous présentons le dispositif expérimental pour l'asservissement visuel de la position des micro-objets. Le calibrage du microscope photonique et l'algorithme de tracking sont également présentés.

**Le chapitre 6** expose les résultats des expérimentations réalisées. Les résultats obtenus permettent de valider l'approche choisie et permet également de montrer les possibilités de développement de notre système.

Nous terminons ce mémoire par une conclusion qui établit un bilan sur les travaux effectués et des perspectives de travaux futurs.



## Première partie

# Définition d'une approche globale pour l'alimentation multi-échelles en composants



# De la miniaturisation aux microsystèmes

## 1.1 Contexte du micro-assemblage modulaire

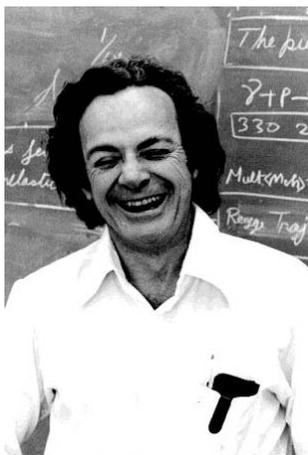


FIGURE 1.1 – Richard Feynman

« *There's Plenty of Room at the Bottom* »<sup>1</sup>, déclara Richard Feynman (figure 1.1), prix Nobel de physique américain, le 29 Décembre 1959 au congrès annuel de l'American Physical Society au California Institute of Technology (Caltech). Ce texte fondateur de la technologie moderne et toujours aussi visionnaire, posait les bases de la course à la miniaturisation. Il prévoyait ainsi dans son discours, que travailler à l'assemblage de composants à l'échelle atomique permettrait de donner une puissance de calcul inouïe aux ordinateurs jusqu'à leur donner une intelligence artificielle. Il ne s'arrêta pas au cas unique de ces derniers, et mis en évidence des possibilités de micro-nano robots en médecine, les phénomènes physiques lorsque l'on passe en dessous du millimètre ainsi qu'à l'échelle atomique et posa ainsi avec cinquante ans d'avance, la problématique de la conception et de l'assemblage de machines à ces échelles.

Le développement de telles machines est issu des progrès de l'électronique avec l'avènement de circuits intégrés après l'invention du premier semiconducteur intégré à base de silicium. C'est donc le silicium et le domaine de l'électronique avec la micro-électronique qui ont rendu possible l'élaboration des premiers éléments mécaniques issus des procédés de fabrication des circuits intégrés au début des années 1980. En 1977, des chercheurs de chez IBM ([Bassous et al., 1977](#)) élaborèrent des têtes d'impression pour imprimante à jet d'encre en gravant des wafers en silicium par un procédé issu de la conception des circuits intégrés.

L'industrie a toujours cherché le moyen de réduire la taille et la consommation de ses produits. En 1982, ([Petersen, 1982](#)) publie un article afin de persuader la communauté scientifique d'utiliser le silicium comme un matériau mécanique. C'est à la fin des années 80, que fut démontré la possibilité d'assembler des éléments en silicium afin d'obtenir un mécanisme capable de se mouvoir. À l'issue de trois workshops durant la même année (1988), sur la microdynamique, le terme « MEMS (**M**icro**E**lectro**M**echanical **S**ystems) » fut adopté afin

1. Il y a tant de place en bas

de décrire des systèmes de taille micrométrique qui se composent de capteurs, d'actionneurs et qui embarquent de l'électronique. Les premiers MEMS furent développés au Japon et aux États-Unis. Dans le premier cas, l'approche adoptée consistait à partir de dispositifs mécaniques conventionnels comportant de l'électronique (d'où le terme de mécatronique), à réduire leur taille, tandis que des MEMS à base de silicium étaient déjà réalisés sur le principe de la micro-électronique de l'autre côté de l'océan Pacifique. Ces deux pionniers, dont les approches sont aux antipodes, nous permettent de mettre en avant la différence fondamentale entre l'assemblage d'une voiture et celui d'un MEMS.

En effet, l'utilisation de robots, fondée sur un modèle macroscopique de la physique, même après miniaturisation ne permet pas de réaliser de telles opérations. Ces robots ne sont plus adaptés à une physique qui se doit de décrire des forces et des interactions parfois négligeables et souvent négligées à l'échelle humaine. Ainsi, les systèmes automatisés qui composent une chaîne d'assemblage, comme les robots et les systèmes d'alimentation en composants, ne peuvent être réduits à une taille millimétrique et opérer sur des constituants de taille submillimétrique. Le développement de ces chaînes d'assemblage se fondent sur la physique newtonienne et l'interaction gravitationnelle. Les faibles dimensions des constituants d'un MEMS font apparaître, au grand jour et non seulement sous un microscope, la physique du micromonde.

Il est aisé d'observer dans notre vie quotidienne les manifestations physiques à l'échelle microscopique. Nous avons déjà remarqué que pendant les matins d'été des gouttes d'eau se forment sur les toiles d'araignées ou sur des brins d'herbes. Ces gouttes, si l'on suit le raisonnement de Newton, devraient en toute logique tomber sur le sol, et pourtant elles restent accrochées. Ce qui peut paraître encore plus surprenant, est d'observer la montée d'un liquide dans un tube lorsqu'il est mis en contact avec un liquide mouillant (Figure 1.2(a)), défiant ainsi notre perception si humaine de la pomme qui chute sur la tête d'Ysaac Newton. Frotter une règle en plastique sur un pull en laine puis l'approcher vers un petit morceau de papier permet de le maintenir à la vertical voir de le coller sur cette dernière sans qu'il n'y ait eu contact (Figure 1.2(b)). La force électrostatique, qui s'exerce alors, est la même que celle qui nous dresse les cheveux dans un champ électrique. Un gecko, (une espèce sous-ordre de lézard) peut tout aussi bien se mouvoir sur le sol, sur une vitre et au plafond ! Cela est rendu possible grâce aux lamelles qui se trouvent sous ses doigts. Ce sont les interactions de Van-der-Waals entre ces lamelles et la surface qui lui permettent de se déplacer du sol au plafond (Figure 1.2(c)). Les exemples précédents illustrent les effets de trois forces prépondérantes sur la gravité à l'échelle microscopique : les forces capillaires, électrostatiques et de Van-der-Waals.

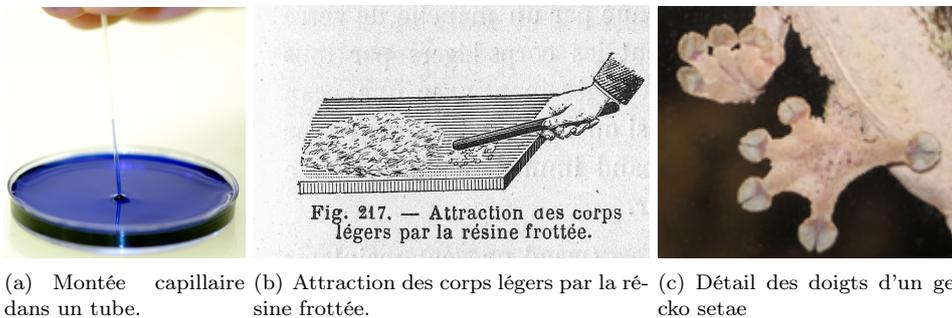


FIGURE 1.2 – Illustration des trois forces de surfaces.

## 1.2 Forces du micromonde

Si les pommes chutent, si les objets ont leur propre forme, si une ampoule éclaire une pièce et enfin si le squelette de Lucy est estimé à au moins 3,5 millions d'années, c'est grâce aux quatre forces fondamentales de la Nature. Ces quatre forces sont à la base des forces surfaciques que nous avons énoncées précédemment.

La gravitation est l'interaction qui gouverne le comportement des astres et de l'Univers. C'est une interaction de longue portée. Elle agit sur les particules les plus élémentaires jusqu'à l'échelle de la mécanique céleste. Cependant, à l'échelle subatomique, son action est négligeable. L'accumulation de l'ensemble des interactions gravitationnelles de chaque particule donne naissance à la force de gravitation à l'échelle macroscopique. Ainsi, la Lune gravite autour de la Terre, qui elle-même produit les effets des marées sur cette dernière. Étant la plus faible des quatre interactions, elle est pourtant celle que nous ressentons le plus. La seconde force de la Nature que nous pouvons encore percevoir est l'interaction électromagnétique. Elle se manifeste sous deux formes : électrique et magnétique, et ses effets sont les plus courants. La foudre, les effets électrostatiques, les aimants sont issus de cette interaction, qui est également à l'origine de la lumière blanche. C'est elle qui définit les propriétés des gaz, des solides et des liquides. Sa portée est tout comme la gravitation infinie et décroît en fonction du carré de la distance. Elle est responsable du fait que la matière soit neutre, en assurant la cohésion entre les électrons en orbite autour du noyau. Les interactions issues des électrons des atomes voisins donnent naissance aux liaisons entre les atomes ce qui permet la construction des molécules et enfin de corps plus massifs tels que le corps humain.

Les deux interactions restantes ont une portée beaucoup plus courte. Leurs actions sont confinées à l'intérieur du noyau atomique ( $\approx 10^{-15}\text{m}$ ). La plus intense, l'interaction forte, agit uniquement sur les quarks ou sur les particules composées de quarks (les neutrons et les protons par exemple). Elle assure la cohésion du noyau. Elle se manifeste tous les jours au lever du Soleil. C'est elle qui est responsable en grande partie des réactions thermonucléaires. Elle se manifeste également à chaque instant de notre vie puisqu'elle assure l'unité des atomes. L'interaction faible agit à l'intérieur des neutrons et des protons ( $\approx 10^{-18}\text{m}$ ). Elle s'applique à toutes les particules de matière. Elle est responsable de la désintégration des neutrons au sein du noyau. Cette désintégration engendre l'émission de rayon beta. C'est pour cette raison que les archéologues utilisent un atome radioactif beta particulier : le carbone 14 pour évaluer l'âge de leurs découvertes.

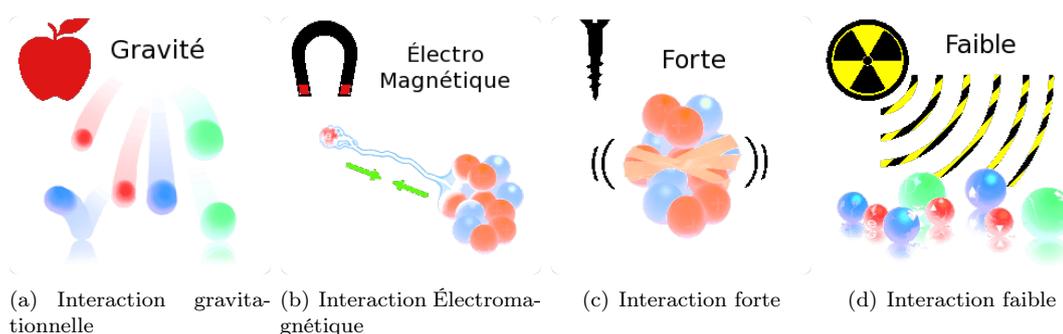


FIGURE 1.3 – Illustrations des quatre interactions fondamentales.<sup>2</sup>

2. <http://www.particlephysics.ac.uk/explore/the-standard-model.html>

Puisque le rayon des interactions faibles et fortes est restreint au niveau subatomique, la description des forces de surface est avant tout issue des interactions électromagnétique et gravitationnelle. En effet, les phénomènes physiques que nous allons décrire sont compris entre des formes conventionnelles (sphériques, cylindriques et planes) à une échelle micrométrique. La description physique et les modèles mathématiques qui en découlent font abstractions des approches quantiques ou plus raffinées comme cela est le cas pour l'analyse des gaz réels par exemple.

### 1.2.1 Forces de Van-der-Waals

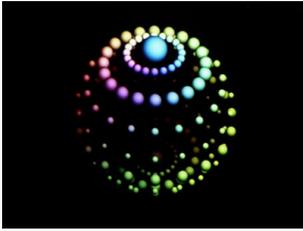


FIGURE 1.4 – Positions probabilistes d'un électron autour d'un noyau d'hydrogène. CNRS Photothèque.

Aux origines des forces de Van-der-Waals, se trouvent les fluctuations du nuage électronique autour du noyau atomique (voir figure 1.4). On représente communément les électrons gravitant autour de leur noyau, mais la physique quantique a montré que ces derniers avaient une probabilité de prendre une position particulière sur une orbite donnée, avec une position de prédilection qui caractérise l'état stable de l'atome. Ainsi, les fluctuations de la position des électrons (à la surface de l'atome si on se permet de faire une représentation abusive du noyau par une sphère) engendrent des dipôles momentanés : le barycentre des charges des électrons ne coïncide plus avec celui des charges positives du noyau. Cet effet est également vrai même pour des atomes ou des molécules non-polaires. En moyenne ces atomes et ces molécules ont un moment dipolaire nul. Supposons maintenant que notre atome ait un proche voisin situé à une distance  $r$ , sa fluctuation de charge va provoquer un dipôle induit avec ce dernier.

La différence de charge génère une attraction et une liaison s'établit momentanément. Nous venons de décrire la contribution la plus importante aux forces de Van-der-Waals : l'énergie d'interaction de London variant comme l'inverse de la distance interatomique à la puissance 6. La relation qui lie une énergie d'interaction  $w(r)$  et la force qui en découle est donnée par l'équation suivante :

$$F(r) = -\frac{dw(r)}{dr}. \quad (1.1)$$

Ces liaisons sont d'origines électrostatiques. Ainsi on retrouve trois contributions pour les forces de Van-der-Waals : l'énergie de Keesom ( $w_K$ ), l'énergie de Debye ( $w_D$ ) et l'énergie de London ( $w_L$ ) et toutes ont une variation en  $1/r^6$  :

- Énergie de Keesom ( $w_K$ ) : elle décrit l'interaction en deux particules polaires. Elle tend à orienter ces particules. On peut faire ici l'analogie avec le comportement entre deux aimants permanents. Cette énergie est également appelée « énergie d'orientation ».
- Énergie de Debye ( $w_D$ ) : elle s'applique entre une particule polaire permanente qui va induire un moment dipolaire sous l'effet de son champ électrique sur une particule apolaire voisine. On la nomme également « énergie d'induction ».
- Énergie de London ( $w_L$ ) : comme nous l'avons expliqué précédemment elle s'applique sur toutes particules, mais lorsqu'elle est décrite entre deux particules apolaires, elle prend le nom de London ou énergie de dispersion du fait qu'elle dévie la lumière.

Il manque cependant dans notre raisonnement une force. Puisque le dipôle instantané et le dipôle instantané induit s'attirent mutuellement pendant un instant  $t$ , ils devraient alors rentrer en contact. Ceci est impossible du fait que deux nuages électroniques ne peuvent rentrer en contact et se confondre. On caractérise alors une force répulsive par un potentiel

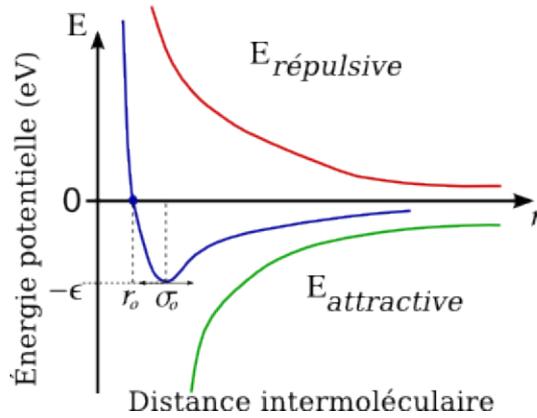


FIGURE 1.5 – Potentiel de Lennard-Jones. Au minimum du potentiel, la distance de séparation définie par  $\sigma_0$  est égale à  $2^{1/6}r_0 = 1.12r_0$

variant comme l'inverse de la distance interatomique à la puissance 12. On obtient ainsi un potentiel résultant décrit par l'équation (1.2) :

$$w_{LJ}(r) = \frac{A}{r^{12}} - \frac{B}{r^6} = 4\epsilon \left[ \left(\frac{r_0}{r}\right)^{12} - \left(\frac{r_0}{r}\right)^6 \right], \quad (1.2)$$

où  $A$  et  $B$  sont des constantes positives. On parle alors de potentiel 12 – 6 de Lennard-Jones. Sous sa forme la plus connue, il fait apparaître un terme  $\epsilon$  qui caractérise la profondeur du puits d'énergie en eV à son minimum, et le terme  $r_0$  définissant la distance interatomique d'équilibre lorsque  $w_{LJ}(r)$  est nulle. Par convention, le terme attractif est de signe négatif tandis que la contribution répulsive est positive. En dérivant ce potentiel nous obtenons la force de Lennard-Jones entre deux particules :

$$F_{LJ}(r) = \frac{24\epsilon}{r_0} \left[ 2 \left(\frac{r_0}{r}\right)^{13} - \left(\frac{r_0}{r}\right)^7 \right]. \quad (1.3)$$

Puisque le terme attractif de ce potentiel est caractéristique des énergies d'interaction de Van-der-Waals, nous pouvons formuler ce dernier par l'équation suivante :

$$w_{vdw} = \frac{C_{vdw}}{r^6}, \quad (1.4)$$

où  $C_{vdw}$  est le potentiel d'interaction de Van-der-Waals. Dans le cas de particules polaires interagissant dans le vide, ces énergies sont sommées pour définir ce potentiel (Israelachvili, 1991) et la force de Van der Waals est donnée par la dérivée de l'équation (1.4).

Afin d'obtenir l'énergie d'interaction entre deux corps de taille microscopique ou macroscopique séparés par une distance  $d$ , Hamaker appliqua une sommation par paires des potentiels d'énergie entre les deux corps. Ainsi pour des géométries de base (sphère, cylindre, plan) les potentiels  $W(d)$  et forces obtenus sont :

**Sphère/Sphère** :

$$W(d) = -\frac{A}{6d} \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \quad (1.5)$$

$$F_{vdw} = -\frac{A}{6d^2} \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \quad (1.6)$$

**Sphère/plan :**

$$W(d) = -\frac{AR}{6d} \quad (1.7)$$

$$F_{vdw} = -\frac{AR}{6d^2} \quad (1.8)$$

**Plan/Plan :**

$$W(d) = -\frac{A}{12\pi d^2} \quad \text{par unité d'aire} \quad (1.9)$$

$$F_{vdw} = -\frac{A}{6\pi d^3} \quad \text{par unité d'aire} \quad (1.10)$$

**Cylindres parallèles :**

$$W(d) = -\frac{AL}{12\pi\sqrt{2}d^{3/2}} \left( \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \right)^{1/2} \quad (1.11)$$

$$F_{vdw} = -\frac{AL}{8\pi\sqrt{2}d^{5/2}} \left( \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \right)^{1/2} \quad (1.12)$$

avec, les variables  $R_i$ , les rayons des sphères et des cylindres respectifs et  $A$  la constante de Hamaker définie par :

$$A = \pi^2 C_{vdw} \rho_1 \rho_2, \quad (1.13)$$

où  $\rho_1$  et  $\rho_2$  représentent le nombre d'atomes par unité de volume des corps 1 et 2. Cette estimation de la constante  $A$  par Hamaker est établie sur les hypothèses que les interactions de Van der Waals ne sont pas retardées et additives et que le milieu intermédiaire entre les deux corps est le vide. Cette description ne tient pas compte de l'influence d'un troisième atome voisin sur les interactions énergétiques issues de deux premiers atomes. En effet, en reprenant le raisonnement décrivant les interactions entre deux particules, la présence d'un troisième atome va également être polarisé par le premier, et le troisième dipôle nouvellement créé va également influencer sur le deuxième dipôle. Afin de s'affranchir de la caractéristique de non-additivité des interactions de Van der Waals, Lifshitz élabore une théorie fondée sur les fluctuations du champ magnétique en ignorant la structure atomique des phases. Les deux corps ainsi considérés sont perçus du point de vue de la mécanique des milieux continus et sont caractérisés par deux constantes macroscopiques : leur permittivité diélectrique  $\epsilon_i$  et leur indice de réfraction  $n_i$ . Cela permet d'évaluer la constante de Hamaker dans n'importe quel milieu. Ainsi, la constante  $A$  s'écrit en considérant le milieu 3 intermédiaire par l'équation :

$$A_{123} \approx \frac{4}{3} kT \left( \frac{\epsilon_1 - \epsilon_3}{\epsilon_1 + \epsilon_3} \right) \left( \frac{\epsilon_2 - \epsilon_3}{\epsilon_2 + \epsilon_3} \right) + \frac{3h\nu_e}{8\sqrt{2}} \frac{(n_1^2 - n_3^2)(n_2^2 - n_3^2)}{(n_1^2 - n_3^2)^{1/2}(n_2^2 - n_3^2)^{1/2}\{(n_1^2 - n_3^2)^{1/2} + (n_2^2 - n_3^2)^{1/2}\}} \quad (1.14)$$

avec :

- $k$ , la constante de Boltzmann  $1,3806 \times 10^{-23} \text{J.K}^{-1}$ ,
- $T$ , la température (K),
- $h$ , la constante de Plank  $\approx 6,6260 \times 10^{-34} \text{J.s}$ ,
- $\nu_e$  la principale fréquence électronique d'absorption, soit  $\approx 3 \times 10^{15} \text{s}^{-1}$  dans les UV,
- $\epsilon_i$  les permittivités des milieux respectifs,
- $n_i$  les indices de réfractons des milieux respectifs.

Si les phases 1 et 2 sont identiques alors :

$$A_{123} \approx \frac{4}{3} kT \left( \frac{\epsilon_1 - \epsilon_3}{\epsilon_1 + \epsilon_3} \right)^2 + \frac{3h\nu_e}{8\sqrt{2}} \frac{(n_1^2 - n_3^2)^2}{(n_1^2 - n_3^2)^{3/2}}. \quad (1.15)$$

À partir de cette équation on peut citer deux caractéristiques très importantes des forces de Van der Waals :

- elles sont toujours attractives entre deux corps de même nature séparés par un milieu 3 : la constante  $A$  est positive dans ces conditions. La force qui en découle reste alors négative et par convention elle est attractive comme nous l'avons vu précédemment. Si les deux corps sont de composition chimique différente, alors la constante de Hamaker peut être négative et provoquer alors l'effet inverse : une répulsion.
- dans le cas particulier du vide séparant les deux milieux condensés, nous obtenons toujours un effet attractif entre les deux corps<sup>3</sup>.

Les énergies et les forces entre les formes géométriques de bases que nous avons décrites font intervenir les surfaces de deux milieux condensés. On parle alors de forces surfaciques. Ce terme va nous permettre d'introduire deux notions supplémentaires issues des forces de Van der Waals : l'énergie de surface et le travail de cohésion. Lorsque les molécules ou les atomes se retrouvent à la surface d'un milieu, ils ou elles ne sont plus dans un état stable. N'ayant plus que des interactions avec leurs voisins de gauche, de droite et du dessous, la résultante des interactions intermoléculaires sur les particules en surface tend vers l'intérieur du matériau. Cette instabilité induit une énergie à la surface du matériau, qui dans le cas d'un liquide comme l'eau tend à réduire cette surface afin de minimiser son énergie. Enfin lorsque deux matériaux sont en contact on définit un travail d'adhésion ou de cohésion (Israelachvili, 1991).

### 1.2.1.1 Définitions

#### Travail d'adhésion et de cohésion.

**Définition 1.1.** *Ce travail représente l'énergie nécessaire pour séparer des surfaces unitaires de deux milieux du contact à l'infini. On utilise le terme adhésion pour des milieux différents et cohésion pour des milieux identiques notés respectivement :  $W_{12}$  et  $W_{11}$ .*

#### Énergie de surface.

**Définition 1.2.** *L'énergie de surface  $\gamma$  représente l'énergie nécessaire pour augmenter la surface libre du milieu d'une surface unité. Elle est égale à la moitié du travail de cohésion :*

$$\gamma_1 = \frac{1}{2}W_{11} \quad (1.16)$$

*Pour les solides elle est définie comme une énergie par unité de surface en  $mJm^{-2}$  et pour les liquides elle est définie comme une tension par unité de longueur en  $mNm^{-1}$ .*

#### Énergie interfaciale.

**Définition 1.3.** *Lorsque deux milieux sont en contact, l'énergie à leur interface par surface unitaire est notée énergie interfaciale ou tension interfaciale pour des liquides  $\gamma_{12}$ . Elle est définie par l'équation de Dupré :*

$$\gamma_{12} = \frac{1}{2}W_{11} + \frac{1}{2}W_{22} - W_{12} = \gamma_1 + \gamma_2 - W_{12} \quad (1.17)$$

*Dans le cas où seules les forces de dispersion sont responsables des interactions intermoléculaires on peut approximer le travail d'adhésion (ou de cohésion) par :*

$$W_{12} \approx \sqrt{W_{11}^d W_{22}^d} \approx 2\sqrt{\gamma_1^d \gamma_2^d}, \quad (1.18)$$

---

3. Ceci fut démontré par Casimir dans ses travaux sur la fluctuation du vide entre deux plaques. Travaux qui sont également à la base de la théorie de Lifshitz et qui ont permis également de montrer l'effet retard des forces de London. Cet effet retard apparaît à partir d'une distance de séparation avoisinant les 10nm ( $\approx$  entre 5nm et 10nm). Il est du au temps de propagation du champ électrique émis par la particule 1 qui lorsque la particule 2 se retrouve trop éloigné ne permet plus de maintenir cette particule sous l'état d'un dipôle.

l'équation (1.17) devient :

$$\gamma_{12} \approx \gamma_1 + \gamma_2 - 2\sqrt{\gamma_1^d \gamma_2^d}. \quad (1.19)$$

### Travail d'adhésion dans un troisième milieu.

**Définition 1.4.** De ces relations de combinaison nous pouvons déduire l'énergie nécessaire pour séparer deux milieux 1 et 2 séparés par un milieu 3 :

$$W_{132} = W_{12} + W_{33} - W_{13} - W_{23} = \gamma_{13} + \gamma_{23} - \gamma_{12}. \quad (1.20)$$

Nous pouvons désormais établir la relation entre l'énergie de Van-der-Waals lorsque deux corps sont en contact avec l'énergie de surface  $\gamma$ . Ainsi, l'énergie nécessaire  $\Delta W$  pour séparer ces deux corps du point de contact  $d = d_0$  à l'infini est :

$$\Delta W = W(\infty) - W(d_0) \approx -W(d_0) \approx 2\gamma. \quad (1.21)$$

Si l'on prend l'exemple de deux plaques en contact on a :

$$\gamma = \frac{A}{24\pi d_0^2}. \quad (1.22)$$

#### 1.2.1.2 Approximation de Derjaguin

Nous décrivons les interactions intermoléculaires depuis le début de cette section sous un aspect énergétique. Cette dernière est assez commode dans le cas d'interaction entre molécules, mais lorsqu'il s'agit de traiter des corps macroscopiques, il est plus convenable d'utiliser la notion de forces. Les géométries les plus couramment rencontrées dans les problèmes physiques et plus particulièrement en micro-assemblage, sont la sphère et le plan. L'approximation de Derjaguin permet de mettre en relation la force d'interaction entre deux surfaces incurvées et le potentiel d'énergie entre deux surfaces planes. Ainsi, la force entre une sphère et une surface plane est obtenue par l'équation :

$$F_{vdw} = -\frac{\partial W(d)}{\partial d} = -\frac{4\pi^2 C \rho^2 R}{(n-2)(n-3)(n-4)(n-5)D^{n-5}}, \quad (1.23)$$

pour  $n = 6$  nous obtenons la forme de l'équation (1.7). La forme de l'équation (1.9), est obtenue pour  $n = 6$  avec un développement s'arrêtant en  $(n-4)$  dans la forme générale de l'équation (1.23). On peut alors réécrire l'équation (1.8), comme étant la force de Van-der-Waals entre une sphère et un plan comme étant :

$$F_{sphere}^{vdw}(d) = 2\pi R W(d)_{plan} \quad (1.24)$$

Cette équation peut être généralisée à deux sphères en contact, en faisant l'approximation que si l'une des sphères possède un rayon très supérieur à l'autre, alors la plus grande des sphères est vue comme une surface plane. Ainsi dans le cas général de deux sphères en contact on a :

$$F_{vdw} = 2\pi \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} W(d), \quad (1.25)$$

que l'on peut exprimer en fonction de l'énergie de surface en combinant l'équation (1.16) avec l'équation précédente (1.25), soit :

$$F_{vdw} = 4\pi\gamma \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} W(d) = F_{adhesion}. \quad (1.26)$$

### 1.2.2 Forces capillaires

Dans (de Gennes *et al.*, 2005), les auteurs expliquent de façon très ludique l'étude des interfaces entre deux liquides non miscibles, ou entre un liquide et l'air : la capillarité. À l'origine physique, un liquide est un état condensé : les molécules s'attirent. Lorsque cette attraction l'emporte sur l'agitation thermique, les molécules passent d'une phase gazeuse à une phase dense mais désordonnée : un liquide. Les molécules au sein du liquide bénéficient d'interactions attractives avec toutes leurs voisines et sont dans un état « heureux ». Au contraire, à la surface du liquide, elles perdent la moitié des interactions cohésives et sont « malheureuse ». C'est pour cette raison que les liquides vont ajuster leur formes pour exposer le minimum de surface.

Les forces capillaires apparaissent selon deux modes (Régner, 2006) : soit une goutte de liquide est déposée entre deux solides, soit un pont capillaire apparaît à partir de l'humidité ambiante, comme cela est le cas avec la rosée du matin lors des matin d'été. Lorsque l'humidité relative atteint 5% un phénomène de condensation de la vapeur apparaît. Il peut se former un ménisque d'eau, et son rayon à l'équilibre thermodynamique est défini par l'équation de Kelvin :

$$\left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2}\right)^{-1} = r_k = \frac{\gamma V}{RT \ln(p/p_s)}, \quad (1.27)$$

où  $r_k$  est le rayon de kelvin et  $V$  le volume molaire du liquide,  $R$  la constante des gaz parfaits,  $T$  la température. Cette équation relie le rayon du ménisque avec la pression de vapeur relative, ou l'humidité relative si le liquide est de l'eau :  $(p/p_s)$ . L'attraction entre une sphère et le substrat résulte de la pression de Laplace à l'intérieur du ménisque. L'intensité de la force capillaire est fonction de la distance de séparation entre la sphère et le substrat, et par conséquent de la hauteur du ménisque.

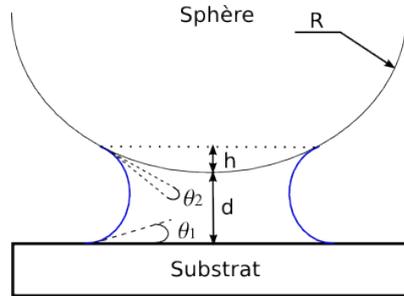


FIGURE 1.6 – Ménisque capillaire entre une sphère et un plan.

$$F_{cap} = \frac{R\pi R\gamma \cos(\theta)}{1 + (d/h)} \quad (1.28)$$

avec  $\cos(\theta)$  défini par :

$$\cos(\theta) = \frac{\cos(\theta_1) + \cos(\theta_2)}{2} \quad (1.29)$$

Les propriétés hydrophiles ou hydrophobes de la sphère et du substrat influenceront sur les angles de contact  $\theta_i$  et par conséquent sur l'intensité de la force capillaire. Nous ne détaillerons pas plus avant les interactions dues à la présence d'un film capillaire entre deux objets. Les conditions d'expérimentations sont telles que nous négligerons cette contribution. Pour de plus amples détails nous invitons le lecteur à se référer à (Lambert, 2003) et à (Israelachvili, 1991).

### 1.2.3 Forces électrostatiques

On retrouve les interactions d'origine électrostatique selon que les particules sont électriquement chargées ou lors du frottement (triboélectrification). Si les matériaux mis en jeu sont des isolants on peut retrouver des variations de charges très importantes à leurs surfaces tandis que pour des conducteurs, lors du contact la répartition des charges est homogène. En effet, ce transfert de charges amène les matériaux conducteurs dans un équilibre thermodynamique qui tend à égaliser leur potentiel électrochimique.

On décrit ces interactions par la loi de Coulomb entre deux particules chargées. La force d'interaction entre deux particules de charge  $Q_1$  et  $Q_2$  est donnée par :

$$F = -\frac{dw(r)}{dr} = \frac{Q_1 Q_2}{4\pi\epsilon_0\epsilon r^2}, \quad (1.30)$$

avec  $r$  la distance de séparation,  $\epsilon_0$  la constante diélectrique du milieu et  $\epsilon$  la perméabilité du vide. Dans le cas de corps sphériques pourvu d'une densité de charge homogène, le théorème de Gauss permet de considérer la charge comme concentrée au centre de la sphère et  $r$  représente la distance entre le centre des sphères. L'équation (1.30) est également vraie pour une interaction entre une particule chargée avec un plan chargé.

## 1.3 Conséquences sur le micro-assemblage

La production de micro-produits impose de connaître puis de maîtriser l'ensemble des phénomènes du micromonde. Le département AS2M (Automatique et Systèmes MicroMécatroniques) de l'Institut FEMTO-ST de Besançon, travaille à l'élaboration de systèmes d'assemblage adaptés à cette nouvelle échelle afin d'aboutir à des systèmes automatisés pour la production de microproduits tels que les MEMS. L'ensemble des activités de l'équipe SAMMI (Systèmes Automatisés de Micromanipulation et Micro-assemblage), converge vers cet objectif. Il s'agit au final d'aboutir à des micro-usines dont le concept naquit en 1990 au Japon.

### 1.3.1 Nouveau concept : la micro-usine

Le concept de micro-usine désigne une approche originale pour les processus d'assemblage adaptée à la spécificité du micromonde. Une micro-usine se doit de remplir les fonctions d'assemblage de micro-composants mais suivant le point de vue microscopique. Ainsi, convoyer, manipuler, positionner... des MEMS mais également des microsystèmes plus complexes tels que des MOEMS (**M**icro**O**pto**E**lectro**M**echanical **S**ystems) et des BioMEMS (**B**iological **M**icro**E**lectro**M**echanical **S**ystems : MEMS interagissant avec le monde du vivant) imposent une refonte complète de l'ensemble des fonctions de la chaîne d'assemblage. Cette refonte devra également tenir compte des procédés de fabrication des microsystèmes.

Deux stratégies se distinguent pour la fabrication des microsystèmes ; une approche dite hybride dans laquelle les composants micro-électromécaniques et micro-électroniques sont intégrés sur des puces différentes, et une approche dite monolithique qui intègre au sein d'une même puce les deux composants. Ces microsystèmes dit intelligents (Chapuis *et al.*, 2003) sont de manière générale conçus soit par lithographie soit par processus de gravure (Cohn *et al.*, 1998). Ces procédés permettent de concevoir des microsystèmes très élaborés comme le mécanisme de réduction à base de micro-engrenages développé par le laboratoire Sandia (voir Figure 1.7).

Comme le fait remarquer Michael B. Cohn (Cohn *et al.*, 1998), les MEMS peuvent être construits sans aucune séquence d'assemblage. Mais pourquoi, dans ces conditions, chercher à élaborer une méthode d'assemblage ?

Plusieurs auteurs (Böhringer *et al.*, 1998) (Brussel *et al.*, 2000) (Cohn *et al.*, 1998) (Chapuis *et al.*, 2003) apportent les réponses à cette question. La première raison est technologique. Dans le cas des MEMS monolithiques les différents composants qui doivent être intégrés par un procédé de gravure ou autre, au sein d'une unique puce ont des tailles différentes.

Ainsi, la conception des masques devient pratiquement impossible ou revient à un coût trop élevé, face à cette absence de standardisation. De plus l'approche monolithique réduit considérablement les performances des couches micro-électroniques après l'élaboration des constituants micromécaniques. Le second point qui justifie l'utilisation de séquences de micro-assemblage est issu de la mondialisation des MST<sup>5</sup>. On entend par mondialisation, l'emploi de plus en plus répandu des MST dans tous les domaines industriels (automobile, médical, optique...). Il est alors nécessaire d'associer des microconstituants dont la composition chimique diffère grandement. Il en résulte une impossibilité d'utiliser les procédés à base de gravures ou de stéréolithographie. C'est le cas par exemple des

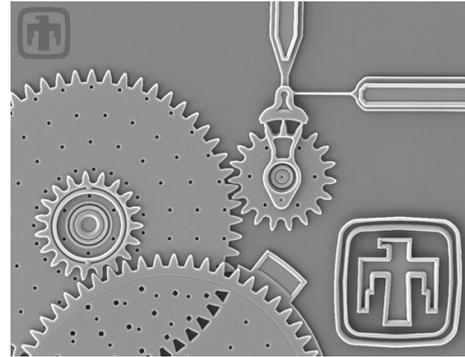


FIGURE 1.7 – Réducteur à engrenage<sup>4</sup>.

MOEMS et des BioMEMS. De plus, ces microsystèmes une fois assemblés, devront être connectés au final avec d'autres systèmes de tailles macroscopiques. Enfin, en troisième lieu, le micro-assemblage offre la possibilité d'élaborer des micro-produits tridimensionnels. En effet, les autres procédés ne font que superposer des couches successives qui sont alors érodées, gravées... pour aboutir au microproduit final. Ces techniques ne peuvent élaborer des micro-produits tridimensionnels dont la forme géométrique des microconstituants qui les composent est plus complexe qu'un simple parallélogramme ou une surface plane. Le micro-assemblage et les fonctions qui le composent jouent alors le rôle de charnière centrale entre les différents microcomposants (Cohn *et al.*, 1998). De plus, concevoir un microproduit par micro-assemblage permet de réduire la complexité du procédé de fabrication de chacun des microcomposants. Le temps de fabrication de ces derniers en salle blanche est alors diminué, influant ainsi le coût de fabrication.

### 1.3.2 Stratégies en micro-assemblage.

*De nombreux travaux ont déjà été menés dans ce domaine et nous ne nous attarderons pas sur une description détaillée et exhaustive. Nous invitons le lecteur à se reporter pour de plus amples détails aux références suivantes : (Fang et Bohringer, 2008), (Paris, 2004), (Lambert, 2003), (Böhringer *et al.*, 1999), (Cohn *et al.*, 1998).*

Michael B. Cohn (Cohn *et al.*, 1998) établit deux grandes catégories de processus : le micro-assemblage sériel et le micro-assemblage parallèle. Le micro-assemblage sériel est une stratégie qui combine des opérations de pousser des micro-objets et des séquences de « micro Pick & Place ». Elle doit impérativement tenir compte des spécificités du micro-monde pour réussir ces opérations d'assemblage. Elle est destinée à des petites et moyennes

4. "Courtesy of Sandia National Laboratories, SUMMiTTM Technologies, www.mems.sandia.gov"

5. Terme désignant MicroSystem Technology.

productions de micro-produits. Le besoin d'assembler de nombreux microcomposants identiques impose une stratégie, appelée micro-assemblage parallèle. Dans cette dernière, on distingue deux approches. La première est basée sur le transfert massif de microconstituants sur un substrat grâce à de nombreux robots qui opèrent en parallèle. La figure 1.8 illustre cette approche. Les microcomposants qui doivent être assemblés sont disposés sur un wafer. Des micro-actionneurs placés également en parallèles vont alors opérer simultanément pour disposer le premier composant sur un autre wafer, puis assembler le second composant. On distingue ce processus d'assemblage par l'appellation « microassemblage parallèle déterministe » de son homologue « stochastique ». Dans ce dernier cas, on s'appuie sur la recherche naturelle d'un corps à trouver un état d'énergie potentielle minimale. Cette approche est tout particulièrement utilisée dans le monde de la biologie. Elle est également appliquée pour d'autre domaine notamment pour les systèmes d'alimentations en microcomposants dont nous parlerons plus loin (Böhringer *et al.*, 1998). On retrouve dans la littérature une classification plus élargie de l'assemblage parallèle faisant ainsi apparaître trois catégories (On parle également de self-assembly). Cette dernière se base sur l'association spontanée des molécules. Ainsi il est possible d'assembler des structures en trois dimensions en travaillant sur la géométrie des surfaces (reconnaissance de forme) et en minimisant les énergies d'interface liquide-liquide (Terfort *et al.*, 1997). La figure 1.9 résume les différentes approches existantes (Fang et Bohringer, 2008).

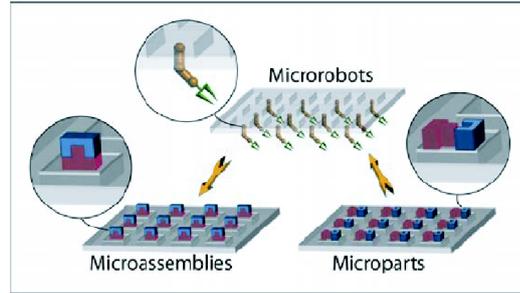


FIGURE 1.8 – Manipulation parallèle de type wafer-to-wafer

Dans le cadre de la thèse, nous nous sommes placés dans le contexte du microassemblage sériel. Cependant, le micro-assemblage parallèle ne reste pas sans intérêt pour le développement des futurs éléments de type « plug and produce ». En effet comme nous le verrons dans le chapitre 2 consacré aux microsystèmes d'alimentation certains principes sont issus de cette approche. C'est pourquoi, certains articles étudiés sont classés par leurs auteurs dans cette catégorie. Afin d'établir un état de l'art sur la fonction alimentation, nous nous devons dans un premier temps de décrire avec plus de détails les forces surfaciques que nous avons précédemment illustrées. Nous pourrons alors établir l'historique du développement des micro-usines et ainsi utiliser les descriptions de ces forces afin de mettre en lumière les raisons

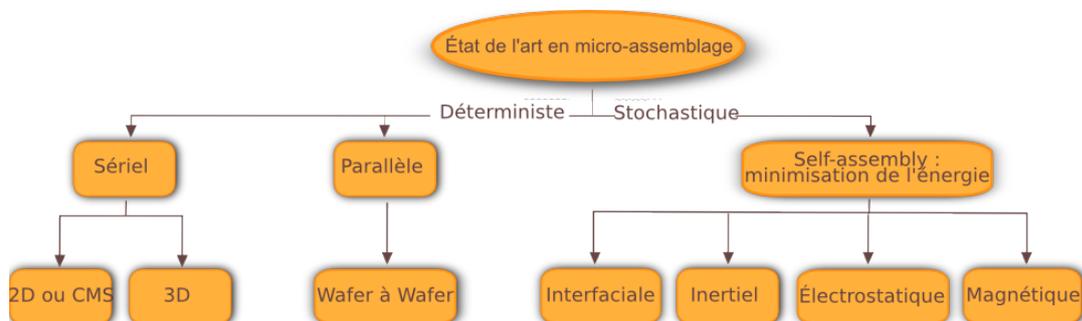


FIGURE 1.9 – État de l'art des différents processus de micro-assemblage.

du développement de ce nouveau champ de recherche d'une part et dans le chapitre 2 qui suit, s'attarder sur une description détaillée des systèmes d'alimentation en microcomposants d'autre part.

## 1.4 Vers la micro-usine

### 1.4.1 Fonctions des systèmes de micro-assemblage

La fonction principale d'un système d'assemblage est d'assembler des composants en un produit fini et conditionné; ce dernier point étant important si ce produit est de très petite taille. Pour réaliser ceci, les systèmes de micro-assemblage doivent réaliser plusieurs fonctions telles que : la préhension, le changement d'outils, la solidarisation, l'alimentation en microcomposants et le convoyage. De nombreux travaux ont déjà été menés sur les préhenseurs et les systèmes de positionnements, mais très peu portent sur la problématique de l'alimentation en micro-composants.

L'avènement des micro-usines est issu des compétences acquises par deux décennies de recherche en micromanipulation depuis les années 80. À la base de cette thématique de recherche, on retrouve les premières tentatives de manipulation de micro-objets à l'aide de préhenseurs nouvellement conçus pour répondre aux comportements de l'objet avec l'effecteur. Il aura donc fallu attendre que le développement de la micromanipulation soit suffisamment abouti afin de pouvoir effectuer une prise puis le dépôt d'un micro-objet sans subir les effets des forces d'adhésions comme le montre la figure 1.10. Cette illustration montre qu'une

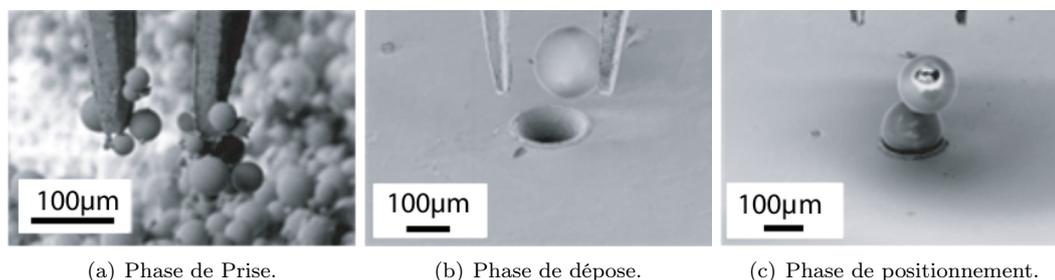


FIGURE 1.10 – Illustration des problèmes rencontrés dus aux forces de surface lors de la prise, puis du dépôt et enfin du positionnement d'un micro-objet.

micropince seule ne suffit pas au bon déroulement d'une tâche de prise et de dépôt. La commande et la conception d'une structure adaptée à l'échelle microscopique doivent prendre en compte les caractéristiques des surfaces mises en jeu, à savoir la surface du préhenseur et celle de la micropièce.

Le développement de micromanipulateurs est donc le plus avancé, et l'on retrouve des transducteurs électrostatiques, par pression fluïdique, à base d'alliage à mémoire de forme, thermiques, piézoélectriques (Agnus, 2003) et par dépression. Aujourd'hui, certains micro-actionneurs ne sont plus téléopérés, mais complètement automatisés avec plusieurs degrés de liberté et flexibles comme on peut le voir dans les travaux de (Rakotondrabe, 2006).

Face aux formes géométriques diverses qui constituent un MEMS et pour maîtriser l'influence des interactions de surfaces, des changements d'effecteurs ont été réalisés (Clévy *et al.*, 05), (Weck et Peschke, 2003). Si ces systèmes ont eu un aussi grand intérêt c'est grâce notamment au développement rapide de systèmes de positionnements linéaires et rotatifs de hautes

résolutions. On peut citer par exemple les produits de la société PI-physikinstrumente, qui commercialise un ensemble complet de systèmes linéaires et rotatifs en micro et nanopositionnement mais aussi tridimensionnels avec des robots hexapodes.

L'aboutissement de ces trois fonctions ont mis en évidence le besoin de trouver de nouvelles techniques pour la solidarisation entre les micro-objets ainsi que l'alimentation en microcomposants au sein d'une cellule d'assemblage. La première est composée de principes issus de la micro-électronique comme la soudure anodique, la soudure par laser, le collage... mais également des approches qui découlent de la miniaturisations des concepts macroscopiques tels que le montage serré, des microrivets, des microvissees... (Brussel *et al.*, 2000). Cette fonction est tout aussi délicate et difficile à réaliser que l'assemblage en lui-même. À cette échelle, les problèmes thermiques pour les processus par soudage peuvent endommager les composants, et il en va de même pour une approche par serrage. Le dépôt d'une microgoutte de colle est également difficile à maîtriser.

Comme nous le verrons dans le chapitre 2, les systèmes d'alimentations en microcomposants n'ont que très peu été étudiés. Les premiers travaux découlent des recherches sur les smart surfaces, et il s'agit avant tout de micro-systèmes de convoyage à palettes mésoscopiques que de véritables systèmes d'alimentation. Ils ne permettent pas de trier, d'orienter et de déplacer des microcomposants. Parfois dédiés à une seule de ces fonctions lorsqu'ils agissent sur le micro-objet lui-même, ils sont en général très peu flexibles.

L'étude sur la distribution des composants au sein d'une cellule est donc très importante, puisque c'est la première à interagir avec les micro-objets, et c'est elle qui alimente les différents modules d'assemblage. Afin d'optimiser ce processus, il est nécessaire que cette fonction soit la plus flexible possible en essayant de s'affranchir autant que possible de la forme, de la taille et des caractères physicochimiques des microcomposants en présences. C'est dans ce contexte que les travaux réalisés au sein du projet européen EUPASS (Evolvable Ultra Precision Assembly SystemS) d'une part, ainsi qu'au département AS2M de l'institut FEMTO-ST d'autre part ont été menés sur un critère de très haute flexibilité. La modularité est la réponse que nous proposons pour obtenir à la fois précision et flexibilité.

## 1.4.2 Historique

### Au Japon

Introduites en 1990 par les chercheurs du MEL (Mechanical Engineering Laboratory) sous l'égide du ministère de l'industrie et du commerce extérieur du Japon, les premiers travaux donnèrent naissance à deux prototypes dont l'un mondialement connu lorsqu'il fut présenté dans une valise (voir figure 1.11). Il s'agissait d'un système de production de petite taille pour fabriquer des minirolements. Ce système de production devait non seulement réduire l'espace utilisé, l'énergie consommée et les ressources employées mais également faciliter la reconfiguration des stations et la portabilité. Cette dernière notion est originale de part le fait que l'on peut désormais déplacer l'usine de production auprès du fournisseur afin d'assembler sur place le produit en question. Comme nous l'avons auparavant énoncé, le Japon aborda la fabrication des MEMS par la réduction des systèmes conventionnels. Cela fut également le cas lorsque le premier système de la première approche de micro-usine fut développé au Japon. En 1996, Le MEL dévoila la première micromachine : un microtour (Kitahara *et al.*, 1998). Cette prouesse technologique incita le MEL à continuer sur sa lancée et développa la première miniaturisation d'un système de production conventionnel (Tanaka, 2001). Il se composait de quatre stations et d'un système de transfert :

- trois stations de micro-usinage. Un microtour de 100g capable de tourner à une vitesse de 1000 t/mn avec une puissance réduite à 1,5W. Une microfraiseuse actionnée par un moteur à courant continu de 36W de puissance, dont la vitesse de rotation est de

15600tpm équipée d'une minifraise de 3mm de diamètre. Une micropresse, actionnée par un moteur alternatif de 100W, développant une force de 3kN et pouvant réaliser jusqu'à 60 coups par minutes.

- une station de micro-assemblage dont le préhenseur est équipé d'une micropince. Chaque doigt de la pince est actionné par trois actionneurs piézo-électriques. L'espace de travail est de  $100 \times 100 \times 30 \mu m^3$  et la résolution annoncée est de l'ordre du micromètre.
- un système de transfert. Trois moteurs à courant continu et un moteur à ultrasons permettent des déplacements dans le plan  $X, Y, Z$  et une rotation autour de l'axe  $Z$ . Son rayon d'action est d'environ 100mm.

L'ensemble fut installé dans une valise de  $625 \times 490 \times 380 mm^3$  pour un poids de 34kg. Le tout fonctionne sous une tension d'alimentation de 100V pour une consommation de 60W pendant le mode opératoire. Il s'agissait d'une station télé-opérée dotée de trois mini caméras CCD. La démonstration de la faisabilité de l'assemblage à été réalisée sur un miniroulement à billes de diamètre extérieur de  $900 \mu m$  pour une longueur de 3mm.

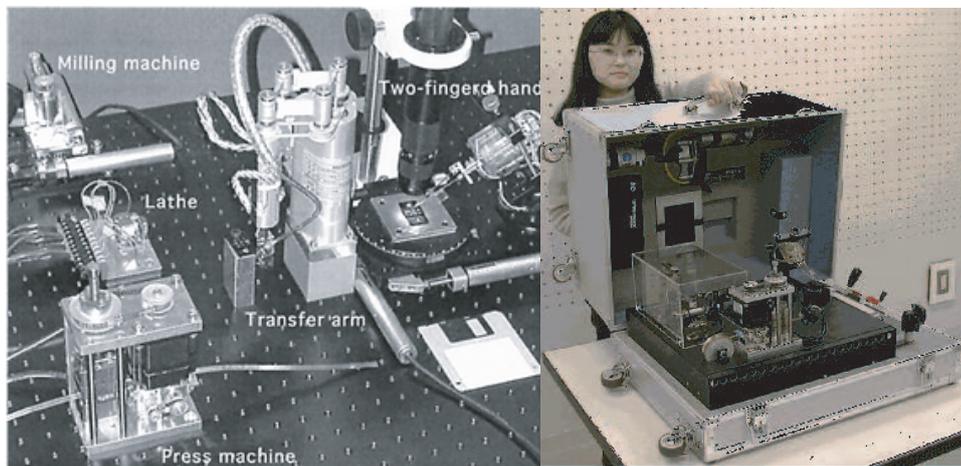


FIGURE 1.11 – Illustration des premières miniaturisations au Japon.

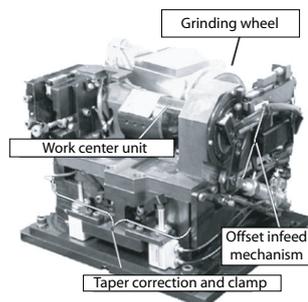


FIGURE 1.12 – Minisystème de tournage et de meulage.

Suite à la première micro-usine multistation, d'autres réalisations sont apparues au Japon. Sept sociétés membre du consortium MicroMachine Center (MMC) ont développé une micro-usine expérimentale pour le micro-usinage chimique et le micro-assemblage (Ataka, 2002). La station d'assemblage se compose de microbras de robots avec de multiples degrés de libertés. Enfin, le transfert entre les différents modules se fait par l'intermédiaire de palettes à base d'aimants permanents et de micro-actionneurs à électro-aimants. Il s'agit ici de fabriquer des engrenages de quelques microns par usinage électrochimique.

Toujours au Japon, dans le cadre du projet national « NEDO » (New Energy and Industrial Technology Development Organisation) le consortium local Tokatsu-Chiba à développé un minisystème de production composé d'une station de tournage et d'une station de meulage (Okazaki *et al.*, 2004) (voit figure 1.12).

En 1998, la société Olympus développa (Ogawa, 1998) une micro-usine de type flot et automatisée destinée à l'assemblage de composants optiques pour endoscope. En 1999, (Kurita *et al.*, 1999), de l'AIST, ont développé des effecteurs interchangeable pour un module d'usinage comme des têtes de microfraisage, micromeulage, micro-usinage par laser...

### En Chine

Le Harbin Institute of Technology a réalisé une première station d'assemblage automatisée (Sun *et al.*, 2005). Les capteurs utilisés pour l'automatisation sont deux microscopes, une caméra CCD, et un capteur d'effort de manipulation. Les actionneurs comprennent un système de positionnement grossier à six degrés de liberté, et un système plus précis à cinq degrés de liberté, ainsi qu'une micropinçe piézoélectrique pour le traitement de micro et miniroues dentées dont le diamètre est compris entre  $400\mu\text{m}$  et  $2\text{mm}$  (voir figure 1.13).

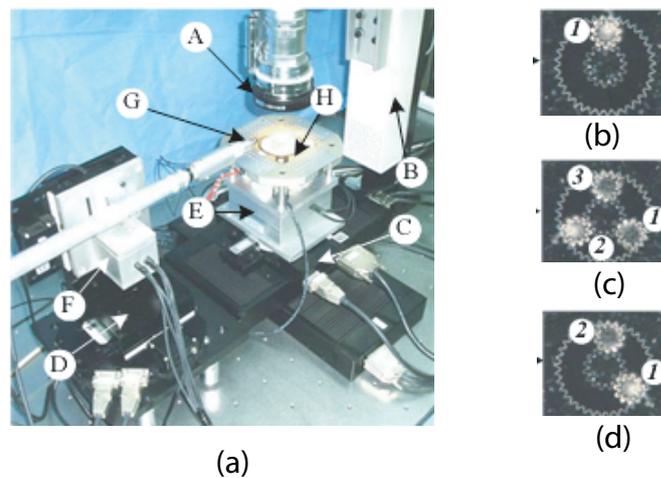


FIGURE 1.13 – Station de micro-assemblage (a) et résultats de mise en place d'une microroue (b) de trois (c) et de deux (d).

### En Europe

En Allemagne, le Fraunhofer Institute IPA, en collaboration avec L-A-T Suhl et Festo, a réalisé un système de mini-assemblage modulaire et reconfigurable dans le cadre du projet MiniProd (Gaugel *et al.*, 2004) (voir figure 1.14). Cette mini-usine se compose de stations d'assemblage et d'usinage. Ces modules peuvent être connectés sur le support standardisé qui compose le socle de cette dernière. Ceci permet d'atteindre une grande flexibilité, et une reconfiguration rapide de la chaîne de production. L'architecture de la commande est décentralisée tel que chaque module possède son propre contrôleur et est relié aux autres par réseau. L'ensemble étant supervisé par un ordinateur central. La précision des convoyeurs est de  $20\mu\text{m}$  en mode contrôlé et peut atteindre  $200\text{nm}$  par le biais de capteurs magnétiques intégrés.

En Suisse, la collaboration entre le Laboratoire de Systèmes Robotiques de l'EPFL et le CSEM (Centre Suisse d'Électronique et de Microtechnique) a pour but de concevoir une micro-usine modulaire (Pocket Factory) (Verettas *et al.*, 2005). Un module appelé microbox (voir figure 1.15), possède son propre environnement, et est constitué d'un port d'entrée, d'un robot pour le transfert de composants ou pour le micro-assemblage, d'un robot d'assemblage de haute précision, de petites unités de collage et de fixation de composants, d'un système de

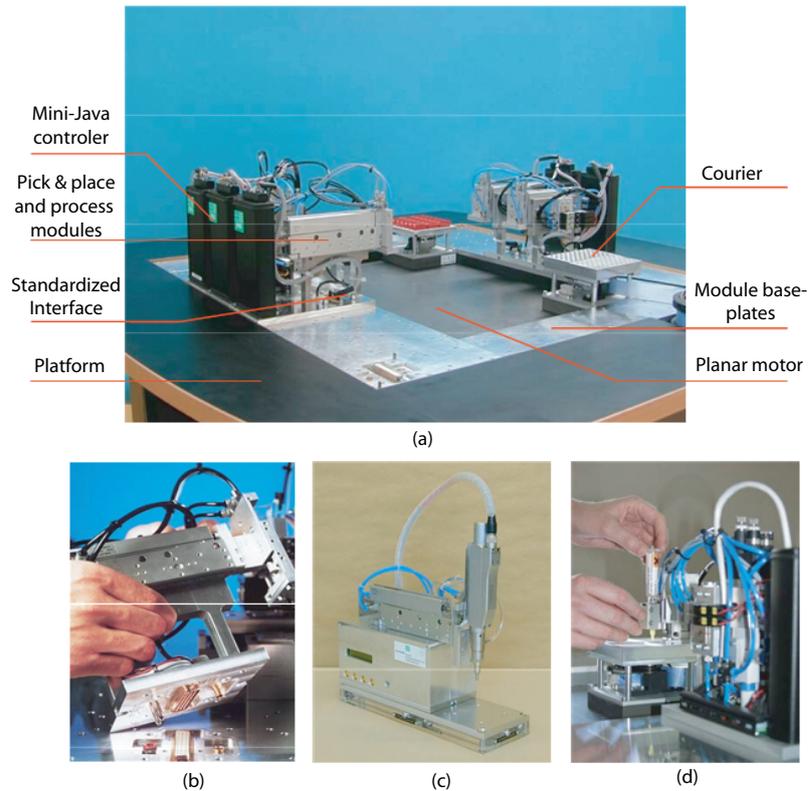


FIGURE 1.14 – a : MiniProd composé de modules Plug& Produce, b : module de micromanipulation, c : module de microvissage, d : module de collage (Gaugel *et al.*, 2004).

transfert entre microbox, et d'un système de traitement de l'air. On peut également citer le

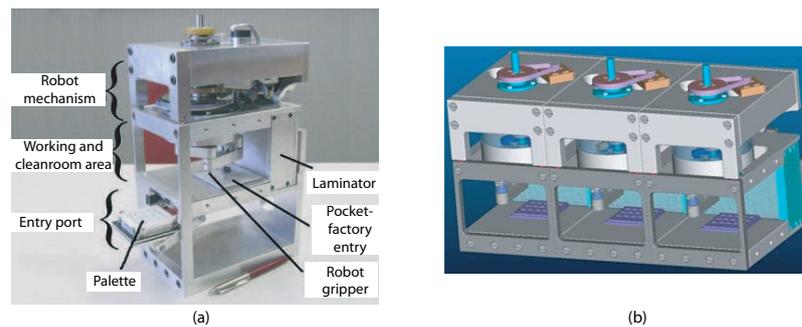


FIGURE 1.15 – Pocket Factory. a : photographie d'un module microbox, b : association de modules.

développement d'un microsysteme d'assemblage destiné à opérer à l'intérieur d'un microscope à balayage électronique (Mazerolle *et al.*, 2004).

La Finlande fait également partie des nations les plus impliquées dans ce domaine avec notamment les travaux de Quan Zhou sur l'influence des conditions environnementales sur

les micro-robots (Zhou *et al.*, 2001, 2002). Les grandeurs étudiées sont la température et l'humidité.

En France, le département AS2M de l'institut Femto-st, développe une station de micro-assemblage hautement modulaire, complètement automatisée et multistation. La contribution de cette thèse au sein de ce projet se trouve dans la réalisation d'un microsystème d'alimentation en microcomposants modulaire ainsi que sa commande. Ce point sera détaillé dans les chapitres suivants.

### Aux États-Unis d'Amérique

On retrouve des travaux qui sont menés sur les mini-usines (Hollis *et al.*, 2006; Gowdy et Butler, 1999). Ces systèmes de production sont dédiés aux produits de taille millimétrique. L'aspect fondamental de ces systèmes sont : une reconfiguration rapide du système et une haute précision. Ils répondent ainsi à un besoin de mise en production rapide lors de changements de production fréquents pour de petites et moyennes productions. Ce type d'architecture est connue sous l'acronyme anglais : AAA pour « *Agile Assembly Architecture* » et est développé à l'université de Carnegie Mellon sous la direction du professeur R. Hollis.

Des travaux sont également menés dans le domaine du micro-assemblage et plus particulièrement à l'institut de recherche en automatique et robotique de l'université du Texas à Arlington. Les objectifs étant de construire une micro-usine d'assemblage pour MEMS et MOEMS (Lee *et al.*, 2006; Popa et Stephanou, 2004a,b).

## 1.5 Le challenge de la modularité - haute précision

### 1.5.1 Pourquoi la modularité ?

Le principe de la micro-usine développée au sein du laboratoire est orientée vers le développement d'équipements modulaires de type « plug and produce ». On peut voir la modularité comme étant la base de tout système flexible, permettant d'augmenter la flexibilité intrinsèque de ces derniers. On considère un micro-système modulaire lorsqu'il est capable d'être reconfiguré rapidement soit par programmation soit par le changement de ses outils, mais également lorsqu'il pourra traiter en parallèle des tâches identiques ou différentes sur des produits différents ; ces produits qui souvent imposent la conception de machines dédiées de par leurs caractères antinomiques. L'approche « plug and produce » consiste à développer des cellules et les modules qui les composent facilement implémentables et standardisés afin d'obtenir une unité de production hautement et rapidement reconfigurable.

Ces développements s'inscrivent dans une démarche globale de conception des micro-systèmes de fabrication. L'approche modulaire pour la micro-usine est un critère essentiel pour concurrencer des micro-assemblages de type parallèle. En effet, si le développement de masques et de wafers peut revenir à des coûts relativement élevés, ces derniers sont amortis par la grande quantité de pièces à fabriquer. Cependant, l'étude de ces masques et autres équipements est relativement longue à développer pour des microsystèmes intégrant divers composants. C'est pourquoi, si l'on rapporte ce principe à des petites et moyennes productions, il en résulte que l'assemblage sériel ne pourra concurrencer son homologue parallèle que si les modules de la micro-usine sont capables d'être suffisamment flexibles pour supporter des variabilités assez faibles (entre différents microconstituants d'une même famille de produits par exemple), et lorsque les différences deviennent trop importantes, notamment lors du changement de production, ils devront être suffisamment modulaires afin d'optimiser les temps de changement de production et de minimiser les coûts qu'ils engendrent. Ainsi, la voie

la plus rentable pour les petites et moyennes productions se trouve dans le micro-assemblage de type sériel ; à la seule condition que cette stratégie soit axée sur la modularité.

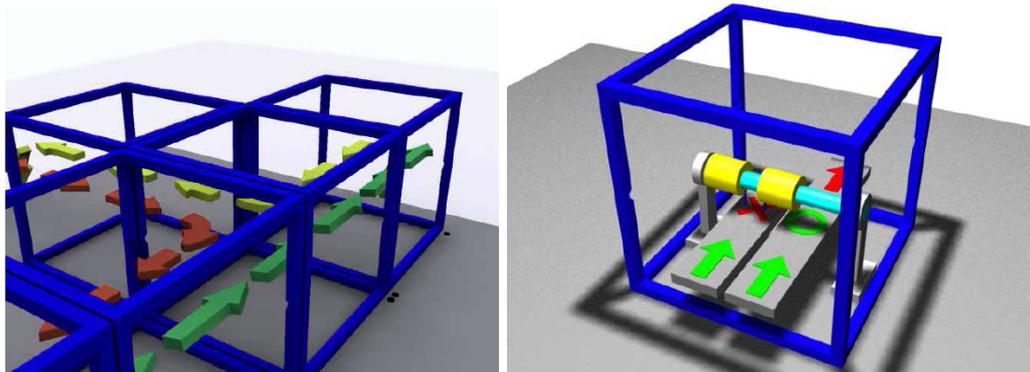
Nous définissons<sup>6</sup> la modularité pour un système d'assemblage (voir figure 1.16(a)) par :

**Définition 1.5.** *La modularité est une approche structurante qui permet de scinder un système d'assemblage en un ensemble de sous-systèmes appelés modules, qui une fois interconnectés, permettent de réaliser les tâches d'assemblage.*

Cette définition est générique et peut être adaptée à chaque module qui compose la station d'assemblage. Ainsi la modularité ne se limite pas au seul poste d'assemblage, elle doit également être intégrée à tous les modules et tous les niveaux de la micro-usine. Les équipements avec un degré de modularité élevé doivent être accompagnés d'un pilotage adapté et reconfigurable<sup>7</sup>.

**Définition 1.6.** *Un module est un (micro-ou-macro)-sous-système qui réalise une tâche spécifique. Il est doit être autonome et conçu dès la base sur le principe de modularité.*

L'association de plusieurs modules comme un système d'alimentation et une micropince à deux doigts indépendants, donne lieu à une cellule modulaire d'assemblage (voir figure 1.16(b)). Le rôle du système d'alimentation, au sein de la micro-usine, et d'alimenter en microcons-



(a) Représentation d'une micro-usine modulaire composée d'un ensemble de cellules modulaires. (b) Représentation d'une cellule modulaire et de deux modules : une micropince et un système d'alimentation.

FIGURE 1.16 – Illustrations d'une architecture de micro-usine modulaire, d'une cellule et d'un module. Les flux de productions sont représentés par les différentes flèches.(Bert, 2007)

tituants le module d'assemblage. Si ce dernier doit être suffisamment flexible et modulaire, il en va de même pour le module d'alimentation. Il est avant toute chose celui, parmi tous les équipements de la micro-usine, qui interagit en premier avec les microconstituants. Les fonctions qu'il doit remplir, en plus de la simple fonction : « alimentation », stricto-sensu, se doivent d'être élaborées sur le principe de la modularité, mais également sur des critères externes, tel que la transmission des microconstituants aux modules d'assemblage. Enfin, la

6. La définition qui suit est fondée sur le concept de modularité défini dans le domaine de l'informatique (voir <http://fr.wikipedia.org/wiki/Modularité>).

7. Dan O. Popa dans l'article (Popa et Stephanou, 2004a) met en lumière la nécessaire modularité pour tout ce qui est de type hardware et la nécessaire reconfigurabilité pour tout ce qui est du domaine du software, mais pour un assemblage de type parallèle

fonction alimentation doit remplir deux critères importants : le déplacement dans un plan et l'orientation des micro-composants. Il est en effet nécessaire de pouvoir positionner dans l'espace de travail d'un microrobot les différents composants du futur microproduit.

Notre travail a été mené sur deux niveaux de dimension :

- pour des composants de taille millimétrique ;
- pour les composants de taille microscopique.

Ces deux échelles imposent une approche différente pour l'étude et l'analyse de la fonction alimentation tout en conservant dans ces deux cas les critères de modularité et de haute résolution. Les deux sections qui suivent vont nous permettre d'introduire le cheminement du travail mené au cours de cette thèse, en partant de la problématique de l'alimentation en composants millimétriques pour finir à une échelle microscopique.

### 1.5.2 Minicomposants et haute résolution

Les effets physiques entre les deux échelles montrent qu'il est nécessaire de repenser la fonction d'alimentation pour le micromonde. Le manque de modularité des systèmes existants imposent également une remise en question de cette même fonction à une échelle millimétrique. Nous avons ainsi débuté cette thèse par une analyse de la flexibilité des systèmes existants afin d'élaborer une stratégie pour l'alimentation en composant. Cette stratégie que nous détaillerons au chapitre 3 doit permettre d'aboutir à un système d'alimentation flexible et de haute précision. Ces premiers travaux ont été menés au sein du projet européen EUPASS (**E**volvab**l**e **U**ltra **P**recision **A**ssembly **S**ystem**S**).

Il s'agit là d'un challenge ambitieux qui a demandé une coopération entre partenaires industriels et académiques. L'objectif est ici de trouver un moyen de standardiser les approches des différents partenaires afin que dans un futur proche, cela puisse donner naissance à la réalisation d'une ministration d'assemblage rapide, reconfigurable et ultra précise. Étant donné que les composants à assembler sont de taille allant du millimètre à quelques centimètres, l'étude d'un système d'alimentation n'est pas contrainte par les forces surfaciques. Cependant, les contraintes de flexibilité et de modularité restent communes quelle que soit l'approche. Le chapitre 3 détaillera plus en détail les possibilités et le choix réalisé. Ce travail fut effectué en partenariat avec la société BOSCH au sein du groupe de travail dédié à cette fonction alimentation. L'expertise menée et basée sur une analyse des principes macroscopique et microscopique de l'alimentation, a permis la réalisation d'une nouvelle approche sur le maintien d'objets et offre une grande capacité de réutilisation.

### 1.5.3 Lorsque les dimensions diminuent

Au delà du projet EUPASS, nous nous sommes fixés l'objectif de l'alimentation en composants dont la taille est micrométrique. Il s'agit là de l'orientation naturelle du département AS2M de l'institut FEMTO-ST de Besançon. Nous nous confrontons ici à un cahier des charges différents du projet EUPASS. En effet, suite à la réalisation d'un changeur d'outil et d'une micro-pince à deux doigts indépendants capable de manipuler des micro-objets ( dont la taille est inférieure à un millimètre), le système d'alimentation doit déplacer et orienter des micro-objets dont la taille peut varier de quelques dizaines de microns jusqu'à quelques centaines de micromètres. Dans les deux approches, la flexibilité et la modularité restent primordiales. Ainsi, pour couvrir un maximum de micro-produits, une approche par vibration et plus particulièrement par inertie de l'objet a été adoptée. Nous souhaitons avec le même système, sans procédé intermédiaire, faire l'alimentation et la mise en position de ces microcomposants. Si le déplacement dans un plan et surtout l'orientation sont essentiels pour optimiser le processus d'assemblage réalisé par la micropince, nous n'aborderons dans cette

thèse, que le déplacement selon un axe, suivant le sens positif et négatif. En effet, les interactions entre un micro-objet et une surface à cette échelle ne sont pas encore toutes maîtrisées. On s'arrêtera en particulier à la friction qui joue un rôle majeur notamment lorsque l'objet ne subit pas de précontrainte. La friction entre la surface d'un micro-objet et la surface d'un micro-système n'a été étudiée que dans des cas classiques, où l'objet était de taille mésoscopique, ou dans des cas microscopique mais dont le contact était de type mono-aspérité. Enfin, une commande par modelage du signal d'entrée a été réalisée afin de contrôler le pas des micro-objets dont la taille allait de 80 microns à 500 microns. Cette partie de la thèse s'articule autour de l'étude des interactions surfaciques dues aux forces d'adhésions et à la friction.

## 1.6 Conclusion

Ce premier chapitre présente deux éléments importants : la fonction alimentation en composants et les forces de surface à l'échelle micrométrique. Nous avons introduit et expliqué le rôle joué par un système d'alimentation à l'intérieur d'une station d'assemblage. Indépendamment de l'échelle considérée, ce système est le premier à interagir avec les composants. Afin d'être le plus efficace possible, il doit être pensé et conçu sur les critères de très haute flexibilité : la modularité, et de très haute précision. Ainsi, le système d'alimentation doit s'affranchir au maximum des caractéristiques des objets à traiter. Puisque qu'il n'est pas possible de couvrir avec un seul système tous les objets qui existent, nous proposons d'axer notre étude sur le critère de modularité. Sur la base de ce critère, on permet une évolution rapide au système d'alimentation, lors d'un changement de production. Le système d'alimentation devient alors adaptable et reconfigurable en un minimum de temps.

Comme nous le verrons au chapitre 3, l'analyse et l'étude pour aboutir à un tel système a débuté avec le projet européen EUPASS sur l'alimentation en composants millimétriques. À partir des résultats obtenus, des travaux de recherche au sein du département AS2M ont été menés afin de confronter notre approche aux problématiques que l'on rencontre avec des micro-objets. C'est dans la deuxième partie de cette thèse que nous détaillerons ces travaux sur l'alimentation en microcomposants.

Ce chapitre introductif nous permet de formuler une définition de ce que nous appelons un système d'alimentation. Cette formulation est issue des critères que nous nous sommes fixés. Dans le cadre du projet EUPASS, le système se devait d'être réutilisable, de très haute flexibilité et garantir le maintien en position des objets avec une haute précision. Fort de l'expérience qui découla du projet, nous avons défini et fixé des objectifs quelques peu différents pour un micro-système d'alimentation en microcomposants. Ce dernier doit être capable de traiter divers composants. Il doit également être réutilisable et de très haute flexibilité. Ce système doit également déplacer des micro-objets dans un plan et le placer à une certaine position avec une haute résolution.

On peut désormais faire apparaître deux fonctions à un système d'alimentation en composants :

- la première est le maintien des composants dans une position donnée et une orientation donnée ;
- la seconde est de permettre le déplacement d'un objet dans un espace pour le positionner ;

et nous posons la définition suivante pour un système d'alimentation :

**Définition 1.7.** *Un système d'alimentation est un système qui permet de garantir soit le maintien d'un objet dans une position donnée, soit le déplacement d'un objet pour atteindre une position particulière.*

Il sera hautement flexible, c'est-à-dire modulaire si il répond à la définition 1.5. On pourra alors le qualifier de module comme le défini la définition 1.6.

Comme nous le verrons au chapitre 2, l'analyse des systèmes d'alimentation existants ne sont pas conçus selon le principe de modularité.

# État de l'art des systèmes d'alimentation aux échelles millimétrique et micrométrique

LA FONCTION ALIMENTATION définie au chapitre précédent doit garantir la position d'un objet, et permettre son déplacement dans un espace afin d'atteindre une position et une orientation désirée. Ce chapitre est dédié à l'étude des microsystèmes existants qui remplissent l'une de ces fonctions ou les deux à la fois. Nous analyserons également ces microsystèmes en fonction des critères de modularité et de haute précision.

Nous avons choisi de présenter ces microsystèmes selon deux grandes catégories ([Ebefors, 2000](#)) :

- la première agit sans contact avec l'objet ;
- la seconde établie un contact.

Ces deux catégories utilisent des principes qui sont fondés sur l'utilisation d'un champ de force. Ce champs de force peut être d'origine :

- mécanique (y compris acoustique) ;
- thermique ;
- chimique ;
- magnétique ;
- pneumatique,

ou toutes combinaisons de ces champs.

## 2.1 Les microsystèmes sans contact

Quatre principes sont abordés dans cette première catégorie. Le premier est issu des travaux de [Chapuis et al. \(2003\)](#) du LIMMS (Laboratory for Integrated Micro-Mechatronic Systems) en collaboration avec l'équipe du Professeur Fujita de l'IIS (Institute of industrial Science) de l'université de Tokyo. Il s'agit d'une surface active fondée sur la lévitation pneumatique. Le second s'appuie sur les effets des champs électriques ([Gengenbach et Boole, 2000](#); [Moesner et Higuchi, 1997](#)) : la lévitation est d'origine électrostatique. Le troisième utilise des ultrasons en milieu liquide . Enfin, le quatrième et dernier principe utilise la lévitation magnétique.

### 2.1.1 Principe pneumatique

Il s'agit ici d'un système de micro-convoyage planaire ou à deux dimensions (2D) basé sur la répartition d'actionneurs MEMS (voir figure 2.1). Le but de ce dispositif est de contrôler l'ouverture et la fermeture d'une valve activée par un micro-actionneur électrostatique de manière à diriger un flux de gaz et de permettre ainsi la lévitation et le déplacement d'un objet placé sur la surface.

560 micro-actionneurs ont été implantés pour une surface active totale de  $35 \times 35 \text{ mm}^2$ . Ce premier système présenté ici permet le déplacement de palettes millimétriques pour des vitesses comprises entre  $0,5 \text{ mms}^{-1}$  et  $4,5 \text{ mms}^{-1}$  (Fukuta *et al.*, 2006). Les dimensions des palettes qui furent utilisées pour démontrer le principe de ce convoyeur et les performances de sa commande étaient de :  $5,6 \times 5,6 \times 0,25 \text{ mm}^3$  pour 11,4 g et  $4,5 \times 4,1 \times 0,25 \text{ mm}^3$  pour 6,6 g.

Ce procédé permet le déplacement d'une palette. La résolution de la position finale d'un micro-objet qui peut être obtenue dépend de deux conditions. La première est dépendante de la stabilité de la palette lors de sa mise en lévitation. La seconde condition est définie par le positionnement de l'objet sur la palette. Ce procédé pneumatique autorise le déplacement dans un plan, mais son développement n'interdit pas la possibilité d'orienter ces palettes à l'avenir. De plus, il semble possible de déplacer plusieurs pièces en même temps sur ce type de support. On peut également citer des travaux antérieurs tels que ceux de Konishi et Fujita (1994), qui développèrent un système distribué de micro-actionneurs pneumatiques. Les expériences menées ont été réalisées sur une palette de  $1 \times 1 \times 0,3 \text{ mm}^3$  avec une distance parcourue de 1 mm en 200 ms. Enfin (Hirata *et al.*, 1998), ont développé un convoyeur unidimensionnel capable de mouvoir des supports de  $3 \times 3 \times 1 \text{ mm}^3$ . Ces travaux ont également

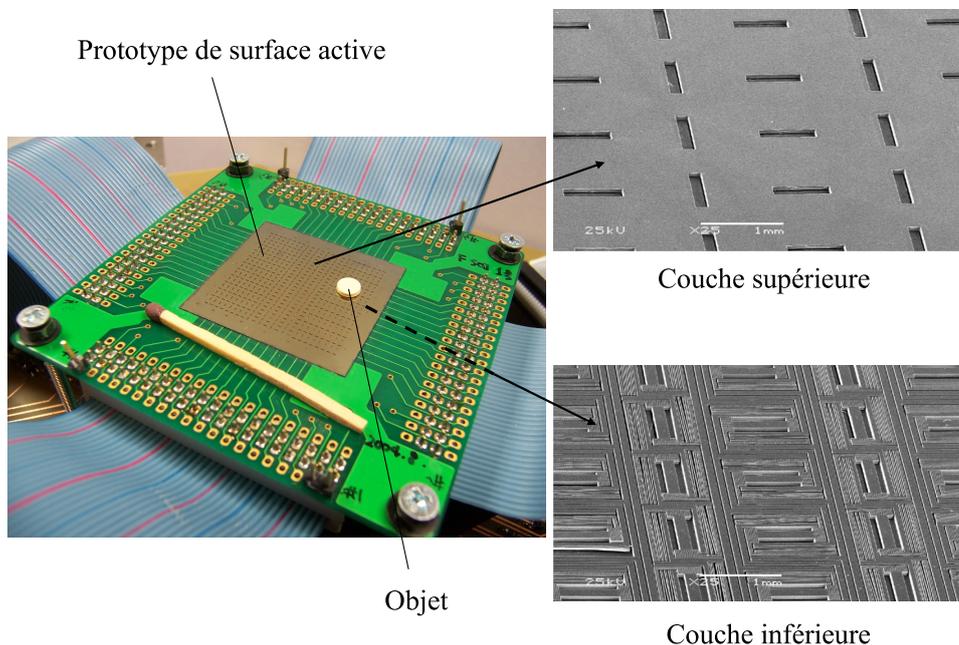


FIGURE 2.1 – Structure générale du microconvoyeur pneumatique distribué (Fukuta *et al.*, 2006; Matignon, 2008).

montré l'influence du jet d'air sur la stabilité et la vitesse du support lorsqu'il rentre en contact avec la surface de ce dernier. Une structure en dent de scie sur la surface des palettes a permis de mettre en avant ces effets (voir figure 2.2).

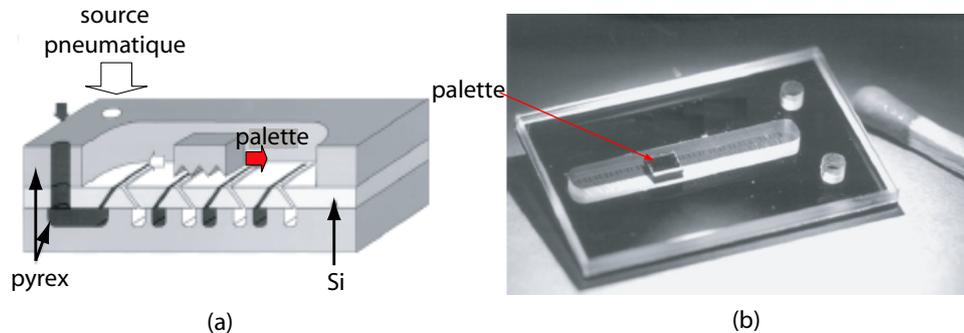


FIGURE 2.2 – Illustration (a) et photographie (b) du convoyeur pneumatique unidimensionnel.

L'utilisation d'une surface active fondée sur la lévitation pneumatique, est une approche très intéressante pour l'alimentation en composant. En effet, le déplacement agit sur une palette. Ainsi, seul un travail de conception sur cette dernière est nécessaire pour déplacer les micro-objets. On déporte ainsi les problématiques engendrées par les contraintes géométriques et physicochimiques des micro-objets sur la surface supérieure de la palette. La modularité est à rapporter aux palettes. La surface supérieure doit être conçue sur le principe de modularité afin de garantir le maintien et la position des différents microcomposants. On peut étendre les travaux de Fukuta *et al.* à un système de convoyage de composants entre les cellules d'une micro-usine modulaire.

La lévitation pneumatique peut également être combinée avec un champ électrostatique. Dans ce cas, le premier assure la lévitation est le second le déplacement comme nous le verrons dans la section suivante.

### 2.1.2 Principe électrostatique

Afin de ne pas endommager les microcomposants, U. Gengenbach (Gengenbach et Boole, 2000) a développé un microsysteme fondé sur l'utilisation des forces électrostatiques. Le principe de ce convoyeur électrostatique utilise le phénomène de diélectrophorèse et la lévitation pneumatique. Une palette millimétrique ( $10 \times 5 \times 1 \text{ mm}^3$ ) est maintenue en lévitation par un coussin d'air ; à la perpendiculaire du système pneumatique, un support maintient une rangée d'électrodes. Ce premier transfert est donc linéaire. Afin d'éviter toute dissipation du coussin d'air, un second support est monté en regard du support des électrodes.

L'inconvénient de ce principe donné par les auteurs est l'impossibilité de fournir une position précise aux composants. Si le principe est novateur en soi, les tests n'ont été effectués que sur des composants millimétriques dont la composition chimique permettait ce type de déplacement ; à savoir : des polymères, des métaux et des semi-conducteurs. Cependant ces travaux mettent en évidence la difficulté de modéliser et de contrôler ce type de convoyage.

Ce transfert électrostatique s'inspire des travaux de Felix M. Moesner (Moesner *et al.*, 1996; Moesner et Higuchi, 1997). Ce dernier a développé un microconvoyeur qui se base sur l'utilisation d'un champ électrique alternatif (voir figure 2.3). Ce système permet d'éviter tout contact entre le microcomposant et un support pendant la phase de convoyage. Un ensemble

d'électrodes mises sous tension permet aux particules de se charger. Les forces dynamiques ainsi engendrées font que les particules se déplacent dans une direction perpendiculaire au plan des électrodes. Ces forces qui sont issues de la charge des micro-objets, elle-même issue du champ électrique, dépendent de la tension appliquée sur les électrodes. Enfin, la fréquence de cette tension permet de contrôler la vitesse de déplacement des particules pendant le convoyage. Les deux critères à considérer sont : la charge des particules et le temps pendant

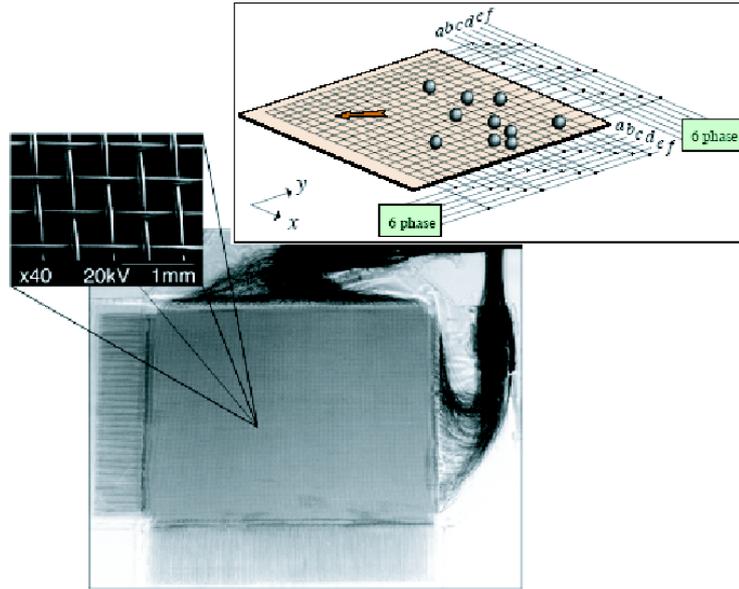


FIGURE 2.3 – Panneau électrique pour le convoyage électrostatique de microparticules.

lequel les particules sont capables de retenir cette charge. Le premier critère se divise en deux points fondamentaux. En effet, si la particule considérée est conductrice, alors la charge totale  $q(c)$  est donnée par l'équation suivante :

$$q = \frac{\varepsilon_0 \cdot \pi^3}{6} \cdot d^2 \cdot E, \quad (2.1)$$

où

- $E$  est la force du champ électrique (V/m)
- $d$  est le diamètre de la particule (m)
- $\varepsilon_0$  est la permittivité du vide.

Si au contraire la particule est non conductrice, la charge maximale qu'une particule triboélectrifiée pourra contenir sur sa surface est donnée par l'approximation suivante :

$$q = \varepsilon_0 \cdot \pi \cdot d^2 \cdot E_B, \quad (2.2)$$

avec  $E_B$ , le champ disruptif de l'air (V/m). Le second critère est défini par l'équation qui suit :

$$q(t) = q_0 \cdot e^{-t/\tau}, \quad (2.3)$$

où :

- $q_0$  est la charge initiale,

- $\tau = \varepsilon_0 \cdot \varepsilon \cdot \rho$ ,

Ce temps  $\tau$  de relaxation de la charge est défini comme étant le temps nécessaire à la particule pour se décharger. On considère que la particule est déchargée lorsque que sa charge a atteint 37% de sa charge initiale ( $q_0$ ).

A partir de la commande et de l'élaboration du système de convoyage comme le montre la figure 2.3, il est possible de déplacer des particules micrométriques sans aucun contact. Une remarque important doit cependant être faite, puisque l'auteur observe l'apparition d'oscillations sur les particules lorsque l'on incline le convoyeur de 0° à 90°. Ce phénomène étant dû à la force gravitationnelle qui interagit sur les particules.

### 2.1.3 Principe par ultrasons

Les forces acoustiques peuvent être utilisées afin de manipuler une ou plusieurs particules dans un fluide (Haake et Dual, 2003). Cette technique pour séparer et déplacer des particules qui sera présentée ici s'appuie sur les travaux de (Haake et Dual, 2003), (Kim *et al.*, 2004).

Ces forces apparaissent lors de la création d'un champ ultra-sonore à partir des ondes de surface d'un solide en vibration. Le principe est de mettre en vibration un solide qui émet des ultrasons qui sont ensuite réfléchis sur une surface plane solide. Suivant le mouvement de la surface du solide en vibration (unidimensionnel ou bidimensionnel) on engendra un champ acoustique bidimensionnel ou tridimensionnel dans le milieu liquide entre les deux plaques. En agissant sur la fréquence et l'amplitude des ondes sonores, il est alors possible de déplacer, positionner et stabiliser la ou les particules. La figure 2.4 illustre ce concept.

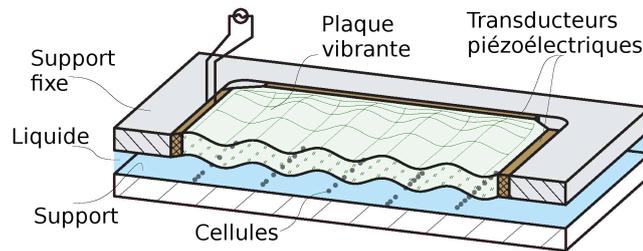


FIGURE 2.4 – Principe du déplacement par ultrasons.

L'interface entre le milieu liquide et la surface rigide va permettre d'établir la différence d'impédance entre les deux milieux. L'impédance d'un milieu est fonction de son module d'élasticité ainsi que de sa densité; cette impédance constitue la résistance à laquelle les ondes devront faire face lors de leur propagation. Ainsi, plus la résistance entre deux milieux sera élevée, plus l'onde réfléchie sera élevée.

Afin d'opérer un déplacement des particules, plusieurs méthodes sont possibles.

En partant de la figure 2.4, une première possibilité s'offre à nous. Il s'agit de mettre en vibration l'un des actionneurs piézoélectrique, puis de déplacer son support. Lors de la mise en oscillation du support, les particules cherchent un équilibre stable : à savoir les ventres des ondes. Si l'on déplace le support de l'actionneur piézoélectrique en vibration, et par conséquent le support vibrant, on déplace également la position des ventres. Au final, les particules qui sont toujours attirées par un équilibre stable se déplacent également.

La deuxième possibilité est de faire vibrer non pas un seul actionneur piézoélectrique mais les deux avec des fréquences différentes. Ceci engendre les mêmes effets sur les particules sans avoir besoin de déplacer les actionneurs piézoélectriques.

Enfin, on peut observer les mêmes résultats en reprenant le premier concept mais sans déplacer le montage. Il suffit pour cela de changer la fréquence. Cette méthode est généralement utilisée pour des manipulations de cellules biologiques.

Le principe décrit dans cette section permet de dégrouper des cellules biologiques et de les organiser suivant les modes propres de vibration d'une plaque vibrante. Cela permet également de les déplacer si l'on engendre une onde progressive. Ce principe par ultrasons est avant tout destiné à dégrouper des micro-objets. Le positionnement de haute précision semble plus délicat, mais possible. Enfin, le système développé par [Haake et Dual](#) n'est pas fondé sur le principe de modularité. Son utilisation reste confiné dans le domaine de la biologie.

#### 2.1.4 Principe magnétique

Afin d'illustrer le principe fondé sur la lévitation magnétique, nous présentons deux concepts utilisant l'effet Meissner.

[Kim et al. \(1990\)](#) assurent la lévitation par l'effet Meissner et le déplacement par les forces de Lorentz. Ils justifient l'emploi de ces deux forces pour leur simplicité de conception ainsi que pour la stabilité de la palette lors de la phase de lévitation. De plus, il est inutile d'employer des capteurs et un contrôleur pour cette phase. Selon les auteurs, cette approche est bien adaptée dans une micro-usine puisque cette force est proportionnelle à la surface de la palette, et du fait de sa simplicité de mise en oeuvre, cette méthode s'affranchit de circuits de contrôle complexes. Cependant, la force développée reste proportionnelle à la palette comme nous venons de le voir, mais l'utilisation de superconducteur (ici du cuprate de barium) impose de garantir en permanence toutes les conditions de superconductivité du matériaux. En effet, l'une des conditions la plus importante est la température qui doit être très basse. Notons cependant, que le cuprate de barium possède une valeur de température critique pour assurer la superconductivité assez élevée par rapport aux autres matériaux superconducteurs existants. Le résultat fut le déplacement d'une palette de 8 mg sur 3,3 mm en 0,46 seconde.

Le second système ([Iizuka et al., 1994](#)) assure également la lévitation grâce à l'effet Meissner. La différence se fait au niveau de la palette. Le support pour le convoyage repose sur quatre aimants permanents dont les dimensions sont  $3 \times 3 \times 1,1 \text{ mm}^3$ . Des électrodes placées parallèlement sur un superconducteur assurent le positionnement de la palette. Ce système permet le déplacement dans le plan de la palette ainsi que sa rotation.

On retrouve dans les deux systèmes qui sont présentés les avantages énoncés précédemment concernant la surface active pneumatique. Si la lévitation magnétique possède un avantage majeur sur la stabilité de la palette, les matériaux utilisés dans les deux systèmes magnétiques imposent des conditions d'utilisation plus rigoureuses. La précision dépend du nombre d'électrodes et de la structure de la palette.

#### 2.1.5 Discussion

Les procédés basés sur la lévitation sont peu développés. Ce domaine de recherche n'en est qu'à ses débuts. Ceux que nous venons « de présenter » permettent de déplacer dans un plan une palette, et il semble possible d'étendre leurs capacités fonctionnelles à la fonction d'orientation. [Iizuka et al. \(1994\)](#) dont les travaux portent sur la lévitation électromagnétique a élaboré un système de transfert de palettes. Là encore, ce système ne permet un déplacement que dans un plan et pour des palettes sensibles aux champs magnétiques. Le domaine d'application est par conséquent limité à des objets sensibles aux champs magnétiques. Les surfaces actives fondées sur le principe de la lévitation magnétique sont de conception plus simple que les surfaces actives pneumatiques. D'un autre côté, la lévitation pneumatique n'est pas dépendante du type de matériau des palettes. Les deux approches ont chacune leur

propres avantages et inconvénients. Si la première gagne en simplicité par rapport aux conditions d'utilisation, la seconde impose des conditions particulières (matériaux, température...) pour assurer la lévitation magnétique. Le tableau 2.1 résume l'analyse que nous venons de mener. Nous ne pouvons pas encore évaluer le degré de précision pour le positionnement des palettes. La précision dépend de la stabilité de la palette ainsi que de la structure de la surface active. Cette structure influe sur la pas de déplacement de la palette. L'évaluation fournie dans le tableau 2.1 est une appréciation des capacités des systèmes et principes décrits précédemment. Il est important de noter que des développements futurs induiront une ré-évaluation des critères exposés.

TABLE 2.1 – Comparaisons entre lévitations pneumatique et magnétique par surfaces actives.  $\ominus$  = gênant,  $\ominus\ominus$  = très contraignant,  $\ominus\ominus\ominus$  = extrêmement contraignant  $\star$  = favorable,  $\star\star$  = très favorable,  $\star\star\star$  = extrêmement favorable

Surfaces actives	Conception	Matériaux Palettes	Environ- nement	Stabilité	Modularité	Précision
Pneumatique	$\ominus\ominus\ominus$	$\star\star$	$\star\star$	$\ominus\ominus$	$\star\star$	?
Magnétique	$\star\star$	$\ominus\ominus$	$\ominus\ominus$	$\star\star\star$	$\star\star$	?

Les études menées par Moesner et Higuchi ont l'avantage de ne pas exclure certains microcomposants et le déplacement se fait dans un plan. De plus, cette approche garantit uniquement une position et non une orientation. L'inconvénient avec un principe fondé sur le champ électrostatique est que les interactions sont directement dépendante des caractéristiques physicochimiques des objets. De plus, ces procédés ne sont pas modulaires. Le déplacement d'objet est possible ainsi que le maintien sans garantir une haute précision. Notons également les travaux de A. Desai (Desai *et al.*, 1999) qui rejoignent ceux de Moesner et Higuchi. Enfin, l'approche par ultrasons permet de se rapprocher du comportement naturel des microcomposants lorsqu'ils sont soumis à des ondes ultra-sonores. Elle a l'avantage de pouvoir effectuer un premier tri parmi un très grand nombre de particules et de les isoler en des points plus ou moins précis. Ces techniques sont généralement appropriées pour des milieux liquides. (Dans l'air les micro-objet ont des déplacement de type browniens lorsqu'ils sont placés sur une plaque en vibration (voir Böhringer *et al.* (1998)).

Le tableau 2.2 résume les différentes caractéristiques des systèmes étudiés.

D'après l'analyse qui précède, et en se basant sur des critères de simplicité, de commandabilité, et de flexibilité, l'approche la plus simple est la lévitation magnétique. Cependant les travaux de Fukuta *et al.* (2006) sur les surfaces actives pneumatiques ont montré qu'il était possible de convoier en parallèle des palettes. La principale difficulté se trouve au niveau de la stabilisation des palettes, que l'on ne retrouve pas dans les méthodes magnétiques. Enfin, les principes fondés sur l'effet électrostatique et les ultrasons semblent plus appropriés pour le dégroupage, et le convoyage de masse de micro-objets. Il faut également noter que le transfert électrostatique est le plus contraignant. En effet, la commande devra être adaptée à chaque nouveau composant, en fonction de sa taille et de sa conductivité, qui dans le cas de matériaux isolants se révèle être très délicate puisque la répartition des charges à la surface des micro-objets n'est pas uniforme.

Si l'argument premier qui est cité par les auteurs de ces différents travaux est l'absence de friction dû à un procédé de lévitation, d'autres auteurs ont développé des microsystèmes de convoyage qui établissent un contact entre les micro-objets et le système. La section suivante décrit les travaux réalisés ainsi que leur analyse.

TABLE 2.2 – Résumé des différentes caractéristiques des systèmes sans contact développés pour l'alimentation en composants.

Auteurs	Principe	Parallélisme	Vitesse maxi- male	Objets déplacés
(Chapuis <i>et al.</i> , 2003)	pneumatique	possible	$\approx 2 \text{ mms}^{-1}$	palettes exemple : $5,6 \times 5,6 \times 0,25$ $\text{mm}^3$ 11,4 g
(Konishi <i>et Fujita</i> , 1994)	pneumatique	possible	$\approx 5 \text{ mms}^{-1}$	palettes $1 \times 1 \times 0,3$ $\text{mm}^3$
(Hirata <i>et al.</i> , 1998)	pneumatique	non	$4 - 5 \text{ cms}^{-1}$	palettes $3 \times 3 \times 1$ $\text{mm}^3$
(Gengenbach <i>et Boole</i> , 2000)	électropneumatique	non	?	palettes $10 \times 5 \times 1$ $\text{mm}^3$
(Moesner <i>et Higuchi</i> , 1997)	électrostatique	oui	?	particules : 40 à 400 $\mu\text{m}$ , palette : $9 \times 5 \times 1$ $\text{mm}^3$
(Iizuka <i>et al.</i> , 1994)	lévitation magné- tique	magné- tique	possible	palette
(Kim <i>et al.</i> , 1990)	lévitation magné- tique	magné- tique	possible	palette

## 2.2 Les microsystemes avec contact

Les différents systèmes présentés dans cette partie seront organisés de la façon suivante : dans un premier temps nous aborderons les microrobots mobiles, puis dans un second temps les convoyeurs à champ de forces. Enfin nous étudierons deux procédés fondé sur les principes vibratoire et pneumatique.

### 2.2.1 Les microrobots mobiles

Le premier conçu par (Ferreira, 2000), est un microconvoyeur basé des micromoteurs à ondes ultrasonores. Le principe opératoire de ces micromoteurs est de combiner les mécanismes du contact de friction avec un champs électrique que l'on contrôle et que l'on dirige afin d'assurer une pression suffisante des piezos sur le substrat pour se rapporter à un contact de type macroscopique. Le prototype développé est constitué de 48 céramiques piézoélectriques reliées par des conducteurs flexibles qui jouent le rôle de stator. Cette palette motorisée est capable de se déplacer dans un plan et peut se positionner très précisément (de l'ordre du nanomètre). Il s'agit ici d'un microconvoyeur.

Le second système développé par T. Ebefors (Ebefors *et al.*, 1999) (Ebefors, 2000), est un microrobot basé sur des actionneurs thermiques (des languettes). Il peut être utilisé indifféremment comme robot marcheur ou comme système de transfert. Les essais comparatifs effectués sur ce derniers ont été réalisés avec des objets millimétriques afin de tester la robustesse des actionneurs et de fournir des essais comparatifs avec les systèmes déjà existants. La fonction principale de ce microsysteme est de transférer des objets. Il ne fut pas conçu pour répondre aux critères d'alimentation en composants.

Ce microconvoyage est à la frontière des microsystemes « à champs de force ». C'est ce dont la section qui suit s'attache à présenter.

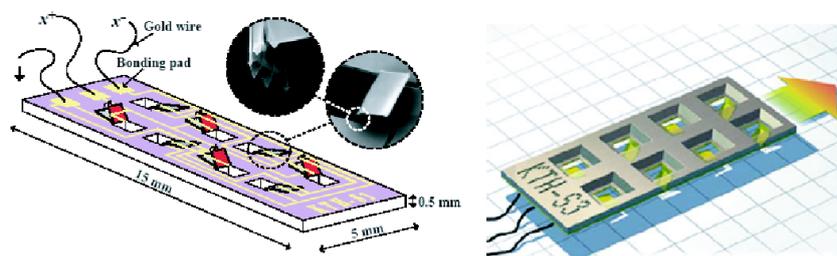


FIGURE 2.5 – Microrobot à languettes thermiques.

### 2.2.2 Surfaces actives

Ce type de transfert se compose d'un ensemble de micro-actionneurs assimilables à des cils, et qui, actionnés séparément, permettent le déplacement de palettes et de microproduits (Ataka *et al.*, 1993a). Nous allons présenter ici deux principes. Le premier est issu principalement des travaux de John W. Suh (Suh *et al.*, 1997) et de K.F. Böhringer (Böhringer *et al.*, 1996) (Böhringer, 2003) (Böhringer *et al.*, 1999) (Böhringer *et al.*, 1997) et dans lesquels le processus développé est un ensemble de cils thermobimorphes. Le second développé par C. Liu (Liu, 1995) est également un ensemble de cils mais actionnés sous l'effet d'un champ magnétique.

#### 2.2.2.1 Les cils actionneurs thermobimorphes

La principale caractéristique de ces microsytèmes (Suh *et al.*, 1997) est la relative simplicité des MEMS qui les composent. En effet, la structure finale de la surface active se compose d'actionneurs élémentaires comme des poutres, appelés cils. Cela permet de déplacer et d'orienter des composants et des microcomposants.

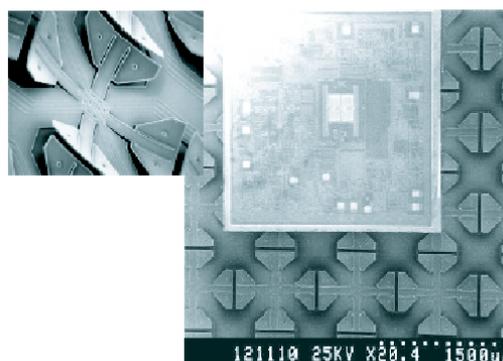


FIGURE 2.6 – Micro-actionneurs « cil » disposés en étoile

Chaque cil peut être commandé séparément, ce qui permet d'obtenir des systèmes de transfert très flexibles, puisqu'ils peuvent en plus du convoyage réorienter une palette ou un microcomposant. Les cils que l'on retrouve sur la figure 2.6 sont composés de deux couches

de polyamides avec un coefficient thermique propre à chacune d'elles. Disposés en étoile et commandés séparément ils donnent alors naissance à un champ de force qui engendre le déplacement des objets. Il est possible de placer sur un même substrat non pas une pièce mais plusieurs et de les déplacer dans des directions opposées ou de les réorienter simultanément (voir les algorithmes élaborés à partir de ce système). La modularité peut être ici déportée sur la palette support des microcomposants, et la reconfigurabilité déportée quant à elle sur la matrice de cils.

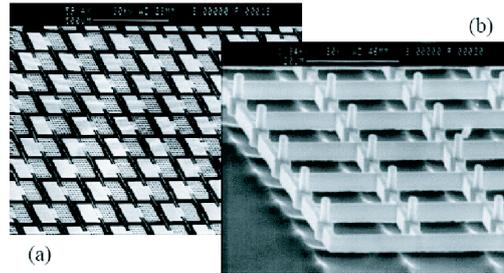


FIGURE 2.7 – Micro-actionneurs « cil »

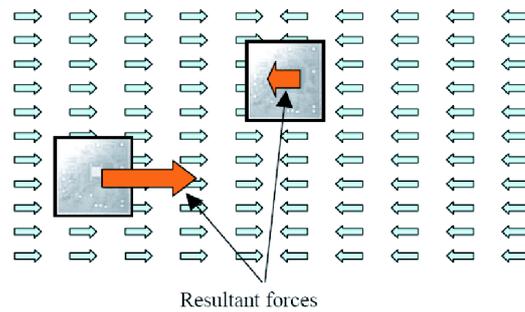


FIGURE 2.8 – Champ de force engendré par l'ensemble des cils

### 2.2.2.2 Les cils magnétiques

Pour les cils magnétiques, le principe est le même que précédemment. La différence la plus notable concerne la commande. L'idée développée est de positionner un aimant sur une poutre flexible. Lorsque l'électro-aimant placé en-dessous de la poutre est alimenté, le champ magnétique qu'il engendre interagit avec l'aimant positionné sur la poutre, et engendre sa flexion (Liu, 1995). Le système permet de déplacer et d'orienter les composants, mais il reste beaucoup moins flexible que le précédent. En effet, une fois que l'une des matrices de cils est disposée sur le support, les cils sont tous orientés de la même manière. Ainsi, si l'on souhaite créer un champ tournant pour orienter une pièce, il est alors nécessaire de disposer d'autres modules afin d'agencer différemment les cils qui les composent et pouvoir opérer une rotation du composant.

### 2.2.2.3 Les cils à réaction chimique

Dans ce procédé, *Tabata et al. (2002)* introduisent une nouvelle approche afin d'actionner les cils. Le microsystème est placé dans une solution aqueuse et lorsque l'on introduit un gel la réaction chimique qui en résulte induit une onde qui va se propager dans le milieu. Cette réaction spontanée du gel avec son milieu, appelée réaction de Belousov-Zhabitinsky, engendre une oscillation des cils lors de la propagation de la réaction à l'image du déplacement d'une onde à la surface de l'eau.

### 2.2.3 Surfaces passives

Ces microsystèmes ne commandent pas de micro-actionneurs capables de se mouvoir. Il s'agit d'utiliser des forces électrostatiques ou pneumatiques afin de positionner ou de déplacer des microcomposants.

Le premier principe abordé et élaboré par *Böhringer et al. (1998)*, se compose d'une table mise en vibration par un actionneur piézoélectrique (voir figure 2.9). La table vibre verticalement et la fréquence est telle que les ondes ultrasonores qu'elles engendrent sont capables de briser les forces surfaciques. Ce sont quatre électrodes positionnées sous la table qui capturent les micro-objets lors de leur déplacement. Ce déplacement est de type brownien. Des expérimentations dans le vide et dans l'air ambiant ont démontré la capacité d'un tel procédé à opérer dans des milieux très différents avec des performances similaires. Ce procédé combine les principes électrostatique et vibratoire. On peut le qualifier de flexible puisque le principe vibratoire pour déplacer les objets ne se limite pas à une catégorie d'objets.

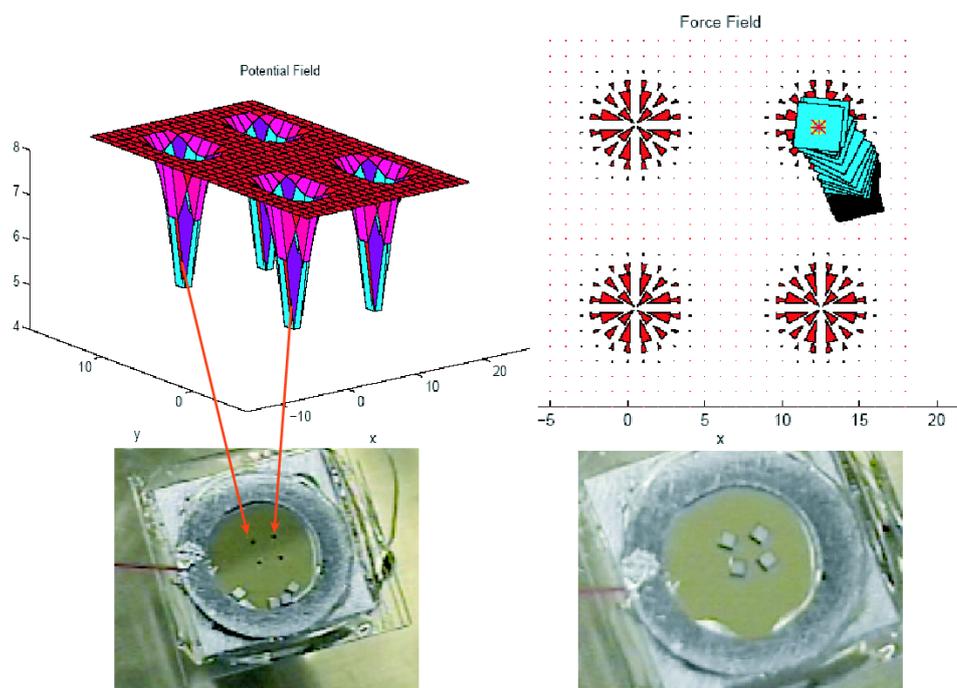


FIGURE 2.9 – Positionnement stochastique utilisant des vibrations ultrasonores pour le déplacement des objets et des champs électrostatiques pour les positionner (*Böhringer et al., 1998*).

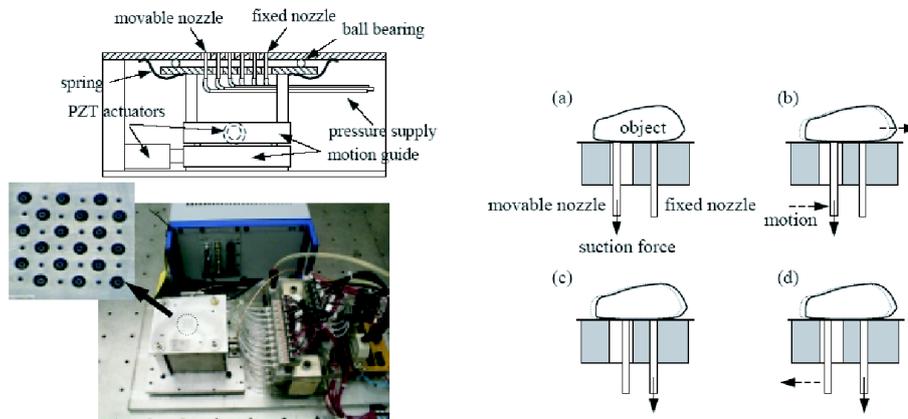
Cependant, il ne permet pas de contrôler ce déplacement. De plus, garantir la position des objets avec un champ électrostatique dépend des caractéristiques de ces derniers. Enfin, sa conception n'est pas fondée sur le principe de modularité.

Le second principe se compose d'une plaque percée de trous formant une matrice d'actionneurs passifs (voir figure 2.10(a)). Ce concept développé par Sin et Stephanou (2001b,a) permet de déplacer en parallèle plusieurs composants.

Comme le montre la figure 2.10(b), deux types de perçage sont réalisés. Le premier dont le diamètre des trous est le plus faible sert uniquement au maintien des composants. La pipette placée à l'intérieur est fixe. Lorsqu'il y a dépression, elle assure le maintien de l'objet. Le second au diamètre plus grand permet le déplacement d'une pipette. Lorsque la dépression est effectuée à l'intérieur, elle permet le déplacement des constituant sur la table. Le déplacement de la pipette est effectué par un système piezo placé sous le processus pneumatique. Ce déplacement est réalisé en quatre étapes :

1. phase (a) : lorsque la pipette amovible effectue le contact par dépression avec le composant la seconde libère le maintien du composant,
2. phase (b) : la pipette amovible se déplace ainsi que le composant,
3. phase (c) : pour préparer le prochain déplacement, la seconde pipette adhère avec le composant par dépression, tandis que la pipette amovible arrête sa dépression,
4. phase (d) : la pipette fixe maintient l'objet et la pipette retourne à sa position de départ.

Il est alors possible de déplacer plusieurs composants simultanément mais ce procédé reste moins performant que le système des cils.



(a) Principe du convoyeur 2-D pneumatique.

(b) Principe pneumatique d'un pas.

FIGURE 2.10 – Vue générale du convoyeur pneumatique par dépression et description du mode opératoire d'un pas (Sin et Stephanou, 2001b).

Ces deux procédés agissent directement sur les objets pendant le déplacement. L'usure qui peut alors apparaître peut être néfaste pour les composants. Ils ne permettent pas d'obtenir une grande précision. Ils sont de plus dépendants des caractéristiques des objets : le second procédé semble plus flexible puis qu'il est inutile que les pièces soit sensibles aux champs électrostatiques. mais il est nécessaire que la surface en contact soit plane pour assurer le maintien.

### 2.2.4 Discussion

Deux catégories se distinguent pour les microsystèmes avec contact. La première interagit directement avec les microcomposants. Les cils lorsqu'ils sont en contact avec un micro-objet permettent un déplacement unidirectionnel (Ataka *et al.*, 1993a). Les expériences furent menées sur des microbilles. Le principal inconvénient est le risque d'adhésion avec les cils, et il est donc nécessaire d'élaborer une surface spécifique afin de diminuer les forces d'adhésion. Cette approche demande un développement important au niveau de la commande des actionneurs mais permet le déplacement simultané de plusieurs composants. Il semble difficile de concevoir des actionneurs dont la surface serait reconfigurable, ce qui limite la flexibilité ainsi que la modularité d'un tel procédé. Cependant, même si il y a contact, le procédé est suffisamment souple pour ne pas détériorer les micro-objets. L'approche par ultrasons et pneumatique développées par (Böhringer *et al.*, 1998) et (Sin et Stephanou, 2001b) imposent des contraintes fortes aux microcomposants. Dans le premier cas, l'orientation semble difficilement maîtrisable. Ce microsystème, que l'on peut apparenter à un bol vibrant miniature permet avant tout de trier, ou ordonner des microcomposants en vrac. Le champ électrostatique induit par les électrodes permet de capturer les objets. Il serait donc possible, à priori, de travailler sur des objets de tailles différentes en adaptant l'intensité du champ électrostatique. Cependant, si la différence de taille est trop grande, l'intensité du champ électrique nécessaire au maintien des plus petits ne serait pas suffisant face à l'intensité des vibrations utiles au déplacement des plus grands. Ce principe semble dédié à une gamme de composants en fonction de leur taille. Dans le second cas, seuls des objets de dimensions millimétriques peuvent être déplacés en parallèle. Afin de garantir le déplacement, des objets planaires sont préférables pour que le maintien par dépression soit garanti.

La seconde catégorie est plus en rapport avec des systèmes de convoyage. Là encore, des surfaces actives à base de cils ou de languettes ont été largement utilisées. L'orientation, et le déplacement en parallèle de plusieurs palettes ont été effectuées. La flexibilité, et la modularité de tels systèmes est à rapporter au support qui doit être déplacé. Ces systèmes peuvent déplacer et positionner des palettes. La haute résolution est dépendante de la structure de la surface et de ses actionneurs.

## 2.3 Conclusion

La difficulté majeure inhérente à la fonction alimentation en composants est de satisfaire l'aspect générique du système qui sera développé.

**Définition 2.1.** *Un système d'alimentation est générique lorsqu'il possède une flexibilité suffisamment grande qui lui permet de couvrir une large gamme de produits.*

Si l'on se rapporte aux définitions de la modularité (définition 1.5) et d'un module (définition 1.6), un système d'alimentation sera modulaire si sa structure est générique. Cette notion que l'on peut également qualifier de « *très haute flexibilité* » n'est pas dédiée à une échelle physique particulière. Cependant, les critères de développement pour un système à une échelle macroscopique ne pourront pas être transférés directement à l'échelle microscopique et vice versa.

En effet, si deux composants macroscopiques possèdent une masse identique et des géométries différentes, cela peut induire dans le meilleur des cas une reconception de la partie dédiée au maintien de l'objet au sein du système d'alimentation. Si l'on considère deux micro-objets suivant les deux critères précédents, le maintien est influencé par la forme des surfaces, la composition chimique du support et des objets ainsi que par les conditions environnementales. L'aspect générique est donc à rapporter à l'échelle des dimensions des objets traités.

Les travaux menés au sein de l'équipe SAMMI du département AS2M de FEMTO-ST et notamment ceux relatifs au projet européen EUPASS, sont basés sur cette approche, ceci afin de s'affranchir de la forme et de la taille des objets. Comme le montre l'étude du chapitre 3, les solutions étudiées pour la réalisation d'un système d'alimentation en composants de taille millimétrique ont été analysées suivant cette approche.

Les procédés existants ne sont pas tous conçus sur le principe de modularité. Les systèmes les plus prometteurs sont les surfaces actives. La complexité des surfaces actives reste un point négatif pour adapter définitivement ces procédés. Les systèmes simples (comme le mini-bol vibrant) ne sont pas modulaires, et ne répondent pas aux critères d'un système d'alimentation que nous avons fixés au chapitre 1. Ils permettent en général de dégrouper et de trier des composants. De plus, la résolution de tels systèmes n'est pas suffisante. Les solutions existantes sont : complexes et modulaires, ou simples et rigides. Trouver un procédé à la fois simple et modulaire pour la réalisation d'un système d'alimentation est le défi que nous avons relevé pour le projet européen EUPASS pour une échelle millimétrique, et dans cette thèse également pour une échelle micrométrique. Le critère fondé sur la simplicité du processus a pour objectif de minimiser les coûts et favoriser un déploiement rapide du système.

Enfin, le critère de reconfigurabilité est commun aux deux projets menés au département AS2M. Les systèmes développés pour le projet EUPASS ainsi que pour la station de micro-assemblage du département doivent être conçus dès le départ modulaires et reconfigurables. Le chapitre suivant s'attache à décrire, les travaux développés au sein du projet EUPASS à une échelle millimétrique, tandis que la deuxième partie de cette thèse décrit les travaux dédiés au microsystème d'alimentation.

## Projet EUPASS : système d'alimentation en composants millimétriques

### 3.1 Présentation du projet européen EUPASS

EUPASS est l'acronyme de « Evolvable Ultra-Precision Assembly SystemS » : Next Generation Technologies for Rapid Deployment of Distributed Ultra Precision Assembly Services for Manufacture of Micro- and Nanoscale Products. Il s'agit d'un projet du 6<sup>ème</sup> PCRD, IP, dans le programme « New Production Processes and Devices », NMP-2-CT-2004-507978. Le projet a commencé en novembre 2004 et s'est terminé en Octobre 2009.

Il a été coordonné par l'entreprise néerlandaise Philips jusqu'en octobre 2008 puis par le KTH et l'entreprise FESTO jusqu'à octobre 2009. Il comportait 21 partenaires dont onze industriels et dix universités et laboratoires. EUPASS avait pour objectif de développer des systèmes d'assemblage modulaires et ultra précis. Il s'agissait de promouvoir des solutions radicalement inventives pour l'assemblage de très haute précision.

L'équipe SAMMI était impliquée dans les tâches suivantes :

- la tâche « gripping », (avec FESTO, Esslingen, Allemagne) pour laquelle nous devons fournir des systèmes de préhensions inventifs permettant à la fois des grandes courses rapides et de la très haute précision,
- la tâche « feeding », (avec BOSCH et l'IPA de Stuttgart), pour laquelle nous proposons, un système d'alimentation flexible (adaptable à tous les composants tests du projet),
- les tâches « training » et « dissimulation ».

EUPASS a fourni une standardisation pour des systèmes d'assemblage de petits composants de tailles millimétriques demandant une grande précision d'assemblage, de l'ordre de la dizaine de micromètre. Cette standardisation portant à la fois sur les interfaces (mécaniques, énergétiques,...) et sur le système de contrôle conduit à des systèmes basés sur une architecture ouverte, flexible et reconfigurable. Ainsi, un module quelconque remplissant une des fonctions (préhension, palettisation, solidarisation...) peut-être intégré dans la structure de base d'un système d'assemblage si les standards d'EUPASS sont respectés.

Dans ce projet, ce travail de thèse a contribué à l'élaboration d'une stratégie pour l'alimentation en composants et aux premiers pas de l'évaluation d'une base standard développée par la société BOSCH « tape feeder ». Ces deux contributions sont présentées ci-dessous. La mise au point de l'évaluation du « tape feeder » de BOSCH pour en faire un système recon-

figurable et donnant un positionnement précis des composants est également présenté dans ce chapitre mais n'est pas ma contribution.

## 3.2 Stratégies d'alimentation en composants

Notre contribution au sein du projet a consisté à développer un système d'alimentation pour des composants millimétriques. Le système d'alimentation qui doit être conçu doit rompre avec les approches traditionnelles que l'on retrouve dans l'industrie. On trouve, en général, deux méthodes pour alimenter une cellule d'assemblage : soit en vrac, soit individuelles (Whitney, 2004).

### Méthodes en vrac

Les méthodes dites « *en vrac* » travaillent simultanément sur un ensemble de composants désordonnés, et par un procédé quelconque, déplacent ces composants sur une courte distance. Enfin, ces procédés présentent individuellement chaque composant dans l'orientation désirée. La figure 3.1 illustre deux procédés les plus communément utilisés : une trémie et un bol vibrant. Le traitement en vrac impose de nombreux chocs sur les composants lorsque le déplacement utilise un principe vibratoire. Le plus répandu est le bol vibrant, qui vibre en rotation et verticalement. Les objets réalisent de petits pas et une rampe ou un rail de guidage les conduit vers le point d'approvisionnement sur un parcours hélicoïdal. Il présente

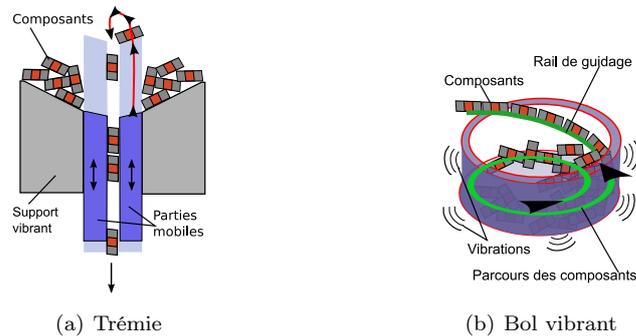


FIGURE 3.1 – Représentation de deux systèmes d'alimentation : une trémie et un bol vibrant.

l'avantage de pouvoir fonctionner en continu et d'être approvisionné très rapidement. D'un autre côté, il est conçu à partir des caractéristiques d'un composant et lui est entièrement dédié. De plus, sa conception demande beaucoup d'ingéniosité pour éviter qu'un composant ne se bloque le long du parcours. La géométrie du composant et le nombre d'état stable qu'il possède sont les deux paramètres qui influent sur le temps de cycle des bols vibrants. Plus le composant possède une géométrie simple avec de nombreux états stables, plus le bol vibrant sera rapide. Ainsi, le bol vibrant est sensible aux variations de la structure des composants. Un changement de côtes, d'état de surface... influera sur l'efficacité du système d'alimentation. En effet, les procédés vibratoires sont sensibles au frottement et ce dernier dépend de la géométrie du composant et de son état de surface. La description des autres procédés conduits aux mêmes avantages et inconvénients. Que se soit un principe basé sur une trémie ou une rampe en vibration inclinée ou encore un tapis roulant. Pour apporter plus de flexibilité. On délasse la fonction orientation à un couple formé d'un robot et d'un

système de vision. Les procédés précédents remplissent uniquement la fonction de trie. Ainsi le robot doit être capable de prendre un composant dans une position quelconque.

### Méthodes individuelles

Les méthodes d'alimentation en composants dites « *individuelles* » présentent les composants avec une orientation prédéfinie sur un support. Chaque composant ayant une place attribuée sur le support comme cela est le cas avec une palette. Les procédés que l'on retrouve sont de type : palettes, tapis roulants... Ils maintiennent les composants dans une alvéole qui peut épouser la forme de ces derniers. Cette configuration garantit un meilleur maintien mais perd en flexibilité, et vice versa.

Les procédés existants dans l'industrie sont basés sur l'une de ces méthodes ou les combinent. Nous avons décrit les principes de base, et comme nous le verrons au paragraphe 3.3, il est possible de faire évoluer ces méthodes pour obtenir des systèmes d'alimentation plus flexibles. Afin de pouvoir évaluer les procédés flexibles existants, nous allons dans cette section, décrire l'évaluation des différentes stratégies possibles dédiées à la fonction alimentation en composants. Il s'agit d'analyser l'impact de la disposition des systèmes d'assemblage sur le processus d'assemblage et ce en fonction des combinaisons possibles des deux méthodes d'alimentation.

Nous avons proposé quatre stratégies principales regroupées en deux grandes catégories. La première consiste à intégrer le ou les systèmes d'alimentation sur la ligne de production tandis que dans la seconde, le positionnement et l'orientation sont réalisés en dehors de la ligne de production, seules des palettes de composants positionnés sont présentées sur la ligne de production. Dans ce dernier cas, le traitement se fait en temps masqué.

### 3.2.1 Stratégies intégrant le système d'alimentation

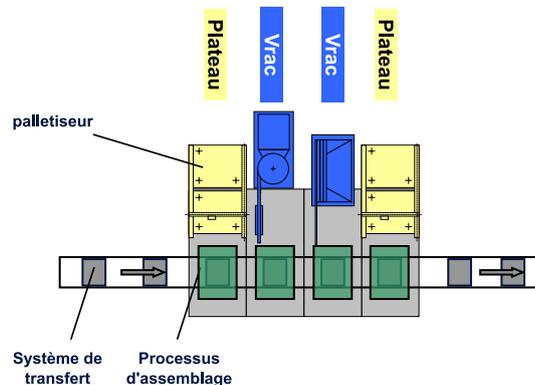


FIGURE 3.2 – Chaque procédé d'alimentation est dédié à un processus d'assemblage et directement relié au poste d'assemblage.

#### Ligne intégrée : approche usuelle

La première stratégie représentée sur la figure 3.2 associe de façon spécifique un système d'alimentation avec un poste d'assemblage. Par exemple, si l'on doit assembler quatre composants différents en quatre étapes, on associe alors un système d'alimentation par composant et par poste d'assemblage. Les systèmes peuvent traiter des composants en « vrac » ou

organisés sur une palette. Dans cette approche le ou les systèmes d'alimentation sont partie prenante du poste d'assemblage. Le temps de cycle de chaque système d'alimentation influe directement sur celui du processus d'assemblage. Une défaillance de l'un des systèmes d'alimentation arrêtera le flux de production. Si les systèmes traitant les composants en vrac ont un faible coût, ils sont dédiés à un type d'objets. Ils ne sont pas modulaires et par conséquent ils ne peuvent pas être réutilisés. Enfin, cette stratégie permet de mélanger tous types de systèmes d'alimentation sur une même ligne. Il s'agit de la stratégie la plus simple mais également la plus rigide.

### Ligne intégrée flexible

La seconde stratégie représentée sur la figure 3.3 réalise l'association des systèmes d'alimentation en vrac avec des robots et des caméras. Les avantages de la stratégie précédentes sont conservés.

Puisque les systèmes en vrac ne sont plus chargés de positionner et d'orienter les composants, leur conception est plus simple. Ainsi, l'organe du procédé chargé d'orienter les pièces n'est plus nécessaire. On s'affranchit du problème de blocage de composants pendant le court déplacement des composants. Le procédé est uniquement chargé de trier et de déplacer les objets dans l'espace de travail du robot. La flexibilité de ce dernier permet de saisir les composants dans une position quelconque grâce au système de vision. Cependant, ce principe est plus onéreux, et sa flexibilité est limitée par les critères géométriques des composants. Le préhenseur et le procédé en vrac ne peuvent pas couvrir tous les objets possibles puisqu'ils ne sont pas modulaires. Malgré l'apport de flexibilité, cette stratégie possède toujours un impact

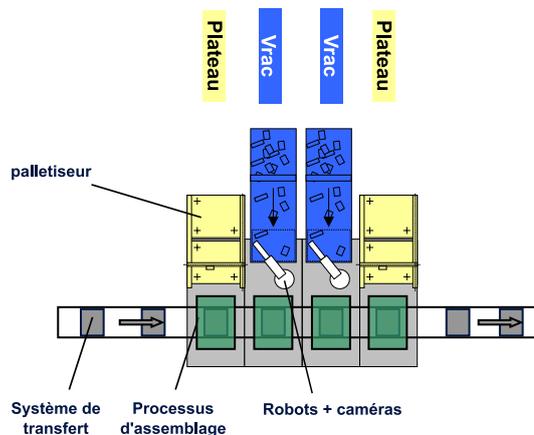


FIGURE 3.3 – Représentation d'une approche en ligne flexible. L'adjonction de robots entre le système et la ligne de production rompt la dépendance entre le système d'alimentation et la ligne de production

important sur le processus d'assemblage. La défaillance de l'un des systèmes engendrera un arrêt de la ligne de production.

### 3.2.2 Stratégies avec le système d'alimentation hors ligne

Les deux dernières stratégies (voir figure 3.4 et 3.5 respectivement) suivent une approche dans laquelle on sépare le processus d'alimentation en composants du reste de la ligne de

production. Il en résulte une meilleure fiabilité du processus d'assemblage puisque une panne ne pénalise pas directement le temps d'assemblage. De plus, l'aspect modulaire s'en retrouve renforcé car la fonction d'alimentation est maintenant perçue comme un module autonome ne faisant plus partie intégrante de la ligne d'assemblage.

### Principe hors ligne standardisé

Le schéma de la figure 3.4, illustre le principe standardisé de la fonction alimentation en mode « *hors ligne* ». Les composants peuvent être fournis soit *en vrac* soit positionnés sur un plateau. L'agencement des différents composants est réalisé indépendamment du processus d'assemblage. On intègre alors, sur la ligne de production, des composants identiques ou différents, sur un même support. Ces supports sont standardisés afin de simplifier la préhension des composants puis l'assemblage de ces derniers. Ainsi, l'interface entre le module d'alimentation et la station d'assemblage reste identique quelque soit le flux de production. Cette approche souffre cependant de quelques insuffisances. En effet, elle impose des manipulations supplémentaires pour mettre en position les composants sur les plateaux standardisés. Enfin, ces plateaux standardisés sont présentés manuellement à la station d'assemblage.

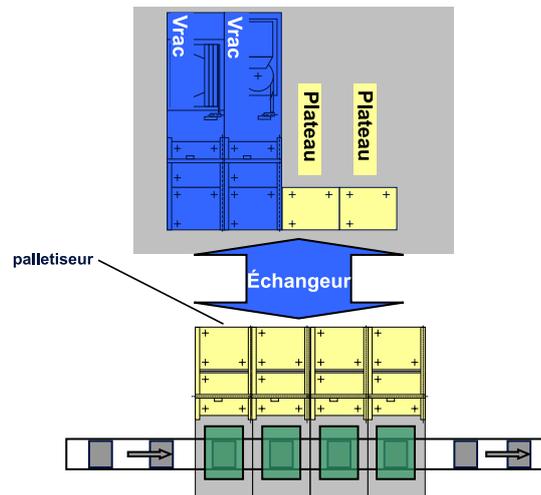


FIGURE 3.4 – Stratégie d'alimentation « hors ligne » avec un lien manuel avec les postes d'assemblage.

### Principe hors ligne connecté

La dernière stratégie étudiée (voir figure 3.5), établit un lien direct entre les modules d'alimentation en composants et les stations d'assemblage. Ce lien direct permet de transférer un composant à la station d'assemblage. Il s'agit d'un procédé basé sur l'utilisation de l'air comprimé pour « aspirer » les composants et les acheminer vers le poste d'assemblage. En comparaison avec la solution précédente, on ne perd plus de temps à changer le procédé d'alimentation individuel standardisé. De plus, on retrouve les avantages de la stratégie précédente. Cependant il est nécessaire d'avoir à disposition de l'air pressurisé et d'adapter le procédé lorsque les objets sont de petite taille et fragiles.

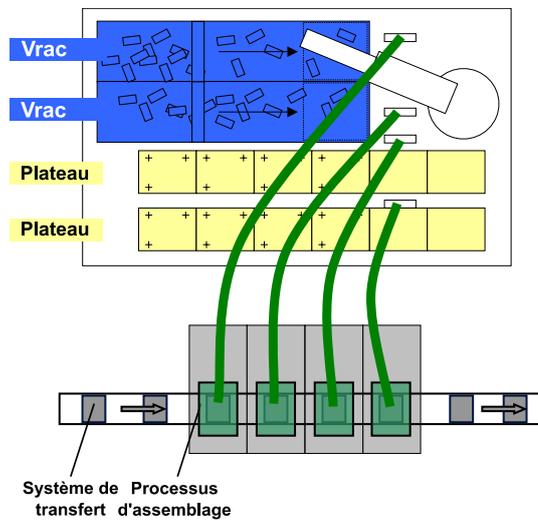


FIGURE 3.5 – Stratégie d'alimentation « hors ligne » avec un lien standardisé.

### 3.2.3 Conclusion : choix d'une stratégie pour le système d'alimentation en composants

Afin d'évaluer ces différentes stratégies, un tableau établissant les critères à l'intérieur du projet EUPASS a été établi (voir tableau 3.1). Le spectre des besoins est défini par :

1. la taille des composants,
2. les différents temps propres au cycle de production,
3. la flexibilité,
4. la complexité des solutions,
5. le coût des solutions,
6. l'aspect réutilisable des solutions,
7. la modularité.

Les critères de la table sont pondérés par des pénalités arbitraires allant de un à cinq. Un poids de cinq caractérisant un besoin nécessaire et le poids de un est associé à un critère de moindre importance besoin le moins important. Chaque stratégie se voit attribuer une note allant de 0 à 2 pour chacun de ces critères. Un zéro est attribué lorsque la stratégie étudiée ne permet pas de satisfaire un critère tandis qu'un coefficient d'une valeur égale à deux montre que la stratégie remplit complètement le critère considéré. Une note intermédiaire égale à 1 est également possible.

Il en résulte que la stratégie numéro trois semble être la plus adaptée. Cette approche est très similaire à celle utilisée en assemblage de composants électroniques dans laquelle aucune tâche d'orientation des composants n'est réalisée sur la ligne d'assemblage. Il est généralement montré que les temps d'arrêt de production en assemblage mécanique sont dus à la seule fonction alimentation, et se situe autour de 40%. Ainsi une approche fondée sur une stratégie issue du monde de l'électronique est préconisée afin d'obtenir un taux de réussite satisfaisant.

TABLE 3.1 – Évaluation des quatre stratégies d'alimentation en composants.

	Pondérations : 1,2,3,4,5	Stratégie 1	Stratégie 2	Stratégie 3	Stratégie 4
Échelle millimétrique	4	2	2	2	1
Échelle micrométrique	4	2	2	2	2
Évolution en salle blanche	3	1	1	2	0
Évolutive	4	1	1	1	1
Complexité	5	2	1	1	0
Facilité d'implantation	5	1	1	2	0
Cadence variable	4	1	2	2	1
Risque et innovation	3	2	1	2	1
Flexibilité	5	1	2	2	1
Fiabilité	4	1	1	1	0
Accessibilité (maintenance)	4	1	1	1	2
Coûts	5	1	0	0	0
résultat		66	62	73	36

Cette première étude a permis de mettre en avant la structure générale du module d'alimentation en composants à l'intérieur du processus d'assemblage. Il est maintenant nécessaire d'étudier des techniques nouvelles de positionnement et d'orientations.

### 3.3 Cahier des charges pour le système d'alimentation en composants

Aujourd'hui, les systèmes d'alimentation de composants, destinés à la fonction distribution-alimentation des systèmes d'assemblage, sont généralement des systèmes spécifiques, qui dépendent des caractéristiques des composants à distribuer. De plus, les cadences de travail de ces systèmes ne sont pas adaptatives alors que la demande est généralement variables au cours de la vie du produit de fabrication. Dans cette catégorie, les bols sont un bon exemple.

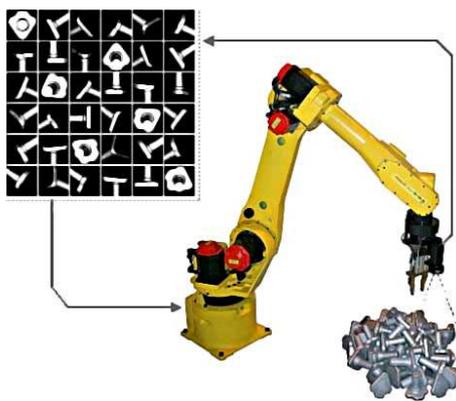


FIGURE 3.6 – Robot Fanuc équipé d'un système de vision tridimensionnel repérant la position et l'orientation des pièces en vrac.

Il existe des systèmes à cadence variable, il s'agit principalement de mécanismes de distribution de composants à bande ou à rouleaux dont on fait varier selon le besoin la vitesse de déplacement. Les composants sont alors contenus dans des alvéoles spécifiquement conçues pour épouser les formes extérieures du composant.

De même il existe des systèmes de distribution flexibles, capables de distribuer des composants différents, mais fonctionnant principalement à des cadences basses. Ce sont des systèmes robotisés munis d'un système de vision qui permettent de repérer puis de saisir les composants en vrac (voir figure 3.6).

En revanche il n'existe pas, à notre connaissance, de procédé de distribution de composants adaptable à la variabilité du composant et en même temps à la variabilité de la demande. Cette carence est d'autant plus difficile à combler si l'on consi-

dère que les répétabilités de positionnement des composants à alimenter sont de l'ordre de quelques microns.

La figure 3.7 illustre un principe flexible développé par la société Adept Technology. Afin d'augmenter la flexibilité du système d'alimentation fondé sur une méthode en vrac, le constructeur utilise un système de repérage par vision des composants. Dans une première phase, les objets sont placés en vrac sur un tapis roulant. Ce tapis, permet dans un deuxième temps de délivrer un certain nombre de composants sur un support vibrant. Ce support permet de dégroupier les composants, et le système de vision repère leur position ainsi que leur orientation. Cette opération est effectuée tant que les objets ne sont pas suffisamment dégroupés. Suite au repérage par vision, un robot quatre axes prend un composant et le positionne dans une alvéole d'un tapis roulant.



FIGURE 3.7 – Un robot Adept Cobra Scara réalisant une phase de prise et de dépose d'objets grâce à un système de vision et un système d'alimentation (Adept Anyfeeder).

L'association de ces quatre éléments : un système d'alimentation par vibration, un robot, une caméra et un système de distribution à bande, offre une certaine flexibilité. En effet, on peut conserver le système d'alimentation pour différents types d'objets. Mélanger différents composants est plus délicat et avec cette approche, installer un deuxième système serait préférable. Le système de vision peut être adapté si les composants changent. Il en va de même avec le robot si son préhenseur le permet. La solution proposée par le constructeur est flexible mais ne permet pas de répondre au cahier des charges défini dans le projet européen EUPASS.

Comme nous l'avons précédemment expliqué, une méthode en vrac ne peut être utilisée pour des composants fragiles. De plus, la réussite de la phase de détection est soumise aux aléas des vibrations du système d'alimentation. Le positionnement et l'orientation des com-

posants sont assurés par le robot et un convoyeur à bande. La figure 3.7, présente uniquement une séquence d'alimentation pour un seul de type de composants. Il est possible d'étendre le principe du convoyeur à bande transportant les objets dans une alvéole à différents types de composants. Une alvéole spécifique à chaque type de composants sera placée sur la bande du convoyeur. Malgré la flexibilité apportée à ce système d'alimentation par rapport aux procédés élémentaires définis à la section 3.2 (pages 44–45) il ne permet pas de répondre à la stratégie d'alimentation choisie, et ne peut pas être adapté à différents composants sans une nouvelle conception du convoyeur et de ses alvéoles.

Nous venons de décrire le cahier des charges fixé dans le cadre du projet européen EU-PASS. Les systèmes d'alimentation qui existent possèdent un certain degré de flexibilité mais ne sont pas modulaires. De plus, lorsque ces procédés peuvent s'adapter à des variations de cadence de production, il ne sont pas suffisamment flexibles. L'exemple du convoyeur à bande alvéolé de la figure 3.7 illustre ce paradoxe. Ces deux fonctions semblent pour l'instant être antagonistes.

Afin de pouvoir concilier la flexibilité-modularité avec un procédé qui soit adaptable à la variabilité de la demande, nous allons dans la section suivante, présenter les objets tests sur lesquels nous avons basés notre démarche. Enfin, la diversité des objets qui doit être traitée par le système d'alimentation au sein du projet nous permettra de définir le principe du futur système d'alimentation. Ce principe est fondé sur l'analyse des aspects positifs des systèmes flexibles existants comme celui développé par la société Adept Technology.

### 3.3.1 Étendue des composants tests

Trois partenaires industriels (FESTO, Philips et Electrolux) ont fourni les composants tests.

L'entreprise FESTO propose une minivalve électrostatique (voir figure 3.8) dont le plus petit composant (un joint) possède une hauteur de  $600\mu\text{m}$  pour une épaisseur de  $410\mu\text{m}$ . L'ensemble des composants seront placés dans un boîtier dont la longueur est de 19,2mm pour 14,7mm de largeur et 4mm de profondeur. On voit ainsi apparaître que l'éventail des dimensions des composants est immense puisque l'on passe d'une centaine de microns à plusieurs millimètres.

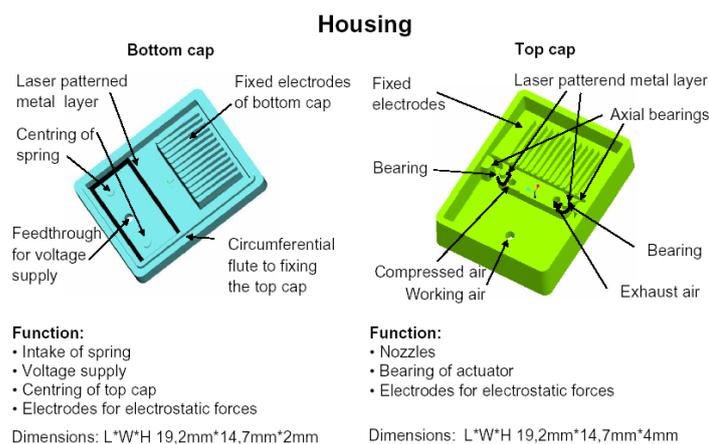


FIGURE 3.8 – Présentation de la minivalve « test-case » proposée par FESTO.

Un deuxième produit millimétrique a été proposé par l'entreprise Philips (voir figure 3.9). Il s'agit d'un écouteur pour baladeur audio. Il se compose de dix éléments. Le dernier produit est proposé par l'entreprise Electrolux (voir figure 3.9). De dimensions beaucoup plus importantes, ce mécanisme d'ouverture de porte de machine à laver ne fut pas pris en considération dans cette étude. La différence d'échelle ne permettant pas d'inclure sur un même système d'alimentation des composants aussi grands.

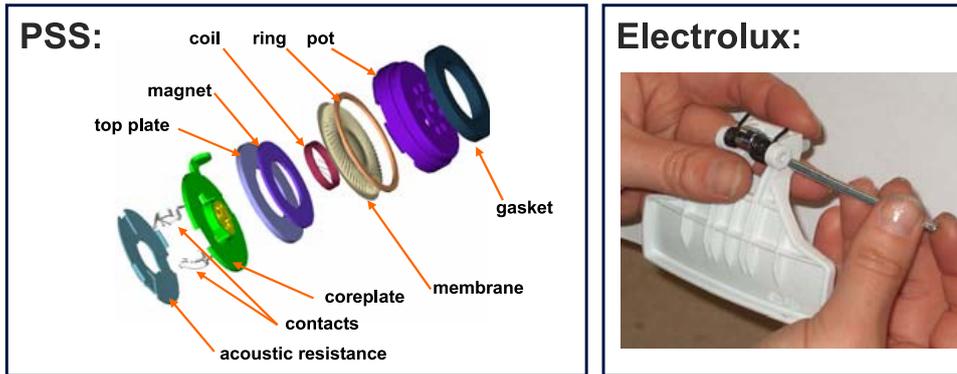


FIGURE 3.9 – Objets tests proposés par Philips : écouteur pour baladeur audio (à gauche) et Electrolux : mécanisme pour porte de machine à laver (à droite).

Nos études ont porté sur un système qui serait reconfigurable pour les produits tests de Festo et de Philips et plus particulièrement sur le support inférieur de la valve électrostatique et le capot supérieur de l'écouteur téléphonique. Ces deux composants ont été utilisés afin de valider le principe issue de cette analyse.

La section suivante 3.3.2 décrit les dernières analyses qui ont conduit à proposer un nouveau principe pour un système d'alimentation flexible, réutilisable et adaptable aux variations des flux de production. Nous nous sommes appuyés sur tous les éléments des produits Festo et Philips même si au moment de ce travail, seuls les composants de la valve étaient disponibles.

### 3.3.2 Fonctions du système d'alimentation

L'ensemble des composants constituant la minivalve doit être traité par une seule et unique technique et indépendamment de la nature des matériaux. De plus, le système final doit être flexible du point de vue de la forme et de l'état de surface des constituants. Étant donné l'échelle de la taille des composants, la précision du positionnement des composants est relative à leurs dimensions. Ainsi, une précision de 5% doit être assurée par le système d'alimentation.

Il doit également assurer les fonctions basiques d'un système d'alimentation en composants tel que :

- le maintien ;
- l'orientation ;
- convoyer les composants vers le lieu requis par l'unité d'assemblage ;
- délivrer et communiquer les informations sur les produits qu'il stocke ;

ainsi que deux fonctions optionnelles :

- stocker différents types de composants sur un même système ;
- alimenter plusieurs composants en parallèle.

La capacité de stockage du système devra être capable de fournir suffisamment de pièces pour une durée de production comprise entre 30 minutes et une 1 heure. Son temps de cycle doit approcher les cinq secondes et il ne doit pas détériorer les composants. Enfin, Il devra être conçu de telle sorte qu'il soit rapidement interchangeable et surtout réutilisable. Ce temps de changement de module doit être inférieur à 20 secondes.

Enfin, le principe retenu doit respecter la stratégie d'alimentation que nous avons choisie. Ainsi, le procédé retenu présentera des composants selon une approche individuelle. La mise en position des composants sera effectuée en dehors de la ligne d'assemblage en temps masqué.

Le schéma de la figure 3.10 résume les différentes fonctions que nous venons d'énoncer. Sous cette représentation, on fait apparaître les deux interactions possibles du système d'alimentation. La première interaction définit l'interface entre le système d'alimentation et les objets, tandis que la seconde décrit l'interface entre le système d'alimentation et la ligne de production. Le principe du procédé d'alimentation sera évalué selon ces deux interactions.

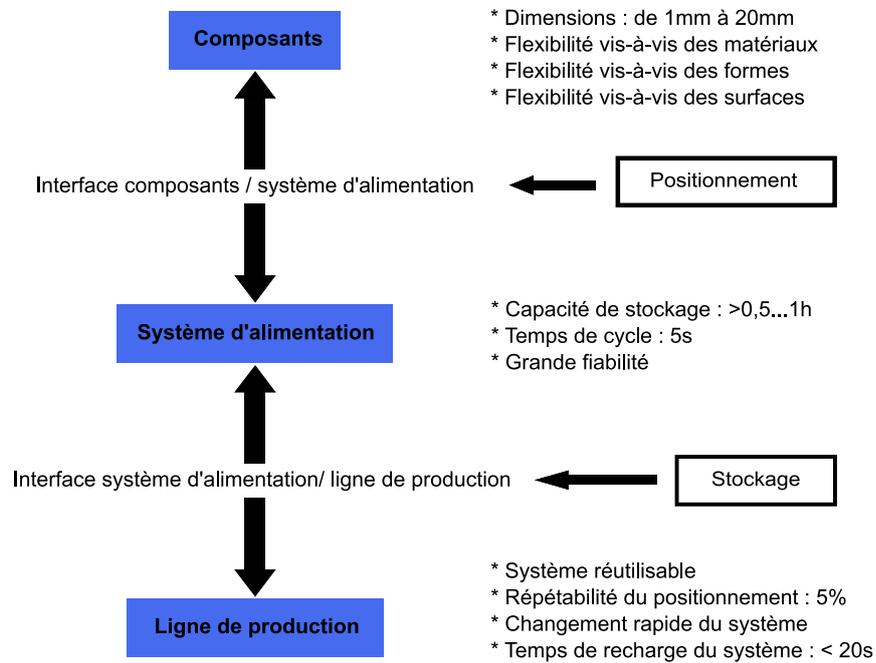


FIGURE 3.10 – Résumé des différents critères imposés pour le choix technologique du système d'alimentation en composants.

L'interaction entre le système et la ligne de production va influencer la structure globale du système d'alimentation. Le terme « *structure globale* » fait référence à la géométrie du système d'alimentation ainsi qu'au procédé utilisé pour amener les composants au poste d'assemblage. Puisque la stratégie retenue définit une capacité de stockage pour le système d'alimentation, elle influera également sa structure. L'interaction entre le système d'alimentation et les composants va peser sur le procédé de maintien des composants. Le positionnement et les critères de flexibilités que nous lui avons associés sont ainsi indépendants de la fonction de convoyage.

### 3.3.3 Conclusion

La démarche que nous venons de décrire permet d'analyser et de définir les critères d'un système d'alimentation en composants. On montre que ces critères sont liés à la stratégie d'alimentation adoptée ainsi qu'aux interactions entre les composants et le système d'alimentation et la ligne de production.

Afin d'évaluer les principes de flexibilité et de modularité, nous avons également expliqué les deux méthodes (en vrac et individuelle) qui permettent d'alimenter une station d'assemblage. De plus, l'étude des systèmes flexibles existants fut effectuée sur une évaluation des procédés d'alimentation élémentaires tels que les bols vibrants ou les plateaux. On révèle ainsi les limites de la flexibilité des systèmes existants et leurs lacunes. En effet, ces procédés ne sont pas modulaires et ne peuvent pas s'adapter à des variations de cadence de production tout en étant flexibles.

La section suivante expose les résultats obtenus à partir des conclusions issues de notre démarche. Nous allons ainsi dévoiler qu'il est possible d'incorporer au sein d'un unique système d'alimentation deux fonctions antagonistes ; c'est-à-dire être adaptable aux cadences de production tout en étant hautement flexible le tout pour une grande précision de positionnement de l'ordre de quelques micromètres.

## 3.4 Solutions proposées

Comme le montre la figure 3.10, lorsque le système d'alimentation interagit avec la ligne de production, il doit pouvoir stocker des composants et s'adapter aux flux de productions. Enfin, les composants devront être présentés individuellement. Ce dernier point nous incite à rejeter les procédés fondés sur une méthode en vrac.

Le choix d'un système à bande ou à rouleaux répond à ce critère et peut être adapté à la demande de production. Cependant, une bande alvéolée linéaire, comme le montre la figure 3.7, ne permet pas de stocker un grand nombre de composants. Cela est possible uniquement si la longueur de la bande est très grande, mais cette solution n'est pas envisageable. Nous traitons des composants de taille millimétrique et une solution compacte est préférable.

En se fondant sur le principe d'une cassette audio ou vidéo, il est alors possible d'obtenir une longueur de bande importante dans un espace restreint (voir figure 3.11). Ces cassettes se placent très facilement dans un lecteur audio ou vidéo et peuvent être réutilisées. C'est sur ce principe que nous basons la structure globale du système d'alimentation. En effet, en ne considérant pour l'instant que les critères relatifs à l'interaction entre le système d'alimentation et la station d'assemblage, ce principe est adaptatif aux variations de cadence de production, il peut convoier les objets à une position désirée pour la phase d'assemblage, et enfin, il peut stocker les composants.



(a) Cassette audio



(b) Cassette vidéo

FIGURE 3.11 – Illustration du principe à bande retenu pour la structure globale du système d'alimentation.

Il est également possible d'utiliser des plateaux afin de garantir une alimentation de type individuelle et standardisée. Ce principe n'est pas adapté face aux fluctuations de cadences de production. De plus, un nombre important de palettes occupe plus d'espace que le principe précédent. En effet, si la position dans la station d'assemblage à laquelle doit être délivré le composant est restreint à quelques centimètres carrés, les dimensions de la palette standardisée seront réduites, et par conséquent leur nombre augmentera pour répondre aux critères de capacité de stockage définis pour une production comprise entre trente minutes et une heure.

### 3.4.1 Système d'alimentation de type cassette et son évolution

La proposition d'une structure globale fondée sur le principe d'une cassette audio ou vidéo fut acceptée pour répondre aux critères définis par rapport à l'interaction entre le système d'alimentation et la ligne de production. La première version du système d'alimentation en composants développé par BOSCH est illustrée sur la figure 3.12. Le module d'alimentation est connecté sur un support. En fonction des capacités de stockage du module, il est possible de connecter plusieurs systèmes d'alimentation. Les composants sont livrés dans une zone de prise en déroulant la bande qui contient les composants.

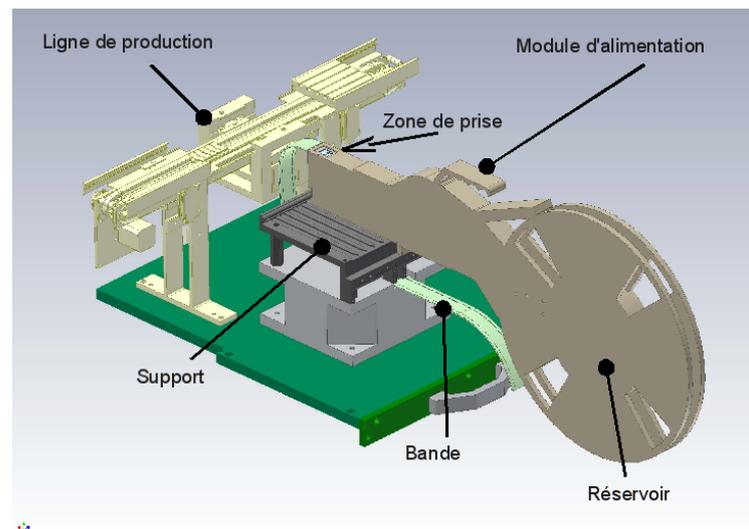


FIGURE 3.12 – Concept du système d'alimentation développé par BOSCH fondé sur le principe d'une cassette.

L'actionnement de la bande est réalisé en mode pas à pas. La bande est perforée périodiquement sur chacun de ses bords afin d'assurer son déroulement et la guider pendant cette phase (voire figure 3.13).

Cette première version du support des composants du système d'alimentation comporte des alvéoles dont la forme correspond aux dimensions externes des composants. Dans cette configuration la bande est dédiée à un composant, et dans l'exemple de la figure 3.13(b) il s'agit du support inférieur de la minivalve à actionnement électrostatique de FESTO. Le système d'alimentation souffre d'un manque de flexibilité évident. Afin de maintenir le composant dans son alvéole, un film plastique est positionné sur le dessus de la bande.

Sur la base de cette structure, nous avons effectué une étude sur la recherche d'un principe de maintien de composants qui soit plus flexible. Cette étude par rapport au schéma de la

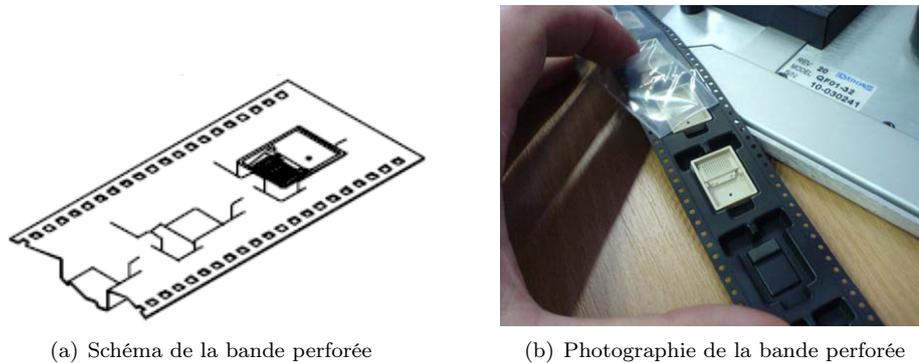


FIGURE 3.13 – Première version de la bande perforée destinée à recevoir les composants.

figure 3.10, correspond aux critères associés à l'interaction entre le système d'alimentation et les composants.

La première version du système d'alimentation fut également réalisée afin d'être incorporée dans le premier démonstrateur du projet (voir figure 3.14).

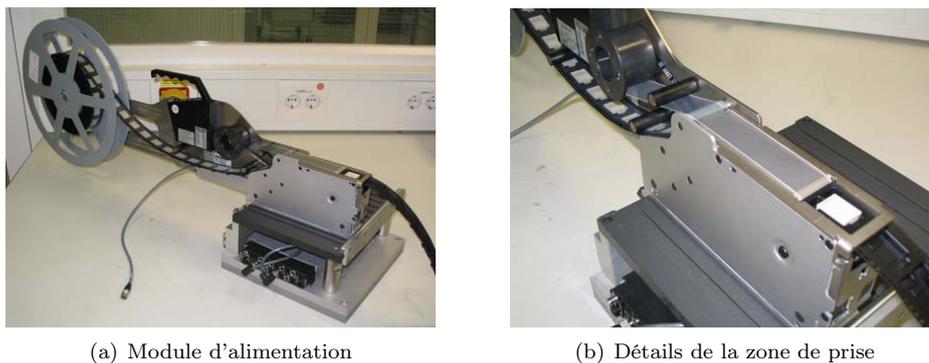


FIGURE 3.14 – Première version du module d'alimentation réalisé pour le premier démonstrateur du projet. La bande alvéolée est destinée à ne recevoir qu'un seul type de composant.

### 3.4.2 Recherche d'un principe de maintien des composants

La recherche d'un principe de maintien de composants est fondé sur l'utilisation de la bande alvéolée que nous venons de décrire. Dans cette étude, l'alvéole n'est plus considérée comme étant le négatif des formes extérieurs des objets, mais un réceptacle standard de la forme d'un parallélépipède rectangle. Ses dimensions sont issues du composant qui possède les plus grandes dimensions : le boîtier de la minivalve.

Afin de répondre aux critères de flexibilité vis-à-vis des formes, des surfaces et des matériaux des composants, plusieurs procédés peuvent être utilisés pour maintenir un objet. Quelque soit le procédé, il prendra place à l'intérieur d'une alvéole de la bande perforée. Ils sont nombreux et l'on peut citer :

- des surfaces adhésives, tel que du Gel-PACK ;

- une goutte d'eau gelée ;
- maintien par pression ;
- une colle thermique ;
- des ferrofluides<sup>1</sup>...

La liste n'est pas exhaustive, mais les exemples qui précèdent sont suffisamment représentatifs des procédés existants. Afin de se concentrer sur les plus prometteurs, les approches par dépression et surfaces adhésives ont été éliminées. En effet dans le premier cas, la dépression ne peut être garantie que si la surface et la géométrie de l'objet le permettent, et dans le second cas, le gel-PACK est une surface trop sensible à la poussière. Les conditions environnementales de production se situant entre un niveau de propreté de salle blanche et un niveau de propreté standard sujet à la poussière de la seule circulation de l'air ambiant. Le principe du maintien par ferrofluide imposait la conception d'une enveloppe souple capable d'épouser les formes des objets tout en retenant le liquide. La conception d'un tel système imposait une trop grande complexité. Elle offrait cependant un principe de maintien très rapide, réutilisable et flexible.

Les ferrofluides ainsi que les exemples qui sont cités ci-dessus peuvent être classés selon trois modes en fonction de leur besoin en énergie. Ces procédés de maintien d'objet sont soit des principes actifs (ferrofluides, goutte d'eau gelée), soit des principes semi-actifs (colle thermique, thermoplastiques), soit passifs (surfaces adhésives). À ce stade de l'étude, deux voies ont été successivement étudiées et expérimentées. La première a consisté à utiliser la glace comme système standard de maintien. Comme indiqué ci-dessous, cette solution posait trop de problème de mise en oeuvre en situation industrielle ce qui nous a conduit à rechercher une solution sur une matière intermédiaire passive ou semi-active. Ma contribution pendant cette phase finale c'est arrêtée à l'étude et l'analyse du principe actif du maintien par une goutte d'eau gelée. Les développements associés à ces deux voies ont été réalisés dans l'équipe SAMMI par Christophe Perrard, David Guibert, Patrick Rougeot et Philippe Lutz.

#### 3.4.2.1 Principe actif : la glace



FIGURE 3.15 – Maintien d'un engrenage de montre par une goutte d'eau gelée par effet Peltier.

Le premier principe qui fut étudié est celui du maintien par une goutte d'eau gelée. Il est possible, lorsque la quantité d'humidité dans l'air ambiant est suffisante, de maintenir un objet. Un procédé existe déjà et utilise une plaque qui par effet Peltier refroidit l'air ambiant, ce qui induit une condensation de l'eau sur la plaque et qui finit par geler. Ainsi, un objet peut être maintenu par une goutte d'eau. Comme le montre la figure 3.15, une goutte d'eau déposée sur un mini effet Peltier, permet de maintenir un engrenage de montre de quelques millimètres de diamètres malgré la faible surface de contact entre l'objet et le module à effet Peltier. Il est donc possible de maintenir un grand nombre de composants indépendamment de la forme et des surfaces de ces derniers. Le problème de cette approche est qu'il apparaît du givre sur l'ensemble de l'objet. Le contrôle de ce processus impose un taux d'humidité relative très bas ainsi

qu'une alimentation discontinue du module à effet Peltier. On note également un problème inhérent à l'effet Peltier. En effet, lorsqu'une face se refroidit, l'autre se réchauffe. Afin, d'évi-

1. Un ferrofluide est une mixture composée de fines particules ferromagnétiques, en suspension dans un liquide porteur, généralement ce liquide est un solvant ou de l'eau. Sous l'action d'un champ magnétique, les interactions entre les particules ferromagnétiques et les molécules de solvant qui les entourent permettent de maintenir le liquide dans un état monophasique, et ainsi, de la déformer ou le déplacer...

ter une augmentation de la chaleur dans le système d'alimentation qui induirait un courant plus grand pour maintenir l'eau dans un état solide sur la face froide, il est nécessaire de tempérer l'ensemble du module d'alimentation.

Même si cette approche offre une très grande flexibilité, elle ne peut être conservée. La première raison est due au fait qu'il s'agit d'un système actif or, les critères de basse consommation, de simplicité et de coût qui sont imposés rendent cette approche peu intéressante. En effet un système actif impose une alimentation permanente et lorsque les modules ne sont pas connectés sur la station d'assemblage il doivent également être alimentés en énergie. Ce problème énergétique induit des coûts et une complexité supplémentaires qui sont trop importants pour conserver cette approche au sein du projet malgré sa très haute flexibilité. Cette première étude a permis de montrer les limites des systèmes actifs. Le maintien des objets doit en conséquence être assuré soit par un système passif ou semi-actif.

### 3.4.2.2 Principe semi-actif : la polycaprolactone

Comme cela a été vu ci-dessus, l'utilisation de la glace pose un trop grand nombre de problème pour une intégration dans le système d'alimentation. Il a donc été décidé de rechercher un procédé intermédiaire entre l'alvéole de la ceinture du système d'alimentation et les composants transportés sous la forme d'une matière reconfigurable et assurant un maintien précis. Dans les conditions de fonctionnement normales, cette matière à déterminer devait être solide, assurer un maintien précis (de l'ordre du  $\mu\text{m}$  même en cas de retrait de la matière lors d'un changement de température) du composant transporté et non polluante pour le composant. Il ne doit notamment pas y avoir de résidu lors du détachement. Pour la reconfiguration, c'est-à-dire l'utilisation de cette matière pour accueillir un autre composant, le processus à mettre en oeuvre était libre mais doit pouvoir être réalisé de façon peu coûteuse. Cette matière devait pouvoir être réutilisée plusieurs fois. Avec l'assistance du CTMN (Centre de Transfert en Micro et Nanotechnologies), plusieurs matières ont été testées :

- les pâtes à modeler à usage industriel ;
- les cires ;
- les thermoplastiques ;
- les élastomères thermoplastiques.

#### Les pâtes à modeler à usage industriel

Appelées aussi, plasticines, les pâtes à modeler sont composées typiquement de kaolin en majeure partie et d'un corps gras, et parfois encore de la glycérine. Elles ne durcissent jamais, ne sèche pas à l'air, mais sont plus ou moins malléables selon la température. Elles peuvent être assez dures à froid (vers une température comprise entre 10 et 15° Celcius).

#### Les cires

Les cires sont utilisées pour diverses applications dans des secteurs variés. On les retrouve dans les travaux dentaires, pour les prises d'empreinte ou les enregistrements d'occlusion, dans le prototypage (en bijouterie par exemple), dans les disciplines artistiques (modelage), etc... Plusieurs types de cires sont disponibles :

- dures ;
- souples (déformables) ;
- à mémoire (élastiques).

#### Les thermoplastiques

Appelés également pâtes thermoplastiques, elles sont des compositions à base de polymères thermoplastiques à basse température de fusion.

### Les élastomères thermoplastiques

Il s'agit de copolymères composés de segments rigides et de segments souples. Les parties rigides étant susceptibles de cristalliser, conduisant à la formation de cristallites (petits domaines cristallins) dispersées dans une matrice amorphe souple. Les cristaux constituent des ancrages, des sortes de points de réticulation physique, qui disparaissent de façon réversible pour les températures supérieures à la température de fusion de la phase cristalline.

Chacune de ces matières a été testées avec des composants type. À l'issue de la comparaison des résultats obtenus, la Polycaprolactone (une résine thermoplastique) de chez Solvay (Capa de Solvay, série 6000) est celle qui répond le mieux au chier des charges qui avait été donné. Les tests de maintien ont été réalisés avec le capot d'écouteur de Philips et une bande a été faite sur cette base (voir figure 3.16). Cette bande flexible a été intégrée dans le démonstrateur final du projet du EUPASS. D'autre part, ce développement a fait l'objet d'un dépôt de brevet par le CNRS et l'UFC qui devrait être exploité par la société IMA Automation (ex FEINTOOL Automation).



(a) Vue globale

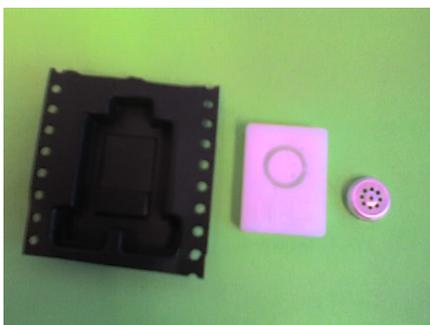


(b) Détails des alvéoles contenant des capots d'écouteur de Philips maintenus par la Polycaprolactone

FIGURE 3.16 – Bande flexible alvéolée permettant le maintien d'objets différents.

Ce principe semi-actif permet de maintenir les composants tests du projet. En effet, il suffit de créer le négatif de la forme extérieure du composant en chauffant la résine à la bonne température. Le composant est ensuite positionné sur la résine et lorsque cette dernière refroidit, elle assure le maintien du composant avec une grande précision. Divers composants peuvent être placés sur un même système d'alimentation. Si la taille des composants le permet, une alvéole peut contenir plusieurs composants identiques ou différents. Enfin, ce principe permet de réutiliser le système d'alimentation en thermoformant l'empreinte des nouveaux composants lors d'un changement de production. Ce procédé est illustré sur la figure 3.17. La figure 3.17(a) montre une vue éclatée d'une alvéole standardisée ainsi que le capot d'un écouteur et le bloc de Polycaprolactone avec son empreinte. Les possibilités pour positionner les composants sont nombreuses. On laisse ainsi le choix à l'industriel de

choisir sa propre stratégie pour positionner et maintenir les composants. Il peut par exemple, préparer l'ensemble des alvéoles avec l'empreinte des composants en utilisant des poinçons, ou positionner directement les composants sur la polycaprolactone et chauffer la résine à une température de 60°C pour qu'elle devienne malléable.



(a) Vue éclatée d'une alvéole flexible et modulaire.



(b) Alvéole contenant la Polycaprolactone et un capot d'écouteur

FIGURE 3.17 – Alvéole flexible et modulaire permettant le maintien de composants (*ici un capot d'écouteur*).

### 3.5 Conclusion

La démarche adoptée au sein du projet européen EUPASS (Evolvable Ultra-Precision Assembly System) a permis l'élaboration d'un nouveau système d'alimentation en composants à la fois flexible et modulaire tout en étant capable de s'adapter aux fluctuations des cadences de production. De plus, le principe de maintien par la polycaprolactone garanti une position des composants de l'ordre de quelques dizaines de micromètres.

Le résultat de cette recherche est le fruit d'une méthode qui décompose les fonctions et les critères d'un système d'alimentation en fonction de ses interactions avec d'une part, les composants et d'autre part, la ligne de production. En scindant les critères requis pour le système d'alimentation en fonction de ces deux interactions nous avons élaborer un dispositif qui réunie deux fonctions antagonistes :

- être adaptable aux variations de cadence de production ;
- être flexible voir modulaire.

L'exemple d'un tapis à bande alvéolée décrit à la section 3.3 page 50, illustre ce paradoxe. Grâce à une démarche cohérente, nous avons atteint un degré de flexibilité jamais égalé pour un système d'alimentation. En effet, il est possible de maintenir dans une position et une orientation précises avec un procédé identique, des composants indépendamment de leur forme, de leur matériau et de leur surface. De plus, la structure globale à laquelle nous avons abouti, à savoir une cassette à bande alvéolée standardisée pour l'alimentation en composants, permet de rendre notre système modulaire. Le module est caractérisé par le bloc de polycaprolactone.

Notons également que le système est moins onéreux qu'un procédé fondé sur l'utilisation d'un robot et d'un système de vision. De plus, il est capable de stocker les composants sans avoir recours à une source d'énergie. En effet, soit la polycaprolactone garantit le maintien, soit ce dernier est assuré par un film protecteur sur le dessus de la bande comme le montre la figure 3.13(b).

Enfin, la solution proposée n'impose pas de principe à l'utilisateur pour positionner les objets sur la polycaprolactone. Comme nous l'avons expliqué précédemment à la fin de la section précédente, il reste le libre arbitre pour choisir la disposition des composants ainsi que le procédé associé à cette mise en place.



Deuxième partie

Déplacements par inertie de  
micro-objets



# Chapitre 4

## Étude de la friction

DANS ce quatrième chapitre nous nous intéressons à l'étude de la friction entre un support plan et un cuboïde. Puisque le principe du système d'alimentation retenu est fondé sur le déplacement inertiel du micro-objet dû à une accélération du support, le frottement à cette échelle joue un rôle très important. En effet, le déplacement du micro-objet en contact avec la surface du système d'alimentation ne peut se faire que si l'accélération inertielle qu'il subit est suffisamment grande pour vaincre la force de frottement.

### 4.1 Genèse du frottement

Lorsque deux corps sont en contact et qu'ils sont animés d'un mouvement relatif, la force qui s'oppose à ce mouvement est appelée force de friction. La tribologie, ou science du frottement, regroupe l'étude du frottement, de la lubrification et de l'usure. C'est une science complexe qui, pour le frottement, fait intervenir un ensemble de phénomènes tels que les propriétés géométriques, mécaniques et physico-chimiques des surfaces. Le terme physico-chimique désigne les phénomènes qui se produisent entre les deux surfaces en contact. Cette interface est d'ailleurs elle-même considérée comme un matériau dans la théorie du troisième corps.

Depuis l'Antiquité, les hommes cherchent à diminuer la force de friction. Ainsi, comme le montre la figure 4.1, on peut observer que le colosse est placé sur un traîneau en bois et qu'un homme verse un liquide à l'avant de celui-ci. On trouve ici deux principes pour diminuer la force de frottement : le premier est dû à la nature du contact entre le bois et le sol, et le second consiste en la lubrification.

Cependant les premières études sérieuses sur le frottement remontent à près de cinq cents ans lorsque Léonard de Vinci vers 1500 décrivit les lois du déplacement d'un parallélépipède glissant sur une surface : « *Le frottement fait par un même poids aura la même résistance même si le contact a des largeurs et des longueurs différentes* ». Ses notes furent ensuite perdues pendant près de deux siècles et c'est en 1699 que le physicien français Guillaume Amontons redécouvrit les observations de Léonard de Vinci. Les deux lois d'Amontons publiées à l'Académie Royale de Paris sont :

**Loi 4.1.** La force de frottement  $F_f$  est indépendante de l'aire apparente de contact  $A_a$

**Loi 4.2.** La force de frottement est directement proportionnelle à la force normale  $F_N$  appliquée.

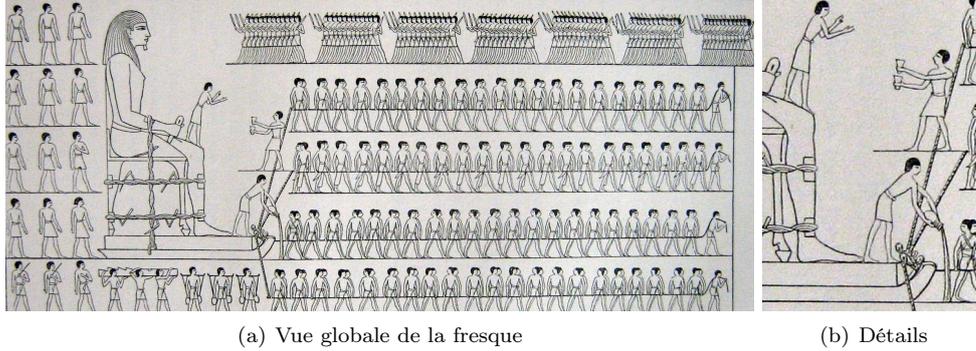


FIGURE 4.1 – Transport du colosse du nomarque Djéhoutihétep.

Ces lois sont avant tout applicables pour des contacts dit à sec : on parle alors de frottement sec. En 1748, le physicien suisse Leonhard Euler (Euler, 1750) met en évidence la différence entre le frottement statique et dynamique et introduit la notion de coefficient d'angle de frottement encore utilisé aujourd'hui (Frêne, 2001). On représente aujourd'hui plus communément cet angle de frottement sous la forme d'un cône, dont le demi-angle au sommet est égal à  $\alpha$  et dont le sommet se situe au point de contact de la résultante des actions de contacts.

Charles Augustin Coulomb (1781) confirme dans son recueil intitulé « Théories des Machines simples » (Coulomb, 1821) les deux lois d'Amontons et met en évidence l'indépendance de la vitesse sur la force de frottement : « ... la vitesse cesse en entier d'avoir de l'influence sur le frottement... ». Cette observation est définie comme étant la troisième loi du frottement, ou loi de Coulomb :

**Loi 4.3.** *La force de frottement est indépendante de la vitesse de glissement,  $v_g$ .*

Ainsi la force de frottement, suivant le régime statique ou dynamique est donnée par les équations suivantes :

$$F_f \leq \mu_s F_N \quad (4.1)$$

$$F_f = \mu_d F_N \quad (4.2)$$

où  $\mu_s$  est le coefficient de friction statique. Lorsque la force de frottement  $F_f$  est égale à  $\mu_s F_N$  on parle alors de force de rupture ou (« *break-away* ») nécessaire pour mettre en glissement le solide.  $\mu_d$  est le coefficient de friction dynamique avec  $\mu_d < \mu_s$ . Le coefficient de friction statique peut également être exprimé en fonction de l'angle critique d'inclinaison  $\alpha$  par :

$$\mu_s = \tan \alpha = \frac{F_f}{F_N} \quad (4.3)$$

Il faut également noter que dans ses travaux, C.A. Coulomb est le premier à mettre en évidence la notion d'aspérité des surfaces (Figure 4.2) ainsi que l'influence du temps de contact sur la force de frottement :

$$F_f = \frac{A + mt^s}{C + t^s} \quad \text{avec } s \approx 0,2 \quad (4.4)$$

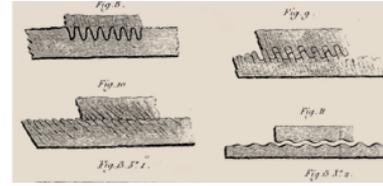


FIGURE 4.2 – Gravures de C.A. Coulomb représentant les aspérités entre les surfaces.

où  $A$ ,  $C$ , et  $m$  sont des constantes dépendantes du matériaux. Ces expériences ont également mis en évidence l'importance de l'usure et de la nature des matériaux.

Aujourd'hui, ces trois lois connues sous le nom de lois d'Amontons-Coulomb, sont encore utilisées. Issues d'observations empiriques elles souffrent cependant de quelques insuffisances. En effet, tout en observant l'usure du contact entre une corde et une poulie, C.A. Coulomb remarqua que la force de frottement avait diminuée, mais le modèle de Coulomb n'intègre pas cette observation. Le frottement est donc à rapporter à un instant «  $t$  » dans l'historique de l'état des surfaces des deux objets en contact. Enfin, malgré le fait qu'il représente la rugosité des surfaces, ces dernières ne sont pas incluses et il faudra encore attendre près de deux siècles pour que soient expliquées les interactions entre la friction et la rugosité des surfaces.

Si les surfaces nous apparaissent lisses à l'échelle millimétrique, elles contiennent néanmoins des aspérités à l'échelle microscopique. Ainsi cette rugosité met en place une population clairsemée de microcontacts qui représente alors la surface réelle de contact ( $A_r$ ) (Georges, 2000). Cette dernière n'est qu'une faible fraction de l'aire apparente. Dans les années 1950, Frank P. Bowden et David Tabor (Bowden et Tabor, 1950) ont ainsi présenté les choses : « *les surfaces, même les plus polies, sont grossières à l'échelle atomique et en les plaçant en regard c'est comme si vous retourniez la Suisse et la disposiez au dessus de l'Autriche* ». Le modèle de Bowden et Tabor stipule que la friction est proportionnelle à l'aire réelle de contact par la relation suivante :

$$F_f = \tau A_r \quad (4.5)$$

La constante  $\tau$  définie comme étant une force normale de cisaillement par unité d'aire est connue sous le terme de contrainte ou effort de cisaillement interfacial. Cette première formulation stipule que la déformation d'une aspérité avec une surface lisse est totalement plastique. Elle permet également d'expliquer les deux lois d'Amontons. Si la force normale appliquée sur l'objet augmente, le nombre de contacts entre les deux surfaces augmente également. Ainsi, la force de friction est directement proportionnelle à la force normale et reste indépendante de l'aire apparente de contact. Les travaux de Bowden et Tabor ont ainsi permis de mettre en évidence l'importance du rôle de l'adhésion dans le phénomène de friction.

Aujourd'hui, on retrouve dans la littérature un grand nombre de modèles, suivant les cas étudiés en fonction des conditions de contact : sec ou humide, du point de vue macroscopique, microscopique ou nanoscopique, de la nature des surfaces en contact etc. Il n'existe pas de théorie unifiée pour la modélisation du frottement. Ainsi, de nombreux modèles ont été développés afin de compenser les lacunes des trois lois d'Amontons-Coulomb. Ces modèles macroscopiques qui restent empiriques, ont été classés en deux grandes familles : les modèles statiques de friction, et les modèles dynamiques de friction. Cette distinction est à rapporter à la présence ou non d'une « *mémoire du frottement* » dans le modèle mathématique et non pas au déplacement ou non des deux surfaces en contact.

#### 4.1.1 Modèles de friction classiques

Les travaux qui ont suivi les observations d'Amontons, Coulomb et Euler, ont permis de mettre en évidence des comportements différents lors de la présence d'un fluide entre les surfaces en contact et lorsque la vitesse de glissement  $v_g$  varie. La figure 4.3 illustre quatre combinaisons possibles fondées sur le modèle de Coulomb<sup>1</sup> (figure 4.3(a)). Ce modèle ne permet pas de déterminer la valeur de force de friction lorsque la vitesse est nulle. Elle peut

1. On entend ici par modèle de Coulomb, la représentation issue directement des travaux de ce dernier. À ne pas confondre avec l'éponyme utilisé aujourd'hui et qui regroupe l'ensemble des observations d'Amontons, de Coulomb et d'Euler

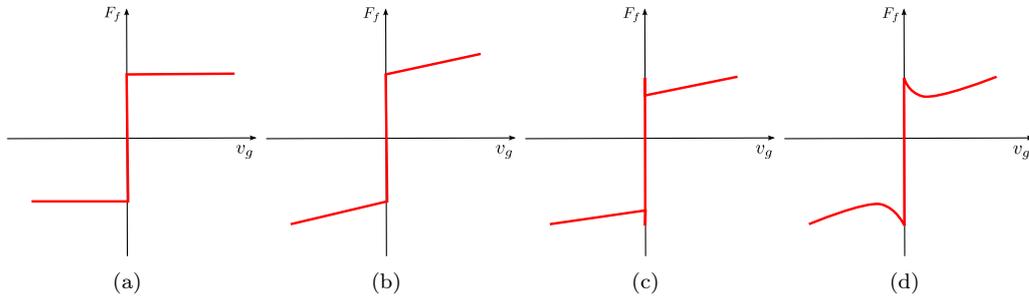


FIGURE 4.3 – Exemples de modèles statiques de friction en fonction de la vitesse de glissement  $v_g$ .

prendre toutes les valeurs possibles dans  $[-f_f; +f_f]$ . Suite aux travaux de Morin en 1830 (Morin, 1833) et de Rabinowicz (Rabinowicz, 1951), une nouvelle description fut apportée au modèle de Coulomb. A. Morin, en reprenant les expériences de Coulomb, aboutit à des résultats quelque peu différents. Il observa qu'il était nécessaire de fournir une force extérieure plus grande que la force de friction obtenue par Coulomb afin d'engendrer le mouvement. Ces observations corroborent ainsi les observations d'Euler sur la différence entre la friction statique et dynamique. Cette force extérieure permettant de provoquer le mouvement, correspond à la force de rupture, c'est-à-dire à l'intensité maximale de la force de friction statique avant le glissement (figure 4.3(c)). On parle alors de modèle de stiction<sup>2</sup>. La théorie de l'hydrodynamique développée par O. Reynolds à la fin du 19<sup>e</sup> siècle a permis la mise en équation de la force de friction induite par la viscosité d'un fluide. Ainsi, le frottement visqueux dans un fluide laminaire est donné par l'équation :

$$F_f = -\nu v_g, \quad (4.6)$$

avec  $\nu$  le coefficient de résistance dans le fluide qui dépend entre autre de la nature de l'objet et de sa géométrie ainsi que du fluide. Cette formulation est souvent combinée au modèle de Coulomb (Figure 4.3(b)). Cette équation ne reflète que le cas particulier d'un écoulement laminaire. Lorsque la vitesse augmente, que l'écoulement devient turbulent ou que la quantité de fluide est plus ou moins importante entre les deux surfaces cette description n'est plus applicable. Richard Stribeck (Stribeck, 1902) fut le premier à relever la variation du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de glissement et du régime hydrodynamique (figure 4.3(d)).

De nombreux autres modèles existent et ne peuvent être traités ici. Le lecteur pourra notamment consulter l'ouvrage de Dowson (1998) qui constitue un livre de référence dans le domaine ainsi que l'article de Olsson *et al.*, (1998). Les modèles classiques ne représentent pas les phénomènes de préglissement qui apparaissent lorsque la force tangentielle appliquée est inférieure à la force de rupture. Ce sont des modèles statiques ou quasi-statiques. Ainsi, on retrouve une autre catégorie de modèles, les modèles dynamiques qui s'attachent à décrire plus avant le comportement des surfaces lorsque la force de friction  $F_f$  est comprise dans l'intervalle :  $-F_{rupture} \leq F_f \leq F_{rupture}$ .

2. Le nom stiction est un anglicisme qui vient de la fusion du terme anglophone : static friction.

### 4.1.2 Modèles dynamiques de friction

Les modèles dynamiques (*ou modèles à états*), se fondent sur le principe que les jonctions des aspérités en contact entre les deux surfaces peuvent être modélisées par des ressorts traduisant ainsi les aspects dynamiques qui apparaissent avant le glissement et plus particulièrement le préglissement. Un autre effet important que l'on peut observer aussi bien dans le monde macroscopique que dans le monde microscopique est le stick-slip, qui caractérise une succession d'état de collage puis de glissement lorsque la vitesse de glissement est suffisamment faible.

Le premier modèle fut développé par P. Dahl ([Dahl, 1968](#)). Ce modèle est une généralisation du modèle de Coulomb. P. Dahl fonda son travail sur les courbes des contraintes de déformations et modélisa ces dernières par une équation différentielle, dans laquelle la force de friction ne dépend que de la position :

$$\frac{dF}{dx} = \sigma \left( 1 - \frac{F_f}{F_C} \operatorname{sgn}(v_g)^\alpha \right), \quad (4.7)$$

avec  $F_C$  la force de Coulomb,  $\sigma$  le coefficient de raideur et  $\alpha$ , un paramètre qui détermine la forme de la courbe des contraintes de déformation. Ce modèle ne rend pas compte de l'effet Stribeck, ainsi que de la stiction. À partir de ces travaux, de nombreux autres modèles ont été développés, afin de rendre compte d'autres phénomènes physiques ou pour combler les lacunes du modèle de Dahl (voir ([Bliman et Sorine, 1993](#); [Haessig et Friedland, 1991](#); [Harnoy et Friedland, 1993](#))). L'un des plus utilisés aujourd'hui est le modèle de Lugre ([Canudas et al., 1995](#)). Ce dernier est une généralisation du modèle de Dahl prenant en compte l'effet Stribeck. Il utilise la théorie de Bowden et Tabor, et représente non plus les aspérités des surfaces en contact par des ressorts mais des lames. Le modèle de Lugre peut être décrit par l'équation suivante :

$$F_f = \sigma_0 x + \sigma_1 \dot{x} + \sigma_2 v_g, \sigma_i > 0 \quad (4.8)$$

où  $\sigma_0$ ,  $\sigma_1$  sont respectivement les coefficients de friction de Coulomb et visqueux, et  $\sigma_2$  le coefficient d'amortissement des lames. Le signal  $x(t)$  est défini par :

$$\dot{x}(t) = v_g \left( 1 - \frac{\sigma_0}{f_{ss}(v_g)} \operatorname{sgn}(v_g) x \right), \quad (4.9)$$

$f_{ss}(v_g)$  représente la courbe de Stribeck. Malgré le fait que ce modèle rend compte des phénomènes de préglissement et hydrodynamique, il ne rend pas compte de l'effet de stiction, ce qui fut introduit dans le modèle élasto-plastique de ([Dupont et al., 2000, 2002](#)). Ces modèles macroscopiques ont encore évolué pour y incorporer l'hystérésis des aspérités lors du prédéplacement ([Swevers et al., 2000](#)).

Bien que les modèles de friction à état représentent de façon très complète de nombreux phénomènes physiques de la friction, leur description du frottement reste globale, et cette approche macroscopique ne peut être conservée lorsque les objets sont de taille submillimétrique. En effet, à partir d'une échelle microscopique, l'effet des aspérités en contact devient discrète et on ne peut plus se contenter d'une description globale. C'est pourquoi, d'autres modèles de friction ont été développés à partir des travaux de Bowden et Tabor.

### 4.1.3 Modèle de Bowden et Tabor

On considère ici, que les déformations des aspérités sont totalement plastiques. Ainsi, pour un matériau plastique idéal, la pression au niveau du contact est saturée à une valeur  $H$ ,

caractéristique de la dureté du matériau, et les aspérités se déforment de façon que (Georges, 2000) :

$$\frac{\text{aire réelle de contact}}{\text{aire apparente}} = \frac{A_r}{A_n} = \frac{A_r \cdot F_N}{A_n \cdot F_N} = \frac{\text{pression nominale}}{\text{dureté}} = \frac{p}{H} \quad (4.10)$$

L'équation (4.5), peut être écrite sous la forme :

$$F_f = \sigma \frac{F_N}{H} \quad (4.11)$$

Généralement, la contrainte de cisaillement interfacial est une fonction complexe de la pression moyenne de contact  $P$ . Dans la littérature, l'expression la plus admise, en particulier pour les films solides, est du type (Meyer *et al.*, 1998) :

$$\sigma(P) = \sigma_0 + \alpha P \quad (4.12)$$

avec,  $\alpha$  = coefficient de frottement à forte charge, et  $\sigma_0$  = contrainte de cisaillement interfacial à faible charge. Il faut noter que la mesure de  $\sigma(P)$  est extrêmement difficile. En remplaçant l'expression de  $\sigma$  dans le modèle de Bowden et Tabor (4.5) nous obtenons :

$$\begin{aligned} F_f &= \sigma \cdot A_r = (\sigma_0 + \alpha P) \cdot A_r \\ &= (\sigma_0 + \alpha \frac{F_N}{A_r}) \cdot A_r \\ &= \sigma_0 \cdot A_r + \alpha \cdot F_N \end{aligned} \quad (4.13)$$

Lorsque la pression normale  $P$  est très grande ( $P \gg \sigma_0$ ), l'équation (4.13) peut être approximée par la loi d'Amontons :  $F_f \approx \alpha \cdot F_n$  et  $\alpha \approx \mu$ .

On peut remarquer, à partir de l'équation (4.11) que la géométrie des contacts n'intervient pas. La théorie de Bowden et Tabor repose sur l'hypothèse de déformation plastique des aspérités qui est pertinente pour des métaux mais l'est beaucoup moins pour d'autres matériaux. De fait, Greenwood et Williamson (Greenwood et Williamson, 1966) ont montré dans les années 1960 que le point clef du raisonnement précédent, c'est-à-dire la proportionnalité entre aire de contact réelle et force normale  $F_N$ , est maintenu même dans le cadre d'aspérités qui se déforment élastiquement, par un effet de moyenne statistique sur l'ensemble des aspérités en contact.

#### 4.1.4 Modèle de Greenwood-Williamson (GW)

Greenwood et Williamson représentent deux surfaces rugueuses en contact, par un plan rigide et parfaitement lisse en contact avec une surface rugueuse équivalente séparés par une distance  $d$  (voir figure 4.4). Chaque surface est caractérisée par la géométrie de ses aspérités, qui sont toutes sphériques, et dont le rayon  $R_i$  est constant. Le modèle GW, est un modèle probabiliste de la distribution des hauteurs  $z_i$  des aspérités suivant une loi  $\phi_i(z)$ . Les caractéristiques de cette surface rugueuse équivalente sont :

- le rayon  $R$  des sommets des aspérités ;
- la fonction  $\phi(z)$  de distribution des aspérités ;
- l'écart type  $\sigma$  des hauteurs des aspérités ;
- la hauteur moyenne  $\mu$  des aspérités.

Le rayon équivalent  $R$  est défini par l'équation :

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}, \quad (4.14)$$

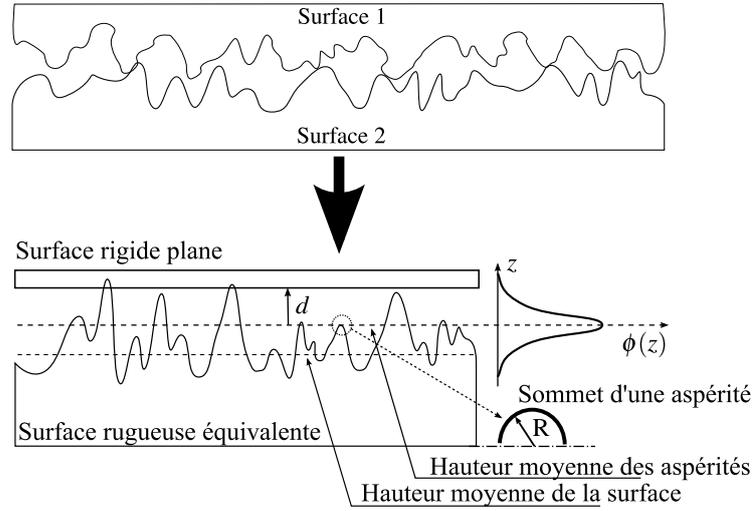


FIGURE 4.4 – Représentation de deux surfaces rugueuses en contact selon GW.

où  $R_1$  et  $R_2$  sont les rayons moyens des deux surfaces en contact respectivement. Suivant les caractéristiques du profil des surfaces étudiées, la fonction de distribution des hauteurs peut prendre diverses formes telles que une loi de probabilité de type gaussienne :

$$\phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp \left[ -0.5 \left( \frac{z - \mu}{\sigma} \right)^2 \right], \quad (4.15)$$

ou bien une loi de type exponentielle. L'écart type  $\sigma$  est défini par :

$$\sigma = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}, \quad (4.16)$$

où  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$  sont les écarts types des hauteurs des aspérités des surfaces 1 et 2. Le modèle GW considère l'effet cumulatif des actions locales et individuelles de chaque aspérité. En d'autres termes, le comportement de chaque aspérité n'affecte pas le comportement de ses plus proches voisines. Suivant la hauteur des aspérités, la hauteur d'indentation (ou d'écrasement) sera plus ou moins importante, et suivant la théorie du contact dans laquelle nous nous plaçons, l'aire de contact de chacune d'elle sera plus ou moins importante. Il faut également noter que, la distance de séparation  $d$  entre le plan rigide et la surface rugueuse influe de façon significative sur le nombre de points de contact, et donc sur l'aire réelle. Ainsi, pour une distance de séparation  $d$  le nombre d'aspérités en contact  $n$  est égal à :

$$n = N \int_d^\infty \phi(z) dz, \quad (4.17)$$

où  $N = \eta A_n$  est le nombre total d'aspérités,  $\eta$  la densité de sommets par unité d'aire,  $A_n$  la surface de contact nominale (ou apparente) et enfin  $z$  la hauteur des aspérités mesurée à partir de la hauteur moyenne de ces dernières. L'aire réelle  $A_r$  est donc définie par :

$$A_r = N \int_d^\infty A(\delta) \phi(z) dz \quad (4.18)$$

La fonction  $A(\delta)$  représente l'aire de contact d'une seule aspérité et on lui associe une fonction  $P(\delta)$  qui représente la pression qui lui est appliquée. La charge totale  $P_r$  supportée par l'ensemble des aspérités en contact est :

$$P_r = N \int_d^\infty P(\delta)\phi(z)dz \quad (4.19)$$

Enfin en combinant les équations (4.5) et (4.18), nous obtenons la force de friction  $F_r$  :

$$F_r = N \int_d^\infty A(\delta)\tau\phi(z)dz, \quad (4.20)$$

Comme nous l'avons déjà énoncé précédemment, la force de friction  $F_r$  est déterminée à partir de l'aire de contact d'une seule aspérité  $A(\delta)$ . Suivant les hypothèses formulées, on déterminera cette aire en fonction de la théorie du contact choisie : trois modèles sont couramment utilisés Hertz, JKR et DMT. La section suivante s'attache à décrire ces trois théories.

## 4.1.5 Théorie du contact

### 4.1.5.1 Modèle de Hertz

C'est le modèle le plus simple mais également le plus ancien. Il fut développé par Hertz à la fin du 17e siècle. Il stipule que l'aire de contact est circulaire, et que cette aire est petite par rapport au rayon de courbure des deux corps en contact. Chacun des corps est considéré comme étant isotrope, homogène et élastique. L'aire de contact n'est influencée que par la force normale appliquée sur les matériaux ; les forces de friction et tangentielle n'ont aucune influence. Le modèle de Hertz considère un contact élastique en l'absence de force d'adhésion. Ainsi pour un contact entre une sphère et un plan : le rayon de contact  $a$  est donné par :

$$a = \left( \frac{R_{equi}F_n}{K} \right)^{1/3}, \text{ avec } \frac{1}{K} = \frac{3}{4} \left( \frac{\nu_1^2}{E_1} + \frac{\nu_2^2}{E_2} \right) \quad (4.21)$$

où les coefficients  $\nu_i$  et  $E_i$  représentent les coefficients de Poisson et les modules de Young des deux corps en contact. Enfin  $R_{equi}$  est le rayon équivalent entre les deux sphères en contact ( $R_{equi} = (R_1R_2)/(R_1 + R_2)$ ). La hauteur d'écrasement est alors décrite par l'équation suivante :

$$\delta = \frac{a^2}{R_{equi}} = \frac{F_n}{Ka} \quad (4.22)$$

Ce modèle s'applique pour des matériaux très rigides pour lesquels les déformations élastiques sont très faibles.

### 4.1.5.2 Modèle JKR

Ce modèle fut introduit par (Johnson *et al.*, 1971) en 1971. Il stipule que le rayon de contact est plus grand que celui énoncé par Hertz en raison des forces intermoléculaires. Il est particulièrement adapté pour des matériaux souples et qui possèdent une forte énergie de surface ainsi que pour de grands rayons de courbure. En effet, ce modèle n'intègre pas l'effet des forces de surface à l'extérieur du contact. Le rayon de contact est cette fois-ci défini par :

$$a = \left( \frac{R_{equi}}{K} \left( F_n + 3\pi\Delta_\gamma R_{equi} + \sqrt{6\pi\Delta_\gamma R_{equi}F_n + (3\pi\Delta_\gamma R_{equi})^2} \right) \right)^{1/3}, \quad (4.23)$$

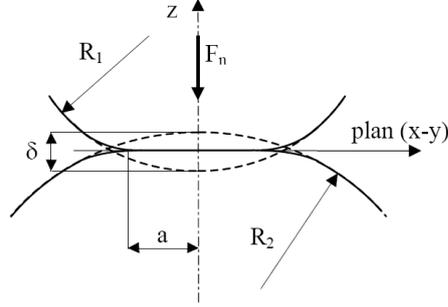


FIGURE 4.5 – Géométrie du contact entre deux sphères sous une force  $F_n$ . La généralisation à un contact sphère-plan fait tendre  $R_2$  vers l'infini.

avec  $\Delta_\gamma$  l'énergie de surface définie par :

$$\Delta_\gamma = \gamma_1 + \gamma_2 - \gamma_{12}, \quad (4.24)$$

où  $\gamma_1$  et  $\gamma_2$  sont les énergies superficielles et  $\gamma_{12}$  l'énergie interfaciale. La hauteur d'indentation s'écrit :

$$\delta = \frac{a^2}{R_{equi}} - \sqrt{\frac{8\pi\Delta_\gamma a}{3K}} \quad (4.25)$$

Le force d'adhésion  $F_{adh}$  prédite par la théorie JKR est définie par :

$$F_{adh} = -\frac{3}{2}\pi R_{equi}\Delta_\gamma \quad (4.26)$$

#### 4.1.5.3 Modèle DMT

En 1975, *Derjaguin et al. (1975)* proposent une nouvelle formulation du contact entre une sphère et un plan afin de combler le fait que le modèle JKR n'intègre pas l'effet des forces d'adhésion à l'extérieur du contact. Ils considèrent une déformation de type Hertz dans la zone de contact et ajoutent l'effet d'adhésion à l'extérieur.

$$a = \left( \frac{R_{equi}}{K} (F_n + 2\pi\Delta_\gamma R_{equi}) \right)^{1/3}. \quad (4.27)$$

La hauteur d'écrasement est définie par :

$$\delta = \frac{a^2}{R_{equi}} = \frac{(F_n + 2\pi\Delta_\gamma R_{equi})^{2/3}}{R_{equi}^{1/3} K^{2/3}}. \quad (4.28)$$

Ainsi, la force d'adhésion est donnée par :

$$F_{adh} = -2\pi R_{equi}\Delta_\gamma \quad (4.29)$$

Ce modèle s'applique tout particulièrement pour des matériaux très rigides avec une faible énergie de surface ainsi que pour de faibles rayons de courbure. Il présente néanmoins l'inconvénient de sous-estimer le rayon de contact puisqu'il se base sur une géométrie basée sur Hertz. Le tableau suivant résume les relations entre le rayon de contact  $a$ , la hauteur d'écrasement  $\delta$  ainsi que la force d'adhésion  $F_{adh}$  pour chacune de ces trois théories.

TABLE 4.1 – Résumé des principales caractéristiques des trois principaux modèles de contact : Hertz, JKR et DMT.

	Hertz	JKR	DMT
$a$	$\left(\frac{R_{equi} F_n}{K}\right)^{\frac{1}{3}}$	$\left(\frac{R_{equi}}{K} (F_n + 3F_\gamma)\right)^{\frac{1}{3}} + \left(\frac{R_{equi}}{K} \left(\sqrt{6F_\gamma F_n + (3F_\gamma)^2}\right)\right)^{\frac{1}{3}}$	$\left(\frac{R_{equi}}{K} (F_n + 2F_\gamma)\right)^{\frac{1}{3}}$
$\delta$	$\frac{F_n}{Ka}$	$\sqrt{\frac{8\pi\Delta_\gamma a}{3K}}$	$\frac{(F_n + 2\pi\Delta_\gamma R)^{2/3}}{R_{equi}^{1/3} K^{2/3}}$
$F_{adh}$	0	$-\frac{3\pi R_{equi} \Delta_\gamma}{2}$	$-2\pi R_{equi} \Delta_\gamma$

Les modèles de JKR et de DMT ont été la source de nombreuses polémiques entre les défenseurs des deux camps. Ce fut tout d'abord Tabor qui montra en 1981 que ces deux modèles étaient les cas extrêmes d'une même fonction. Cette modélisation fut ainsi réalisée par (Maugis, 1992) et décrit la jonction entre ces deux cas limites.

#### 4.1.5.4 Transition de Maugis

Maugis considère que la force de surface prépondérante est la force capillaire dans des conditions ambiantes de température, de pression et d'humidité. La force attractive s'étend au-delà de la zone de contact, et tend vers un nouveau rayon de contact  $c$  plus grand que  $a$  (voir figure 4.6). Les variations de  $a$ ,  $\delta$  en fonction de la force normale, sont obtenues en

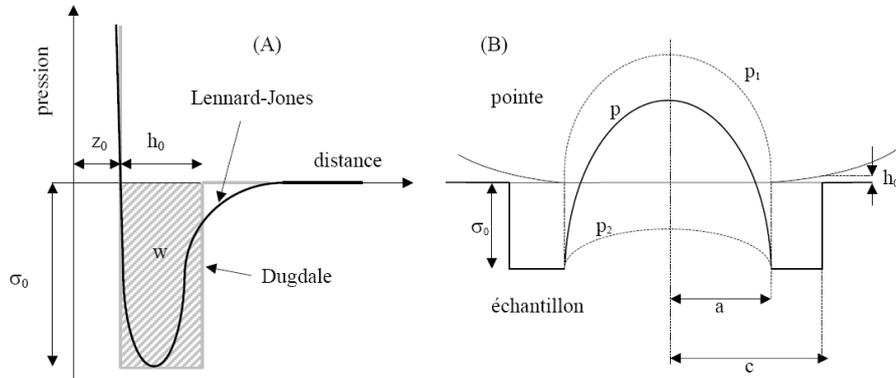


FIGURE 4.6 – (A) représentation des potentiels de Lennard-Jones et de Dugdale : la valeur  $h_0$  est calculée telle que  $h_0\sigma_0 = w$ , avec  $w$  le travail d'adhésion. (B) Distribution de pression  $p$  pour la modélisation de Maugis. Autour de l'aire de contact de rayon  $a$ , une force attractive constante  $\sigma_0$  agit sur un disque de rayon  $c$  (hypothèse de Dugdale). Il en résulte une composante suivant Hertz  $p_1$  et une composante adhésive  $p_2$ .

résolvant le système d'équation suivantes :

$$1 = \frac{\lambda \bar{a}^2}{2} \left[ (m^2 - 1) \arctan \sqrt{(m^2 - 1)} + \sqrt{(m^2 - 1)} \right] + \frac{4\lambda^2 \bar{a}}{3} \left[ \sqrt{(m^2 - 1)} \arctan \sqrt{(m^2 - 1)} - m + 1 \right] \quad (4.30)$$

$$\bar{F}_n = \bar{a}^3 - \lambda \bar{a}^2 \left( \sqrt{(m^2 - 1)} + m^2 \arctan \sqrt{(m^2 - 1)} \right) \quad (4.31)$$

$$\bar{\delta} = \bar{a}^2 - \frac{4\lambda \bar{a}}{3} \sqrt{(m^2 - 1)} \quad (4.32)$$

avec  $m = \frac{c}{a}$  et

$$\bar{a} = a \left( \frac{K}{\pi \Delta_\gamma R_{equi}^2} \right)^{1/3}, \quad (4.33)$$

$$\bar{c} = c \left( \frac{K}{\pi \Delta_\gamma R_{equi}^2} \right)^{1/3} \quad (4.34)$$

$$\bar{\delta} = \delta \left( \frac{K^2}{\pi^2 \Delta_\gamma^2 R_{equi}} \right)^{1/3} \quad (4.35)$$

$$\bar{F}_n = \frac{F_n}{\pi \Delta_\gamma R_{equi}}. \quad (4.36)$$

$$\lambda = 2\sigma_0 \left( \frac{R_{equi}}{\pi \Delta_\gamma K^2} \right)^{1/3} \quad (4.37)$$

$\lambda$  est appelé paramètre d'élasticité. Sa valeur permet de définir le domaine de validité des approches JKR et DMT. Lorsque  $\lambda$  tend vers l'infini, la modélisation de Maugis tend vers le modèle JKR. Lorsque  $\lambda$  tend vers 0, elle se rapproche de DMT. (Piétrement, 2000, Chapitre 2) Johnson et Greenwood ont montré que la théorie de Maugis est suffisamment performante pour décrire le contact adhésif entre deux sphères, excepté le cas où une très grande précision est requise. Il fut observé que la force d'adhésion diffère en moyenne de 6% entre un potentiel de Lennard-Jones et celui de Dugdale. Comme le souligne O. Piétrement (Piétrement, 2000) dans son mémoire de thèse, cette différence est tout à fait satisfaisante en microscopie à force atomique où les mesures quantitatives s'accompagnent généralement de larges incertitudes.

#### 4.1.5.5 Discussion

Les modèles existants que nous venons de décrire sont issus d'une analyse des comportements d'objets macroscopiques en contact soumis à de fortes charges. Il convient ici de nuancer ces propos. En effet, les études précédemment menées ont été réalisées sur des objets sphériques et métalliques pour la plupart, et dont l'objectif était de déterminer l'influence des interactions de surface sur l'aire de contact. Les travaux de Greenwood et Williamson sur le contact multi-aspérités ont été expérimentés et validés avec une charge appliquée comprise entre  $10^{-2}$  kg et  $\approx 10$  kg. Il s'agit ici d'une description entre objets macroscopiques tout en considérant une rugosité microscopique des surfaces en contact. Il faut également souligner que les matériaux utilisés sont des métaux, dont les interactions spécifiques sont appelées liaisons métalliques. Ces liaisons ont une intensité plus grande que les forces de Van-der-Waals. Les notions de contact qui sont définies peuvent être qualifiées de contact corpusculaire, à

l'image de la représentation des orbites des électrons autour de leur noyau. Il n'existe pas à l'heure actuelle de description du contact à une échelle inférieure. On retrouve, par exemple, pour décrire l'interaction entre une pointe d'AFM et une surface, l'emploi de l'un de ces modèles dans la littérature. Le contact entre cette pointe et une surface doit être analysé d'un point de vue nanométrique tout en gardant à l'esprit que la charge normale appliquée est incomparable face à celles considérées pour les modèles de Hertz, JKR et DMT. Ainsi, comme nous le verrons plus loin, un objet de taille microscopique dont les surfaces ont subi un usinage chimique, se retrouve avec une rugosité dont les hauteurs et les rayons de courbures sont de tailles nanométriques. Enfin, en absence de précharge il est difficile de vérifier la véracité de l'emploi de ces modèles dans ces conditions. Nous soulevons ici les limites possibles de ces trois théories, et en l'absence de modèles complémentaires, nous emploierons le modèle le plus approprié en fonction des conditions d'expérimentation.

#### 4.1.6 Synthèse des paramètres à déterminer

La première partie de ce chapitre a permis de mettre en évidence l'étendue des modèles de friction existants. Le nombre considérable de modèles reflète toute la complexité de comprendre et de modéliser le frottement entre deux corps. La formule d'Amontons-Coulomb décrite par l'équation 4.1, ainsi que les modèles macroscopiques énoncés dans les sections 4.1.2 et 4.1.3 qui en découlent sont des lois empiriques avec leurs propres limites, au delà desquelles elles ne s'appliquent plus. La force de friction entre deux corps est relative au contact réel qui existent entre leurs deux surfaces.

C'est pour cette raison que nous basons notre étude sur le modèle formulé par [Bowden et Tabor \(1950\)](#). Ce modèle établit que la force de friction est proportionnelle à l'aire de contact réelle, notée  $A_r$ , par l'intermédiaire de la contrainte de cisaillement interfacial  $\tau$ . C'est donc ces deux paramètres :  $\tau$  et  $A_r$  qu'il est nécessaire d'évaluer.

Nous avons également expliqué que deux surfaces qui apparaissent lisses à une échelle macroscopique sont en réalité rugueuses à une échelle nanométrique. Ainsi, l'aire réelle est dépendante de la rugosité des surfaces. Notre approche probabiliste pour établir le nombre d'aspérités en contact entre ces deux surfaces se fonde sur la modélisation de Greenwood et Williamson. On caractérise alors ces deux surfaces en contact par une surface rugueuse équivalente en contact avec une surface parfaitement plane. Les paramètres fondamentaux issus des surfaces réelles qui doivent être déterminés sont :

- $R$ , le rayon des sommets des aspérités ;
- $\phi(z)$ , la distribution probabiliste des aspérités ;
- $\sigma$ , l'écart type des hauteurs des aspérités ;
- $\mu$ , la hauteur moyenne des aspérités.

Ces quatre premiers paramètres permettent de définir la distribution des aspérités de la surface rugueuse équivalente. Afin de déterminer le nombre  $n$ , d'aspérités en contact, il est essentiel de connaître la distance  $d$  qui sépare la surface rugueuse de la surface parfaitement plane. C'est elle qui va nous permettre de résoudre l'ensemble des équations du modèle GW. Il faut également déterminer l'aire de contact  $a$ , pour une aspérité, fondée sur l'une des trois théories : Hertz, DMT, JKR.

C'est à partir de l'ensemble de ces estimations que nous sommes capable de calculer l'aire réelle. Afin de déterminer la force de friction, il restera à déterminer la contrainte de cisaillement  $\tau$ .

## 4.2 Caractérisation des surfaces

Comme nous de le voir dans la section précédente, la force de frottement entre un micro-objet et un support dépend de la rugosité des surfaces en présences. Les paramètres du modèle équivalent de Greenwood-Williamson qui caractérisent deux surfaces rugueuses en contact sont issus des propriétés de ces dernières. Nous devons donc obtenir ces paramètres afin d'établir le modèle probabiliste équivalent. La méthode utilisée consiste à obtenir un échantillon des profils de chacune des surfaces par le biais d'un microscope à force atomique. Ce microscope est aux antipodes des appareils photoniques puisque l'imagerie qui en découle ne se fonde pas sur l'utilisation de lumière mais sur les interactions atomiques entre une surface et une pointe. Après un descriptif de la microscopie<sup>3</sup>, nous présenterons plus en détail le microscope à force atomique.

### 4.2.1 Microscopie

L'oeil humain est capable dans le meilleur des cas de discerner une tâche d'encre émise par un crayon qui effleure une feuille. La perception de l'Homme est limitée à quelques dizaines de microns ( $\approx 50 \mu\text{m}$ ), ce qui a eu pour effet de développer des outils permettant d'observer la composition des corps macroscopiques. Les premiers microscopes n'utilisaient que les propriétés de la lumière blanche (visible). Ces microscopes optiques ou photoniques ne permettaient pas d'obtenir une résolution supérieure à  $0.2 \mu\text{m}$ , en adéquation avec le critère de Rayleigh et à la plus petite longueur d'onde du spectre visible (Bert, 2007). Une solution pour augmenter cette résolution consistait à utiliser une source de rayon X, mais elle restait sous la contrainte du critère de Rayleigh.

Le véritable bond en avant, est apparu avec la création du microscope électronique en transmission (MET), qui utilise une source d'électrons au lieu de photons. La résolution de cet appareil est régi par la longueur de De Broglie des électrons. Il en résulte une résolution théorique de l'ordre du picomètre, mais est en réalité de quelques angstroms. Le principal inconvénient de ce type d'appareil est dû au fait que les échantillons sont analysés par transmission<sup>4</sup> ce qui implique une très faible épaisseur de ces derniers, comme cela est le cas avec les microscopes photoniques. Afin d'augmenter la surface à analyser, le MET évolua vers une version à balayage : le microscope électronique à balayage en transmission (MEBT), mais ce dernier imposait toujours une épaisseur d'échantillon très faible. Afin de s'affranchir de cette contrainte, le MET et le MEBT furent abandonnés pour le microscope à balayage sous ultravide (MEB), appareil communément utilisés aujourd'hui. La qualité des images des MEB modernes est exceptionnelle, à condition de travailler sous vide.

L'évolution des MEB modernes a donné naissance à un nouveau type de microscope qui balayent la surface d'un échantillon avec une sonde (MBS) ou microscopes à champ proche. Le principe général repose sur l'utilisation d'une sonde de faible dimension qui interagit avec une surface. Puisque les interactions possibles sont nombreuses, la microscopie à champ proche est d'une grande flexibilité. En effet, suivant les moyens mis en jeu, il est possible de mesurer les forces de surfaces, de topographier une surface, de caractériser les domaines magnétiques et thermiques d'une surface, ou encore la conductivité thermique d'une surface etc.

Le premier principe de microscopie à sonde locale se fonde sur l'effet tunnel proposé par Giaever (1960). Inventé en 1981 par Gerd Binnig et Heinrich Rohrer (Binnig *et al.*, 1982) et nobélisés en 1986 pour cette même invention, le microscope à effet tunnel permet de topographier une surface grâce au courant mesuré entre la sonde et la surface en absence

3. Le lecteur trouvera une description plus exhaustive de l'historique de la microscopie dans (Bert, 2007)

4. d'où le terme MET

de contact. Ceci est rendu possible grâce à l'effet tunnel, qui prédit par les moyens de la physique quantique qu'il existe une probabilité non nulle qu'un électron puisse franchir une barrière de potentiel. Ainsi, en maintenant constant l'intensité du courant entre la pointe de la sonde et la surface induit par l'effet tunnel, il est alors possible d'obtenir la topographie d'une surface en asservissant la hauteur de la pointe. Ces fluctuations en hauteur permettent d'obtenir un profil de la surface avec une résolution inférieure aux distances interatomiques, on obtient ainsi une image tridimensionnelle de la surface d'un solide. Cependant, ce procédé n'est applicable que pour des surfaces conductrices.

Dans la continuité de leurs travaux, [Binnig, Quate, Gerber, et Weibel \(1986\)](#), développèrent à partir de 1985 le microscope à force atomique (AFM) *Acronyme anglais pour : Atomic Force Microscope* afin de mesurer les forces interatomiques qui agissent à la surface des matériaux. L'avantage de ce procédé est qu'il n'est pas dépendant de la conductivité des matériaux. Ces forces étant universelles, tous les types de matériaux peuvent être scannés par ce microscope. Si aujourd'hui les microscopes à effet tunnel peuvent être employés dans l'air ambiant, l'AFM peut être utilisé dans le vide, dans l'air ambiant mais également en milieu liquide. Outre la détection de forces de surface dont les intensités sont très faibles, cet appareil peut être employé pour la mesure de la friction aux échelles nanométrique et micrométrique, pour l'évaluation des propriétés mécaniques des matériaux telles que : l'usure, l'élasticité et la plasticité. Ses applications sont encore plus vastes. [Bhushan \(1999\)](#) site entre autre :

- l'étude de l'adhésion ;
- l'étude de la lubrification ;
- la manipulation biologique et inorganique ;
- la mesure de température des surfaces ;
- la mesure de forces magnétiques ;
- la microscopie de cristaux liquides, de cellules, etc.

Ces deux instruments, le STM et l'AFM, sont à la base d'une famille beaucoup plus grande appelée microscopes à sonde locale (SPM *Acronyme anglais pour : Scanning Probe Microscopes*). Le tableau 4.2.1 ([Arinero, 2003](#)) liste de façon non exhaustive quelques uns des microscopes à sonde locale.

TABLE 4.2 – Liste des principales microscopies en champs proche et de leurs techniques dérivées.

Champs proche	Technique	Propriétés(s) sondée(s)
courant tunnel	microscopie à effet tunnel (STM : Scanning Tunneling Microscopy)	topographie
	spectroscopie à effet tunnel (STS : Scanning Tunneling Spectroscopy)	structure électronique locale
forces interatomiques répulsives	microscopie à force atomique en mode contact (C-AFM Contact Atomic Force Microscopy)	topographie
	courbes déflexion/déplacement, courbes force/distance et approche/retrait (force distance curves)	élasticité, plasticité, adhésion
.../...		

Champs proche	Technique	Propriétés(s) sondée(s)	.../...
	microscopie de modulation de force normale, modes acoustiques ou vibrants, (FMM : Force Modulation Miscroscopy) (AFAM : Atomic Force Acoustic Microscopy) (SLAM : Scanning local Acceleration Microscopy) (SNAM : Scanning Near-field Acoustic Miscroscopy)	élasticité, visco-élasticité	
	microscopie à force latérale, boucle de friction (LFM : Lateral Force Microscopy) (FFM : friction Force Microscopy)	friction	
	microscopie à modulation de force latérale (LFMM : Lateral Force Modulation Microscopy)	friction, élasticité	
forces interatomiques répulsives et attractives (interactions non linéaires)	microscopie à force atomique en mode contact intermittent, mode tapping (IC-AFM : Intermittent Contact AFM) (TM-AFM Tapping Mode AFM)	topographie, viscoélasticité	
forces interatomiques de Van der Waals	microscopie à force atomique en mode non contact (NC-AFM : Non Contact AFM) microscopie à force de Van der Waals (VDW-AFM : Van Der Waals AFM)	topographie forces de Van der Waals	
Forces électrostatiques, gradients de forces électrostatiques	microscopie à force électrostatiques (EFM : Electrostatic Force Microscopy) mesure de la capacité pointe/échantillon (SCM : Scanning Capacitance Microscopy)	topographie, charges localisées capacité (constante diélectrique)	
	microscopie à force de kelvin (SKFM : Scanning Kelvin Force Microscopy) (SSPM : Scanning Surfaces Potential Microscopy)	potentiels de surface	
forces magnétiques	microscopie à forces magnétiques (MFM : Magnetic Force Microscopy)	domaines magnétiques	
liaisons chimiques (avec pointe fonctionnalisée)	microscopie à force chimique (CFM : Chemical Force Microscopy)	composition chimique	
courant de conduction	mesure de la résistance électrique de contact (SSRM : Scanning Spreading Resistance Microscopy)	résistance électrique de contact	
champ proche optique	microscopie à champ proche optique (SNOM : Scanning Near field Optical Microscopy)	imagerie optique, propriétés optiques	
conductivité thermique	microscopie à champ propre thermique (SThM : Scanning Thermal Microscopy)	variation locale de la température	

### 4.2.2 Microscope à force atomique : AFM

Le microscope à force atomique est constitué d'une tête qui se compose de trois parties : la sonde, le détecteur de mouvement du microlevier et un système de positionnement piézoélectrique.

La sonde est un microlevier qui comporte une pointe à son extrémité. Cette pointe possède en général une hauteur de quelques dizaines de micromètres ainsi qu'un rayon de courbure de l'ordre d'une dizaine de nanomètres. La forme la plus fréquente du microlevier est un parallélogramme mais on trouve également des formes triangulaires.

La détection des variations de la position de la sonde est réalisée par un faisceau laser qui se réfléchit à l'extrémité du microlevier. Le faisceau réfléchi est alors renvoyé sur une photodiode quatre cadrans. En absence d'interaction entre la pointe et l'échantillon, et après calibrage, le faisceau est focalisé sur le centre de la photodiode. En présence d'interactions, le microlevier fléchit ce qui a pour conséquence de dévier le faisceau laser. Cette déviation est alors enregistrée par la photodiode et traduite par une différence de potentiel entre les quatre cadrans (voir figure 4.7(b)).

Ainsi, le contrôleur enregistre trois signaux (voir figure 4.7(a)), l'intensité du signal réfléchi du laser et les différences de signaux entre les deux diagonales de la photodiode : signaux A-C et B-D. La flexion normale est calculée par l'équation (4.38) :

$$DV = \frac{(B - D) - (A - C)}{A + B + C + D}, \quad (4.38)$$

et le mouvement de torsion de la poutre par l'équation (4.39) :

$$DL = \frac{(B - D) + (A - C)}{A + B + C + D}. \quad (4.39)$$

Le quotient des équations (4.38) et (4.39) correspond au signal de l'intensité du laser res-  
 sue par la photodiode. La détection optique présente la particularité de ne détecter que les  
 variations angulaires du faisceau se réfléchissant à l'extrémité du microlevier et non pas di-  
 rectement les variations en hauteur de ce dernier. Ainsi la position du faisceau sur sa surface  
 est très importante puisque le microlevier se courbe sur toute sa longueur et par conséquent  
 l'orientation de la normale est uniquement dépendante de la variation de l'angle à l'extrémité  
 du microlevier (Piétrement, 2000). Le principal inconvénient de la mesure optique est qu'elle  
 entraîne un échauffement thermique du microlevier. Il est donc nécessaire d'attendre que la  
 dérive thermique se stabilise afin que les signaux émis par la photodiode soient stabilisés.

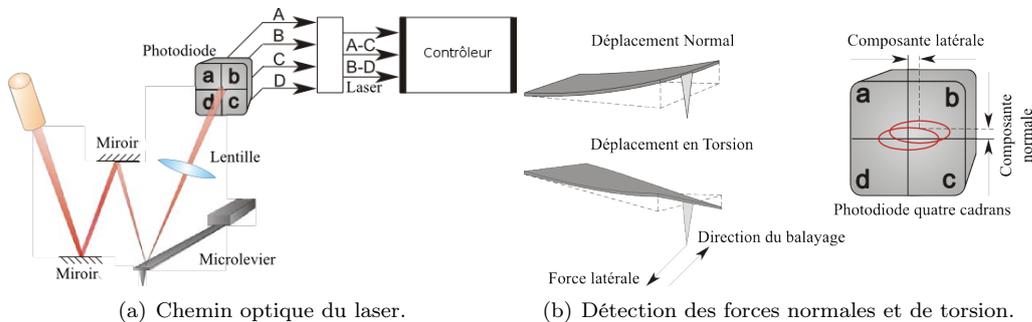


FIGURE 4.7 – Principe de détection optique de l'AFM.

Les variations de la poutre peuvent être également détectées par interférométrie ou par des mesures capacitives.

Le système de positionnement piézoélectrique permet de contrôler la position dans l'espace soit de la sonde soit de l'échantillon. Dans le premier cas, l'échantillon est fixe et c'est le microlevier qui est asservi, tandis que dans le second l'échantillon est asservi afin que la sonde reste fixe (voir figure 4.8).

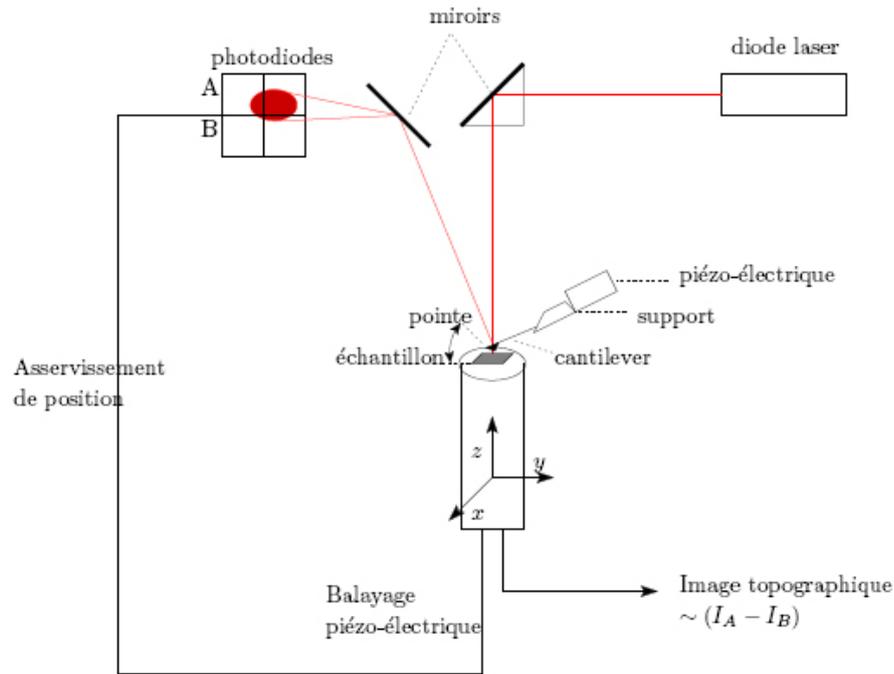


FIGURE 4.8 – Système de positionnement piézoélectrique à sonde fixe.

Un microscope à force atomique peut être utilisé selon trois modes :

- le mode contact ;
- le mode intermittent ;
- le mode non-contact.

#### a - Mode contact

Dans le mode contact, la pointe et l'échantillon sont en contact permanent. On utilise ici les forces répulsives qui agissent à très courtes distances suivant le principe de Pauli et cela engendre une déviation du levier. Les images topographiques obtenues peuvent l'être suivant deux modes : le mode à force constante et le mode à hauteur constante. Dans la première configuration, la boucle de rétroaction opère un maintien de la flexion du microlevier. L'image obtenue est issue des variations de tension aux bornes de la céramique piézoélectrique lors de ses déplacements suivant l'axe  $z$  (hauteur). Dans ce mode la résolution est limitée en partie par la bande passante de la céramique piézoélectrique. Dans la seconde configuration, la hauteur de l'échantillon reste constant, et les variations des forces interatomiques engendrent la flexion du levier. Ces variations de force peuvent dans ce cas produire une forte usure de la pointe ainsi qu'une usure de l'échantillon si sa dureté est inférieure à celle de la pointe.

### b - Mode intermittent

Dans le mode intermittent également appelé « tapping », la pointe du microlevier est maintenue très proche de la surface de l'échantillon et le levier est mis en résonance à une certaine amplitude. Lorsque la pointe frappe la surface de l'échantillon, l'amplitude des oscillations diminue et modifie de fait, la fréquence et/ou la phase de vibration. On agit alors soit sur le contrôle de l'amplitude ou de la phase. Il faut noter que la topographie obtenue dans ce mode de fonctionnement est délicate. Enfin, ce mode est moins agressif pour l'échantillon et la pointe puisque le contact ne s'opère que par intermittence.

### c - Mode non-contact

Avec ce second mode raisonnant, le microlevier ne rentre jamais en contact avec les surfaces qui doivent être balayées. Le microlevier est mis en vibration à sa fréquence de résonance, et placé à une hauteur de l'échantillon afin d'être dans le régime attractif. Les interactions entre la surface et la pointe modifient la fréquence de résonance et l'amplitude de vibration. On asservit alors en amplitude les vibrations afin d'obtenir la topographie d'une surface. L'interprétation des résultats est d'autant plus facile si la surface est homogène contrairement à une surface hétérogène.

## 4.2.3 Calibrage du microscope à force atomique

Le microlevier est l'élément le plus important, puisque son comportement traduit les interactions entre sa pointe et la surface de l'échantillon. L'amplitude de ses déformations est directement proportionnelle à ses caractéristiques. Le problème est que les données fournies par le fabricant avec les leviers sont moyennées avec une incertitude allant de 50% à 100%. Or les mesures quantitatives reposent sur le contact entre la pointe et l'échantillon ainsi que sur les rigidités en flexion et en torsion du microlevier. Il est nécessaire de connaître les caractéristiques des leviers utilisés afin de pouvoir corriger les données issues du contrôleur de l'AFM et de permettre une interprétation plus juste de ces résultats. Comme nous allons le voir, les données géométriques des leviers ne sont jamais fournies avec une grande précision ce qui induit de larges incertitudes sur les mesures quantitatives. Les principaux éléments d'un microscope à force atomique qui doivent être calibrés sont : les constantes de rigidité en flexion et en torsion, la hauteur de la pointe et sa géométrie et le déplacement suivant la hauteur  $z$  du scanner piézoélectrique (Clifford et Seah, 2005b). On peut également noter que le photo-détecteur peut être également une source d'incertitude suivant les technologies employées.

### 4.2.3.1 Évaluation de la raideur en flexion

Les méthodes pour déterminer la raideur en flexion peuvent être regroupées en trois grandes catégories ; les méthodes dites « dimensionnelles » qui utilisent les données géométriques du microlevier ainsi que les constantes du matériau qui le constituent, les expérimentations statiques et enfin les expérimentations dynamiques (Clifford et Seah, 2005b; Cumpson *et al.*, 2004).

La première approche, pour évaluer la raideur  $K_f$ , est d'utiliser les données géométriques avec les hypothèses de la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli. Ainsi pour une poutre rectangulaire le coefficient  $K_f$  est décrit par l'équation (4.40) :

$$K_f = \frac{E l e^3}{4 L^3}, \quad (4.40)$$

où  $E$  est le module de young de la poutre en (Pa),  $l$ ,  $L$  et  $e$  sont respectivement sa largeur, sa longueur et son épaisseur en mètre. Dans le cas d'une poutre rectangulaire, [Cleveland \*et al.\* \(1993\)](#) ont montré qu'il était possible de supprimer la hauteur pour caractériser la raideur. L'expression de la première fréquence de résonance  $f_0$  est alors introduite (voir équation 4.41)

$$f_0 \approx \frac{e}{2\pi L^2} \left( \frac{E}{\rho} \right)^{1/2}, \quad (4.41)$$

et combinée avec l'équation (4.40) l'expression de  $K_f$  devient :

$$K_f \approx \frac{2\pi^3 l (f_0 L \sqrt{\rho})^3}{\sqrt{E}}. \quad (4.42)$$

On peut également noter que [Clifford et Seah \(2005a\)](#) ajustent la valeur obtenue de l'équation (4.42) en remplaçant le terme  $2\pi^3$  par une constante dont la valeur est égale à 59,3061. Il est nécessaire ici de connaître les dimensions géométriques du microlevier mise à part son épaisseur  $e$ . Il reste encore le module de Young sujet à de grandes incertitudes, lorsque par exemple, la surface supérieure de la poutre est recouverte d'un dépôt afin d'augmenter son indice de réflexion. Les techniques de dépôts actuelles ne permettent pas encore de déposer une couche homogène. Dans le cas de microleviers réalisés en silicium massif, on peut admettre que le module de Young est donné avec une incertitude négligeable. L'évaluation de la fréquence de résonance est aisée grâce à l'AFM à condition de placer le laser à l'extrémité du microlevier et au dessus de la pointe. Enfin, la méthode qui vient d'être décrite ne s'applique que pour des poutres rectangulaires. Étant donné que les mesures réalisées ont été faites uniquement avec ce type de microleviers, nous n'aborderons pas les méthodes dédiées aux formes triangulaires.

#### 4.2.3.2 Évaluation de la raideur en torsion

Lorsque le pointe du microlevier est en contact avec la surface d'un échantillon, et que l'on opère un balayage latéral, la poutre est soumise à un mouvement de torsion. Ce mouvement se compose d'un mouvement de flexion et d'un mouvement de rotation. Ainsi, la rigidité en torsion pour un microlevier rectangulaire se caractérise par l'équation (4.43) :

$$K_{tor} = \left( \frac{1}{K_\theta} + \frac{1}{K_f} \right)^{-1} = \left( \frac{3L'e^2}{Glh_p} + \frac{4L'^3}{El^3h_p} \right)^{-1}, \quad (4.43)$$

avec  $G$  le module de cisaillement (Pa),  $L'$  la longueur de la poutre jusqu'à la pointe (m),  $h_p$  la hauteur de la pointe (m). On peut remarquer que dans cette équation les données géométriques sont toujours présentes, et les remarques faites à la section précédente s'appliquent également dans ce cas. Les formes triangulaires ne seront pas développées pour les raisons citées précédemment. Le lecteur trouvera de plus amples détails dans ([Piétrement, 2000](#); [Clifford et Seah, 2005a,b](#); [Cumpson \*et al.\*, 2004](#)).

#### 4.2.3.3 Synthèse du calibrage du microscope à force atomique

Le tableau 4.3 résume quelques unes des méthodes employées pour caractériser les rigidités en torsion et en flexion d'un microlevier. Chaque méthode possède ses avantages et ses inconvénients. La liste des principes donnés dans ce tableau 4.3 n'est pas exhaustive, et ne permet de fournir qu'une appréciation globale des méthodes existantes. L'ensemble de ces méthodes doit être rapporté dans leur contexte d'utilisation. En effet, on retrouve dans la littérature d'autres tableaux de ce type (voir [Cumpson \*et al.\* \(2004\)](#) par exemple) dans lesquels

les valeurs sur les incertitudes sont différentes. Comme cela est énoncé au début de cette analyse sur l'étalonnage, considérer les caractéristiques géométriques s'avère très délicat. Cependant, il est possible d'obtenir ces données de façon très précise grâce à l'utilisation d'un MEB. Dans le cas d'une forme rectangulaire, l'équation résultante (4.42) permet d'obtenir de bons résultats. Si l'on considère maintenant une forme triangulaire, la méthode décrite à la section 4.2.3.1, n'est plus applicable et cela est vrai également pour une poutre rectangulaire sur laquelle une couche métallique a été rajoutée. Nous avons également mentionné que la position du laser influait sur la qualité des mesures. Cela est d'autant plus important sur une poutre triangulaire lors d'un balayage latéral pour une mesure de friction. De plus, cette configuration géométrique est par nature moins sensible au mouvement de torsion par rapport aux microleviers rectangulaires. L'estimation des raideurs en flexion et en torsion reste donc très délicate quelque soit les moyens mis en oeuvre.

Si le microlevier est le coeur du microscope à force atomique, trois éléments importants sont sources d'incertitudes. Le premier concerne les propriétés de la pointe placée à l'extrémité du microlevier (Olgretree *et al.*, 1996). Cette pointe est généralement considérée comme étant placée dans l'axe du microlevier. Malheureusement cette configuration ne se produit que rarement, et une position désaxée de la pointe entraîne une variation de la raideur en torsion. Cette variation agit également sur la raideur en flexion si la pointe n'est pas placée à l'extrémité du microlevier (Sader et White, 1993) et est définie par l'équation (4.44) :

$$K_{\Delta F} = K_f \left( \frac{L}{L - \Delta L} \right)^3, \quad (4.44)$$

avec  $\Delta L$  la différence de longueur entre la longueur du microlevier ( $L$ ) et la position de la pointe sur ce dernier ( $L'$ ).

TABLE 4.3 – Résumé des différentes méthodes pour évaluer la rigidité normale des microleviers d’AFM (Clifford et Seah, 2005b).

Méthodes	Dimensionnelle			Expérimentation statique				Expérimentation dynamique		
	équation de Butt	Meilleur équation pour une forme en V	Analyse par éléments finis	Masse statique ajoutée	Microlevier de référence	Rigidité de référence	Nano-indenteur	Masse dynamique ajoutée	Bruit thermique	Fréquence de résonance dans l’air
Incertitudes (%)	25	11	10	15 – 25	7	5	8	15 – 25	15 – 20	15 – 20
Incertitude principale	Équation, $h$	$h$ et $E$	$h$ et $E$	Masse attachée	Microlevier de référence	Contact	Calibration du Nano-indenteur	Masse attachée	Sensibilité aux bruits	Nombre de Reynolds
Risques potentiels	Bas	Bas	Bas	Élevé	Moyen	Moyen	Moyen	Élevé	Bas	Bas
Mise en oeuvre	Facile	Facile	Moyenne	Extrême	Moyenne	Difficile	Moyenne	Extrême	Élevée	Moyenne
Avantages	Équation simple	Simple et précision	Précision	Pas de géométrie	Idée simple, dépendance géométrique, insensible au dépôt	Simple	Simple et rapide	Indépendance géométrique	Fréquence et caractéristique thermique sont nécessaires	Simple
Limites	$h$ et $E$ nécessaires	idem	Comme précédemment avec des algorithmes lourds	Placer la sphère, calibrage de la sphère, calibrage en flexion du microlevier	Difficile de positionner les deux microleviers	Le contact	Positionner l’indenteur	Placer la sphère, calibrage de la sphère	Dédier à $K_f$ , validité du modèle inconnue	Dédier aux poutres rectangulaires

La géométrie de la pointe influence également la résolution de l'image obtenue lors d'un balayage topographique.

Le second élément qui doit être considéré est le signal émis par la photodiode. Cette étape est nécessaire afin de convertir les signaux  $A - C$  et  $B - D$  en une unité exploitable : une force ou une distance. La flexion du microlevier est reliée à la force normale  $F_N$  qui lui est appliquée par l'équation 4.45 :

$$F_N = K_f \Delta z. \quad (4.45)$$

À chaque flexion du microlevier (positive ou négative) correspond une variation du signal  $A - B$ . Par le biais d'une courbe force-distance (figure 4.9), il est possible de convertir l'intensité du signal en fonction du déplacement de la céramique piézoélectrique en une distance. En

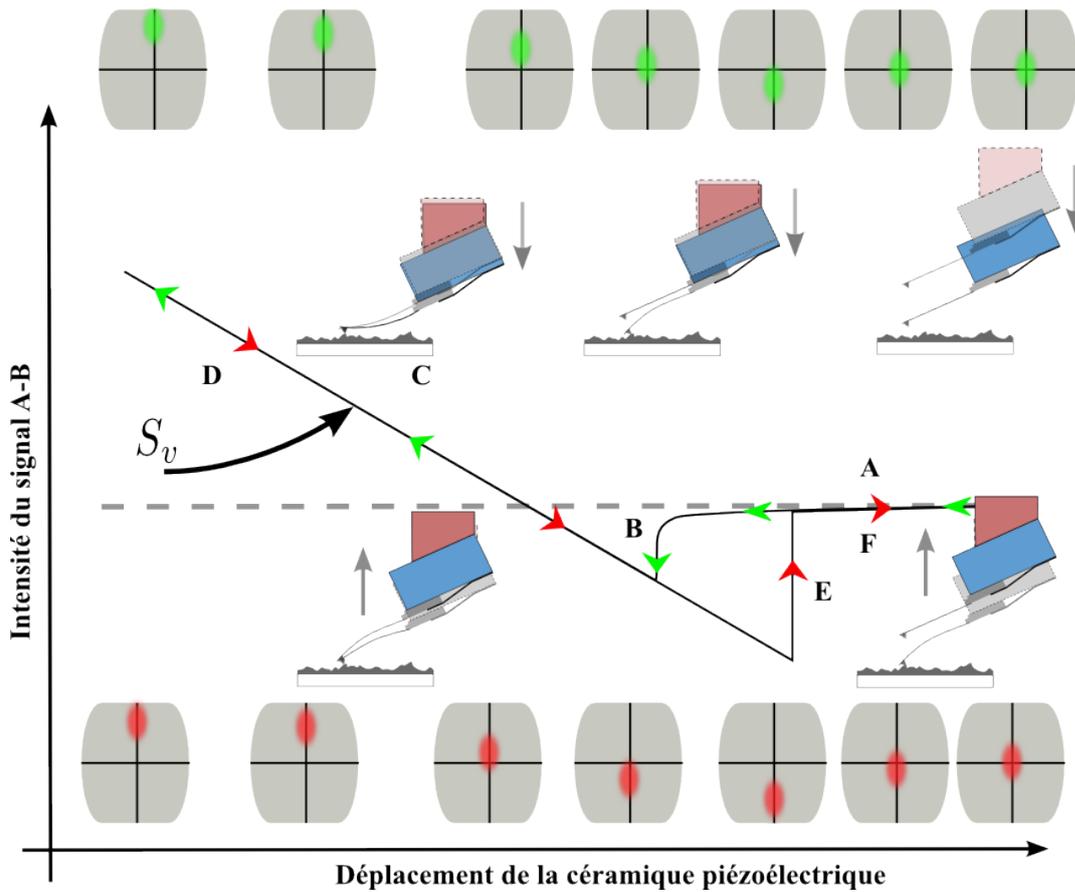


FIGURE 4.9 – Représentation d'une courbe d'approche-retrait

effet, lors de l'approche et du retrait de la pointe de la surface d'un échantillon, une zone plus ou moins linéaire et linéarisable apparaît. Le relation entre l'intensité du signal et la distance de déplacement du tube piézoélectrique correspond à la sensibilité en flexion du microlevier ( $S_v$ ). L'équation 4.45 devient alors :

$$F_N = K_f \Delta z = K_f \frac{\Delta(A - B)}{S_v}, \quad (4.46)$$

à la condition que l'échantillon soit suffisamment rigide pour qu'il n'y ait pas indentation de la pointe à sa surface. La figure 4.9 représente une courbe force-distance idéalisée. Cette courbe décrit une phase d'approche et de retrait de la pointe du microscope à force atomique sur une surface suivant un déplacement vertical de la céramique piézoélectrique. Lors de l'approche, pendant la phase A, le signal réfléchi reste centré sur la photodiode. Lorsque la distance séparant la pointe et la surface de l'échantillon est inférieure à environ  $100\text{ nm}$ , le microlevier est attiré vers la surface puis finit par entrer en contact avec cette dernière grâce aux forces attractives de Van-der-Waals (phase B). Tant que l'approche n'est pas suffisante, la déviation du signal est induite par ces forces attractives. Lorsque la pointe applique une force constante et d'intensité plus grande que les interactions de Van-der-Waals, la courbure du microlevier s'inverse (phase C). On opère alors une phase D, dite de retour. L'ensemble remonte et le signal finit par s'annuler. On observe à présent, une intensité négative du signal ce qui se traduit par un phase d'adhésion plus intense. L'intensité maximale correspond à la force dite de pull-off nécessaire pour séparer la pointe de la surface. Au delà de cet extremum, il y a rupture de contact (phase E) et le faisceau laser retrouve sa position médiane sur les quadrants de la photodiode. Il est également nécessaire de déterminer la sensibilité en torsion de la photodiode. En effet, la zone d'impact du faisceau laser sur les quadrants de la photodiode n'est pas un cercle mais une forme elliptique. Ainsi, l'énergie n'est pas répartie uniformément sur les quadrants et on ne peut pas dans ces conditions égaliser les sensibilités en flexion et en torsion de la photodiode. Cette approximation peut conduire à des erreurs allant jusqu'à 100% sur l'estimation de la force de friction. L'évaluation de la sensibilité nécessite également la connaissance du chemin optique (voir figure 4.10), ce qui n'est pas forcément une chose aisée avec l'emploi d'instruments industriels.

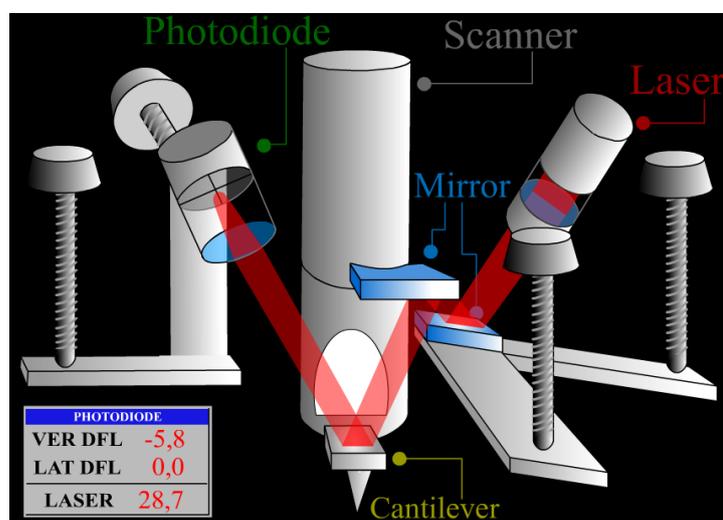


FIGURE 4.10 – Chemin optique du microscope de la société NTMDT.

Le troisième élément à prendre en compte pour l'analyse des résultats est la céramique piézoélectrique. Comme tout élément piézoélectrique, on retrouve les phénomènes de dérive et d'hystérésis. Ainsi dans la représentation idéalisée d'une courbe d'approche-retrait les phases D et C ne sont pas confondues, et cela est également vrai pour les phases A et F.

Nous venons de voir les principes généraux de la calibration d'un microscope à force atomique. Les explications ont été centrées sur le phénomène de flexion du microlevier car c'est

dans cette configuration d'utilisation que l'AFM a été utilisé. Cette étape de calibration pour les mesures quantitatives est très importante puisque l'incertitude résultant de ce calibrage est généralement comprise entre 10% et 20% dont la source la plus importante est issue des caractéristiques du microlevier.

### 4.3 Proposition d'une méthode d'évaluation de la force de friction

L'évaluation de la force de friction entre deux objets nécessite d'effectuer la caractérisation des deux surfaces en contact. L'objectif étant de déterminer les paramètres du modèle de contact multi-aspérités de Greenwood et Williamson.

Afin d'étudier la force de friction entre un micro-objet et la surface d'un support, nous avons réalisé en salle blanche dans un wafer de silicium un ensemble de microcomposants de forme cuboïque ainsi que des supports. Ces derniers ont été conçus de telle sorte qu'une partie de leur surface présente une aire apparente de contact avec un micro-objet diminuée de 50%. L'utilisation de micro-objets en silicium est justifié par le fait que ce matériau est le plus utilisé dans la conception des MEMS et des MOEMS.

Nous allons au cours de cette section présenter la démarche adoptée afin de caractériser les surfaces en contact. Nous commencerons par décrire succinctement notre démarche, puis nous l'affinerons après la présentation de la méthode de caractérisations des surfaces et l'évaluation de la force de friction.

#### 4.3.1 Démarche

Il s'agit de déterminer les caractéristiques du modèle équivalent de deux surfaces en contact représenté par la figure 4.4 ainsi que l'aire réelle de contact  $A_r$ . Ce modèle est issu des caractéristiques des surfaces en contact.

Quatre étapes sont nécessaires pour aboutir à l'évaluation de la force de friction (figure 4.11).

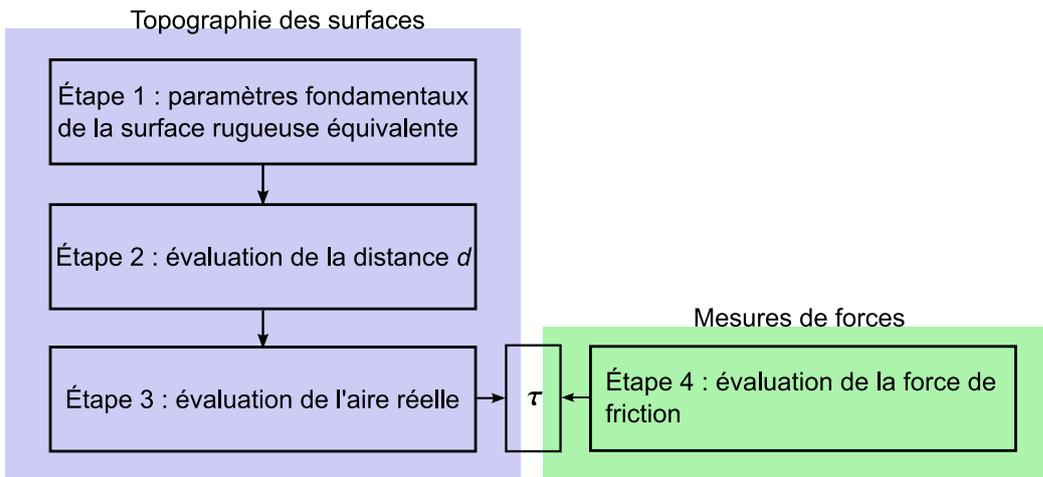


FIGURE 4.11 – Méthode de calcul de la contrainte de cisaillement interfaciale.

Rappelons l'ensemble des données utiles :

- le rayon  $R$  des sommets des aspérités ;
- la fonction  $\phi(z)$  de distribution des aspérités ;
- l'écart type  $\sigma$  des hauteurs des aspérités ;
- la hauteur moyenne  $\mu$  des aspérités ;
- la distance de séparation  $d$  ;
- l'aire réelle  $A_r$  ;
- la contrainte de cisaillement interfacial  $\tau$  ;
- la force de friction  $F_f$ .

D'après la théorie de Bowden et Tabor, la contrainte de cisaillement interfacial est une constante. À notre connaissance, pour un contact multi-aspérités de type silicium sur silicium  $\tau$  n'est pas connue. Évaluer cette contrainte et l'aire réelle permettra de déterminer à l'avenir la force de friction numériquement.

**La première étape** pour évaluer l'aire réelle consiste à obtenir la topographie de chacune des surfaces. On utilise un microscope à force atomique afin d'obtenir une « cartographie » de la rugosité des surfaces. À partir, des caractéristiques qui sont issues de ces relevés, nous pouvons obtenir les paramètres fondamentaux de la surface rugueuse équivalente :

- le rayon  $R$  des sommets des aspérités ;
- la fonction  $\phi(z)$  de distribution des aspérités ;
- l'écart type  $\sigma$  des hauteurs des aspérités ;
- la hauteur moyenne  $\mu$  des aspérités.

Cette première étape ne permet pas de résoudre tous les paramètres de Greenwood et Williamson. Seuls les paramètres intrinsèques à la surface rugueuse équivalente ont été obtenus. Pour évaluer l'aire de contact réelle, nous devons déterminer la distance de séparation  $d$  entre les deux surfaces.

**La deuxième étape** de notre démarche est consacrée à l'évaluation de la distance de séparation  $d$  entre la surface rugueuse équivalente et la surface parfaitement plane. Il s'agit de résoudre numériquement l'équation (4.19).

**La troisième étape** est consacrée à l'évaluation de l'aire réelle de contact  $A_r$ . À l'issue de cette étape, tous les paramètres du modèle de Greenwood et Williamson sont connus. La modélisation de Bowden et Tabor définit la force de friction en fonction de deux paramètres :  $\tau$  et  $A_r$ . La topographie des surfaces a permis d'estimer l'aire réelle. C'est dans une quatrième et dernière étape que nous obtiendrons une estimation de la contrainte de cisaillement interfacial.

**La quatrième étape** de notre démarche est dédiée à l'évaluation du paramètre  $\tau$ . Nous avons réalisé un procédé d'évaluation de la force de friction fondé sur l'utilisation d'un microscope à forces atomiques. Ce procédé permet d'obtenir l'intensité de cette force et puisque nous connaissons depuis l'étape trois l'aire réelle de contact, nous pourrions évaluer la contrainte de cisaillement interfacial.

*Pourquoi chercher à évaluer  $\tau$  alors que nous sommes capables de mesurer directement l'intensité de la force de friction pour un contact de type multi-aspérités entre deux surfaces ?*

Comme nous le verrons plus loin dans ce chapitre, l'évaluation de la force de friction est très délicate. Si les dimensions des micro-objets changent, l'aire de contact réelle changera

également et par conséquent la force de friction variera également. Déterminer  $\tau$  permettra d'estimer la force de friction pour des micro-objets avec des dimensions différentes sans avoir recours à des mesures expérimentales.

L'ensemble des paramètres déterminés au cours de ces quatre étapes sont issus de deux principes de mesures fondés sur l'utilisation d'un microscope à force atomique. On peut regrouper ces étapes en deux grandes catégories suivant si elles sont dépendantes des relevés topographiques des surfaces ou de la mesure de la force de friction. C'est pourquoi, les deux sections suivantes portent sur les relevés topographiques des surfaces d'une part, et sur la mesure de la force de friction d'autre part.

### 4.3.2 Relevés topographiques des surfaces

Le modèle probabiliste multi-aspérités développé par Greenwood et Williamson et décrit précédemment comporte un ensemble de variables issues des deux surfaces en contact. La fonction de probabilité utilisée est issue des caractéristiques de ces surfaces. Nous allons dans cette section détailler les relevés topographiques des surfaces des micro-objets ainsi que des surfaces des supports utilisés pour l'évaluation de la force de frottement statique.

Les topographies effectuées ont été réalisées avec un microscope à force atomique de la société NT-MDT de type SMENA. Après avoir effectué le relevé topographique sur quelques micromètres carrés (voir figure 4.12) il est possible d'obtenir les variables du modèle de Greenwood-Williamson.

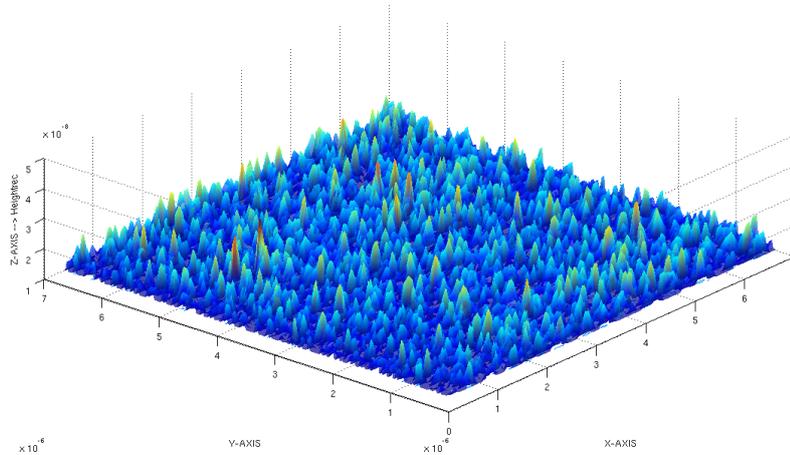


FIGURE 4.12 – Topographie d'une surface de silicium obtenue par AFM.

Un sommet est défini comme étant le point de mesure dont l'altitude est la plus élevée par rapport à tous ses plus proches voisins. Afin de ne pas surestimer le nombre de sommets nous analyserons la hauteur des huit plus proches voisins (voir figure 4.13). La distribution des sommets des aspérités dans le modèle de Greenwood-Williamson suit une loi probabiliste  $p(z)$ . Afin de trouver cette loi il nous faut comparer les valeurs des coefficients d'aplatissement (Kurtosis) et de dissymétrie (Skewness). Ces deux coefficients font partie d'un ensemble de valeurs appelées moments, qui, dans la théorie des probabilités et statistiques, permettent de caractériser la distribution d'une variable aléatoire. Selon le mathématicien Karl Pearson, les quatre premiers moments permettent de caractériser cette distribution. Un moment d'ordre

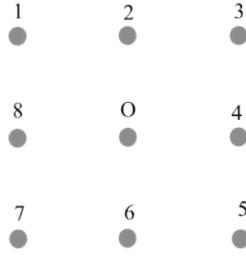


FIGURE 4.13 – Schéma représentant un sommet (0) et ses huit plus proches voisins.

$k$  est défini par l'équation :

$$m^k = \int_{z_{min}}^{z_{max}} (z - \bar{z})p(z)dz, \quad (4.47)$$

$z$  et  $\bar{z}$  sont les hauteurs et la hauteur moyenne des aspérités respectivement.  $\bar{z}$  correspond à la variable  $\mu$  dans le modèle équivalent de Greenwood-Williamson. Le moment d'ordre un de la variable correspond à l'espérance mathématique, et le moment d'ordre deux de la variable centrée correspond à la variance. Le coefficient de Skewness est le moment d'ordre trois centré sur le cube de l'écart type soit :

$$S_{sk} = \frac{1}{MS_q^3} \sum_{i=0}^{M-1} [z_i - \mu]^3, \quad (4.48)$$

Avec  $M$  le nombre de sommets.  $S_q$  correspond à l'écart quadratique moyen soit :

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{M} \sum_{i=0}^{M-1} [z_i - \mu]^2}, \quad (4.49)$$

et  $\mu$  est défini par :

$$\mu = \frac{1}{M} \sum_{i=0}^{M-1} z_i. \quad (4.50)$$

Ainsi, le paramètre de Skewness caractérise la dissymétrie de la fonction  $p(z)$  par rapport à une fonction gaussienne suivant s'il est inférieur, égal ou supérieur à zéro. Si  $p(z)$  est une gaussienne, alors  $S_{sk} = 0$ . Pour une valeur moindre (inférieur à zéro), il y a dissymétrie à gauche et pour une valeur supérieure à zéro il y a une dissymétrie à droite. Ce paramètre nous renseigne sur l'aspect des aspérités : inférieure à zéro elles auront un profil plus ou moins plat, tandis que pour une valeur positive elles seront pointues (voir figure 4.14). Le coefficient de Kurtosis est défini comme le rapport entre le moment centré d'ordre quatre et le carré de la variance soit :

$$S_{ku} = \frac{1}{MS_q^4} \sum_{i=0}^{M-1} [z_i - \mu]^4. \quad (4.51)$$

Pour une valeur égale à 3, la distribution des aspérités est de type gaussien. Pour une valeur inférieure, cela indique que la distribution des hauteurs est proche de la ligne moyenne et vice versa pour une valeur supérieure (voir figure 4.15). Les procédés chimiques d'usinage et de gravure du silicium donnent des rugosités de surface de type gaussien. Dans notre cas  $S_{sk} = 0.0122$  et  $S_{ku} = 2.9797$ . Nous pouvons désormais définir les différents paramètres de

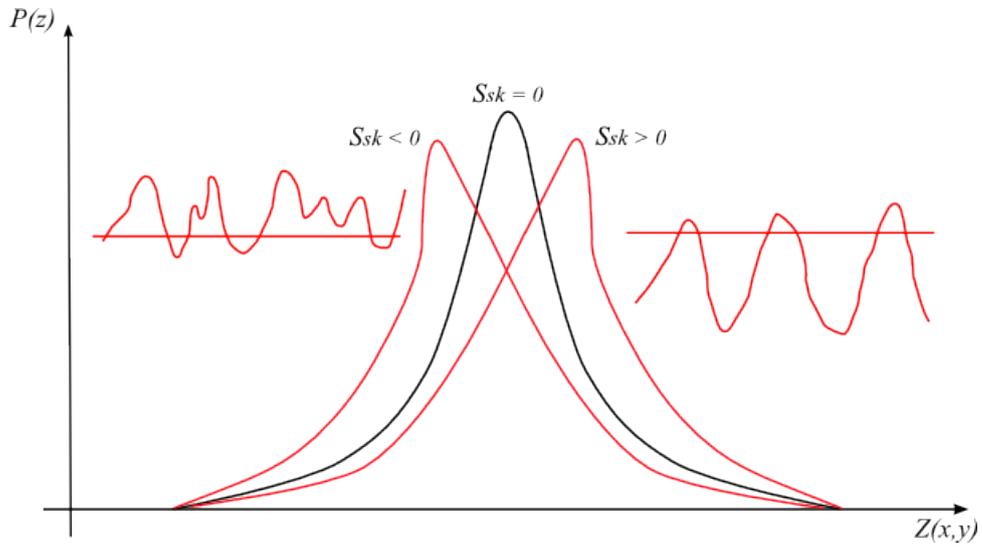


FIGURE 4.14 – Influence du coefficient de dissymétrie sur une loi de probabilité.

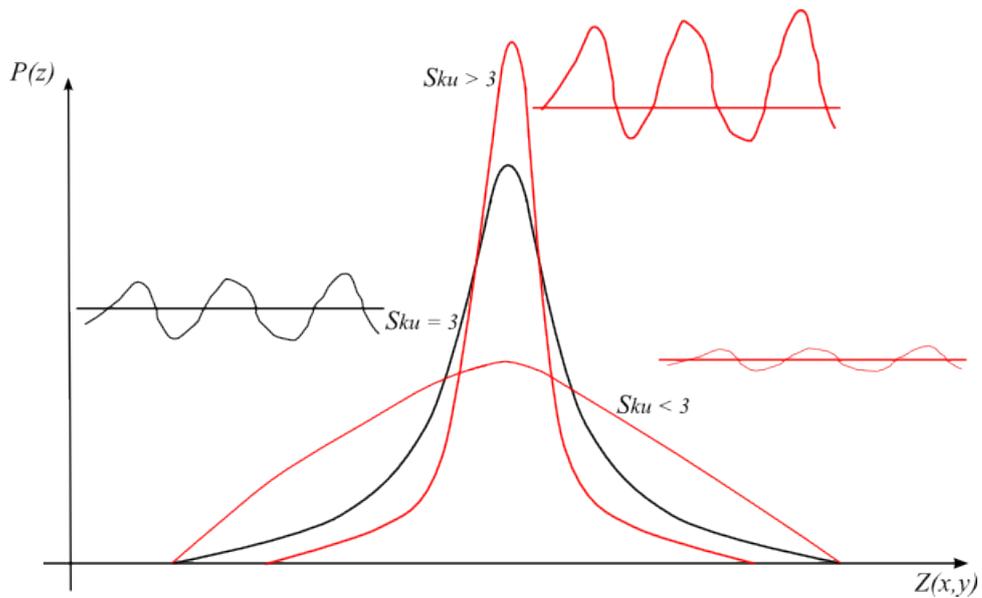


FIGURE 4.15 – Influence du coefficient d'aplatissement sur une loi de probabilité.

l'équation (4.15) à savoir  $\mu$  et  $\sigma$  de la surface rugueuse équivalente. Puisque les objets et les supports utilisés pour évaluer la force de frottement sont issus du même processus de fabrication et du même wafer, nous considérons qu'ils possèdent les mêmes caractéristiques de rugosité. La hauteur moyenne des aspérités est définie comme étant la moyenne entre les

hauteurs moyennes des deux surfaces en contact :

$$\mu = \frac{\mu_1 + \mu_2}{2} = \mu_1 = \mu_2. \quad (4.52)$$

L'écart type  $\sigma$  défini par l'équation (4.16) est caractérisé à partir de l'écart moyen quadratique des deux surfaces :

$$\sigma = \sqrt{S_{q1}^2 + S_{q2}^2}. \quad (4.53)$$

Il reste deux paramètres à déterminer : le rayon équivalent des aspérités  $R$  et la distance de séparation  $d$  entre la surface rugueuse équivalente et la surface parfaitement plane.

Afin de déterminer le rayon moyen des aspérités de chacune des surfaces, nous avons à partir d'un profil de rugosité de chacune d'entre elles, estimé le rayon de courbure de chaque aspérité puis moyenné l'ensemble (voir figure 4.16). Le rayon de courbure a été obtenu en recherchant la distance  $h$  depuis le sommet égale à la distance  $l$  définie à partir de la médiane passant par le sommet jusqu'à l'intersection avec le profil. Le rayon  $R$  est ensuite évalué à partir de l'équation (4.14).

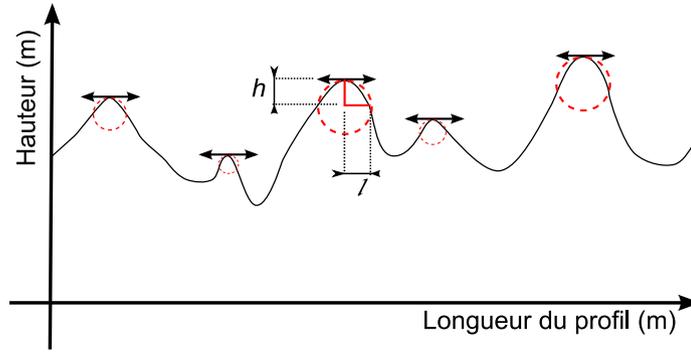


FIGURE 4.16 – Évaluation des rayons de courbures de chacun des sommets d'un profil de rugosité d'une surface.

La détermination de la distance de séparation n'est pas aisée en pratique. Le modèle GW est un modèle équivalent qui fait intervenir deux surfaces fictives. Comment évaluer alors cette distance de séparation ? Nous avons à notre disposition l'équation (4.19) qui relie la charge totale  $P_r$  supportée par l'ensemble des aspérités en contact. On y retrouve deux fonctions, la première qui est la fonction de probabilité  $\phi(z)$  dont nous venons de déterminer les paramètres, et la seconde qui représente la charge supportée par une seule aspérité. Afin de vérifier, et d'évaluer notre approche, nous considérons dans un premier temps que les contributions des forces de surfaces sur l'aire de contact est négligeable. Ainsi, la pression de contact  $P(\delta)$  d'une seule aspérité, est définie en fonction de la théorie de hertz :

$$P(\delta) = \frac{4}{3}E^*R^{\frac{1}{2}}\delta^{\frac{3}{2}} = \frac{4}{3}E^*R^{\frac{1}{2}}(z-d)^{\frac{3}{2}}, \quad (4.54)$$

avec  $E^*$ , le module de young effectif, qui dans le cas d'une aspérité en silicium en contact avec une surface en silicium correspond au module de young du dit matériau. Par combinaison des équations (4.19 et (4.54)), nous obtenons :

$$P_r = \frac{4}{3}NE^*R^{\frac{1}{2}} \int_d^{\infty} (z-d)^{\frac{3}{2}}\phi(z)dz. \quad (4.55)$$

La seule inconnue dans l'équation (4.55) est la distance de séparation  $d$ . En effet, nous nous situons dans le cadre de la théorie de hertz, ce qui implique que la charge totale est égale au poids du micro-objet. Afin de résoudre cette équation, on définit maintenant une fonction  $P_r(d)$  continue par morceaux sur deux intervalles. Sur l'intervalle  $[\mu, z_{\max}[$ , la fonction  $P_r(d)$  est définie par l'équation (4.55), et sur l'intervalle  $[z_{\max}, \infty[$ ,  $P_r(d)$  est nulle. La variable  $d$  existe uniquement si les deux surfaces sont en contact :  $d$  ne peut être plus grande que la hauteur  $z_{\max}$  de la plus grande aspérité.

$$P_r(d) = \begin{cases} \frac{4}{3}NE^*R^{\frac{1}{2}} \int_d^{z_{\max}} (z-d)^{\frac{3}{2}}\phi(z)dz & \text{si } d \in [\mu, z_{\max}[, \\ 0 & \text{sinon.} \end{cases}$$

La figure 4.17 illustre l'allure de la courbe obtenue. À une charge donnée, correspond une distance de séparation  $d$ . Il suffit ensuite de rechercher par dichotomie la distance  $d$ . L'erreur a été fixée à  $10^{-18}$ .

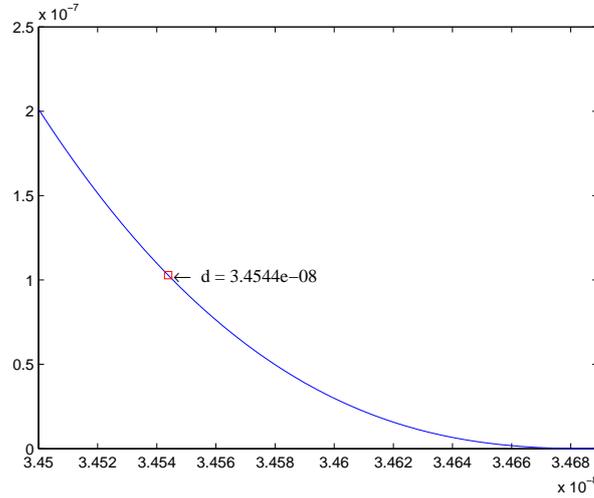


FIGURE 4.17 – Distance de séparation  $d$  (m) en fonction du poids du micro-objet ( $N$ ).

L'étude de la topographie des surfaces permet de déterminer l'ensemble des variables du modèle GW. Il reste cependant un paramètre qui ne peut être évalué par une approche analytique : la contrainte de cisaillement interfacial  $\tau$ . La section suivante est dédiée à l'élaboration d'une étude paramétrique de la force de friction entre des micro-objets et un support.

### 4.3.3 Évaluation de la friction entre un cuboïde microscopique et une surface de silicium

La contrainte de cisaillement interfacial peut être évaluée grâce à un microscope à force atomique. En plaçant le microlevier en contact avec un support et en opérant un balayage transversal il est possible d'obtenir une évaluation de la force de friction. En effet, si l'on considère la pointe du microlevier comme sphérique, l'équation qui relie la force de friction à la contrainte de cisaillement interfacial est donnée par le modèle de friction de Bowden et Tabor. L'aire de contact peut être modélisée par l'une des trois théories du contact. Dans

cette configuration on parle d'un microscope à force latérale, et cette dernière est sujette à plusieurs critiques. Comme nous l'avons vu précédemment, l'évaluation de la raideur en torsion est très délicate avec de grandes incertitudes. De plus, l'aire de contact entre une sphère nanométrique et une surface est de l'ordre de quelques nanomètres carrés ; aucune des trois théories du contact n'a été validée à ce jour à une telle échelle. Puisque le contact est unique, la forme de la sphère doit être « parfaitement sphérique » afin de limiter des erreurs de mesure. Enfin, le mécanisme d'usure entre la pointe et la surface est un phénomène qui ne peut être négligé. Ce mécanisme est encore méconnu. Ces raisons ne semblent pas favorables à l'utilisation d'un microscope à force latérale.

#### 4.3.4 Description du système expérimental

Comme nous l'avons vu précédemment, déterminer la raideur en flexion d'un microlevier est beaucoup plus aisé. Partant de ce principe, l'AFM a été placé dans une nouvelle configuration afin de permettre une évaluation de la force de friction statique entre un micro-objet et un support. La tête du microscope a été placée à la verticale voir figure 4.18. L'idée originale

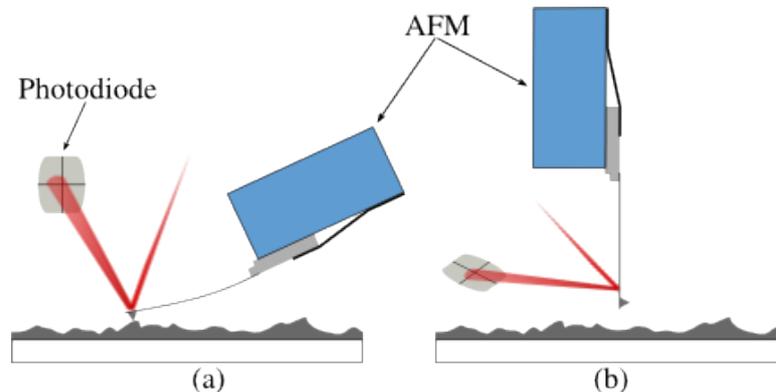


FIGURE 4.18 – Représentations de la position standard d'une tête d'AFM (a), et de sa position verticale (b).

de cette approche est d'utiliser le microscope en mode statique afin de subir au minimum l'hystérésis de la céramique piézoélectrique et d'effectuer les mesures lors d'une phase de flexion du microlevier. En approchant le micro-objet du microlevier nous pouvons obtenir une évaluation directe de la friction pour un contact de type multi-aspérités.

Cette approche est assurée par trois tables de positionnement motorisées. Deux caméras placées dans l'axe du microlevier et sur le côté permettent la mise en position du micro-objet (figure 4.19). Afin d'assurer des conditions d'expérimentations constantes l'ensemble du dispositif est placé sous une hotte à flux laminaire de classe 100 et sous une température constante de 25 degrés celsius. Le principe est de positionner le micro-objet en silicium sur un support en silicium. Les trois axes linéaires motorisés permettent dans un premier temps d'aligner le micro-objet avec le microlevier (figure 4.21). L'extrémité du microlevier est placée à mi-hauteur du micro-objet par l'intermédiaire de la vue de côté. Une fois l'ensemble en position, on effectue une phase d'approche et de retrait suivant l'axe  $x$ .

Afin d'étudier l'influence du poids et du nombre d'aspérités sur la force de friction, différents objets ont été réalisés en salle blanche. De plus, les supports en silicium ont été également réalisés en salle blanche afin de concevoir des surfaces avec plus ou moins d'aspé-

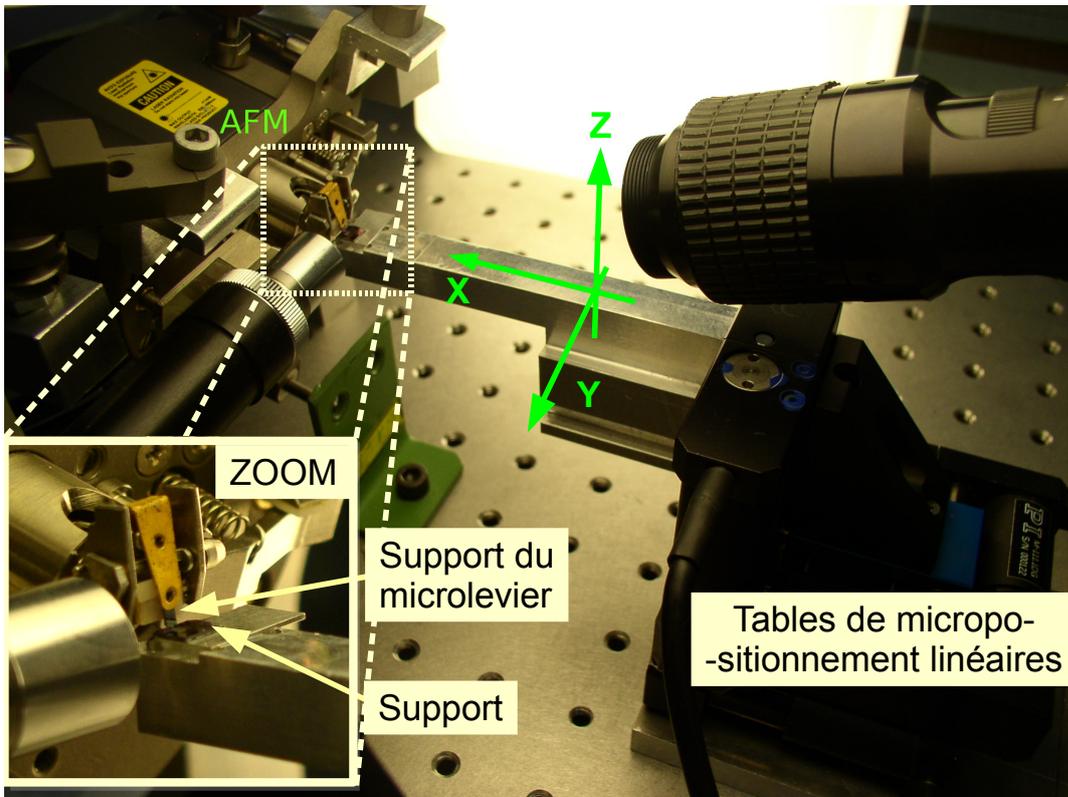


FIGURE 4.19 – Station de mesures de friction par AFM.

rités. Les micro-objets sont des cuboïdes dont les caractéristiques sont listés dans le tableau 4.4.

TABLE 4.4 – Caractéristiques géométriques des micro-objets.

Longueur ( $\mu\text{m}$ )	Largeur ( $\mu\text{m}$ )	Hauteur ( $\mu\text{m}$ )	Poids (N)
80	80	50	7,3143e-09
100	100	50	1,1428e-08
200	200	50	4,5714e-08
300	300	50	1,0285e-07

Pour diminuer l'aire de contact, des trous ont été réalisés sur une partie de la surface des supports (voir figure 4.20). L'aire apparente est de 100% lors d'un contact sur la surface pleine et est diminuée de moitié sur la surface usinée, soit une valeur de 50%.

Lors de la phase d'approche (figure 4.21) l'objet entre en contact avec le microlevier et provoque une déformation de ce dernier. La flexion est alors enregistrée grâce au signal de la photodiode. Le signal émis par la photodiode croît jusqu'à un maximum. Au delà de cette intensité maximale, l'objet est en glissement. Ce glissement comme on peut l'observer sur la figure 4.21 est chaotique mais reste en moyenne inférieur à la force de friction statique maximale nécessaire pour décrocher et déplacer le micro-objet.

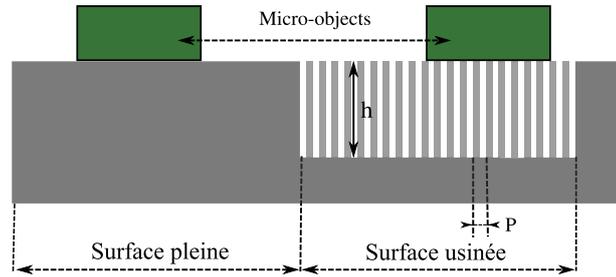


FIGURE 4.20 – Représentation des supports utilisés.

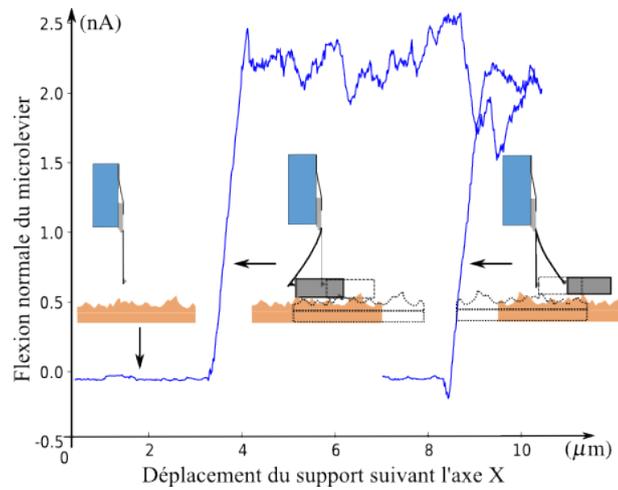


FIGURE 4.21 – Principe d'une phase d'approche et de retrait pour la mesure de friction en mode normale.

### 4.3.5 Résultats expérimentaux

La première étape consiste à calibrer l'ensemble du dispositif. La raideur en flexion de chaque poutre est évaluée par l'équation (4.42) à partir de la mesure de la fréquence de résonance de chacune d'entre elles. Le chemin optique ne pouvant pas être déterminé avec précision, le faisceau laser a été placé à l'extrémité du microlevier.

L'aire réelle entre le micro-objet et la surface du support a été déterminée pour chacune des surfaces du support, ainsi que pour tous les micro-objets. Le tableau 4.5 donne les résultats obtenus et l'on peut noter que quelque soient les dimensions du micro-objet, le rapport entre l'aire réelle sur une surface pleine et sur une surface usinée reste constant (0,76). Les résultats obtenus sont déterminés à partir de l'équation 4.18. La fonction  $A(\delta)$  caractérise l'aire de contact d'une seule aspérité suivant la théorie de Hertz soit :

$$A(\delta) = \pi a_{\delta}^2 = \pi \delta R = \pi(z - d)R. \quad (4.56)$$

TABLE 4.5 – Évaluation de l’aire réelle entre un micro-objet et un support pour une surface apparente pleine et trouée.

Micro-objets ( $\mu\text{m}^2$ )	Aire réelle	Aire réelle	Rapport des surfaces
	( $10^{-17}\text{m}^2$ ) Surface pleine	( $10^{-17}\text{m}^2$ ) Surface usinée	
$300 \times 300$	4,9734	3,7833	0,76
$200 \times 200$	2,2104	1,6815	0,76
$100 \times 100$	0,55259	0,42037	0,76
$80 \times 80$	0,35366	0,26904	0,76

Puisque la distance  $d$  est maintenant connue et en combinant les équations 4.18 et 4.56 l’aire réelle du contact entre un micro-objet et un support est définie par l’équation (4.57) :

$$A_r = N\pi R \int_d^\infty (z-d)\phi(z)dz. \quad (4.57)$$

La figure 4.22 illustre la diminution de la distance  $d$  pour un micro-objet de  $300 \times 300 \mu\text{m}^2$  en contact sur les deux types de surface d’un support. Lorsque la surface apparente est diminuée de moitié, la distance de séparation est moindre. En effet, puisque le poids des micro-objets reste inchangé et que la densité d’aspérités a diminué, la charge supportée par chacune d’entre elles augmente. Lorsque la surface est pleine, la distance de séparation  $d$  est de  $\approx 34,638 \text{ nm}$ , et elle ne varie que très peu quelques soient les dimensions des micro-objets utilisés. Sur la partie usinée de la surface du support, la distance  $d$  diminue légèrement :  $d \approx 34,6 \text{ nm}$ . On peut expliquer cette légère diminution suivant deux critères. Le premier est dû au fait que le poids des micro-objets est si faible que la charge ajoutée sur le nombre d’aspérités en contact reste faible. Cependant ce premier argument dépend directement du second qui est la densité de sommets. Alors que l’aire apparente est diminuée de moitié, le ratio entre surfaces réelles est de 0,76. La nombre de sommets en contact n’est pas diminué de moitié et reste très proche de la quantité obtenue pour une surface pleine.

TABLE 4.6 – Résumé des mesures de forces de friction pour un micro-objet de  $300 \times 300 \mu\text{m}^2$  placés sur une surface pleine et usinée.

Forces de friction	$F_r$ ( $\mu\text{N}$ )	$F_r$ ( $\mu\text{N}$ )	Ratio
	surface pleine	surface usinée	
	0,9759	0,7078	
	0,9174	0,6962	
<b>Moyenne</b>	0,94	0,70	0,74

À partir de l’évaluation de la distance de séparation  $d$  en fonction des micro-objets et du type de surface, il est possible d’évaluer la contrainte de cisaillement interfacial  $\tau$  grâce à l’équation (4.20) qui définit la force de friction totale en intégrant la force de friction agissant sur chacune des aspérités en contact. Les relevés de la force de friction, dont la figure 4.23 illustre les résultats obtenus, ont été résumés dans le tableau 4.6. Lorsque le micro-objet de  $300 \times 300 \mu\text{m}^2$  est placé sur la surface usinée l’intensité maximale relevée de la force de friction (figure 4.23(a)) est de  $F_r = 0,708 \mu\text{N}$ . Lorsque la surface est pleine l’intensité est supérieure (figure 4.23(b)) et est égale à  $F_r = 0,91 \mu\text{N}$ . Le ratio entre les forces de friction ainsi obtenu est de 0,74. On remarque que cette valeur est très proche du ratio entre surfaces

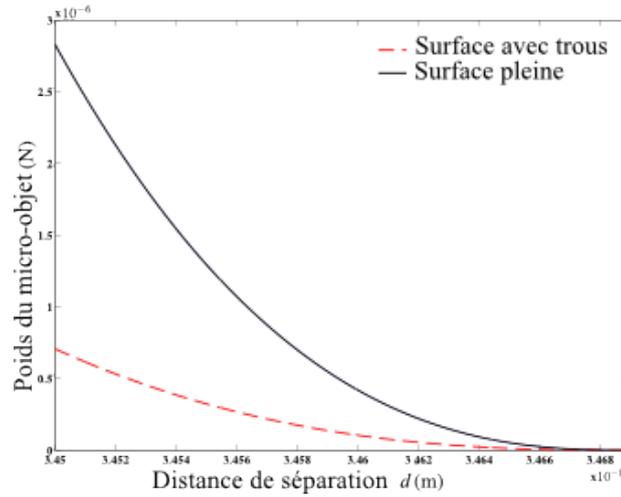


FIGURE 4.22 – Influence de la diminution de la surface apparente sur l'aire de contact réelle entre un objet de  $300 \times 300 \mu m^2$ . La courbe pleine représente l'évolution de la distance  $d$  en fonction du poids sur une surface pleine, tandis que la courbe hachurée représente l'évolution de la distance  $d$  en fonction du poids pour une surface apparente diminuée de moitié.

réelles (0,76). Si l'on considère la contrainte de cisaillement comme une constante, le ratio entre les aires réelles de contact et le ratio entre les forces de friction sur les deux types de surfaces doivent être identiques, puisque l'aire réelle et la force de friction sont reliées par le coefficient  $\tau$  dans le modèle de Bowden et Tabor ( $F_r = \tau A_r$ ). L'erreur est faible et ses causes proviennent vraisemblablement :

- de la superficie de la surface topographiée ;
- de la qualité des surfaces (présence de résidus) ;
- de l'usure et le vieillissement de la surface du support ;
- du modèle de contact utilisé ;
- des erreurs inhérentes au systèmes d'acquisition.

L'évaluation des caractéristiques de la rugosité des surfaces est effectuée à partir de mesures topographiques ne couvrant que quelques micromètres carrés. La surface totale du support étant de quelques millimètres carrés, cette différence d'échelle lors des mesures peut ne pas représenter avec une précision suffisante l'état réel de la surface du support. Cependant, les processus de fabrication en salle blanche permettent d'obtenir des surfaces homogènes. C'est pourquoi, la contamination des surfaces soit par résidus de résine ou par dépôt de poussières lors des expérimentations est une cause plus probable. Le placement du micro-objet sur la surface du support est réalisé manuellement avec une pince brusselle. Lors de cette opération il est possible que l'opérateur altère l'état de surface après un contact. Dans ces conditions difficiles, les résultats obtenus sur l'exemple traité peuvent être considérés comme suffisamment fiables.

Le tableau 4.7 résume l'ensemble des mesures obtenues pour des micro-objets en contact avec la surface pleine du support. La valeur de  $\tau$  obtenue pour l'ensemble des mesures est comprise entre  $16,81 < \tau < 25,33$  (GPa). La valeur obtenue pour un micro-objet de  $200 \times 200 \mu m^2$  est quelque peu surprenante puisque c'est la plus petite de toutes. Aux vues des expérimentations et des problèmes rencontrés, notamment des phénomènes d'adhésion entre les micro-objets  $80 \times 80 \mu m^2$  et le microlevier, il aurait été logique que les résultats les plus aberrants se situent au niveau des micro-objets dont les dimensions sont inférieures à  $100 \mu m$

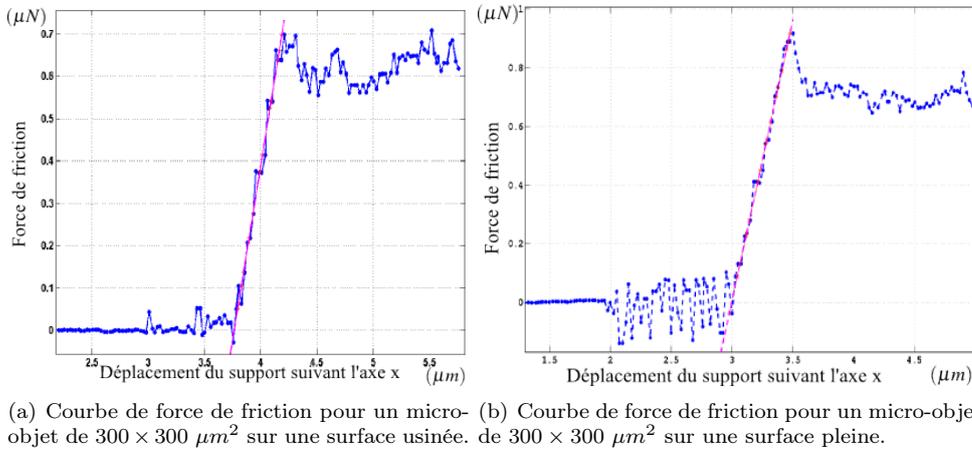


FIGURE 4.23 – Exemple de courbe de friction obtenue sur les deux types de surfaces pour un micro-objet de  $300 \times 300 \mu m^2$ .

TABLE 4.7 – Évaluation de la contrainte de cisaillement interfacial  $\tau$  pour un micro-objet placé sur la surface pleine du support.

micro-objects	300	200	100	80
Aire réelle $10^{-17}(\text{m}^2)$	4,97	2,21	0,552	0,353
Moyenne $F_r \cdot 10^{-6}(\text{N})$	0,94	0,37	0,17	0,08
$\tau$ (GPa)	19,03	16,81	25,33	22,91

de côté. La cause la plus probable est à amputée à l'état de surface du support. La présence de poussière n'est pas à exclure ainsi que les réactions physicochimiques de la surface avec l'air ambiant. La valeur de  $\tau$  pour une surface pleine en excluant les tests effectués sur des micro-objets  $200 \times 200 \mu m^2$  est de  $\approx 22,18 \pm 3,15 \text{ GPa}$  pour une incertitude élargie 14,2%.

## 4.4 Conclusion

L'objectif de ce chapitre était de proposer une méthode pour caractériser le contact entre deux surfaces rugueuses ainsi qu'une méthode pour évaluer la force de friction entre ces deux surfaces. L'état de l'art sur la friction a permis de montrer la multitude des modèles existants, ce qui reflète toute la difficulté de modéliser les phénomènes de friction. En effet, malgré l'étendu des travaux déjà effectués, il n'existe pas à l'heure actuelle de théorie unifiée pour modéliser ces phénomènes. C'est donc parmi tous ces modèles que nous avons dû choisir le principe la plus proche de nos conditions de travail. Ainsi, notre analyse c'est portée sur la science du contact, du frottement et de la caractérisation des surfaces.

Un nouveau procédé de mesure de force de friction a été proposé au cours de ce chapitre. Le concept repose sur l'emploi d'un microscope à force atomique dans une position verticale. Placé verticalement avec le microlevier orienté vers le bas, cette position permet d'effectuer des mesures de forces de friction entre un objet microscopique plan et un support dont les surfaces sont rugueuses. C'est pourquoi, le modèle de contact multiaspérités de Greenwood et Williamson a été retenu. De plus, le modèle de friction utilisé est celui proposé par Bowden et

Tabor car il caractérise plus précisément les interactions entre la force de frottement et l'aire de contact réelle à cette échelle, par rapport aux modèles coulombiens ou macroscopiques. Cependant, la rugosité des surfaces mise en jeu est de l'ordre de quelques nanomètres et les théories du contact n'ont toujours pas été vérifiées à cette échelle.

Quoiqu'il en soit, les mesures ont été réalisées sur la base de la théorie de Hertz. Dans le cas de matériaux durs comme le silicium, le modèle d'adhésion est à rapporter à la théorie DMT, théorie qui n'incorpore l'effet des forces de Van-der-Waals qu'à l'extérieur du contact qui lui même utilise la théorie de Hertz. On considère ici que ces contributions surfaciques sont négligeables. En effet, pour considérer les interactions de surfaces, il est nécessaire d'évaluer ces interactions pour tous les points de la surface rugueuse équivalente qui ne sont pas en contact avec la surface parfaitement plane, et qui sont distants au maximum 100 *nm* par rapport à cette surface plane. Cette distance correspond à la zone où l'effet retard agit sur les forces de Van-der-Waals. On peut alors les négliger au delà de 100 *nm*. Enfin, évaluer la contribution en tout point de la surface rugueuse impose une modélisation de cette dernière en trois dimension. Cette modélisation n'est pas aisée et fait appel à l'utilisation de fractale pour construire une telle surface.

Les résultats obtenus sont cohérents malgré la difficulté des conditions d'expérimentations. Notons également que le procédé de mesure permet d'évaluer la friction sans précontrainte sur le micro-objet, ce qui est d'autant plus important puisque l'approche retenue pour déplacer ces derniers se fonde sur l'utilisation de forces inertielles. Dans les deux prochains chapitres nous allons décrire puis étudier le système d'alimentation en micro-composants en nous basant sur le modèle de friction multi-aspérités ainsi que sur l'évaluation paramétrique de la contrainte de cisaillement développés ici.



## Conception et commande du microsystème d'alimentation

### 5.1 Définition et optimisation du système d'alimentation en microcomposants

Le cahier des charges fixé pour le développement d'un système d'alimentation en microcomposants au sein du département AS2M de l'institut FEMTO-ST est issu de l'approche globale pour la conception d'une micro-usine modulaire. Il s'agit de concevoir un microsystème capable de déplacer, de positionner et d'orienter un ensemble de microcomposants dont la taille et la forme peuvent varier. Le choix de la conception d'un tel système est également influencé par l'environnement dans lequel il devra évoluer. La micro-usine est pensée et conçue comme un ensemble de stations que l'on peut implanter rapidement sur un socle et mettre en service au gré des changements de flux de production ou des pannes. L'encombrement maximal visé d'une station est un cube dont les dimensions sont de  $10\text{ cm} \times 10\text{ cm} \times 10\text{ cm}$ . Les travaux précédents au sein du département ont permis le développement d'un changeur d'outil (Clévy *et al.*, 05) ainsi que d'une micropince à doigts indépendants (Rakotondrabe, 2006). Cette dernière permet de manipuler en translation et en rotation une large gamme de dimensions d'objets avec une grande précision de positionnement sur une large course. Ses caractéristiques en translation sont les suivantes :

- Précision :  $200\text{nm}$  ;
- tailles d'objets : plusieurs millimètres ;
- course :  $8\text{cm}$ .

C'est avec ce micropréhenseur que le système d'alimentation est destiné à collaborer au sein de la station d'assemblage.

L'objectif de la micropince à doigts indépendants est d'assembler les micro-objets tout en évoluant dans un espace de  $1000\text{cm}^3$ . Il est donc nécessaire d'assurer son approvisionnement en composants. Puisque cette micropince est capable de se déplacer sur une grande distance, elle peut saisir un micro-objet dans un plan de  $8\text{cm} \times 8\text{cm}$ . C'est dans cet espace de travail que se situe notre système d'alimentation en microcomposants. Le dispositif d'alimentation doit être capable de déplacer, selon une direction, sur quelques centimètres carrés des micro-objets sans devoir être remplacé lors d'un changement de pièce. Son rôle au sein de la micro-usine et plus particulièrement à l'intérieur de la station d'assemblage est d'établir la jonction entre le

procédé d'assemblage et les microcomposants en assurant la mise en position de ces derniers à un emplacement défini dans un espace plan. À terme, le concept développé ici devra également déplacer les micro-objets suivant deux axes ainsi que de les orienter. C'est pourquoi, le choix et le développement du dispositif doivent permettre une évolution rapide pour répondre à deux autres critères sans une refonte complète du procédé.

Les autres critères du cahier des charges imposent une conception simple et économique et la mise en oeuvre d'une loi de commande qui peut être rapidement implémentée. Enfin, aucune précontrainte ne doit être appliquée sur le micro-objet pour produire le déplacement.

Il s'agit au final d'élaborer un microsystème efficient, flexible et modulaire pour le déplacement de micro-objets. L'analyse effectuée au chapitre 2 permet de montrer les limites des dispositifs actifs. L'utilisation de la lévitation (magnétique ou pneumatique) est, soit dédiée à des composants magnétiques soit trop instable pour agir directement sur des micro-objets : ces contraintes restreignent leur utilisation au déplacement de palettes de dimensions millimétriques. Les principes fondés sur l'utilisation des critères physiques des micro-objets limitent la flexibilité. De plus, ces systèmes sont d'une grande complexité. Le développement du minibol vibrant par *Böhringer et al.* (1998) montre que l'approche par vibration est suffisamment efficace pour déplacer des objets indépendamment de leur forme et de leur taille. Cependant, ces vibrations génèrent un mouvement brownien des objets. Nous retenons de ces observations que le déplacement est influencé par le contact et l'intensité des vibrations. Partant du principe qu'il n'est pas envisageable de reconcevoir le micro-objet afin de modifier les interactions entre les surfaces qui sont mises en jeu, ces modifications sont imputées à la surface du système. L'idée qui sera développée est fondée sur la génération d'accélération linéaires du microsystème suffisamment grandes pour engendrer un pas de déplacement du micro-objet.

Il existe une approche classique en mécatronique pour s'affranchir des problèmes de jeux internes, de friction et de complexité, qui consiste à concevoir des systèmes flexibles et compliants. L'utilisation de charnières élastiques est idéale car ces dernières ne comportent aucun jeu interne. Ces liaisons élémentaires permettent de concevoir des systèmes amovibles déformables pour déplacer une partie mobile dans une direction sans frottement externe, sans jeu, et pour un faible coût si la matière choisie le permet.

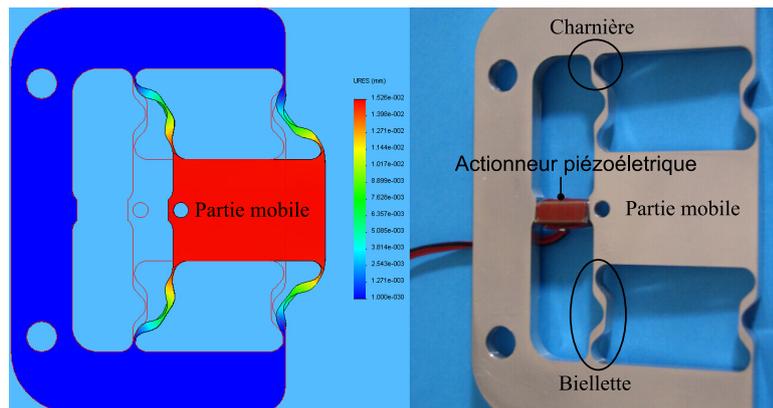


FIGURE 5.1 – Axe de translation réalisé à l'aide de charnières élastiques.

La figure 5.1 montre le résultat obtenu afin de déplacer une partie mobile à partir de quatre biellettes disposées autour de son centre de gravité. La structure monolithique finale est peu sensible aux problèmes de roulis, de lacet et de tangage puisqu'elle est très rigide.

Si l'on souhaite déplacer pas à pas un composant sur la surface de la partie mobile du système d'alimentation, il est nécessaire de lui fournir une accélération suffisante pour vaincre la force de friction de décrochement. La figure 5.2 illustre un micro-objet de masse  $m$ , posé sur la surface de la partie mobile. Lorsque l'accélération  $\ddot{x}_t$  de la table mobile est faible, le micro-

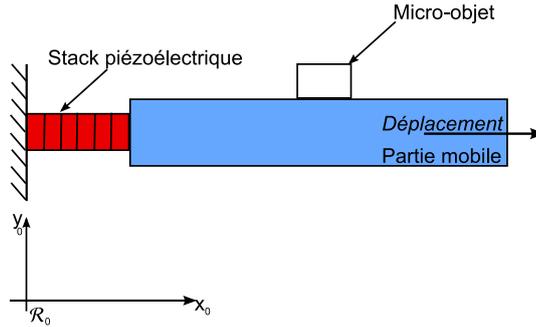


FIGURE 5.2 – Représentation d'un micro-objet placé sur la partie mobile déplacée par un stack piézoélectrique.

objet et la partie mobile ont la même vitesse :  $\dot{x}_\mu = \dot{x}_t$ . Pour que le micro-objet se déplace d'un pas, la condition nécessaire et suffisante qui est définie par la relation fondamentale de la dynamique, est donnée par l'équation 5.1 :

$$\sum F = m\ddot{x}_t. \quad (5.1)$$

Puisque le microsystème d'alimentation ne peut effectuer un déplacement que selon l'axe des abscisses dans le repère fixe galiléen  $\mathcal{R}_0$ , la somme des forces est égale à la force de friction de décrochement. Ainsi, le micro-objet pourra se déplacer si l'équation (5.2) est vérifiée :

$$m\ddot{x}_t > F_f. \quad (5.2)$$

L'actionneur choisi doit être capable de déplacer la partie mobile en un minimum de temps. Dans les domaines de la micromécatronique, de la microrobotique et plus particulièrement de la micro-usine, les matériaux actifs sont très largement utilisés. Ces transducteurs qui pour la plupart sont à base de matériaux actifs ou semi-actifs peuvent se déformer mécaniquement sous l'effet d'une action extérieure (champ magnétique, tension électrique ou la température (Gauthier *et al.*, 2008)). Le tableau 5.1 présente une comparaison entre les matériaux actifs les plus utilisés (Gauthier *et al.*, 2006; Pons, 2005). On remarque que le transducteur piézoélectrique possède le temps de réaction le plus court. En contre-partie, sa déformation est la plus petite comparée aux autres matériaux. Ce dernier point semble être un inconvénient pour le déplacement linéaire de la partie mobile du microsystème d'alimentation. Cependant, il est possible lorsque l'on empile des couches piézoélectriques d'augmenter ce déplacement pour une même tension appliquée : on parle alors de « stack » piézoélectrique ou d'empilement de céramiques piézoélectriques élémentaires (voir figure 5.3). Dans cette configuration, les céramiques sont disposées de sorte à avoir une polarisation en opposition, facilitant ainsi l'alimentation des différentes céramiques (voir figure 5.3(a)). Ainsi,

TABLE 5.1 – Comparaison des matériaux actifs les plus communs.

	<b>PZT</b>	<b>Magnéto- -strictif</b>	<b>AMF</b>	<b>AMFM</b>
Actionnement	électrique	magnétique	thermique	magnétique
Déformation maximale (%)	0,1 – 0,6	0,15 – 0,2	2 – 8	6 – 10
Effort maximal ( <i>MPa</i> )	100	270	250	3
Temps de réponse	$\mu s$	<i>ms</i>	<i>s</i>	<i>ms</i>

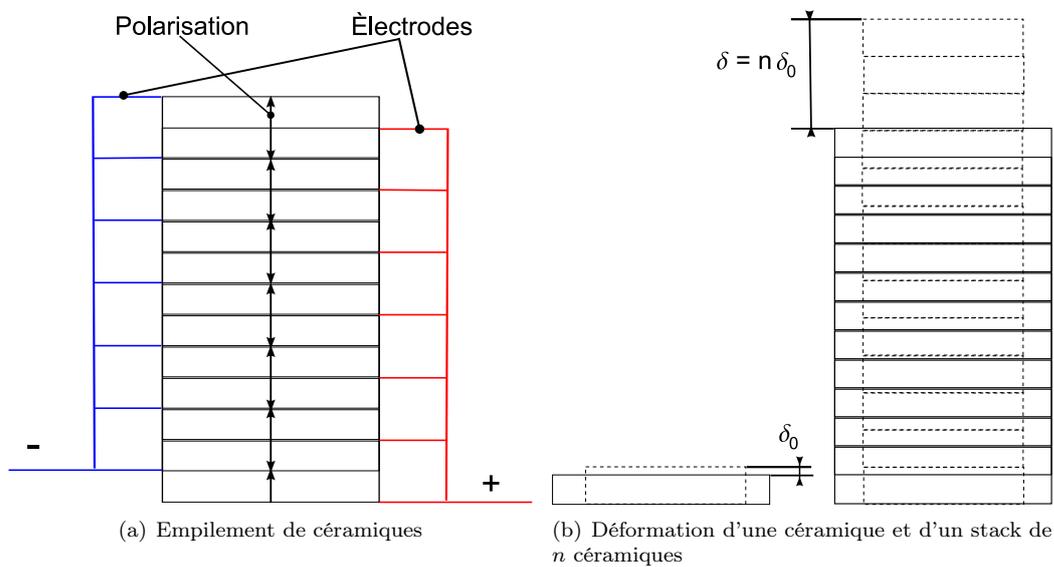


FIGURE 5.3 – Céramiques piézoélectriques multicouches.

le déplacement total  $\delta$ , de l'actionneur piézoélectrique multicouches sera proportionnel aux déformations des  $n$  céramiques qui le composent :  $\delta = n\delta_0$  (voir figure 5.3(b)).

Une autre comparaison importante peut être effectuée entre la bande passante d'utilisation des matériaux et l'énergie volumique qu'ils délivrent (voir figure 5.4).

Les matériaux piézoélectriques offrent ainsi une large bande passante d'utilisation pour une énergie volumique développée moindre. Ainsi, le stack piézoélectrique reste le matériau le plus approprié. En effet, la rapidité de sa réponse ainsi que la précision que l'on peut obtenir sur une large gamme de fréquences répond aux critères précédemment énoncés. Sa faiblesse énergétique peut être compensée par une structure plus souple des bielles.

La section qui suit décrit le comportement du micro-système d'alimentation lorsque la céramique piézoélectrique est mise sous tension.

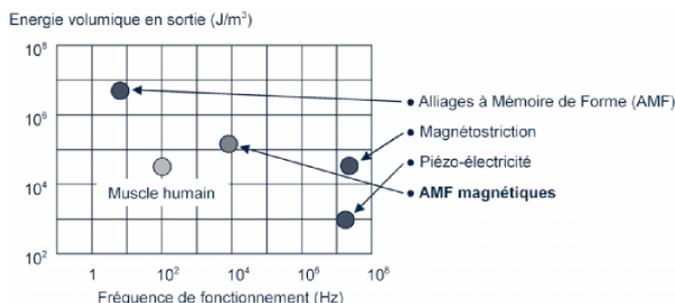


FIGURE 5.4 – Comparaisons entre différents matériaux actifs suivant la relation entre énergie volumique et fréquence d'utilisation (Gauthier *et al.*, 2008; Pons, 2005).

## 5.2 Caractérisation du système d'alimentation en microcomposants

Afin, de contrôler le pas de déplacement des micro-objets, il est nécessaire de caractériser le comportement de la partie mobile lors d'une phase d'accélération. L'obtention de la fonction de transfert du dispositif permettra d'analyser sa dynamique ainsi que l'influence des vibrations résiduelles.

Le montage expérimental mis en place est composé d'un interféromètre, du système d'alimentation et de son stack piézoélectrique et d'un ensemble de commande composé d'un ordinateur et d'une carte DSP du fabricant dSPACE (voire figure 5.5). Lorsque l'on applique une tension électrique aux bornes de l'actionneur piézoélectrique, ce dernier se dilate et déplace la partie mobile. La tête de l'interféromètre est positionnée pour que le rayon laser se réfléchisse sur la partie mobile du microsysteme d'alimentation. Les variations du chemin optique parcouru par le faisceau laser permettent de mesurer le déplacement de la partie mobile avec une très grande résolution (1,24nm).

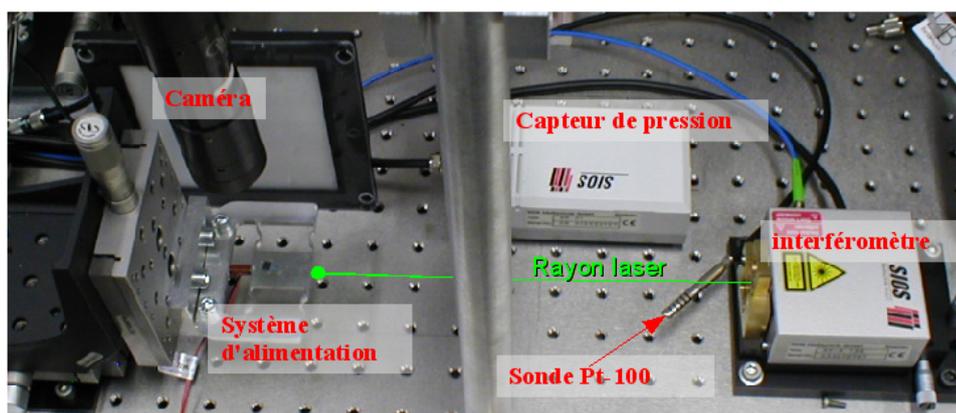


FIGURE 5.5 – Dispositif de mesure pour évaluer le comportement dynamique du système d'alimentation à partir d'un interféromètre.

L'interféromètre employé est issu de la société SIOS MeBtechnik GmbH. Il permet de détecter des vibrations allant de 0 à 500KHz. Il utilise une source laser instable de type He-Ne. Deux capteurs sont également associés à l'interféromètre : une sonde de température de type PT-100 et un capteur de pression. L'empilement de couches piézoélectriques de type P-249.20 est fourni par la société Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG. Il est composé de 20 céramiques. Sous une tension électrique maximale de 1000V il peut se déplacer de  $10\mu\text{m}\pm 20\%$ . Sa force de poussée est de 150N et sa force de traction est de 3N. Sa fréquence de résonance  $f_0$  à vide est de  $18\text{ KHz} \pm 20\%$ .

Les figures 5.6(a) et 5.6(b) illustrent le comportement du système lorsque la céramique piézoélectrique est soumise à un échelon de tension de 100V. La figure 5.6(a) représente le résultat obtenu par interférométrie lors de la phase de poussée de la table mobile, c'est-à-dire lorsque le stack se dilate sous une tension de 100V. La figure 5.6(b) montre plus de détails sur le comportement dynamique de la table lors d'une phase de poussée. Le comportement de la table mobile est identique pendant une phase de poussée et de retour.

Afin d'obtenir un modèle de la table, nous avons soumis ces résultats à une identification paramétrique. Par l'intermédiaire du logiciel Matlab, les signaux relevés par l'interféromètre ont été successivement interprétés par quatre modèles paramétriques :

1. Modèle ARX;
2. Modèle ARMAX;
3. Modèle OE;
4. Modèle de Box-Jenkins.

En comparant les résultats des quatre estimations on choisit le modèle le plus proche du comportement de la table. Le modèle Output/Error, est dans notre cas celui qui fournit la meilleure corrélation entre le signal d'entrée et l'estimation des paramètres du comportement dynamique du système d'alimentation. La fonction de transfert  $F(p)$  résultante est donnée par l'équation (5.3) :

$$F(p) = \frac{4.935 \cdot 10^{-6}p + 9.871}{p^2 + 1354p + 1.228 \cdot 10^9}. \quad (5.3)$$

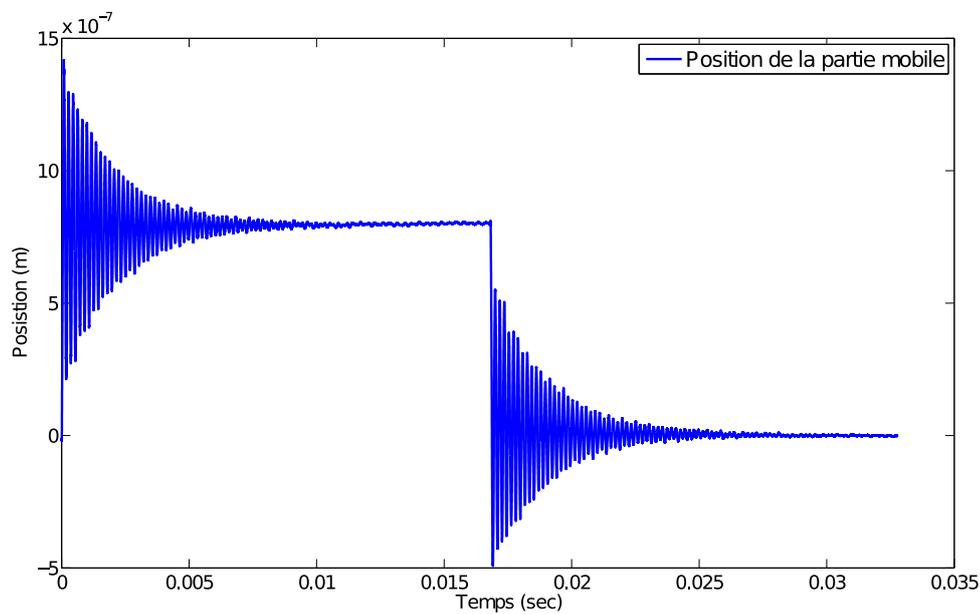
Les caractéristiques de la fonction de transfert sont résumées dans le tableau 5.2 :

TABLE 5.2 – Caractéristiques dynamique du système d'alimentation compliant.

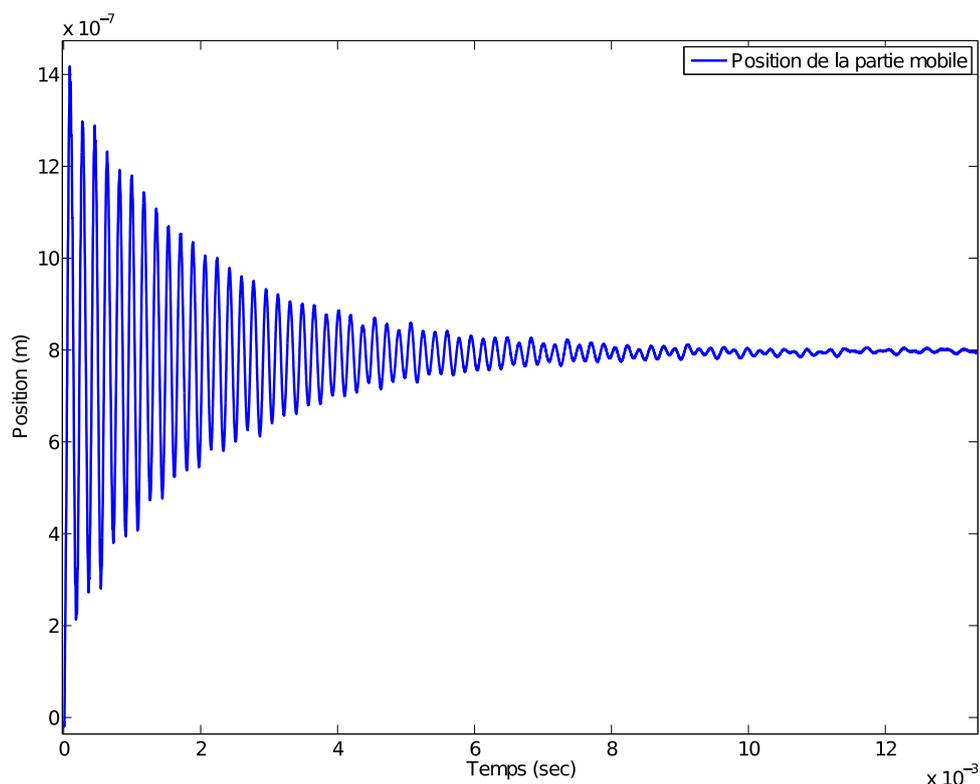
Caractéristiques	Valeurs
Facteur d'amortissement $\zeta$	0.0193
Pulsation naturelle $w_n$	$35037 \text{ rad.s}^{-1}$
Zéro	$-2.0002 (10^{-6})$
Pôles	$-0.0677 \pm 3.503i$

Le système est fortement oscillant ce qui est problématique pour contrôler le déplacement des micro-objets. Ces oscillations induisent des accélérations positives et négatives ce qui a pour effet de faire avancer puis reculer le micro-objet. À partir de cette observation, la commande devra éliminer les oscillations. Enfin, comme nous le verrons à la section 5.5, la présence du zéro ne sera problématique que pour une utilisation du dispositif à hautes fréquences. Dans le cas contraire nous pourrions la négliger.

Nous venons de caractériser le comportement dynamique de la table mobile du système d'alimentation. Cette étape avec l'analyse de la friction au chapitre 4 nous permettra par la suite de définir l'accélération nécessaire au déplacement pas à pas du micro-objet.



(a)



(b)

FIGURE 5.6 – Réponse du système d'alimentation lorsque le stack piézoélectrique est soumis à un signal de type créneau pour une tension d'amplitude 100V.

### 5.3 Principe d'une surface modulaire

Nous avons défini au chapitre 1 page 25 les notions de modularité et de module pour un système d'assemblage. Dès lors que le système d'alimentation répond à ces définitions, on peut le qualifier de modulaire. La première section (5.1) de ce chapitre décrit l'approche adoptée pour choisir un principe d'alimentation flexible capable de déplacer des micro-objets dans un plan ainsi que la démarche pour la conception du microsystème d'alimentation. Nous avons abouti à une structure compliant, simple et générique.

Le principe du déplacement par inertie d'un micro-objet dépend de l'accélération de la partie mobile ainsi que du poids du micro-objet. Cette accélération est définie par rapport à la force de friction entre le micro-objet et la surface du microsystème d'alimentation. On peut influencer sur la force de friction en changeant les caractéristiques de la surface du microsystème.

Les dimensions de la table mobile sont de 27,2 millimètres de long et 20 millimètres de large. Il est possible de disposer sur la surface de la table des supports avec des surfaces variées. Ainsi, si l'on contrôle les interactions de surface en fonction des objets disposés sur chacun des supports, on peut dédier l'accélération à un ou plusieurs objets. Nous sommes donc en présence d'un système flexible de part ses possibilités de déplacer différents micro-objets, et modulaire, puisque l'on peut adapter les interactions de surface en connectant des supports différents (voir figure 5.7).

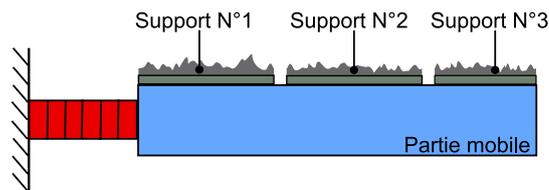


FIGURE 5.7 – Illustration d'une surface modulaire du microsystème d'alimentation en micro-composants. Trois supports avec des caractéristiques de surface différentes sont disposés sur la surface de la partie mobile.

Afin de concevoir différents supports, nous avons réalisé dans un wafer en silicium des surfaces avec différentes aires apparentes. Basé sur le principe décrit au chapitre 4 pour la réalisation de supports dont la surface apparente était diminuée de 50%, nous avons diminué la surface apparente des supports en réalisant une matrice de trous (voir figure 5.8).

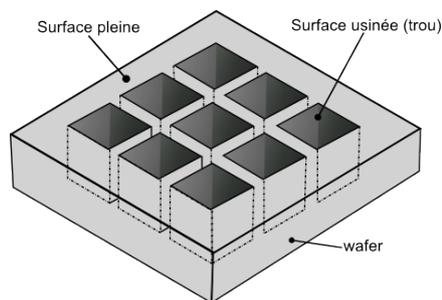


FIGURE 5.8 – Matrice de trous usinée sur une surface de silicium.

Par ce procédé, il est possible de diminuer la surface apparente de contact entre un micro-objet et la surface du support placé sur la table mobile du microsystème d'alimentation. En

effet, si l'on conserve le nombre de trous et que l'on diminue uniquement leurs dimensions, la superficie de l'aire apparente de contact augmente.

Suivant les dimensions des trous on peut plus ou moins diminuer ou augmenter la force de friction. Si cette force peut être modulée par un état de surface, alors, l'accélération nécessaire au déplacement de micro-objets devra également être adaptée. Ainsi il sera nécessaire pour deux objets cuboïdes de dimensions différentes, sur une surface dont l'aire apparente a été diminuée de moitié (par exemple), d'adapter notre commande en fonction de l'accélération souhaitée.

La conception de ce type de support fut réalisé en salle blanche. Nous avons également élaboré des micro-objets (des cuboïdes) dans un wafer de silicium (voir section 4.3.4 du chapitre 4 page 96). En fonction de l'aire apparente de chacun des micro-objets, les dimensions des motifs ont été adaptés afin d'obtenir des surfaces apparentes de : 25%, 50% et enfin de 75%. Pour maintenir les supports sur la surface de la partie mobile du micro-système d'alimentation, nous avons employé un adhésif : du Gel-Pak. Cet adhésif permet également un changement rapide de support.

## 5.4 Discussion

Nous venons de présenter la démarche pour la définition, l'optimisation et la caractérisation d'un micro-système d'alimentation en microcomposants flexible et modulaire. La démarche adoptée nous a permis de concevoir un dispositif compliant simple et rigide qui permet de déplacer une partie mobile sans subir les effets de contraintes extérieures issues de jeux potentiels, de friction, de roulis, de tangage et de lacet.

Pendant, son comportement est fortement oscillant lors d'une grande accélération. Cela rend impossible de contrôler le pas des micro-objets, c'est pourquoi la commande doit être adaptée afin de résoudre ce problème.

Enfin, nous avons montré que notre approche était modulaire, en plus d'être flexible. Un simple changement de support avec un traitement de surface spécifique permettra d'adapter le micro-système à un nouveau type de micro-objet en fonction de la force de friction.

La section 5.5 est dédié à l'élaboration d'une commande capable de contrôler les vibrations de la partie mobile.

## 5.5 Modelage d'entrée ou Input-Shaping

L'analyse du comportement dynamique de la partie mobile du système d'alimentation en microcomposants, a permis de mettre en évidence la présence d'un régime transitoire fortement oscillant. Dans un premier temps, ces fortes oscillations doivent être maîtrisées afin de contrôler le déplacement des micro-objets. Le contrôle de ces vibrations peut être réalisé par diverses techniques d'asservissement comme une commande par retour d'état, ou des commandes robustes telles que les synthèses  $\mathcal{H}_2$  et  $\mathcal{H}_\infty$ . La mise en place de ces techniques peut être plus ou moins contraignante. Ces commandes sont réalisées en boucle fermée et il est nécessaire de connaître l'état du système. Dans notre cas, il n'est pas possible de connaître l'état de la partie mobile, ce qui impose la mise en place d'un observateur dans la boucle de rétro-action. Si les synthèses  $\mathcal{H}_2$  et  $\mathcal{H}_\infty$  sont souvent plus robustes que la commande par retour d'état, elles aboutissent souvent à des correcteurs d'ordre élevé, difficile à intégrer dans des commandes embarquées.

Il serait intéressant de pouvoir agir sur le comportement dynamique du système sans avoir à mettre en place un bouclage. Partant de ce principe, si nous conservons la commande

du dispositif en boucle ouverte, la seule possibilité est de travailler directement sur le signal en entrée de la commande.

Il existe une technique de modelage d'entrée qui permet d'annihiler les vibrations d'un système flexible sans avoir à mettre en place une boucle de commande : l'Input-Shaping<sup>1</sup> ou modelage d'entrée.

### 5.5.1 Présentation

L'Input-Shaping est une technique de filtrage qui permet de réduire les vibrations dans un système flexible grâce des algorithmes de calculs. L'Input-Shaping est un filtre à réponse impulsionnelle finie. Contrairement à une conception classique des filtres à réponse impulsionnelle finie, il n'est pas nécessaire ici de spécifier une gamme de fréquences (Singhose, 1992). Singhose (1992) dans sa thèse de doctorat décrit le comparatif entre ce filtre particulier et les cinq catégories traditionnelles des filtres RIF<sup>2</sup>, à savoir :

1. Filtre passe-bas ;
2. Filtre passe-haut ;
3. Filtre passe-bande ;
4. Filtre réjecteur de bande ;

L'Input-Shaping est un filtre proche de la catégorie des filtres réjecteurs de bande. Il n'est pas conçu sur une gamme spécifique de fréquence et du point vue mécanique vibratoire, il n'est pas nécessaire de laisser passer certaines fréquences en amont et en aval. En effet, l'objectif est de supprimer les modes vibratoires de la structure flexible étudiée. Il faut également noter, que le modeler d'entrée réalisé ne travaille pas sur une gamme de fréquences mais sur quelques fréquences particulières. De plus, lors de la conception de ce filtre, on suppose que les fréquences à éliminer sont amorties, alors que les filtres traditionnels sont conçus à partir de techniques fondées sur l'hypothèse que le système est non amorti. Ce filtre permet ainsi de prendre en considération une caractéristique mécanique intrinsèque au système flexible : son coefficient d'amortissement. Enfin, l'Input-Shaping nécessite moins d'impulsions que les filtres conventionnels, le rendant plus rapide. Sa robustesse est également supérieure.

Cette technique fut développée à l'origine par Singer et Seering (1989); Singer (1989) au Massachusetts Institute of Technologies au début des années quatre-vingt-dix. Le principe de ce modelage d'entrée repose sur une convolution du signal d'entrée brut avec une série d'impulsions (voir figure 5.9). L'intensité de ces impulsions et les instants  $t_i$  auxquels elles

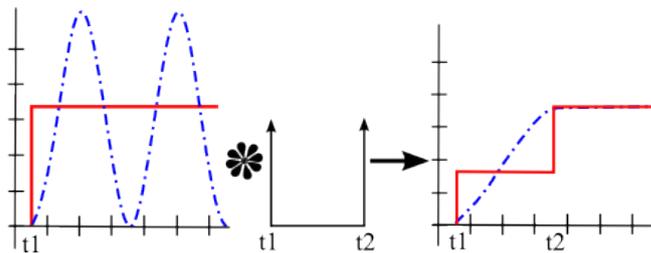


FIGURE 5.9 – Principe du modelage d'entrée par Input-Shaping. La courbe discontinue représente la réponse du système flexible lorsque l'on applique un échelon (courbe continue).

1. Nous utiliserons le terme anglophone puisque c'est sous ce nom que cette commande est appelée d'une part et le terme modelage d'entrée est un terme trop générique d'autre part.

2. filtre à Réponse Impulsionnelle Finie

sont appliquées, sont déterminés de telle sorte que les vibrations engendrées annulent celles du système physique.

On peut imaginer ce principe avec un système flexible non amorti dont le coefficient d'amortissement  $\zeta = 0$ , que l'on met en vibration à un instant  $t = t_0$  (voir figure 5.10). La réponse du système est alors une sinusoïde avec une amplitude  $A_1$  et une fréquence d'oscillation  $w_n$ . Si l'on applique une autre impulsion d'amplitude  $A_2 = A_1$  à un instant  $t_1 > t_0$  égal à la moitié de la période d'oscillation du système, c'est-à-dire lorsque la réponse du système s'annule, alors la réponse totale sera nulle. Ce résultat est à l'image d'une interférence destructive entre deux ondes sinusoïdales.

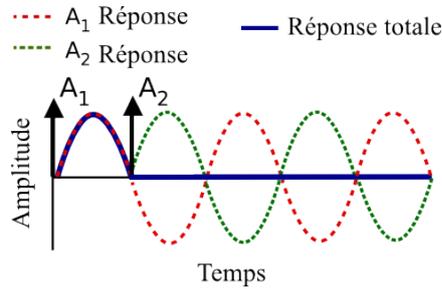


FIGURE 5.10 – Interférence entre deux ondes sinusoïdales.

La contre partie de ce filtre est qu'il augmente le temps de réponse du système. Ce temps de réponse sera augmenté en fonction du nombre d'impulsions et des instants  $t_i$ . L'accroissement de ce temps de réponse est défini par le temps  $t_n$  de la dernière impulsion. On parle alors de « durée ou longueur du modeler ». L'avantage d'une telle commande réside dans le fait qu'aucun capteur n'est nécessaire pour élaborer l'amplitude et les instants  $t_i$  des impulsions. Il suffit de déterminer avec la plus grande précision possible la pulsation naturelle  $w_n$  du système ainsi que son coefficient d'amortissement  $\zeta$ .

### 5.5.2 Théorie de l'Input-shaping

L'intérêt premier de convoluer un signal d'entrée avec une séquence d'impulsions est de diminuer les vibrations en sortie du dispositif. On peut exprimer l'amplitude des vibrations résiduelles  $V(w_n, \zeta)$  comme étant le ratio entre les vibrations restantes issues : d'une commande modelée par Input-Shaping et d'une commande non modelée. Pour un système harmonique du second ordre, ce ratio  $V(w_n, \zeta)$  est défini par l'équation (5.4) :

$$V(w_n, \zeta) = e^{\zeta w_n t_n} \sqrt{C(w_n, \zeta)^2 + S(w_n, \zeta)^2}, \quad (5.4)$$

avec :

$$C(w_n, \zeta) = \sum_{i=1}^n A_i e^{\zeta w_n t_i} \cos(w_d t_i), \quad (5.5)$$

$$S(w_n, \zeta) = \sum_{i=1}^n A_i e^{\zeta w_n t_i} \sin(w_d t_i). \quad (5.6)$$

Les coefficients  $A_i$  et  $t_i$  sont les amplitudes des impulsions et leurs instants associés. L'ordre  $n$  des sommations correspond aux nombres d'impulsions et  $w_d$  est défini par l'équation (5.7) :

$$w_d = w_n \sqrt{1 - \zeta^2}. \quad (5.7)$$

Afin d'obtenir des vibrations résiduelles proches de zéro, il est nécessaire de résoudre l'équation (5.4) lorsque le ratio  $V(w_n, \zeta)$  est nul. Pour satisfaire cette condition, les deux termes  $C(w_n, \zeta)$  et  $S(w_n, \zeta)$  à l'intérieur de la racine carrée doivent être nuls, soit :

$$0 = \sum_{i=1}^n A_i e^{\zeta w_n t_i} \cos(w_d t_i), \quad (5.8)$$

$$0 = \sum_{i=1}^n A_i e^{\zeta w_n t_i} \sin(w_d t_i). \quad (5.9)$$

Enfin, la dernière condition qui doit être respectée porte sur la somme finale des amplitudes de l'ensemble des impulsions. Cette somme doit être égale à un :

$$\sum_{i=1}^n A_i = 1. \quad (5.10)$$

Afin de minimiser le temps de retard, la première impulsion est placée à  $t_1 = 0s$ . Ainsi, pour un modelage d'entrée avec deux impulsions ( $n = 2$ ) les équations (5.8) et (5.9) deviennent :

$$0 = A_1 + A_2 e^{\zeta w_n t_2} \cos(w_d t_2), \quad (5.11)$$

$$0 = A_2 e^{\zeta w_n t_2} \sin(w_d t_2). \quad (5.12)$$

Pour vérifier l'équation (5.12), le terme  $(w_d t_2)$  doit être égal à  $\pi$ . On obtient alors l'expression de la valeur du temps  $t_2$  auquel doit être appliqué la seconde impulsion :

$$t_2 = \frac{\pi}{w_n \sqrt{1 - \zeta^2}} = \frac{1}{2} \frac{2\pi}{w_n \sqrt{1 - \zeta^2}} = \frac{1}{2} Td. \quad (5.13)$$

Ce qui correspond à la moitié de la période de la fréquence naturelle d'oscillation. Afin de déterminer les valeurs des amplitudes des deux impulsions, nous pouvons réécrire l'équation (5.10) :

$$A_1 + A_2 = 1, \quad (5.14)$$

et substituant l'équation (5.13) dans l'équation (5.11), et en utilisant l'équation (5.14) nous obtenons l'expression pour la première amplitude  $A_1$  :

$$0 = A_1 - (1 - A_1) e^{\frac{\zeta \pi}{\sqrt{1 - \zeta^2}}}, \quad (5.15)$$

soit :

$$A_1 = \frac{e^{\frac{\zeta \pi}{\sqrt{1 - \zeta^2}}}}{1 + e^{\frac{\zeta \pi}{\sqrt{1 - \zeta^2}}}}. \quad (5.16)$$

L'amplitude  $A_2$  de la seconde impulsion est obtenue à partir des équations (5.16) et (5.14) :

$$A_2 = 1 - \frac{e^{\frac{\zeta \pi}{\sqrt{1 - \zeta^2}}}}{1 + e^{\frac{\zeta \pi}{\sqrt{1 - \zeta^2}}}} = \frac{1}{1 + e^{\frac{\zeta \pi}{\sqrt{1 - \zeta^2}}}}. \quad (5.17)$$

On peut généraliser l'écriture des résultats obtenus pour des modeleurs dont le nombre d'impulsions est supérieur à deux. Nous pouvons remanier les expressions des amplitudes décrites par les équations (5.16) et (5.17) et plus particulièrement l'expression de l'exponentielle. Nous avons choisi de mettre  $(w_d t_2)$  égal à  $\pi$  afin que l'équation (5.12) soit nulle. Cette

valeur de  $\pi$  n'est pas unique, mais elle permet de minimiser la longueur du modeleur, et par conséquent d'annihiler les vibrations en un minimum de temps. Ainsi on peut écrire :

$$w_d t_2 = n^* \pi, \Rightarrow t_2 = \frac{n^* \pi}{w_d} = \frac{n^* T_d}{2} \quad n^* = 1, 2, \dots \quad (5.18)$$

L'équation (5.18) permet de définir les instants  $t_i$  associés aux nombres de pulsations du modeleur tout en conservant la contrainte définie précédemment sur le temps associé à la première impulsion à savoir  $t_1 = 0$ . En posant un coefficient  $K$  défini par l'équation :

$$K = e^{(-\zeta\pi)/(\sqrt{1-\zeta^2})}, \quad (5.19)$$

les expressions des amplitudes  $A_1$  et  $A_2$  sont alors décrites comme suit :

$$A_1 = \frac{1}{1+K}, \quad (5.20)$$

$$A_2 = \frac{K}{1+K}. \quad (5.21)$$

On peut alors résumer l'expression d'une commande par Input-Shaping avec deux impulsions sous une forme matricielle :

$$\begin{bmatrix} A_i \\ t_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{1+K} & \frac{K}{1+K} \\ 0 & \frac{T_d}{2} \end{bmatrix}, \quad i = 1, 2. \quad (5.22)$$

Un Input-Shaping à deux impulsions est généralement référencé dans la littérature sous le nom de « *Zero-Vibration shaper* » (Singer et Seering, 1990). Il s'agit du modèle le plus simple qui ne filtre les perturbations que pour une seule fréquence. Il est considéré comme étant le moins robuste (Huey, 2006).

Afin d'augmenter la robustesse du modèle précédent Singer et Seering (1990) ont développé un modeleur fondé sur le Zero-Vibration, en forçant sa dérivée à respecter le même critère que le ratio  $V(w_n, \zeta)$  : être nulle ;

$$0 = \frac{\partial}{\partial w_n} \left[ e^{\zeta w_n t_n} \sqrt{C(w_n, \zeta)^2 + S(w_n, \zeta)^2} \right]. \quad (5.23)$$

Pour répondre à ce critère il est nécessaire d'ajouter une troisième impulsion, l'écriture matricielle résultante est donnée par l'équation :

$$\begin{bmatrix} A_i \\ t_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1+K)^2} & \frac{2K}{(1+K)^2} & \frac{K^2}{(1+K)^2} \\ 0 & \frac{T_d}{2} & T_d \end{bmatrix}, \quad i = 1, 2, 3. \quad (5.24)$$

La longueur du modeleur « *Zero-Vibration and Derivated* » est deux fois plus longue que celle obtenue pour le Zero-Vibration.

Afin d'augmenter la robustesse du modeleur ZVD, il est possible d'y ajouter un quatrième impulsion avec une contrainte supplémentaire sur la dérivée seconde du ratio des amplitudes des vibrations résiduelles. Cette approche peut être étendue sur les dérivées d'ordre supérieur. Ainsi, le modeleur Zero-Vibration double dérivée (ZVDD) est définie par l'équation :

$$\begin{bmatrix} A_i \\ t_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{Den} & \frac{3K}{Den} & \frac{3K^2}{Den} & \frac{K^3}{Den} \\ 0 & \frac{1T_d}{2} & T_d & \frac{3T_d}{2} \end{bmatrix}, \quad i = 1, 2, 3, 4. \quad (5.25)$$

où  $Den = 1 + 3K + 3K^2 + K^3$ .

Les figures 5.11 et 5.12 représentent la réponse de la partie mobile du microsystème d'alimentation à échelon lorsque le signal d'entrée est modelé par les différents modeleurs énoncés précédemment.

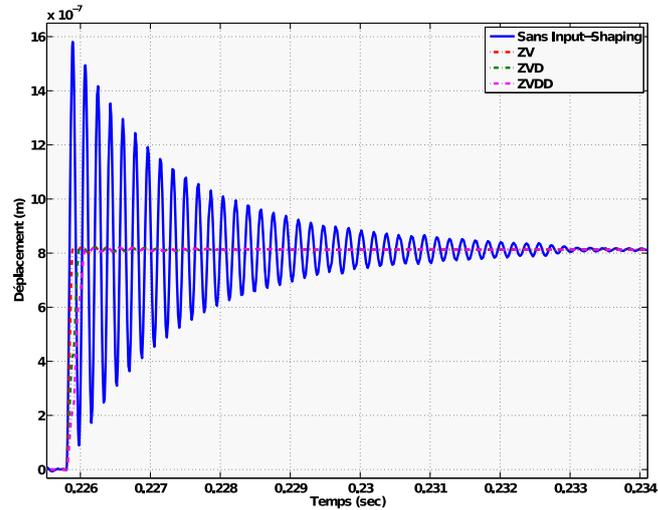


FIGURE 5.11 – Réponse de la partie mobile avec et sans input-Shaping.

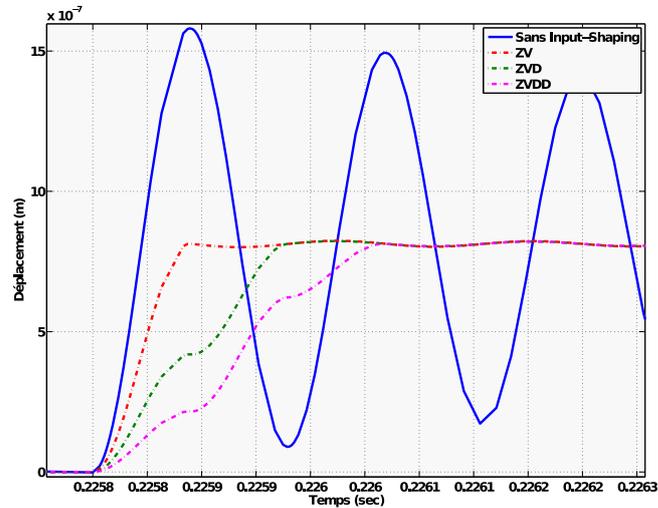


FIGURE 5.12 – Détails de la réponse de la partie mobile lors du régime transitoire.

On remarque que les modèles robustes possèdent un temps de réponse plus long que le modeleur à deux impulsions. Quelque soit la commande par Input-shaping utilisée, le temps de réponse de la partie mobile est très fortement réduit pour des amplitudes de vibrations résiduelles très atténuées.

Les modeleurs précédents ont été construits sur la base d'une contrainte spécifiant qu'à une fréquence donnée la réponse du dispositif est sans aucune vibration. On explique la

présence de ces vibrations résiduelles par des erreurs de mesure du comportement dynamique de la table mobile qui sont inévitables ainsi que par l'approximation effectuée lors de la modélisation de cette dernière.

Si de prime abord il est préférable de choisir une commande robuste afin de s'affranchir des erreurs de mesures et des incertitudes qui les accompagnent, ce choix n'est pas seulement influencé par le contrôle des vibrations. En effet, si la longueur du modèle est trop grande, les accélérations qu'il engendrera seront atténuées. Dans notre étude, les accélérations de la partie mobile sont nécessaires afin d'effectuer un pas du micro-objet déposé sur sa surface. Le choix du modèle se fera donc entre deux critères qui sont en partie antinomiques :

1. le contrôle des vibrations ;
2. la conservation d'une accélération suffisante pour déplacer les micro-objets.

La figure 5.13 représente les accélérations subies par la partie mobile lorsqu'un échelon est appliqué en entrée. Un signal non modélisé engendre de nombreuses vibrations pendant la phase de transition. Le contrôle vibratoire de la partie mobile par Input-Shaping élimine les vibrations et permet de contrôler les accélérations. Plus la longueur du modèle est grande, plus l'amplitude des accélérations du micro-système d'alimentation est faible.

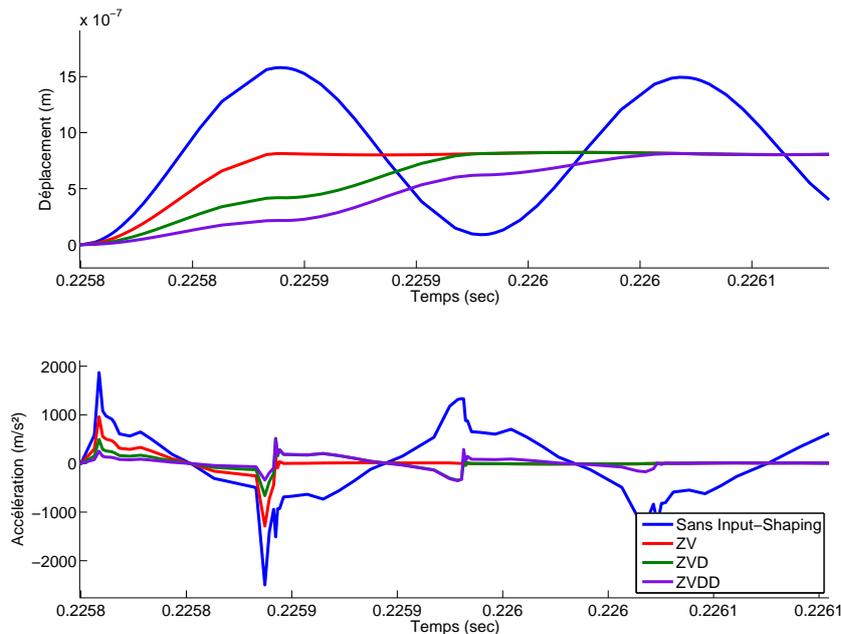


FIGURE 5.13 – Représentation de l'accélération de la table mobile en fonction de son déplacement. Quatre commandes ont été appliquées : sans Input-shaping et avec Input-Shaping d'ordre 2, 3 et 4.

## 5.6 Dispositif de commande du déplacement des micro-objets

### 5.6.1 Présentation du dispositif

Afin de pouvoir commander le déplacement d'un micro-objet, nous avons mis en place un dispositif expérimental comportant :

- un microscope optique (caméra CCD munie d'un ensemble objectif plus tube) ;
- un éclairage ;
- une carte d'acquisition DSP.

La figure 5.14 décrit le schéma expérimental du système étudié. L'alimentation de l'actionneur piézoélectrique se fait par un amplificateur de tension. La tension amplifiée est issue d'une carte d'acquisition DSP de type dSPACE. Un programme réalisé sous Matlab/Simulink permet de choisir le type de signal d'alimentation en tension. De plus, il est possible de choisir entre un signal non modelé et des signaux d'entrée modelés par input-shaping avec un ordre de 2, 3 ou 4. Un support connecté sur la surface de la partie mobile est destiné à recevoir les micro-objets à déplacer.

Le contrôle du déplacement de ces micro-objets est effectué par l'intermédiaire d'un microscope optique. Il s'agit d'une caméra CCD de type Allied/Marlin munie d'un tube et d'un objectif. Afin de pouvoir calibrer le microscope optique, une mire fut également placée sur la surface de la partie mobile grâce à du Gel-Pak.

La faible dimension des micro-objets nécessite un fort grossissement qui implique les contraintes de la microvision, en l'occurrence la faible profondeur de champ et un champ de vision fortement réduit. Dans un premier temps, la faible profondeur de champ nous oblige, à utiliser des tables de micropositionnement pour la mise au point du microscope.

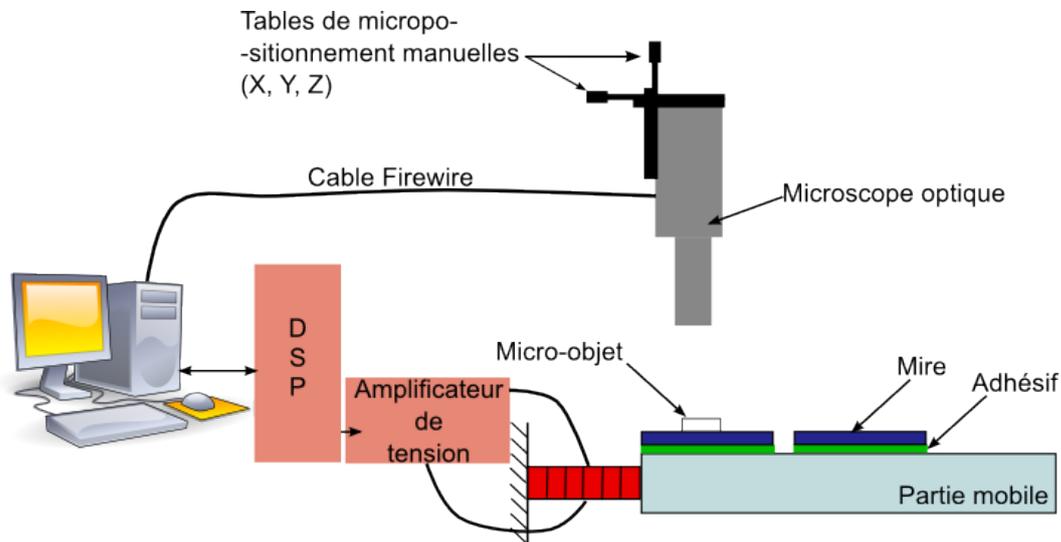


FIGURE 5.14 – Vue générale du système de commande.

L'utilisation d'une commande référencée vision nécessite une calibration du système de vision. Contrairement aux méthodes développées dans le macromonde, qui utilisent typiquement des mires (motifs) 3D, nous nous sommes intéressés à une calibration utilisant une mire plane (2D) fondée sur les travaux de (Tamadazte *et al.*, 2008). La précision du calibrage

dépend fortement de la précision des motifs de la mire. À ce jour de telles mires ne sont pas commercialisées. C'est pourquoi, les mires utilisées dans ces expérimentations sont issues d'une fabrication locale au sein de l'équipe SAMMI. Le principe de fabrication consiste à graver des motifs carrés dont les dimensions sont de  $100 \times 100 \mu\text{m}^2$  sur un wafer de silicium. Les motifs sont disposés selon une structure en damier et espacés de  $100 \mu\text{m}$  (voir figure 5.15). Pour faciliter le traitement d'image afin de détecter les quatre coins de chaque motif, nous avons pris soin de ne pas faire déboucher les trous de l'autre côté du wafer. En effet, nous souhaitons que les motifs aient une couleur la plus sombre possible. Afin d'accentuer le contraste entre les motifs et les entre-motifs, une dépose de dioxyde de silicium a été effectuée sur la surface de la mire. Enfin, afin de ne pas détériorer la mire lors de sa mise en place, une poignée fut également conçue sur le support de silicium (voir figure 5.15).

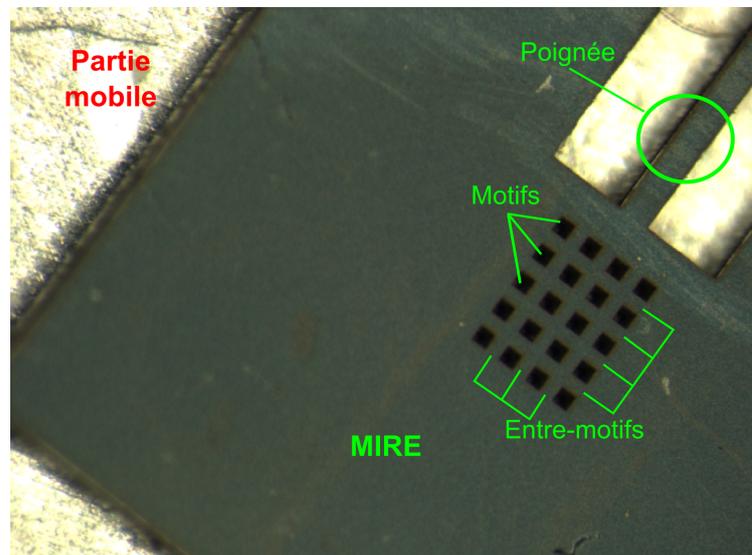


FIGURE 5.15 – Photographie de la mire plane (2D).

La mise au point de la caméra est effectuée en dehors de l'asservissement visuel. Il s'agit de la première étape nécessaire afin de pouvoir évaluer le pas du micro-objet après chaque accélération de la table mobile. L'objectif est de déterminer les paramètres intrinsèques du microscope optique :

- La distance focale  $d_f$  ;
- La taille des pixels  $k_x, k_y$  ;
- Le point principal  $(u_0, v_0)$ .

Le calcul de ces paramètres repose sur la technique de [Tsai \(1987\)](#) modifiée et adaptée au micromonde. Dans notre étude, les distorsions radiales et tangentielles ne sont pas prises en compte. [Zhou et Nelson \(1999\)](#) montrent qu'à une échelle microscopique ces distorsions sont de l'ordre  $10^{-10} \mu\text{m}^{-2}$ . On peut alors écrire la matrice  $K$  qui caractérise les paramètres intrinsèques du microscope optique sous une forme simplifiée soit :

$$K = \begin{pmatrix} d_f k & 0 & u_0 \\ 0 & d_f k & v_0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (5.26)$$

Le paramètre  $k$  correspond aux facteurs d'échelle pixelliques dans le plan image. Si les pixels sont carrés, alors  $k_x = k_y = k$ . Les paramètres  $u_0$  et  $v_0$  correspondent à la projection de

l'origine du repère  $O_c$  de la caméra dans le plan image repéré par le repère  $(U, V, W)$  (voir figure 5.16).

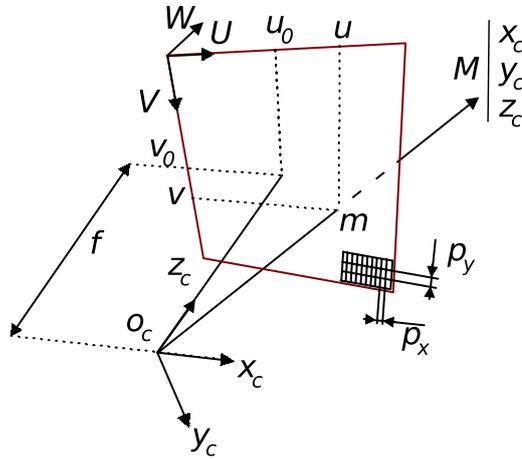


FIGURE 5.16 – Schéma des paramètres intrinsèques de la caméra. En projection perspective (mode sténopé), un point  $M$  est transformé en un point  $m$  dans le plan image.

Le principe de calibration est de retrouver la dimension des motifs carrés dans le plan image en fonction de leur dimensions réelles. Ces dimensions réelles sont connues, et l'incertitude issue du procédé de fabrication en salle blanche est estimée à 1 ou 2 micromètre. Ainsi, une fois que les pixels composant chaque motif sont reconnus dans l'image acquise par le microscope photonique, on détermine l'aire pixellique de chacun des motifs. Il suffit de rapporter cette aire pixellique à l'aire réelle des motifs. Ainsi, nous pouvons déterminer le rapport pixellique et convertir une position d'un objet dans l'image en métrique.

### 5.6.2 Algorithme de tracking 2D

Une partie des résultats obtenus dans la section précédente est utilisée pour effectuer une commande basée sur un retour visuel. Dans cette première approche, l'objectif est de vérifier le principe fondé sur une alimentation en microcomposants par inertie. Pour valider le principe, une tâche de positionnement automatique d'un micro-objet de dimension  $500 \times 500 \mu m^2$  a été choisie. Le but étant de déplacer le micro-objet d'une position initiale  $p_0$  à une position finale  $p_f$  tout en étant capable de détecter sa position intermédiaire  $p_i$  à chaque accélération de la table mobile. Ce retour d'information nous est donné par la caméra.

Un algorithme de tracking 2D en temps réel nous permet de détecter les positions intermédiaires et ainsi de calculer la distance restante à effectuer avant d'atteindre la position finale. À l'initialisation, l'objet est entouré d'une fenêtre de tracking dont l'objectif est de retrouver cette fenêtre dans l'image à chaque itération de l'algorithme (voir figure 5.17). Grâce à cette fenêtre, nous pouvons calculer le centre de gravité  $G(x_g, y_g)$  de l'objet qui s'y trouve. Les valeurs obtenues sont en pixels et il est nécessaire de les convertir en métrique. Ainsi, les résultats du calibrage sont de nouveau utilisés.

Cet algorithme repose sur la détection des quatre coins du micro-objet à l'intérieur de la fenêtre de tracking. Nous initialisons la séquence de tracking en choisissant manuellement cette fenêtre depuis le logiciel Matlab. Quatre points (repéré par les chiffres 1, 2, 3 et 4 sur la figure 5.17) doivent être choisis autour du micro-objet afin de déterminer la fenêtre.

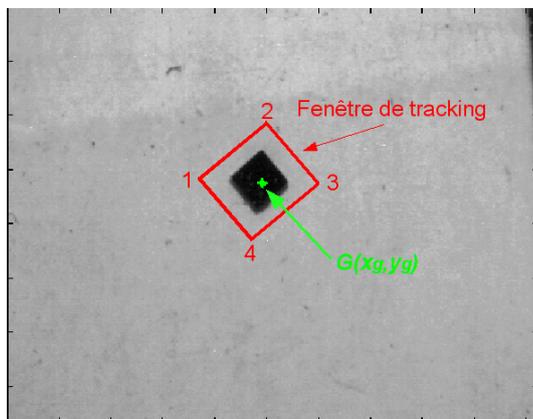


FIGURE 5.17 – Fenêtre de tracking comportant le micro-objet.

Lorsque cette première phase est terminée, nous déterminons la position de l'objet après une accélération du microsystème d'alimentation par une méthode de mise en correspondance. Cette méthode permet de retrouver la fenêtre de tracking dans la nouvelle image acquise par le microscope optique après une accélération de la partie mobile.

On recalcule alors le centre de gravité de la pièce en utilisant les quatre coins de l'objet dans la nouvelle fenêtre de tracking.

## 5.7 Conclusion

Nous avons présenté au cours de ce chapitre la démarche pour le choix d'un microsystème d'alimentation flexible. En fonction des critères du cahier des charges, notamment la simplicité du procédé et une loi de commande rapidement implémentable, nous avons élaboré un système compliant actionné par un empilement de céramiques piézoélectriques.

Afin de caractériser le comportement dynamique de la table mobile, nous avons mis en place un dispositif de mesure fondé sur l'utilisation d'un interféromètre. La précision des mesures de cet appareil permet de caractériser avec une grande précision le déplacement de la partie mobile du microsystème et d'obtenir son modèle après identification. Cette analyse a également mis en évidence le comportement fortement oscillatoire du microsystème.

Pour étudier le comportement des micro-objets lorsque l'intensité de la force de friction change, des supports avec des surfaces dont l'aire apparente est diminuée, ont été réalisés en salle blanche. La possibilité de placer différentes surfaces sur le microsystème démontre l'aspect modulaire de ce dernier. Cette première étape de conception a été suivie d'une recherche d'une méthode pour contrôler les vibrations du microsystème pendant le régime transitoire.

Le choix d'une méthode fondée sur le principe du modelage du signal d'entrée permet d'annihiler les vibrations sans avoir recours à un capteur pour commander la partie mobile du microsystème. L'Input-Shaping est une méthode qui est rapidement implémentable et robuste pour le contrôle des vibrations mécaniques. Sa robustesse dépend de la justesse des paramètres du modèle de la table. Ces derniers étant obtenus à partir de la mesure par interférométrie, nous avons ainsi une commande robuste qui ne nécessite aucun capteur pour éliminer les vibrations.

La dernière étape de ce travail de conception fut la mise en place d'une méthode d'asservissement visuel. Nous avons réalisé une mire pour le calibrage pour le microscope photonique et implémenté un algorithme de tracking pour déplacer un micro-objet d'une position initiale à une position finale. Cet algorithme permet également de connaître à chaque pas de déplacement du micro-objet sa position sur la surface du support.

Le chapitre suivant décrit les résultats obtenus pour le déplacement de micro-objets.

# Chapitre 6

## Résultats expérimentaux

Nous allons au cours de ce dernier chapitre présenter les résultats expérimentaux du déplacement de micro-objets par le système conçu. Nous commencerons par présenter la structure du dispositif expérimental (voire figure 6.1) fondé sur l'utilisation d'une carte électronique d'acquisition munie d'un processeur de traitements des signaux (DSP<sup>1</sup>), d'un microscope optique, du microsysteme d'alimentation et du logiciel Matlab/Simulink. Les premières expérimentations qui seront menées vont permettre de démontrer que le microsysteme peut effectivement engendrer le déplacement de microcomposants et nous évaluerons le déplacement pour une accélération donnée. Enfin, nous terminerons sur des expériences d'asservissement en position de micro-objets fondées sur une commande référencée vision de type « *look and move* ».

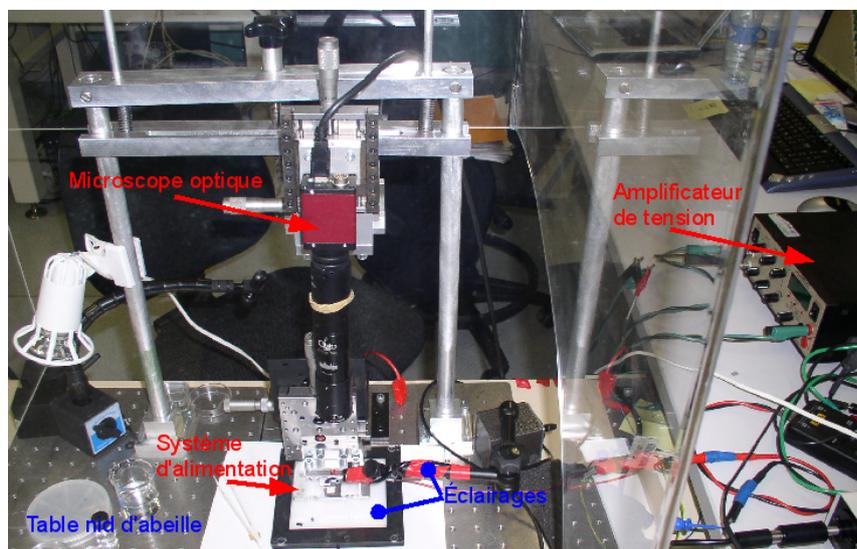


FIGURE 6.1 – Prototype expérimental.

---

1. Digital Signal Processor

## 6.1 Mise en oeuvre du contrôle des vibrations et de l'asservissement visuel

Comme nous l'avons introduit au chapitre précédent, le contrôle des vibrations et l'asservissement visuel sont effectués depuis le logiciel Matlab/Simulink. Cette mise en oeuvre est réalisée en deux étapes.

Dans un premier temps, la commande pour contrôler les vibrations est réalisée sous Simulink, puis compilée et transférée dans la carte d'acquisition dSPACE. Nous avons également développé un générateur de signal adapté à nos besoins. En effet, afin de pouvoir déplacer les micro-objets suivant l'axe  $X$  et selon deux sens  $X^-$  et  $X^+$ , il nous faut intervenir sur la forme du signal, son amplitude et sa période. Ainsi, la forme du signal adoptée est une rampe dont la pente peut être inversée (voir figure 6.2). Ainsi le stack piézoélectrique peut s'allonger

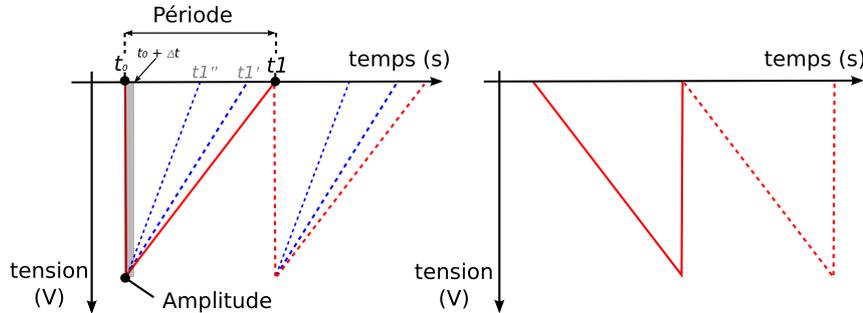


FIGURE 6.2 – Représentation du signal de la tension de commande appliquée au stack piézoélectrique.

ou se contracter. Il est possible d'accentuer ou de diminuer la vitesse de la déformation de l'empilement piézoélectrique en intervenant sur le paramètre  $t_1$  (voir figure 6.2), c'est-à-dire la période de l'impulsion donnée à la table mobile du microsysteme d'alimentation.

On distingue deux phases dans le comportement de la table mobile du microsysteme avec ce type de signal. En analysant le schéma de gauche sur la figure 6.2, la table mobile accélère brutalement à  $t = t_0$  suivant le sens positif  $X^+$ . À  $t = t_0 + \Delta t^\dagger$ , la tension appliquée suit une rampe et la partie mobile revient à sa position initiale à  $t = t_1$ . Les micro-objets subiront une accélération maximale lors de l'accélération brutale de la table mobile. Pour engendrer le déplacement des micro-objets, il est nécessaire que la force générée par l'accélération soit plus grande que la force de friction. À cette condition, le déplacement s'effectuera dans le sens opposé au déplacement de la table mobile puisque le microcomposant subit une force inertielle. Si l'on inverse le signal d'entrée, comme le montre le schéma de droite de la figure 6.2, la partie mobile commence par se déplacer lentement à  $t = t_0$  jusqu'à une position finale. Lorsque  $t = t_1$ , la tension appliquée au stack piézoélectrique s'annule brusquement, provoquant ainsi un retour rapide de la partie mobile dans le sens  $X^-$ . Dans cette configuration, le micro-objet se déplacera d'un pas dans le sens contraire, c'est-à-dire suivant  $X^+$ . La figure 6.3 représente le modèleur d'entrée ainsi que le générateur d'impulsions modélisés sous Simulink et implémentés dans le noyau temps réel de la carte d'acquisition. Les blocs comportant les

†. Si le signal d'entrée est modélé,  $\Delta t$  correspond à la longueur du modèleur

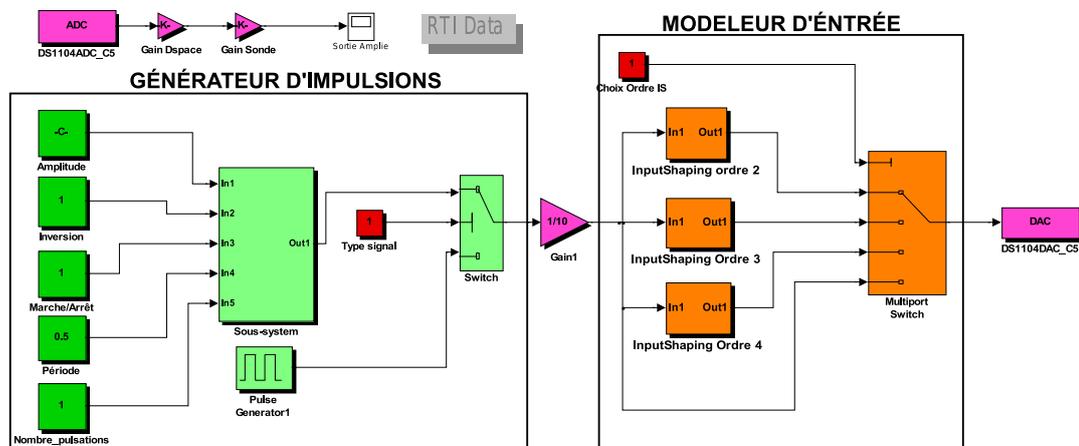


FIGURE 6.3 – Conception du générateur d'impulsions et du modèleur d'entrée sous le logiciel Simulink.

acronymes ADC<sup>3</sup> et DAC<sup>4</sup> correspondent respectivement aux entrées et aux sorties de la carte d'acquisition. Les blocs à gauche du schéma, correspondent aux paramètres du signal d'entrée : amplitude, sens, période et nombre d'impulsions souhaité.

Suivant la stratégie d'asservissement adoptée, il est souhaitable de pouvoir choisir le nombre d'impulsions pour déplacer plus ou moins les micro-objets. Le principe de ce générateur de signal est fondé sur la caractérisation d'une impulsion pouvant être répétée afin de construire une séquence d'impulsions.

La seconde étape consiste à mettre en oeuvre l'algorithme d'asservissement visuel sous le logiciel Matlab. L'algorithme détecte la position de l'objet dans la scène et retourne ses coordonnées dans le plan de la caméra. En fonction de ces coordonnées et de la position finale à atteindre, nous adaptons le signal d'entrée généré par la carte dSPACE et ce, toujours depuis Matlab, grâce à la bibliothèque *MLIB* fournie avec la carte d'acquisition. Ainsi, nous pouvons automatiser le processus de positionnement des micro-objets sur la table mobile.

## 6.2 Évaluation du pas de déplacement

Cette section est dédiée à la caractérisation du pas de déplacement pour deux types de micro-objets. Il s'agit de cuboïdes dont les dimensions sont de  $500 \times 500 \times 50 \mu\text{m}^3$  et de  $300 \times 300 \times 50 \mu\text{m}^3$ . Nous allons présenter dans une première étape le protocole expérimental puis, dans une seconde étape, nous détaillerons les résultats expérimentaux dédiés à l'évaluation du pas de déplacement des micro-objets. Enfin, dans une troisième et dernière étape, nous montrerons des expérimentations d'asservissement en position de microcomposants.

### 6.2.1 Protocole expérimental

Le prototype expérimental, que nous avons présenté au chapitre précédent (page 118), est placé sur une table de type nid d'abeille et recouvert d'une cloche. Ainsi nous sommes soumis

3. Analogic-to-Digital Converter

4. Digital-to-Analogic Converter

aux vibrations perturbatrices et naturelles de notre environnement de travail. De plus, les surfaces des supports sont soumises aux variations environnementales à savoir : la température, l'humidité et les poussières. La cloche offre seulement une protection superficielle contre les poussières. Ces conditions imposent un nettoyage des supports ainsi que des micro-objets et une caractérisation de l'influence des vibrations perturbatrices sur le capteur de vision. Il s'agit là des deux premières étapes de notre protocole expérimental.

Afin de nettoyer nos supports ainsi que les microcomposants, nous avons employé un acide hautement corrosif communément appelé « *piranha* ». Il s'agit d'un mélange composé de deux liquides miscibles :

- le peroxyde d'hydrogène ( $\text{H}_2\text{O}_2$ );
- l'acide sulfurique ( $\text{H}_2\text{SO}_4$ ).

Chauffé à une température de  $70^\circ$  Celcius pendant une période comprise entre 15 minutes et 20 minutes, ce mélange permet de nettoyer les supports et les microcomposants en éliminant toutes particules ou résidus organiques sur les substrats. De plus, il permet de rendre hydrophile les surfaces. Ainsi, le potentiel électrostatique sur les surfaces est uniforme.

Afin de caractériser l'impact des vibrations perturbatrices sur le capteur optique, nous avons mesuré la position du centre de masse d'un micro-objet disposé sur la partie mobile du microsysteme d'alimentation. Le système n'étant pas mis sous tension, aucune vibration provenant de son comportement dynamique n'influera sur les mesures. Les seules perturbations qui seront ainsi mesurées seront issues de l'environnement qui entoure le prototype. Nous avons tout d'abord calibré notre microscope optique avec une mire (voir figure 6.4) disposée au centre de la partie mobile du microsysteme. Nous obtenons dans cette configuration du

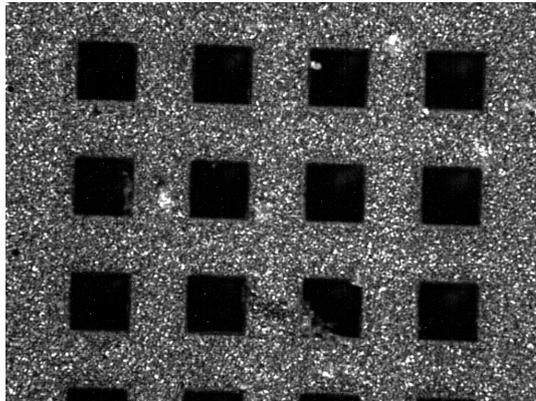


FIGURE 6.4 – Photographie des motifs de la mire avec le plus fort grossissement possible du microscope optique. Chaque motif est un carré de  $100 \mu\text{m}$  de côté.

microscope optique un rapport pixellique de  $0,88 \mu\text{m}$  par pixel. Nous pouvons désormais acquérir une séquence d'images d'une surface comportant un microcomposant de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  (voir figure 6.5) et évaluer l'impact des vibrations du microscope optique sur la détection du centre de masse du micro-objet.

On peut noter que malgré l'absence de dispositif anti-vibration l'amplitude des oscillations est limitée. Les écarts types  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  associés aux oscillations dans le plan  $(X, Y)$  de la table mobile sont de  $1,27 \mu\text{m}$  et de  $1,94 \mu\text{m}$ . Les variations du centre de masse sont au plus de deux pixels.

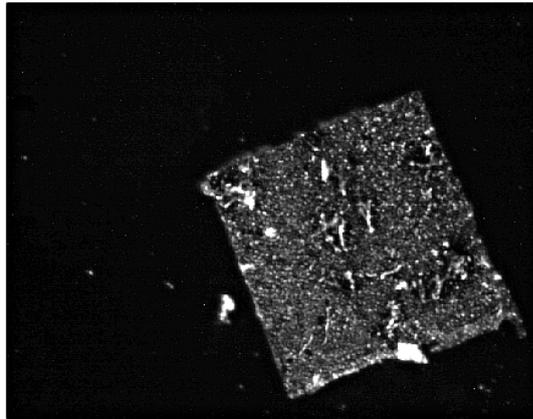


FIGURE 6.5 – Micro-objet de dimensions  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  utilisé pour caractériser l'influence des vibrations sur le microscope optique lors de la détection de son centre de masse.

L'étape suivante concerne le choix des surfaces. Nous avons utilisé deux types de surfaces afin de vérifier que la force engendrée par l'accélération de la partie mobile permet de vaincre la force de friction et qu'elle est conforme à la modélisation précédemment établie. Le premier type de surface est une surface dont l'aire apparente est de 100%. Le second type possède une aire apparente de 50% (voir figure 6.6). Ces deux types de surfaces permettront d'étudier la variation du pas de déplacement des micro-objets pour une même tension d'alimentation de l'empilement piézoélectrique, et pour des surfaces réelles de contact différentes.

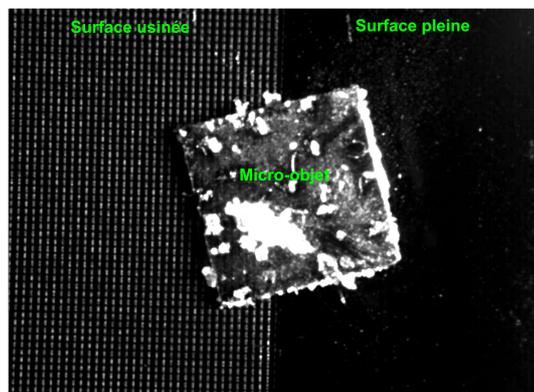


FIGURE 6.6 – Image d'une surface d'un support en silicium usinée en salle blanche afin d'obtenir une surface de contact apparente de 50% (partie de gauche) avec la surface d'un micro-objet de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$ .

L'amplificateur de tension utilisé peut fournir une tension maximale de 190 V. Ainsi, nous sommes limités dans l'exploitation du stack piézoélectrique puisque ce dernier peut être alimenté sous une tension maximale de 1000 V pour une déformation maximale de  $10 \mu\text{m} \pm 20\%$ . La valeur de l'accélération instantanée la plus grande sera de  $1400 \text{ m s}^{-2}$  pour une tension d'alimentation de 180V. Pour des micro-objets allant de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  à  $200 \times 200 \mu\text{m}^2$ , l'accélération nécessaire pour engendrer le déplacement sur une surface pleine est estimée à  $1,052 \cdot 10^2 \text{ m s}^{-2}$ . Cette accélération est pratiquement identique quelques soient les micro-objets. De

même, lorsque la surface apparente de contact est de 50 % l'accélération nécessaire est pratiquement constante pour les micro-objets considérés, soit environ  $80 \text{ ms}^{-2}$ . Comme le montre la figure 5.13 du chapitre 5 (page 117), la dynamique du microsystème d'alimentation est suffisante pour fournir une accélération capable de déplacer les microcomposants.

La dernière étape de ce protocole est dédiée à l'évaluation de la tension d'alimentation nécessaire pour déplacer les micro-objets. Nous commencerons par rechercher expérimentalement le seuil de la tension pour déplacer les micro-objets, puis nous évaluerons le pas de déplacement des micro-objets sur les deux types de surfaces. Les sections suivantes décrivent les résultats expérimentaux que nous avons obtenus.

### 6.2.2 Évaluation du pas de déplacement

La première partie de ces expérimentations a pour objectif de vérifier et de valider le principe du déplacement de micro-objets par force inertielle que nous avons adopté. Pour placer les micro-objets sur les supports, nous avons employé une pince brucelle. Il aurait été préférable de manipuler ces microcomposants avec une micropince dont les surfaces des effecteurs auraient été fonctionnalisées pour minimiser ces interactions. En effet, les forces de surface entre la pince et les micro-objets ont considérablement perturbé la phase de dépose des microcomposants. La difficulté de positionner de manière répétée des micro-objets dont les dimensions sont inférieures à  $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ , nous a conduit à limiter nos expérimentations à des objets dont les dimensions sont supérieures ou égales à  $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ . Dans ces conditions, le déplacement des micro-objets a pu être effectif pour une tension maximale appliquée au stack piézoélectrique, soit 190 V.

Nous commencerons par présenter l'évaluation du pas moyen suivant les deux sens de déplacement  $X^+$  et  $X^-$  pour des objets de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  disposés sur une surface pleine. Puis nous ferons de même pour des objets de  $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ .

Lorsque l'empilement piézoélectrique est alimenté sous une tension de 190 V, nous observons un déplacement pour un microcomposant de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  positionné sur une surface pleine. La figure 6.7 illustre le chemin parcouru.

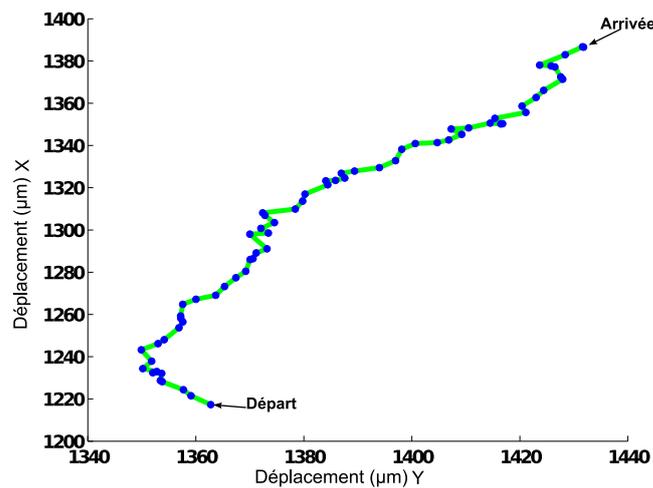


FIGURE 6.7 – Déplacement d'un microcomposant de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  sur une surface pleine. Le stack piézoélectrique est alimenté sous une tension de 190 V et la période du signal est de 0,1 s.

Après 67 impulsions, le micro-objet s'est déplacé de 169,42 micromètres selon le sens  $X^+$ . Le pas moyen est de  $2,56 \pm 0,2 \mu m$ . Si l'on observe le déplacement du microcomposant suivant l'axe  $X^+$  de la table mobile (voir figure 6.8), on remarque que sa trajectoire est presque linéaire.

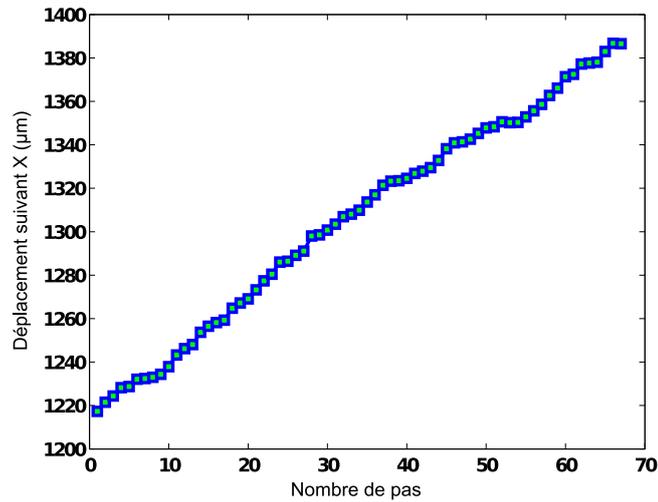


FIGURE 6.8 – Déplacement d'un microcomposant de  $500 \times 500 \mu m^2$  suivant  $X^+$  en fonction du nombre de pas.

On peut également observer un déplacement selon l'axe  $Y$  dans le repère de la table mobile. La valeur finale de ce déplacement est de  $81,87 \mu m$ . En moyenne le pas de déplacement selon cet axe est de  $1,04 \pm 0,27 \mu m$ . La figure 6.9 illustre le déplacement selon l'axe  $Y$  d'un micro-objet en fonction du nombre de pas effectués.

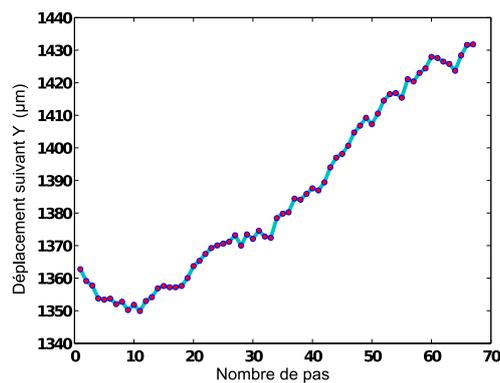


FIGURE 6.9 – Déplacement du cuboïde suivant  $Y_t$  en fonction du nombre de pas.

Les prises de vue de la figure 6.10 illustrent le déplacement d'un micro-objet. Les angles

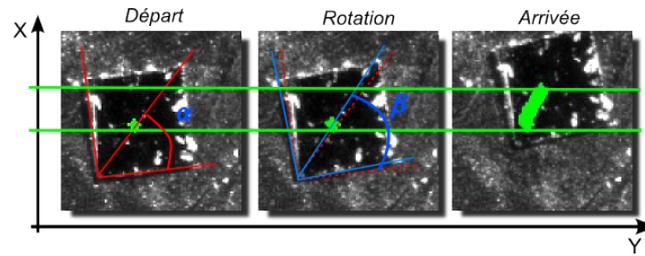


FIGURE 6.10 – Prises de vue lors du déplacement du microcomposant de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  en mode pas à pas.

$\alpha$  et  $\beta$  représentent la rotation du microcomposant pendant les premiers pas. À l'arrivée, l'orientation du microcomposant a sensiblement changé. On peut émettre deux hypothèses pour ce phénomène. Dans la première, la répartition spatiale des aspérités en contact peut favoriser cette orientation. En effet, si cette répartition n'est pas uniforme entre les deux surfaces en contact, elle peut favoriser une orientation privilégiée du micro-objet lors de son déplacement. La seconde hypothèse peut avoir pour origine un mouvement de rotation horizontal autour de l'axe vertical  $Z$  (lacet) de la table mobile. Nous n'avons pas montré et caractérisé l'existence de ce mouvement lors du déplacement de la table mobile.

Ces microcomposants de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  ont également été déplacés selon l'axe  $X^-$ . Afin de s'affranchir d'un problème de capacité mémoire de l'ordinateur, nous avons mesuré la position de ces derniers toutes les 10 impulsions. Cette étape fut effectuée avec une période 0,1 s pour chaque impulsion et une tension d'alimentation de 190 V. On retrouve le phénomène de rotation évoqué précédemment. Le déplacement suivant  $X^-$  (voir figure 6.11) est comparable à celui effectué en mode pas à pas pour un objet de mêmes dimensions. La valeur

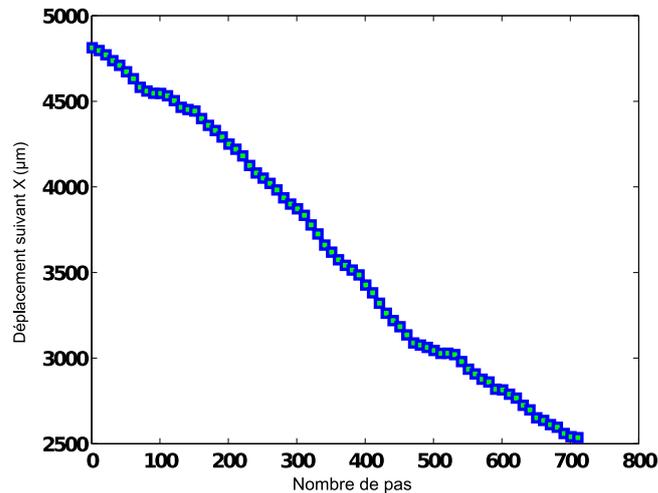


FIGURE 6.11 – Déplacement du micro-objet de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  suivant  $X^-$  en fonction d'une séquence de 10 impulsions.

moyenne du pas pour 10 impulsions suivant l'axe  $X^-$  est de  $-32,08 \pm 1,80 \mu\text{m}$ . La distance

totale parcourue est de  $2278 \mu m$  pour 710 impulsions. Nous avons alors un pas moyen par impulsion de  $3,20 \mu m$ . Une seconde séquence a permis également de déplacer un microcomposant de même dimensions, dans la même direction et sur le même support. La distance totale parcourue fut de  $1620 \mu m$  après 680 impulsions, pour un pas moyen de  $-2,38 \pm 1,62 \mu m$ .

Dans une seconde phase, nous déplaçons des micro-objets de  $300 \times 300 \mu m^2$  dans les mêmes conditions que précédemment. Nous pouvons observer un phénomène identique de mise en rotation au début de la séquence de déplacement en mode pas à pas. La période et l'amplitude de la tension d'alimentation restent inchangées, à savoir  $0,1 s$  pour  $190 V$ . Le micro-objet opère en premier lieu une rotation puis une fois qu'une direction privilégiée est atteinte, le cuboïde se déplace. Ce phénomène est accentué dans ce cas : le micro-objet ne se déplace pas avant d'avoir atteint la bonne orientation. La figure 6.12 illustre le déplacement du cuboïde suivant l'axe  $X^+$ .

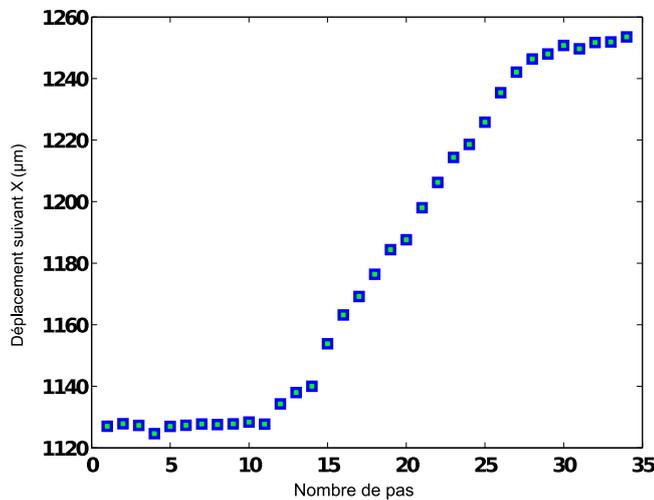


FIGURE 6.12 – Déplacement d'un micro-objet de  $300 \times 300 \mu m^2$  suivant  $X^+$  en fonction du nombre de pas.

Le déplacement total selon l'axe  $X^+$  est de  $128,9 \mu m$  pour 33 impulsions. Selon cet axe, nous obtenons un pas moyen de  $5,47 \pm 0,68 \mu m$ . L'influence de l'état de surface est prépondérante dans cet essai. De plus, la mise en rotation s'effectue dans la même direction que dans l'essai précédent. Notons également que la longueur du pas pour ce type de micro-objet est plus grand que pour une micro-objet de  $500 \times 500 \mu m^2$ .

Dans la séquence suivante, les micro-objets sont déplacés dans le sens  $X^-$ .

En inversant le signal d'alimentation, le micro-objet peut se déplacer selon le sens  $X^-$ . La figure 6.13 illustre le déplacement d'un microcomposant de  $300 \times 300 \mu m^2$ . Le pas moyen que nous avons relevé, est estimé à  $-7,2 \pm 0,46 \mu m$ . Le nombre de pas est de 80 et la distance parcourue est de  $576,4 \mu m$ .

Le tableau 6.1 résume les valeurs obtenues du pas moyen de déplacement pour des micro-objets de  $300 \times 300 \mu m^2$  et de  $500 \times 500 \mu m^2$ . Dans tous les cas, la tension appliquée a une

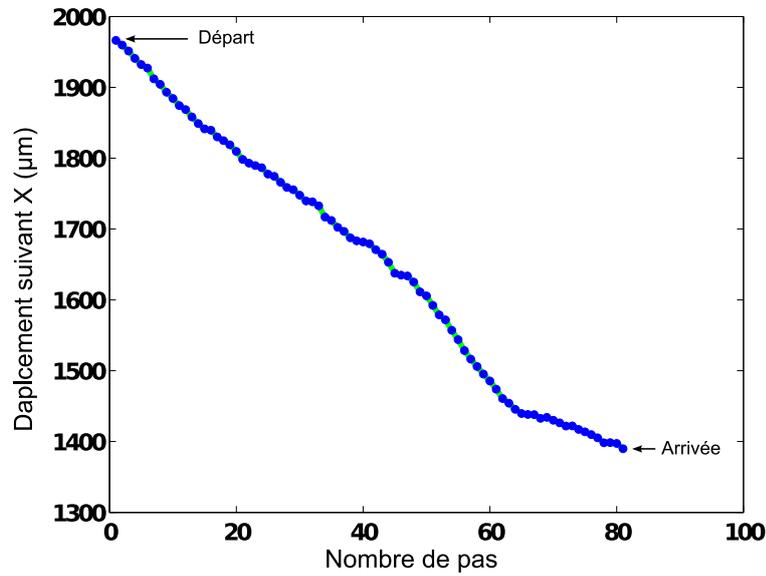


FIGURE 6.13 – Déplacement d'un micro-objet  $300 \times 300 \mu\text{m}^2$  suivant  $X^-$  en fonction du nombre de pas.

amplitude de 190 V et une période de 0,1 s.

TABLE 6.1 – Résumé des pas de déplacement pour des micro-objets de  $300 \times 300 \mu\text{m}^2$  et de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$

	$300 \times 300 \mu\text{m}^2$	$500 \times 500 \mu\text{m}^2$
Pas moyen selon l'axe $X$ ( $\mu\text{m}$ )	6,33	2,7

Suite à ces expérimentations pour caractériser le pas de déplacement de deux types de micro-objets :  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$  et  $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ , sur des surfaces pleines, nous avons réalisé des expérimentations d'asservissement en position avec ces deux types d'objets sur un support usiné. Dans cette configuration la surface de contact apparente est de 50 %. Les résultats sont présentés dans la section suivante.

### 6.2.3 Asservissement en position de microcomposants

Les premières expérimentations d'asservissement en position de micro-objets ont été réalisées sur un support dont la surface est usinée. Le procédé manuel pour placer ces micro-objets est identique à celui qui est décrit au début de la section précédente. La délicatesse de cette manipulation a permis uniquement d'asservir des objets dont les dimensions sont de  $500 \times 500 \mu\text{m}^2$ .

L'algorithme (voir algorithme 1) développé se fonde sur celui utilisé pour caractériser le pas de déplacement. Le procédé reçoit une consigne caractérisant une position à atteindre dans le plan de la partie mobile. Cette position est choisie graphiquement dans la fenêtre d'acquisition. L'algorithme choisi le signal de commande pour que le micro-objet se déplace vers la position désirée. L'asservissement tend à ramener la position  $x$  du centre de masse à la position vers la position de consigne. L'asservissement selon l'axe  $Y$  n'est pas considéré dans ce travail puisque le microsystème permet uniquement un déplacement selon l'axe  $X$ . Tant que le centre de masse du micro-objet n'a pas atteint la position désirée, le système envoie une impulsion d'une période de  $0,1 \text{ s}$  avec une amplitude de  $190 \text{ V}$ . À chaque pas, la distance séparant le centre de masse de la position  $X_{\text{finale}}$  est calculée. Si le micro-objet dépasse la position finale, l'algorithme peut choisir de basculer sur le signal adéquat afin d'invertir le sens de déplacement du microcomposant.

---

**Algorithme 1** : Algorithme d'asservissement.

---

```

début
  Initialisations
  Définition du Rapport métrique
  Définition de la Position finale
  Définition de la Fenêtre de tracking
  tant que Centre de masse > 10 faire
    Calcul de la distance finale
    Recherche centre de masse
    si distance séparant la position finale > 0 alors
      | Inversion ← 0
    sinon
      | Inversion ← 1
    | Envoi d'une impulsion
  fin

```

---

Lorsque cette distance devient inférieure à  $10 \mu\text{m}$ , nous considérons que la consigne est atteinte. Cette limite de  $10 \mu\text{m}$  n'est pas choisie arbitrairement. En effet, le stack piézoélectrique peut s'allonger de  $10 \mu\text{m} \pm 20\%$ . Ainsi, lorsque la distance devient inférieure à  $10 \mu\text{m}$ , il n'est plus nécessaire de déplacer le microcomposant par pas successifs, mais de positionner la table mobile en contrôlant la déformation du stack piézoélectrique. Cette déformation offre une résolution submicrométrique. Dans cette approche, il sera nécessaire de contrôler deux phénomènes intrinsèques à tout élément piézoélectrique : la dérive et l'hystérésis.

Dans le premier essai, le micro-objet devait se déplacer de  $107,9 \mu\text{m}$  pour atteindre sa position finale. Le déplacement du micro-objet devait s'opérer selon le sens  $X^-$ . La résolution pixellique était de  $1,44 \mu\text{m}$  par pixel. La figure 6.14 illustre le parcours du micro-objet sur une surface usinée. Lors de cet asservissement, l'opérateur fixe la position finale désirée,

représentée par la ligne sur la photographie de la figure 6.14 ainsi que la fenêtre de tracking autour du micro-objet afin de détecter son centre de masse (en vert sur la figure 6.14). Les bandes noires que l'on peut observer sur cette figure correspondent à des zones où la surface du support n'a pas été usinée. Il s'agit d'un morceau de silicium utilisé pour calibrer un AFM. Les motifs des zones usinées (en blanc dans l'image) sont des stries.

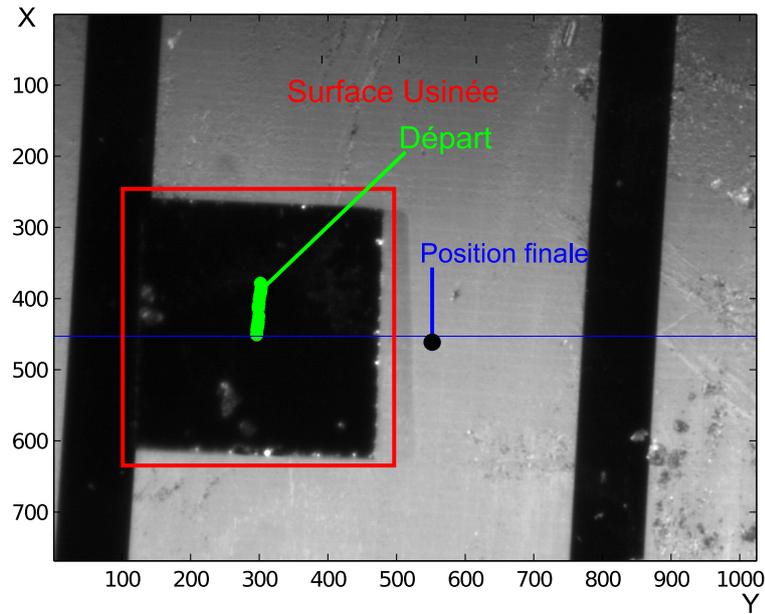


FIGURE 6.14 – Asservissement en mode pas à pas d'un microcomposant de  $500 \times 500 \mu m^2$  sur une surface usinée. Le stack piézoélectrique est alimenté sous une tension de 190 V et la période du signal est de 0,1 s.

Le pas moyen obtenu selon l'axe  $X^-$  est de  $-6,99 \pm 0,72 \mu m$ , ce qui représente plus du double de la valeur obtenue pour un déplacement sur une surface pleine. La distance de séparation entre la position finale et le centre de masse du microcomposant est de  $2,92 \pm 0,72 \mu m$ . L'objet a atteint la position finale en 15 impulsions. La vitesse estimée lors de cet asservissement est de  $69,9 \mu m s^{-1}$  pour un signal de période 100 ms.

Le déplacement suivant l'axe  $X^-$  est illustré sur la figure 6.15. Le déplacement est linéaire dans le sens  $X^-$ .

Dans un second exemple, nous asservissons en position un micro-objet de même dimensions, avec le même support et déplacé selon le même sens  $X^-$ . Le micro-objet devait parcourir une distance de  $87,1 \mu m$ . Une fois l'asservissement terminé, la distance séparant la position finale du centre de masse fut évaluée à  $4,2 \pm 0,50 \mu m$ . 13 impulsions furent nécessaires pour atteindre la position finale. Le pas moyen est de  $-5,92 \pm 0,50 \mu m$  et la vitesse de déplacement est de  $59,2 \mu m s^{-2}$  pour un signal de période 100 ms. On remarque que ces valeurs sont proches.

Ainsi, comme nous venons de le montrer, nous pouvons asservir en position un micro-objet avec un principe de déplacement fondé sur l'entraînement inertiel et un asservissement référencé vision.

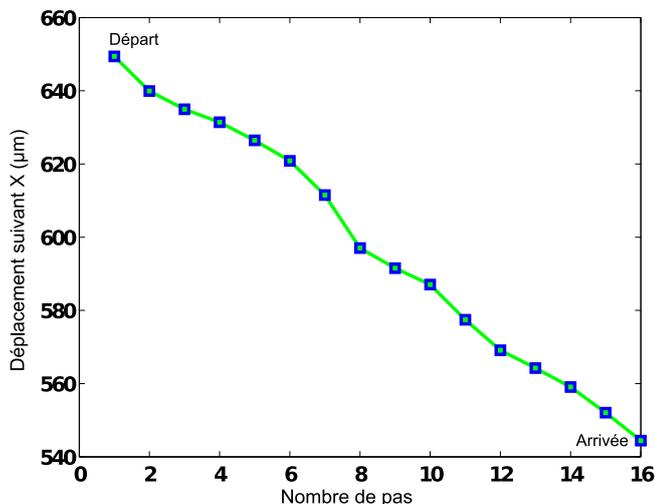


FIGURE 6.15 – Déplacement d'un micro-objet de  $500 \times 500 \mu m^2$  suivant  $X^-$ .

### 6.3 Conclusion

Nous avons au cours de ce chapitre présenté des expérimentations pour caractériser le pas de déplacement de micro-objets par entraînement inertiel, et pour l'asservissement en position.

Afin de pouvoir évaluer nos résultats, nous avons pris soin de nettoyer nos surfaces ainsi que les microcomposants grâce à un mélange de type *piranha*. De plus, nous avons déterminé l'influence des oscillations du microscope optique sur la détection du centre de masse d'un micro-objet. Ces variations qui peuvent être qualifiées de faibles, ont été intégrées dans le calcul de l'estimation du pas de déplacement.

Le protocole expérimental mis en place fut appliqué pour montrer et valider le principe de déplacement par entraînement inertiel. Cependant, le procédé manuel de mise en position des microcomposants sur les surfaces a limité notre étude. En effet, pour des composants dont la surface étaient inférieures à  $300 \times 300 \mu m^2$ , la mise en place devait être faite au moyen d'une des stations de micromanipulation du laboratoire, ce qui n'a pas été fait dans les expérimentations présentées. D'autre part, l'amplificateur de tension utilisé était limité à une tension maximum de 190 V, ce qui ne nous a pas permis de faire varier la tension nécessaire au contrôle de la longueur du pas de déplacement.

Malgré ces deux limitations, nous avons montré que le déplacement de microcomposants était réalisable grâce à notre procédé. Ces expérimentations furent effectuées suivant les sens  $X^+$  et  $X^-$ .

Au cours de ces évaluations, nous avons pu observer que les micro-objets avaient tendance à suivre une direction privilégiée.

Le système a réussi à positionner un micro-objet de  $500 \times 500 \mu m^2$ . L'objectif de cet asservissement était d'obtenir une position inférieure à  $10 \mu m$  par rapport à la position

finale désirée, distance à partir de laquelle, on ne déplace plus le micro-objet mais la table mobile en contrôlant l'allongement du stack piézoélectrique pour obtenir un positionnement submicrométrique.

# Conclusions et perspectives

## Conclusions

L'objectif de cette thèse était de concevoir et de réaliser des systèmes d'alimentation en composants pour des minicomposants et des micro-objets. Les systèmes d'alimentation utilisés à l'échelle macroscopique n'étant plus utilisables, nous avons dû développer deux systèmes, l'un pour des minicomposants et l'autre pour des micro-objets. En effet, comme nous l'avons expliqué au chapitre 1, la manipulation de micro-objets impose de prendre en considération les forces de surface pour maîtriser une séquence d'assemblage. Ces phénomènes d'adhésion sont généralement négligeables à une échelle macroscopique. Ainsi, la première difficulté fut d'aborder la fonction alimentation à ces deux échelles (microscopique et millimétrique).

Bien que destinés à des échelles dimensionnelles différentes, les deux systèmes conçus, possèdent des caractéristiques communes :

- flexibilité ;
- modularité ;
- reconfigurabilité ;
- aptitude à traiter des composants divers ;
- précision.

Les travaux réalisés au sein du projet européen EUPASS, ont permis d'aboutir à un système d'alimentation pour minicomposants. Le système devait être capable de s'adapter à des cadences de production différentes. Nous avons montré que les procédés existants qui répondaient à ce critère n'étaient pas flexible. Il s'agissait du premier défi rencontré au sein du projet : réunir dans un même système d'alimentation deux fonctions antagonistes que sont la flexibilité et le changement de cadence. Pour y répondre, nous avons proposé une structure à bande déroulante.

Le second objectif était de concevoir un système modulaire capable de maintenir divers composants avec une grande précision. Le travail qui fut effectué permis d'aboutir à une bande alvéolée contenant des bloc de polycaprolactone. Ce matériau assure un positionnement de grande précision (micrométrique) des composants, indépendamment de leur forme et de leur taille. Le bloc de polycaprolactone est également réutilisable. Nous avons ainsi un système à la fois flexible et modulaire. Enfin, le principe pour remplir la bande alvéolée n'impose aucune contrainte à l'utilisateur.

À une échelle microscopique, nous avons réalisé un système d'alimentation qui permet le déplacement d'objets selon une direction. Le principe retenu s'appuie sur des accélérations horizontales d'une table mobile d'un système compliant. Ce procédé a demandé une étude approfondie de la force de friction à une échelle microscopique. Nous avons choisi de modé-

liser les interactions entre la surface d'un micro-objet et la surface d'un support, tout deux en silicium, par un modèle de contact de type multi-aspérités. Le choix du silicium était justifié par le fait que ce matériau est omniprésent dans les microsystèmes. Nous avons utilisé également le modèle de Bowden et Tabor afin d'estimer la force de friction. La principale difficulté fut l'évaluation de la contrainte de cisaillement interfaciale définie dans le modèle de Bowden et Tabor. Afin de l'évaluer, nous avons dû déterminer deux paramètres : la force de friction et l'aire réelle de contact. Nous avons mis en oeuvre un procédé de mesure de la force de friction dans lequel un microscope à force atomique a été utilisé une position verticale. Dans cette configuration il est possible de mesurer directement la force de friction pour un contact de type multi-aspérités. L'emploi du modèle de contact multi-aspérités de Greenwood et Williamson combiné au modèle de friction de Bowden et Tabor permet de calculer la contrainte de cisaillement interfaciale. La méthode proposée se compose de deux étapes. Dans un premier temps, à partir de la topographie des surfaces en contact, on établit les paramètres du modèle GW pour obtenir la distance de séparation entre la surface rugueuse équivalente et la surface parfaitement plane du modèle et enfin pour définir l'aire réelle de contact. La seconde étape repose sur l'utilisation du dispositif de mesure de la force de friction avec un microscope à force atomique en position verticale. Nous pouvons désormais déterminer la force de friction entre deux surfaces en silicium sans avoir recours à des mesures puisque nous avons évalué la contrainte interfaciale de cisaillement.

Le contrôle des vibrations naturelles de la partie mobile fut effectué par un modelage du signal d'entrée : l'Input-Shaping. Cette commande ne nécessite pas de capteur, et se fonde sur des algorithmes de calcul simples. Ainsi, cette commande peut être rapidement implémentée dans un système embarqué.

L'asservissement en position fut réalisé par une commande référencée vision. Nous avons mis au point un système de calibrage et conçu des mires adaptées à l'échelle micrométrique. Enfin un algorithme de tracking a permis de repérer la position de l'objet sur la table mobile après chaque accélération du microsystème d'alimentation.

Les résultats expérimentaux ont montré que le principe fondé sur l'utilisation des forces inertielles permet de déplacer des micro-objets. Compte tenu des conditions expérimentales, seuls des micro-objets de  $300 \times 300 \mu m^2$  et de  $500 \times 500 \mu m^2$  ont été déplacés. Nous avons évalué le pas de déplacement et asservi ces derniers en position avec une résolution meilleure que  $10 \mu m$ .

### Perspectives

Le principe de déplacement des micro-objets par inertie fut réalisé selon une direction. Il est possible d'effectuer ce mode de déplacement dans un plan selon deux directions. Pour ce faire, il est nécessaire de concevoir dans la partie mobile la même structure mais disposée perpendiculairement.

Cette configuration permet également d'envisager la possibilité d'effectuer des rotations des micro-objets. En combinant les mouvements de la partie mobile selon les deux directions nous pourrions exercer un couple sur les micro-objets.

Afin, de prendre en considérations les forces d'adhésion, il sera nécessaire de faire évoluer notre méthode. Cette évolution ne nécessite pas de revoir notre approche mais de développer la représentation de la topographie de la surface rugueuse équivalente. En effet, la prise en compte des interactions de surface ne doit pas seulement être appliquée aux sommets

des aspérités en contact avec la surface parfaitement plane, mais avec tous les points de la surface rugueuse qui sont compris entre la distance de séparation interatomique et une distance maximale d'environ  $100\text{ nm}$  ; distance à partir de laquelle les forces de Van der Waals peuvent être négligées. Si les caractéristiques des surfaces remplissent toutes les conditions nécessaires pour une modélisation de type fractale, alors nous pourrions reconstruire une surface en trois dimensions et intégrer les interactions dues aux forces surfaciques dans notre modélisation.

La prise en compte des forces de Van-der-Waals dépendra de la taille des micro-composants, du matériau qui les compose et de la rugosité des surfaces en contact. Il sera alors nécessaire d'étendre le modèle de contact pour qu'il prenne en considération ces phénomènes d'adhésion. Ainsi, nous ne nous baserons plus sur la théorie de Hertz, mais sur l'une des théories suivantes : DMT, JKR ou Maugis.

Une autre fonction que peut remplir un système d'alimentation est le tri de composants. Il s'agit de dégrouper et de séparer des composants différents. Ainsi, l'utilisation de supports avec des surfaces réelles différentes, disposées bout à bout, permettrait le déplacement des micro-objets lorsque la surface de contact est faible et une zone de maintien lorsque le micro-objet arrive sur une surface réelle plus importante. On pourrait alors effectuer du tri de composants ou maintenir un composant pendant le déplacement d'un autre.

Le système d'alimentation en composants étant destiné à être intégré dans une micro-usine, il serait intéressant de l'isoler à l'aide d'un système anti-vibrations pour éviter que des vibrations produites par d'autres modules ne perturbent son bon fonctionnement.



# Bibliographie

- Joël AGNUS : *Contribution à la micromanipulation : étude, réalisation, caractérisation et commande d'une micropince Piézoélectrique*. Thèse de doctorat, U.F.R. des sciences et techniques de l'université de Franche-comté, 2003. 19
- Daniel ARBULCKLE et Aristides A. G. REQUICHA : Active self-assembly. *In Proceeding of the IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 896–901, New orleans, LA, April 2004.
- Richard ARINERO : *Microscopie à force atomique en mode contact vibrant et application à l'étude des propriétés élastiques à l'échelle nanométrique*. Thèse de doctorat, université Montpellier II sciences et techniques du Languedoc, 2003. 78
- Manabu ATAKA *et al.* : Fabrication an Operation of Polyimide Bimorph Actuors for a Ciliary Motion System. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2(4):146–150, December 1993a. 37, 41
- Manabu ATAKA, Akito OMODAKA et Hiroyuki FUJITA : A Biometric Micro Motion System A Ciliary Motion System . *In The 7th International Conference on Solide-State Sensors and Actuators*, pages 38–41, Yokohama, Japan, 1993b.
- Tatsuaki ATAKA : The experimental microfactory system in japanese national rd project. Rapport technique, 2002. 21
- E. BASSOUS, H. H. TAUB et L. KUHN : Ink jet printing nozzle arrays etched in silicon. *Applied Physics Letters*, 31:135–137, juillet 1977. 7
- Julien BERT : *Synthèse de vues à partir d'images de microscopes photoniques pour la micromanipulation*. Thèse de doctorat, U.F.R. des sciences et techniques de l'université de Franche-Comté, 2007. 25, 77
- Bharat BHUSHAN : *Handbook of micro/nano tribology*. CRC Press, second édition, 1999. 78
- G. BINNIG, C.F QUATE, Ch. GERBER et E. WEIBEL : Atomic force microscope. *Physics Review Letters*, 56:930–933, 1986. 78
- G. BINNIG, H. ROHRER, Ch. GERBER et E. WEIBEL : Surface studies by scanning tunneling microscopy. *Physics Review Letters*, 49:57–61, 1982. 77

- P.-A. BLIMAN et M. SORINE : A system-theoretic approach of systems with hysteresis. application to friction modelling and compensation. *In Proceedings of the second European Control Conference*, page 1844–1849, Groningen, The Netherlands, 1993. 69
- F. P. BOWDEN et D. TABOR : *The friction and lubrication of solids*. In the physical sciences. Oxford university press, 1950. 67, 76
- H. Van BRUSSEL, J. PEIRS, D. REYNAERTS, A. DELCHAMBRE, G. REINHART, N. ROTH, M. WECK et E. ZUSSMAN : Assembly of microsystems. *Annals of the CIRP*, 49(2):451–472, 2000. 17, 20
- L. BUCHAILLOT et S. RÉGNIER : *Mycrosystèmes pour la robotique et la micromanipulation*. 2003.
- Karl F BÖHRINGER : Surface modification and modulation in microstructures : controlling protein absorption, monolayer desorption and micro-self-assembly. *In J. Micromech. Microeng.*, numéro 13. Institute of Physics Publishing, IOP Publishing Ltd, June 2003. 37
- Karl F. BÖHRINGER, Bruce R. DONALD, Noel C. MACDONALD, Gregroy T.A KOVACS et John W.SUH : Computational Methods for Design and Control of MEMS Micromanipulator Arrays. *IEEE Computational Science & engineering*, 1997. 37
- Karl F. BÖHRINGER, Ronald S. FEARING et Ken Y. GOLDBERG : Microassembly. *In Shimon NOF, éditeur : The Handbook of Industrial Robotics*, pages 1045–1066. John Wiley & Sons, second édition, February 1999. 17, 37
- Karl-Friedrich BÖHRINGER, Bruce Randall DONALD et Noel C. MACDONALD : What Programmable Vector Fields Can (and Cannot) Do : Force Field Algorithms for MEMS and Vibratory Plate Parts Feeders. *In Proceedings IEEE Int. Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, Mineapolis, MN, April 1996. 37
- Karl Friedrich BÖHRINGER, Ken GOLDBERG, Michael COHN, Roger HOWE et Al PISANO : Parallele microassembly with Electrostatic Force Field. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 1204–1211, Leuven, Belgium, May 16-20 1998. 17, 18, 35, 39, 41, 104
- C. CANUDAS, H. OLSSON, K. J. ASTRÖM et P. LISCHINSKY. : A new model for controls of systems with friction. *IEEE Transactions on Automatic controls*, 40(3), March 1995. 69
- YvesAndré CHAPUIS, Yamato FUKUTA, Yoshio MITA et Hiroyuki FUJITA : Les microsystemes intelligents : technologies et applications. *In Journées Scientifiques Francophones : JSF*, 2003. 16, 17, 29, 36
- J.P CLEVELAND, S. MANNES, D. BOCEK et P.K HANSMA : A nondestructive method for determining the spring constant of cantilevers for scanning force microscopy. *Review of scientific instruments*, 64(2):403–405, 1993. 83
- Cédric CLÉVY, Arnaud HUBERT et Nicolas CHAILLET : A new micro-tools exchange principle for micromanipulation. *IROS*, 05. 19, 103
- C.A CLIFFORD et M.P SEAH : The determination of atomic force microscope cantilever spring constants via dimensional methods for nanomechanical analysis. *Nanotechnology*, 16(9):1666–1680, Septembre 2005a. 83

- Charles A. CLIFFORD et Martin P. SEAH : Quantification issues in the identification of nanoscale regions of homopolymers using modulus measurement via AFM nanoindentation. *Applied surface science*, 252(5):1915–1933, 2005b. 82, 83, 85
- Michael B. COHN, Karl F. BÖHRINGER, J. Mark NOWOROLSKI, Angad SINGH, Chris G. KELLER, Ken Y. GOLDBERG et Roger T. HOWE : Microassembly Technologies for MEMS. *In Proceedings of SPIE Micromachining and Microfabrication, Conference on Micromachining and Microfabrication Process Technology IV*, pages 2–16, Santa Clara, CA, September 21-22 1998. 16, 17
- Charles Augustin COULOMB : *Théorie des machines simples, en ayant égard au frottement de leurs parties et à la roideur des cordes*. PARIS : Bachelier, nouvelle édition, 1821. 66
- Peter J. CUMPSON, Peter ZDHAN et John HEDLEY : Calibration of AFM cantilever stiffness : a microfabricated array of reflective springs. *Ultramicroscopy*, 100(3-4):241–251, 2004. 82, 83
- P. DAHL : A solid friction model. Rapport technique Technical Report TOR-0158(3107–18)-1, The Aerospace Corporation, 1968. 69
- Pierre-Gilles de GENNES, Françoise BROCHARD-WYART et David QUÉRÉ : *Gouttes, bulles, perles et ondes*. Belin, 2005. 15
- B. V. DERJAGUIN, V. M MULLER et YU. P. TOPOROV : Effect of contact deformation on the adhesion of particles. *Journal of Colloid and Interface Sciences*, 53(2):314–326, November 1975. 73
- Amish DESAI, Sang-Wook LEE, et Yu-Chong TAI : a MEMS electrostatic particle transportation system. *Sensors and Actuators, A : physical*, 1999. 35
- Duncan DOWSON : *The history of tribology*. Professional Engineering Publishing, second edition édition, 1998. 68
- P. DUPONT, B. ARMSTRONG et V. HAYWARD : Elasto-plastic friction model : contact compliance and stiction. *Proceedings of the American Control Conference*, 2000. 69
- P. DUPONT, V. HAYWARD, B. ARMSTRONG et F. ALTPETER : Single state elasto-plastic models. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2002. 69
- Thorbjorn EBEFORS, Johan ULFSTEDT-MATTSSON, Edvard KOLVESTEN et Göran STEMME : 3D micromachined devices based on Polyimide Joint technology. *In Conference on Devices and Process Technologies for MEMS and Microelectronics*, volume 3892 de *SPIE's Symp. on Microelectronics and MEMS*, pages 118–132, Royal Pines Resort, Gold Coast, Queensland, Australia, October 27-29 1999. 36
- Thorbjörn EBEFORS : *Polyimide V-groove joints for three - dimensional silicon transducers*. Thèse de doctorat, instrumentation laboratory department of signals, sensors and systems (S3) Royal Institute of Technology (KTH) School of Computer Science - Electrical Engineering Engineering Physics (DEF), Stockholm, Sweden, 2000. 29, 36
- Leonhard EULER : Sur le frottement des corps solides. *Histoire de l'Académie des Sciences et des Belles-Lettres de Berlin*, 4:122–132, 1750. 66
- Jiandong FANG et Karl F BOHRINGER : *Comprehensive microsystems*, volume Volume 1, chapitre Self-Assembly, pages 403–430. Elsevier B.V., 2008. 17, 18

- G. FANTONI et M. SANTOCHI : A contactless linear movement of mini and microparts. *In The proceedings of the IMG04*, Genova, Italy, July 1-2 2004.
- Ronald S. FEARING : Survey of Sticking Effects for Micro Parts Handling. *In Proceedings of the IEEE/RSJ Intelligent Robots Systems*, pages 212–217, 1995.
- Ronald S. FEARING : A Planar Milli-Robot system on an Air Bearing. *In Robotics Research the 7th International Symposium*, 1996.
- Antoine FERREIRA : Design of a flexible conveyer microrobot with electromagnetic field - based friction drive control for microfactory stations. *Journal of Micromechanics*, 1 (1):49–66, 2000. 36
- Antoine FERREIRA, Claude CASSIER et Shigeoki HIRAI : Automatic Microassembly System Assisted by Vision Servoing and Virtual Reality. *IEEE/ASME Transaction on Mechatronics*, 9(2):321–333, June 2004. ISSN : 1083-4435.
- Jean FRÈNE : La tribologie de l'Antiquité à nos jours. *Mécanique & industries*, Vol. 2 (4):263–282, 2001. 66
- Y. FUKUTA, Y.A. CHAPUIS, Y. MITA et H. FUJITA : Design, fabrication and control of MEMS-based actuator arrays for air-flow distributed micromanipulation. *J. Microelectromech. Syst.*, 15(4):912 – 926, 2006. 30, 31, 35
- Yamato FUKUTA, Yoshio MITA, Makoto ARAI et Hiroyuki FUJITA : Pneumatic Two-Dimensional Conveyance System for autonomous Distributed MEMS. *In The 12th International Conference on Solid State Sensor, Actuator and Microsystems*, pages 1019–1022, Boston, June 8-12 2003.
- Tobias GAUGEL, Matthias BENGEL et Dirk MALTHAN : Building a mini-assembly system from a technology construction kit. *Assembly Automation*, 2004. 22, 23
- Jean-Yves GAUTHIER, Arnaud HUBERT, Joel ABADIE, Nicolas CHAILLET et Christian LEXCELLENT : Conversion d'énergie magnéto-thermo-mécanique dans les alliages à mémoire de forme magnétiques. *REE*, pages 32–39, 2008. 105, 107
- J.Y. GAUTHIER, A. HUBERT, J. ABADIE, N. CHAILLET et C. LEXCELLENT : Magnetic shape memory alloy and actuator design. *In International workshop of microfactory*, 2006. 105
- Ulrich GENGENBACH et James BOOLE : Electrostatic feeder for contactless transport of miniature and microparts. *In J. NELSON et Jean-Marc BREGUET, éditeurs : Proceeding of SPIE Microrobotics and Microassembly II*, volume 4194, pages 75–81. SPIE (c) 2000 SPIE–The International Society for Optical Engineering., October 2000. 29, 31, 36
- Jean-Marie GEORGES : *Frottement, usure et lubrification. La tribologie ou science des surfaces*. Sciences et techniques de l'ingénieur. Éditions Eyrolles, CNRS éditions, 2000. 67, 70
- I. GIAEVER : Energy gap in superconductors measured by electron tunneling. *Physics Review Letters*, 1960. 77
- J.F.L GOOSEN et R.F. WILFFENBUTTEL : Object positioning using a surface micromachined distributed system. *In The 8th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, and Eurosensors IX*, volume 2, pages 396–399, Stockholm, Sweden, June 25-29 1995.

- Jay GOWDY et Zack J. BUTLER : An integrated interface tool for the architecture for agile assembly. *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 4:3097–3102, 1999. 24
- J. A. GREENWOOD : Adhesion of elastic spheres. *Proceedings : Mathematical, Physical and Engineering Sciences. The Royal Society.*, 453(1961):1277–1297, 1997.
- J. A. GREENWOOD et J. B. P. WILLIAMSON : Contact of normally flat surfaces. *In Proceedings of the Royal Society of London*, volume 295 de A, *Mathematical and Physical Sciences*, pages 300–319, December 1966. 70
- J.A. GREENWOOD : A unified theory of surface roughness. *Proceedings : Mathematical, Physical and Engineering Sciences. The Royal Society.*, 1984.
- A. HAAKE et J. DUAL : Particle positioning by a two- or three-dimensional ultrasound field excited by surface waves. *In WCU*, Paris, 2003. 33, 34
- D. A. HAESSIG et B. FRIEDLAND : On the modelling and simulation of friction. *J Dyn Syst Meas Control Trans ASME*, page 354–362, September 1991. 69
- A. HARNOY et B. FRIEDLAND : Dynamic friction model of lubricated surfaces for precise motion control. *Society of Tribologists and Lubrication Engineers*, 1993. 69
- T. HIRATA *et al.* : A Novel Pneumatic Actuator System Realised by Microelectro-Discharge Machining. *In Proceeding of the 11th International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS'98)*, pages 160–165, Heidelberg, Germany, 1998. 30, 36
- R. L. HOLLIS, D. O'HALLORAN, G. FEDDER, N. SARKAR et J. (Red) JONES : Vision guided pick and place in a minifactory environment. *In 5th symposium on microfactories IWMF06*, 2006. 24
- John R. HUEY : *The intelligent combination of Input Shaping and PID feedback control*. Thèse de doctorat, School of Mechanical Engineering Georgia Institute of Technology, 2006. 115
- T. IIZUKA, Y. MAEDA, K. AIHARA et H. FUJITA : A Micro X-Y-theta Conveyor by Superconducting Magnetic Levitation. *In IEEE Symposium on Emerging Technologies and Factory Automation, ETFA '94*, pages 62–67, IIS The University of Tokyo, November 6-10 1994. 34, 36
- Jacob ISRAELACHVILI : *Intermolecular & surface forces*. Academic Press, 1991. 11, 13, 15
- K. L. JOHNSON, K. KENDALL et A. D. ROBERTS : Surface energy and the contact of elastic solids. *In Proceedings of the Royal Society of London*, volume 324 de A, *Mathematical and Physical Sciences*, pages 301–313, 1971. 72
- Yacine KHIDAS : *Étude expérimentale du frottement et des rotations dans des milieux granulaires modèles*. Thèse de doctorat, Université de Rennes 1, 2001.
- Byungkyu KIM, Hyunjae KANG, Deok-Ho KIM, Gwi Tae PARK et Jong-Oh PARK : Flexible Microassembly System based on Hybrid Manipulation Scheme. *In Proceedings of the 2003 IEEE/RSJ Intl. Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 2061–2066, Las Vegas, Nevada, October 2003.
- Deok-Ho KIM *et al.* : High-Throughput Cell Manipulation Using Ultrasound Fields. *In Proceedings of the 26th Annual International Conference of the IEEE EMBS*, pages 2571–2574, San Francisco, CA, USA, September 1-5 2004. 33

- Yong-Kweon KIM, Makoto KATSURAI et Hiroyuki FUJITA : Fabrication and testing of a micro superconducting actuator using the Meissner effect. *In Proceedings of IEEE 3rd International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS'90)*, pages 61–66, Napa Valley, USA, 1990. 34, 36
- T. KITAHARA, K. ASHIDA, Y. ISHIKAWA, T. KITAHARA, N. OYAMA et T. ATAKA : Microfactory and microlathe. *Proc. International Workshop on Microfactories*, 1998. 20
- Satoshi KONISHI et Hiroyuki FUJITA : A Conveyance System Using Air Flow Based on the Concept of Distributed Micro Motion Systems. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 3(2):54–58, June 1994. 30, 36
- T. KURITA, S. WATANABE et M. HATTORI : Development of hybrid micro machine tool. *Proc. Second International Symposium on Environment Conscious Design and Inverse Manufacturing*, 1999. 22
- Pierre LAMBERT : Simulation dynamique d'une tâche de micromanipulation utilisant les forces de surface. diplôme d'études approfondies en sciences appliquées, université libre de Bruxelles, faculté des sciences appliquées, service de mécanique analytique et CFAO, 2003. 15, 17
- W. H. LEE, D.O. POPA, J. SIN, V. GEORGE et H.E. STEPHANOU : Compliant microassembly of MEMS. *proc. of ANS Conference Sharing Solutions for Emergencies and Hazardous Environments*, 2006. 24
- J. LIENEMANN, A. GREINER, J. G. KORVINK, X. XIONG, Y. HANEIN et K. F. BOHRINGER : Modelafiling, Simulation and Experimentation of a Promising New Packaging Technology : Parallel Fluidic Self-Assembly of Micro Devices. *In Henry BALTES, Gary K. FEDDER et Jan G. KORVINK, éditeurs : Sensors Update*, volume 13 de *Sensors Update (Journal)*, part 1. sensor technology. 1.1, pages 3–43. John Wiley & Sons, issue 1 édition, 2003.
- Chang LIU : A Micromachined Permalloy Magnetic Actuator Array for Micro-Robotics Assembly Systems. *In International Conference of Solid-State Sensors and Actuators*, Stockholm, Sweden, June 1995. 37, 38
- Laëtitia MATIGNON : *Synthèse d'agents adaptatifs par apprentissage par renforcement. Application à la commande d'un système distribué de micromanipulation*. Thèse de doctorat, U.F.R. des sciences et techniques de l'université de Franche-Comté, 2008. 30
- Daniel MAUGIS : Adhesion of spheres : The JKR-DMT transition using a dugdale model. *Journal of Colloid and Interface Sciences*, 150(1):243–269, April 1992. 74
- S. MAZEROLLE, R. RABE, S. FAHLBUSCH, J. MICHLER et J. M. BREGUET : High precision robotics system for scanning electron microscopes. *International Workshop on MicroFactories*, 2004. 23
- E MEYER, RM OVERNEY, K DRANSFELD et T GYALOG : *Nanoscience : Friction and Rheology on the Nanometer Scale*. World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd, 1998. 70
- Felix M. MOESNER et Toshiro HIGUCHI : Contactless Manipulation of Microparts by Electric Field Traps. *In Proceedings of the SPIE's International Symposium on Microrobotics and Microsystem Fabrication*, volume 3202, pages 168–175, Pittsburgh, October 1997. 29, 31, 35, 36

- Felix M. MOESNER, Toshiro HIGUCHI et Yoshikazu TANII : New considerations for traveling wave particle handling. *In IEEE Industry Application Society Conference Record, 31st Annual Meeting*, pages 1986 – 1993, San Diego, October 1996. 31
- Arthur MORIN : Nouvelles expériences sur le frottement, faites à metz de 1831 à 1833. 1833. 68
- Haruo OGAWA : Micro-assembly system. Olympus Optical CO, LTD, 1998. 22
- Yuichi OKAZAKI, Nozomu MISHIMA et Kiwamu ASHID : Microfactory - concept, history and developments. *Journal of Manufacturing Science and Engineering - ASME*, 2004. 21
- D.F. OLGRETREE, R.W. CARPICK et M. SALMERON : Calibration of frictional forces in atomic force microscopy. *Review of scientific instruments*, 67(9):3298–3306, 1996. 84
- H. OLSSON, K. J. ASTRÖM, C. Canudas de WIT, M. GÄFVERT et P. LISCHINSKY : Friction models and friction compensation. *European Journal of Control*, (4):176–195, December 1998. 68
- Mickaël PARIS, Yassine HADDAB, Philippe LUTZ et Patrick ROUGEOT : Practical caractérisation of the friction force for the positioning and orientation of micro-components. *The 2008 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent RObots and Systems*, 2008.
- Mickaël PARIS : Eléments méthodologiques en vue de la conception de micro-systèmes d'assemblage. DEA I.A.P, U.F.R. des science et techniques de l'université de Franche-comté, laboratoire d'automatique de Besançon, Juillet 2004. 17
- Bo N.J. PERSSON : *Sliding friction physical principles and applications*. Springer, 1998.
- K. E. PETERSEN : Silicon as a mechanical material. *IEEE Proceedings*, 70:420–457, mai 1982. 7
- Olivier PIÉTREMENT : *Imagerie et caractérisation nanomécanique des surfaces par microscopie à force atomique*. Thèse de doctorat, université de Reims Chanpagne-Ardenne, 2000. 75, 80, 83
- J.L PONS : *Emerging actuators technologies : a micromechatronic approach*. Jon Wiley and Sons, 2005. 105, 107
- Dan O. POPA et Harry E. STEPHANOU : Micro and Meso Scale Robotic Assembly. *Journal of manufacturing processes*, 2004a. 24, 25
- D.O. POPA et H. E. STEPHANOU : Micro and meso scale robotic assembly. *SME Journal of Manufacturing Processes*, 6(1):52–71, 2004b. 24
- E. RABINOWICZ : The nature of the static and kinetic coefficient of friction. *Journal of Applied Physics*, 22(11):1373–1379, 1951. 68
- Micky RAKOTONDRABE : *Développement et commande modulaire d'une station de micro-assemblage*. Thèse de doctorat, U.F.R. des science et techniques de l'université de Franche-comté, 2006. 19, 103
- Stéphane RÉGNIER : La manipulation aux échelles microscopiques. HDR, université Pierre et Marie Curie, 2006. 15

- J.E. SADER et L. WHITE : Theoretical analysis of the static deflection of plates for atomic force microscope applications. *Journal of applied physics*, 74(1):1–9, 1993. 84
- Jeongsik SIN et Harry STEPHANOU : A parallel micromanipulation method for microassembly. *In SPIE*, 2001a. 40
- Jeongsik SIN et Harry STEPHANOU : Semi-Distributed Manipulation on a Friction Force Field. *In IROS*, 2001b. 40, 41
- N.C SINGER et W.P SEERING : Design and comparison of command shaping methods for controlling residual vibration. *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 2:888–893, 1989. 112
- N.C SINGER et W.P SEERING : Preshaping command inputs to reduce vibration. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 112:76–82, 1990. 115
- Neil C. SINGER : Residual vibration reduction in computer controlled machines. Technical Report 1223, Massachusetts Institute of Technologies, 1989. 112
- William Earl SINGHOSE : *Command generation for flexible systems*. Thèse de doctorat, Massachusetts Institute of Technologies, 1992. 112
- Richard STRIBECK : Die wesentlichen eigenschaften der gleit-und rollenlager. *Z. Verein. Deut. Ing.*, 46(38):1341–1348, 1902. 68
- John W. SUH *et al.* : Organic thermal and electrostatic ciliary microactuator array for object manipulation. *Sensors and Actuators A*, 58:51–60, 1997. 37
- John W. SUH *et al.* : CMOS Integrated Ciliary Actuator Array as a General-Purpose Micromanipulation Tool for Small Objects. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 8(4):483–496, December 1999.
- Lining SUN, Hui XIE, Weiben RONG et Liguio CHEN : Task-reconfigurable system for MEMS assembly. *ICRA*, 2005. 22
- J. SWEVERS, F. AL-BENDER, C. GANSEMAN et T. PRAJOGO : An integrated friction model structure with improved presliding behaviour for accurate friction compensation. *IEEE Transaction on Automatic Control*, 2000. 69
- Osamu TABATA, Hirshi HIRASAWA, Shintaro AOKI, Ryo YOSHIDA et Etsuo KOKUFUTA : Ciliary motion actuator using self-oscillating gel. *Sensors and Actuators A*, pages 234–238, 2002. 39
- David TABOR : Friction - the present state of our understanding. *Journal of Lubrication Technology*, Vol. 103:169–179, April 1981.
- Brahim TAMADAZTE, Soukalo DEMBÉLÉ et Nadine Le FORT-PIAT : A multiscale calibration of a photon video microscope for visual servo control : application to micromanipulation. *IEEE International Workshop on Robotic and Sensors Environments*, 2008. 118
- Makoto TANAKA : Development of desktop machining microfactory. *RIKEN Review, Focused on Advances on Micro-mechanical Fabrication Techniques*, 2001. 20
- Andreas TERFORT, Ned BOWDEN et George M. WHITESIDES : Three-dimensional self-assembly of millimetre-scale components. *Nature*, (386):162–164, 13 March 1997. 18

- R.Y. TSAI : A versatile camera calibration technic for hight-accuracy 3d machine vision metrology using off-the-shelf tv cameras and lenses. *IEEE Journal of Robotics and Automation*, RA-3(4):323–344, 1987. 119
- Jinni TSAY, Liang-Qing SU et Cheng-Kuo SUNG : Design of a linear micro-feeding system featuring bistable mechanisms. *J. Micromech. Microeng.*, (15):63–70, October 8 2004.
- I. VERETTAS, R. CLAVEL et A. CODOUREY : Micro factory : Concept d’une chaîne d’assemblage miniature, modulaire et propre. 2005. 22
- M. WECK et C. PESCHKE : Assembling hybrid microsystems - challenges and solutions. *In International Precision Assembly Seminar (IPAS)*, pages 17–19, 2003. 19
- George M. WHITESIDES et Bartosz GRZYBOWSKI : Self-Assembly at All Scale. *SCIENCE*, 295:2418–2421, 29 March 2002.
- Daniel E. WHITNEY : *Mechanical assemblies : their design, manufacture, and role in product Development*. Oxford University Press, 2004. 44
- Xiaorong XIONG, Sheng-Hsiung LIANG et Karl F. BÖHRINGER : Geometric binding site design for surface-tension driven self-assembly. *In Proceeding of the IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 1141–1148, New orleans, LA, April 2004.
- Yasuhiro YAMADA, Nobutaka TORII, Motohiro GOTOH et Yoshiaki KOMURA : Reconfigurable parts feeding system using arrayed vibratory units made by stereolithography. *In Proceedings of the 2004 IEEE International Conference on Robotics & Automation*, pages 966–971, New Orleans, LA, April 2000.
- GE YANG, JAMES A. GAINES et BRADLEY J. NELSON : A supervisory wafer-level 3d microassembly system for hybrid MEMS fabrication. *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, 37, 2003.
- Quan ZHOU, Albut AURELIAN, Carlos del CORRAL, Pedro J. ESTEBAN, Pasi KALLIO, Bo CHANG et Keikki N. KOIVO : A microassembly station with controlled environnement. *SPIE photonics*, 2001. 24
- Quan ZHOU, Carlos del CORRAL, Pedro J. ESTEBAN et Keikki N. KOIVO : Environmental influences on microassembly. *IROS*, 2002. 24
- Y. ZHOU et B.J. NELSON : Calibration of a paramteric model of an optical microscope. *Optical Engeenering*, 38(12):1989–1995, 1999. 119





## Résumé

L'alimentation en composants est un problème majeur dans la conception des systèmes de production et plus particulièrement d'assemblage. Un système d'alimentation doit garantir la position et l'orientation des composants qu'il fournit au système d'assemblage, quelle que soit la taille des composants. En revanche, le niveau de précision sera généralement d'autant plus important que les composants sont petits. Nos travaux ont été réalisés dans le contexte de l'alimentation en composants de taille millimétrique à microscopique avec des objectifs de modularité et de haute précision de positionnement.

La première contribution de la thèse a consisté à élaborer une stratégie pour l'alimentation de haute précision en composants millimétriques pour une architecture ouverte, flexible et standardisée, proposée par un projet européen EUPASS (Evolvable Ultra Precision ASsembly System). Un système standard a ainsi été développé. Il est modulaire, reconfigurable pour différents types de minicomposants et permet leur maintien micrométrique.

Sur la base de ces travaux, nous avons étendu notre étude aux systèmes de micro-assemblage (micro-usine). L'objectif était de déplacer dans un plan des micro-objets jusqu'à une position donnée. L'idée retenue se fonde sur l'utilisation des vibrations pour entraîner ces micro-objets par inertie. Il a donc été nécessaire de caractériser les interactions entre la surface du système d'alimentation et la surface du micro-objet. Pour cela nous avons élaboré une méthode pour évaluer directement la force concernée qui est la force de friction. Le contrôle des vibrations du système a ensuite été conçu. Le pas de déplacement d'un micro-objet en fonction de ses caractéristiques est alors maîtrisé. Enfin, une boucle d'asservissement permet de contrôler le déplacement des micro-objets jusqu'à une position consigne.

**Mots-clés :** Alimentation en composants, flexibilité, modularité, haute précision, micro-assemblage, friction, contact multi-aspérités, méthode d'évaluation de la friction, Input-Shaping, asservissement visuel.

## Abstract

Feeding function is a major problem in the design of the production systems. A feeder has to guarantee the position and the orientation of the components it supplies to the assembly system. However, the more the objects are small the more the required precision is high. The presented works have been realised for the feeding of components of which range of size is from some millimetres to hundred of microns. Moreover, the design of the feeding systems has been thought in order to be used with a large range of size of components.

The first contribution of the thesis consisted in elaborating a feeding strategy associating high accuracy and flexibility for millimetre-length components. This work has been done as a contribution for an European project of the 6<sup>th</sup> PCRD, the IP EUPASS (Evolvable Ultra Precision Assembly SystemS). To meet the standard of EUPASS, the proposed feeding system is flexible (it can transport all the test-bed components), modular (it is "plug and produce"), highly accurate (micrometer range) and based on an opened control architecture.

The second part of the work is dedicated to hundred micrometer size components. The objective was to move several kind of micro-objects on a surface until a given position. We have used controlled mechanical vibrations to move micro-objects by inertia. Because the friction force is not well characterized at the micrometer level, we have firstly proposed a method to calculate it in the case of a planar contact between the component and the surface of the feeder. Knowing this force, we were able to control precisely the vibrations of the feeding system in order to move the component. Using this method, a step by step displacement is obtained. The steps can be controlled to give the resolution of the system. Finally, a visual servoing allows controlling the movement of micro-objects until their final position.

**Keywords :** Feeding, flexibility, modularity, high precision, micro-assembly, friction, multi-asperity contact, Input-Shaping, visual servoing.