



INSA



**UNIVERSITÉ DE
SHERBROOKE**

N°d'ordre NNT : 2020LYSEI131

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée au sein de
L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon
En cotutelle internationale avec
L'Université de Sherbrooke

Ecole Doctorale numéro 160
Électronique, Électrotechnique, Automatique

Spécialité / discipline de doctorat :
Électronique, micro et nanoélectronique, optique et laser

Soutenue publiquement le 18/12/2020, par :
Quentin Struss

**Chambres à vapeur ultra-minces en
silicium embarquées pour
l'atténuation de points chauds sur les
dispositifs microélectroniques**

Devant le jury composé de :

AVENAS Yvan	Maitre de Conférence, HDR, G2ELab	Rapporteur
TODRI-SANIAL Aida	DR CNRS, LIRMM	Rapporteure
GRAUR MARTIN Irina	Professeur, Polytech'Marseille	Examinatrice – jury français
PONCET Sébastien	Professeur, Université de Sherbrooke	Rapporteur – jury québécois
FRÉCHETTE Luc G.	Professeur, Université de Sherbrooke	Directeur de thèse
SOUIFI Abdelkader	Professeur, INSA Lyon	Directeur de thèse
COUDRAIN Perceval	Ingénieur Chercheur, CEA-LETI	Invité – jury français
COLONNA Jean-Philippe	Ingénieur Chercheur, CEA-LETI	Invité – jury français
GONTRAND Christian	Professeur, INSA Lyon	Invité – Jury français

Département FEDORA – INSA Lyon - Ecoles Doctorales – Quinquennal 2016-2020

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	CHIMIE DE LYON http://www.edchimie-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage secretariat@edchimie-lyon.fr INSA : R. GOURDON	M. Stéphane DANIELE Institut de recherches sur la catalyse et l'environnement de Lyon IRCELYON-UMR 5256 Équipe CDFA 2 Avenue Albert EINSTEIN 69 626 Villeurbanne CEDEX directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	ÉLECTRONIQUE, ÉLECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE http://edeec.ec-lyon.fr Sec. : M.C. HAVGOUDOUKIAN ecole-doctorale.eea@ec-lyon.fr	M. Gérard SCORLETTI École Centrale de Lyon 36 Avenue Guy DE COLLONGUE 69 134 Écully Tél : 04.72.18.60.97 Fax 04.78.43.37.17 gerard.scorletti@ec-lyon.fr
E2M2	ÉVOLUTION, ÉCOSYSTÈME, MICROBIOLOGIE, MODÉLISATION http://e2m2.universite-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 INSA : H. CHARLES secretariat.e2m2@univ-lyon1.fr	M. Philippe NORMAND UMR 5557 Lab. d'Ecologie Microbienne Université Claude Bernard Lyon 1 Bâtiment Mendel 43, boulevard du 11 Novembre 1918 69 622 Villeurbanne CEDEX philippe.normand@univ-lyon1.fr
EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTÉ http://www.ediss-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 INSA : M. LAGARDE secretariat.ediss@univ-lyon1.fr	Mme Sylvie RICARD-BLUM Institut de Chimie et Biochimie Moléculaires et Supramoléculaires (ICBMS) - UMR 5246 CNRS - Université Lyon 1 Bâtiment Curien - 3ème étage Nord 43 Boulevard du 11 novembre 1918 69622 Villeurbanne Cedex Tel : +33(0)4 72 44 82 32 sylvie.ricard-blum@univ-lyon1.fr
INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES http://edinfomaths.universite-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage Tél : 04.72.43.80.46 infomaths@univ-lyon1.fr	M. Hamamache KHEDDOUCI Bât. Nautibus 43, Boulevard du 11 novembre 1918 69 622 Villeurbanne Cedex France Tel : 04.72.44.83.69 hamamache.kheddouci@univ-lyon1.fr
Matériaux	MATÉRIAUX DE LYON http://ed34.universite-lyon.fr Sec. : Stéphanie CAUVIN Tél : 04.72.43.71.70 Bât. Direction ed.materiaux@insa-lyon.fr	M. Jean-Yves BUFFIÈRE INSA de Lyon MATEIS - Bât. Saint-Exupéry 7 Avenue Jean CAPELLE 69 621 Villeurbanne CEDEX Tél : 04.72.43.71.70 Fax : 04.72.43.85.28 jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr
MEGA	MÉCANIQUE, ÉNERGÉTIQUE, GÉNIE CIVIL, ACOUSTIQUE http://edmega.universite-lyon.fr Sec. : Stéphanie CAUVIN Tél : 04.72.43.71.70 Bât. Direction mega@insa-lyon.fr	M. Jocelyn BONJOUR INSA de Lyon Laboratoire CETHIL Bâtiment Sadi-Carnot 9, rue de la Physique 69 621 Villeurbanne CEDEX jocelyn.bonjour@insa-lyon.fr
ScSo	ScSo* http://ed483.univ-lyon2.fr Sec. : Véronique GUICHARD INSA : J.Y. TOUSSAINT Tél : 04.78.69.72.76 veronique.cervantes@univ-lyon2.fr	M. Christian MONTES Université Lyon 2 86 Rue Pasteur 69 365 Lyon CEDEX 07 christian.montes@univ-lyon2.fr

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

RÉSUMÉ

La gestion thermique et plus particulièrement l'atténuation des points chauds est devenue l'un des aspects les plus critiques dans la conception de circuits microélectroniques, notamment dans le cas d'applications nomades compactes. Du fait de leur encombrement, leur consommation d'énergie ou encore leur besoin en entretien, les systèmes actifs basés sur la convection forcée à air ou à l'aide d'un liquide réfrigérant sont difficilement intégrables dans de tels dispositifs, tandis que les dispositifs de refroidissement passifs classiques présentent des performances limitées.

La solution proposée dans ce projet de thèse prend la forme d'une chambre à vapeur ultra-mince en silicium. Il s'agit d'un dispositif de refroidissement passif à changement de phase, dont les cycles d'évaporation et de condensation permettent un transfert de chaleur beaucoup plus performant que les répartiteurs de chaleur traditionnels tout en permettant une indépendance énergétique et un fonctionnement autonome et auto-ajustable.

L'objectif de ce projet a été la conception, la fabrication et la caractérisation d'une chambre à vapeur ultra-mince en silicium, composée d'un réseau capillaire à base de micropiliers. Cette dernière est conçue pour être directement embarquée en face arrière d'une puce CMOS¹ dans le but de réduire l'intensité des points chauds. Le potentiel de miniaturisation d'un tel dispositif a été étudié à l'aide de modèles analytiques et numériques en se basant sur les limites de fonctionnement de dispositifs équivalents et permet d'envisager des épaisseurs totales inférieures à 600 μm dans le cas de puces de 1 x 1 cm^2 dissipant des puissances inférieures à 10 W.

Un procédé de fabrication, compatible avec la présence d'un circuit CMOS sur la face avant, a été développé en salles blanches académique et semi-industrielle et a permis la fabrication de prototypes avec une épaisseur active de 200 μm , à partir de deux plaques de silicium structurées et assemblées à l'aide d'un procédé de collage direct à basse température. Cette approche de collage, innovante pour ce type de dispositif, a été éprouvée expérimentalement avec succès jusqu'à des températures supérieures à 150 °C.

Le fonctionnement des prototypes a été vérifié expérimentalement et une estimation des performances optimales, réalisée à l'aide d'un modèle numérique, montre qu'un dispositif aminci à 600 μm présente une résistance thermique de près de 1.2 $\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$ inférieure à celle d'un répartiteur de chaleur en cuivre de même épaisseur.

Une approche de remplissage et de scellement par collage direct Au-Au à température ambiante a été développée et permet pour la première fois la fabrication de chambre à vapeur en silicium sans avoir recours à un trou de remplissage. Bien que le procédé reste à optimiser, cela constitue une étape importante vers le développement d'une solution de remplissage et de scellement collective à l'échelle d'une plaque de silicium, afin d'envisager une production à l'échelle industrielle.

Mots clés : Chambre à vapeur en silicium, refroidissement passif, transfert de chaleur avec changement de phase, microélectronique, micropiliers, collage direct, dimensionnement, fabrication.

¹ Complementary Metal Oxide Semiconductor

« Je n'ai pas de talent particulier. Je suis seulement passionnément curieux. L'important est de ne pas arrêter de poser des questions. La curiosité a sa propre raison d'exister »

Albert Einstein (1879 – 1955)

À mon grand-père, pour avoir fait naître et cultivé la mienne et par qui mon voyage scientifique a débuté.

REMERCIEMENTS

Voilà, en écrivant ces mots je suis sur le point de tourner la page sur l'une des périodes les plus importante, difficile, mais aussi exaltante de ma vie. Au sein de plusieurs instituts, sur deux continents, cette expérience aura été pour moi bien plus riche personnellement et professionnellement que ce que j'aurais pu imaginer à son commencement. La rédaction de ce manuscrit aura été l'occasion de me rendre compte que je n'aurais pas pu réaliser tout cela tout seul, et pour cette raison je tiens à remercier toutes les personnes qui ont rendu cette expérience si unique.

Je tiens tout d'abord à exprimer mes sincères remerciements à mes directeurs de thèse Luc Fréchette, Abdelkader Souifi et Christian Gontrand, pour m'avoir fait confiance sur ce projet. Merci Luc, pour tes conseils et tes encouragements, pour avoir accentué ma rigueur scientifique et pour m'avoir toujours laissé évoluer en autonomie sans jamais m'imposer de direction. Ton soutien afin de pouvoir réaliser une quatrième année et finaliser ce projet a été grandement apprécié. Kader, Christian, merci pour vos conseils et votre support qui m'ont entre autre permis de naviguer sans trop d'encombres dans les méandres administratifs que peuvent parfois devenir les thèses en cotutelle.

Je voudrais exprimer mon énorme gratitude à mes encadrants Perceval Coudrain et Jean-Philippe Colonna. Cela a été un véritable plaisir de travailler avec vous. Perceval, merci pour ton aide et ta disponibilité, pour avoir toujours répondu présent quand il le fallait et avoir su raviver ma motivation et balayer mes doutes après chacune de nos discussions. Jean-Philippe, merci pour ton optimisme, tes conseils et tes « t'inquiètes ça va l'faire » qui ont permis de faire avancer ce projet quand il le fallait. Vous m'avez tous deux énormément apporté aussi bien humainement que techniquement.

Un immense merci aux équipes du CEA-LETI de Grenoble pour leur aide technique pour la réalisation des prototypes en salle blanche et à Gilles Simon pour m'avoir accueilli dans la grande famille du LP3D où j'ai pris plaisir à m'épanouir. Doudou, Myriam, Laetitia, Cathy, Nadine, votre aide m'a été précieuse pour dompter Eyelit, suivre les lots en salle et caractériser les échantillons. Merci également à tous les autres membres du labo pour cette ambiance de travail si agréable et familiale que vous avez su installer. Une pensée particulière pour toi mon Stephan; rarement partage de bureau n'aura été aussi panicochèrement sympathique.

Une pensée également aux membres du 3IT de Sherbrooke et de l'équipe Micros parmi lesquels j'ai passé une excellente année québécoise. Un grand merci à Mahmood Reza Salimshirazy et aux autres membres de l'équipe caloducs pour les discussions très enrichissantes que nous avons eu concernant les chambres à vapeur et leur conception. Merci à Oliver Marconot, René Labreque, Caroline Roy et Marie-Josée Gour pour votre support en salle blanche pendant la fabrication des prototypes ainsi qu'à Amrid Annache et Rajesh Pandiyan pour votre aide sur l'étape de collage.

Merci aux équipes de ST Crolles et de l'INL pour votre accueil.

Je tiens aussi à remercier tous les amis formidables et collègues thésards qui ont fait partie de cette aventure et l'ont agrémenté de souvenirs mémorables aussi bien en France qu'au Québec : Joris, Fred, Kiki, Guillaume, Pierre, Thibault, Doriane, Olivier, Fanny, Tigran, Tristan, Arthur, Steph, Yann, Val, Guillaume, Roxana, Michele, Marion et tous les autres.

Merci à mes parents pour avoir toujours cru en moi et pour m'avoir toujours encouragé et supporté dans mes choix personnels et professionnels. Cela compte énormément pour moi et j'espère que l'aboutissement de ce travail vous aura rendu fier du chemin que j'ai parcouru. Une pensée particulière également à tout le reste de ma famille. Votre soutien et vos encouragements m'ont toujours porté et poussé à donner le meilleur de moi-même.

Enfin, Julie, ces dernières lignes sont pour toi. Ces années de doctorat m'ont permis de réaliser encore plus à quel point je suis chanceux de t'avoir dans ma vie. Si je suis là à écrire ces remerciements et finaliser ce projet, c'est en grande partie grâce à toi. Tes encouragements, ta confiance, ta patience et ton support pendant la rédaction m'ont été précieux et ont rendu tout cela possible.

Quentin

TABLE DES MATIÈRES

CHAPITRE 1 : INTRODUCTION	1
1.1 Contexte et problématique	1
1.1.1 Augmentation des performances en microélectronique	1
1.1.2 Points chauds et conséquences	3
1.2 Approches de refroidissement en microélectronique	6
1.2.1 Modes de transfert de chaleur	6
1.2.2 Systèmes de refroidissement en microélectronique	8
1.3 Projet de recherche	12
1.3.1 Définition et projet de recherche	12
1.3.2 Objectifs	14
1.3.3 Contributions originales	15
CHAPITRE 2 : PRÉSENTATION ET ÉTAT DE L'ART	17
2.1 Systèmes de refroidissement diphasiques de type caloduc et chambre à vapeur	17
2.1.1 Composition et principe de fonctionnement	17
2.1.2 Fluide de travail	21
2.1.3 Mèche capillaire	23
2.1.4 Contraintes et limites de fonctionnement	32
2.2 Fabrication d'un dispositif de chambre à vapeur	37
2.2.1 Sélection du fluide de travail, du matériau enveloppe et dimensionnement	37
2.2.2 Nettoyage de la structure interne	38
2.2.3 Dégazage de la structure interne et du fluide de travail	38
2.2.4 Remplissage et scellement	39
2.3 Dispositifs diphasiques miniatures existants	43
2.3.1 Micro chambre à vapeur	43
2.3.2 Chambres à vapeur ultra-minces	45
2.3.3 Comparaison des performances	47
2.4 Conclusion	50
CHAPITRE 3 : CONCEPTION D'UNE CVUMS	53
3.1 Cahier des charges et approche de dimensionnement	53
3.1.1 Cahier des charges	53
3.1.2 Approche de dimensionnement	55
3.2 Sélection des structures et des matériaux	56

3.2.1	Sélection des matériaux composant les parois et la mèche	56
3.2.2	Sélection de la structure de la mèche	57
3.2.3	Sélection du fluide de travail	57
3.3	Dimensionnement du corps vapeur et de la mèche	59
3.3.1	Résistance mécanique du silicium	59
3.3.2	Limites de dimensionnement du réseau de micropiliers	61
3.3.3	Dimensionnement du corps vapeur et de la mèche	69
3.4	Optimisation et dimensionnement des parois et piliers de support	82
3.4.1	Modèle numérique	83
3.4.2	Amélioration de la tenue mécanique par ajout de piliers de support	86
3.4.3	Positionnement des piliers de support	88
3.4.4	Nombre et dimensions des piliers de support	89
3.5	Conclusion	91
CHAPITRE 4 : FABRICATION ET ASSEMBLAGE D'UNE CVUMS		93
4.1	Procédés mis en œuvre	93
4.1.1	Gravure ionique réactive profonde	93
4.1.2	Collage direct	95
4.2	Description des prototypes	98
4.3	Procédé de fabrication	101
4.3.1	Approche de développement	101
4.3.2	Contraintes de fabrication	101
4.3.3	Procédés de fabrication développés	102
4.4	Réalisation des prototypes	108
4.4.1	Oxydation thermique	108
4.4.2	Marques d'alignement et chemins de découpe	109
4.4.3	Masque d'oxyde	110
4.4.4	Micropiliers	111
4.4.5	Cavités vapeur	115
4.4.6	Collage	125
4.4.7	Amincissement	129
4.4.8	Trou de remplissage	130
4.4.9	Découpe	132
4.5	Conclusion	133

CHAPITRE 5 : CARACTÉRISATION ET PERFORMANCES DES CVUMS	135
5.1 Préparation des échantillons	135
5.1.1 Fabrication des éléments chauffants	135
5.1.2 Remplissage et scellement	137
5.1.3 Montage sur PCB test	138
5.2 Caractérisations mécaniques	139
5.2.1 Évaluation du collage direct à basse température	139
5.2.2 Tenue mécanique à la mise sous pression	145
5.3 Modélisation des performances thermiques d'une CVUMS	145
5.3.1 Description du modèle	146
5.3.2 Performances thermiques théoriques	154
5.3.3 Amélioration des performances thermiques	158
5.4 Caractérisations thermiques des CVUMS	160
5.4.1 Banc de test thermique	160
5.4.2 Caractérisation des échantillons	161
5.5 Conclusion	166
CHAPITRE 6 : PISTES D'AMÉLIORATION DE CVUMS	167
6.1 Mèche bi-poreuse à base de silicium poreux	167
6.1.1 Amélioration des performances fluidiques et thermiques	167
6.1.2 Porosification du silicium	168
6.1.3 Fabrication de micropiliers de silicium porosifiés	172
6.1.4 Caractérisation des échantillons	175
6.2 Remplissage et scellement sans trou de remplissage	183
6.2.1 Description de l'approche	184
6.2.2 Collage SiO ₂ – Si	187
6.2.3 Collage Au-Au	190
6.3 Conclusion	194
CHAPITRE 7 : CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET PERSPECTIVES	195
RÉFÉRENCES	201
Annexe A : Modèle COMSOL® de simulation de point chaud	209
Annexe B : Limite d'ébullition	211

Annexe C : Évolution des différents paramètres de l'eau en fonction de la température	215
Annexe D : Tenue mécanique du réseau de micropiliers	219
D.1 Déformation latérale d'un micropilier lors du remplissage	219
D.2 Contrainte maximale dans un micropilier en flexion	223
Annexe E : Miniaturisation de l'épaisseur interne	225
E.1 Sélection du modèle de perméabilité	225
E.2 Profil de vitesse de vapeur	228
Annexe F : Optimisation du nombre de piliers	229
Annexe G : Procédés de fabrication détaillés	233
G.1 Procédé générique détaillé	233
G.2 Procédé LETI détaillé	239
Annexe H : Jeu de masque VAC2	247
H.1 Descriptif du jeu de masque	247
H.2 Descriptif par niveau	249
Annexe I : Support aux caractérisations thermiques	255
I.1 Calibrage de l'élément chauffant	255
I.2 Montage électrique du banc de test thermique	256
Annexe J : Remplissage pendant l'étape de collage	257

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 : Comparaison de la disposition, de la méthode d'interconnexion et de la localisation des sources de chaleur entre des architectures 2D et 3D dans le cas d'un ensemble de puces mémoire et logique. _____	2
Figure 1-2 : Modélisation sous COMSOL [®] du profil thermique en surface d'une puce en silicium de 1 cm ² dissipant une puissance de 1 W en fonction de son amincissement et de la densification du point chaud. Les détails de la modélisation sont présentés en Annexe A. _____	3
Figure 1-3 : Évolution du courant I_{on} pour des transistors NMOS et PMOS [4]. _____	4
Figure 1-4 : Représentation d'un capteur d'image CMOS avec ajout d'un élément chauffant (a) et image capturée par le capteur dans l'obscurité (b) [7]. _____	5
Figure 1-5 : Représentation d'un refroidissement par spray [11]. _____	9
Figure 1-6 : Empilement 3D de puces avec microcanaux réalisé par Maghour et al. [12] vue de face (a) et en coupe (b). La vue en coupe en (b) permet de voir les connexions par TSV entre puces ainsi que le réseau de microcanaux. _____	9
Figure 1-7 : Représentation des différentes approches de refroidissement en microélectronique. _____	10
Figure 1-8 : a) Caloduc et b) chambre à vapeur en cuivre intégrés dans des téléphones intelligents de dernière génération. _____	12
Figure 1-9 : Schéma de l'intégration de microcanaux en silicium directement en face arrière de puce (a) réalisés par Collin <i>et al.</i> [18] à l'aide d'une méthode de placement (<i>pick and place</i>) et observation MEB des microcanaux (b). _____	13
Figure 2-1: Vue de coupe d'un caloduc (a) et d'une chambre à vapeur (b) ainsi que de la description de leur cycle de fonctionnement (c). _____	18
Figure 2-2 : Représentation du système de refroidissement d'un processeur d'ordinateur portable Toshiba Satellite (a) et d'une carte graphique Galax GeForce GTX 1070 Katana (b). Le caloduc (a) et la chambre à vapeur (b) en cuivre permettent d'extraire la chaleur générée par le processeur et la carte graphique vers le radiateur. Elle est ensuite évacuée par convection forcée à l'aide du ventilateur. _____	20
Figure 2-3 : Classement des principaux fluides de travail en fonction de leurs températures de fonctionnement (précisées entre parenthèse) selon Faghri [20] et Yang et Yan [21]. Les valeurs de tension de surface γ_{lg} , de chaleur latente d'évaporation h_{fg} et de pression de vapeur saturante $P_{v, sat}$ sont indiquées pour certains de ces composés dans le tableau en bas à droite de la figure. _____	21
Figure 2-4 : Comportement d'un liquide sur une surface solide en fonction de la mouillabilité. _____	24
Figure 2-5 : Illustration de la capillarité dans un tube en fonction de la mouillabilité. Dans le cas d'un liquide mouillant la variation de hauteur h_1 est positive. Dans le cas d'un liquide non mouillant la variation de hauteur h_2 est négative. _____	25
Figure 2-6 : Observation par microscopie électronique à balayage (MEB) d'une structure poreuse réalisée à partir de particules de cuivre de 66 μm de diamètre [28]. _____	28
Figure 2-7 : Observation par microscopie optique d'une mousse métallique de cuivre [29]. _____	28
Figure 2-8 : Procédé de fabrication d'un réseau de micropiliers en cuivre par dépôt électrochimique [30]. _____	29
Figure 2-9 : Schéma d'une structure de piliers à deux hauteurs proposée par Ryu et Nam [32]. _____	30

Figure 2-10 : Schéma et photos MEB de différentes structures de mèches hybrides : micropiliers nanostructurés (Cu-CuO) (a) [37], mousse de cuivre sur micropiliers (b) [30] et nanofils de Si en surface de micropiliers de Si (c) [40].	31
Figure 2-11 : Diagramme d'état d'un corps pur.	32
Figure 2-12 : Domaine de fonctionnement d'un système de refroidissement diphasique de type caloduc [41]. Les frontières de ce domaine correspondent aux différentes limites de fonctionnement du dispositif.	33
Figure 2-13 : Dispositifs de remplissage par seringue micro graduée par vanne [48] (a) et par joint silicone [50] (b).	40
Figure 2-14 : Méthode de remplissage et de scellement par fusion de bouchon [51].	40
Figure 2-15 : Exemple de banc de dégazage et de remplissage d'un diffuseur thermique diphasique (DTD) en cuivre [52].	41
Figure 2-16 : Dispositif de remplissage par méthode d'équilibre thermodynamique [53].	42
Figure 2-17 : Vue du dessus et de coupe de la chambre à vapeur en silicium réalisée par Cai et al. [59].	44
Figure 2-18 : Représentation de la chambre à vapeur asymétrique de Sun et al. [63] (a) et vue MEB de la structure superhydrophobe du condenseur (b).	45
Figure 2-19 : Représentation de la chambre à vapeur ultra-mince en silicium réalisée par He et al. [64].	46
Figure 2-20 : Représentation de la chambre à vapeur réalisée par Liang et al. [66] avec une mèche composée de particules de Cu adhérant à des points de colle déposés périodiquement par impression jet d'encre.	47
Figure 2-21 : Représentation des performances thermiques de dispositifs issus de la littérature relativement à leur taille et leur épaisseur.	50
Figure 3-1 : Représentation des dimensions et espacement de micropilier a) permettant et b) ne permettant pas la formation d'un ménisque circulaire complet.	61
Figure 3-2 : Représentation des forces compressives dues à la tension de surface sur un micropilier immergé (a) et facteur de forme critique dans le cas d'un micropilier de silicium immergé dans de l'eau avec un angle de contact $\theta = 0^\circ$ (b).	63
Figure 3-3 : Représentation en vue latérale et de dessus de micropiliers partiellement immergés (a) et dans une configuration de pont capillaire (b).	64
Figure 3-4 : Représentation de la déformation latérale des piliers ainsi que des charges latérales mises en jeu en vue latérale (a) et en vue de dessus (b). FE correspond à la force de retour élastique et ωL à la charge linéique issue de la différence de pression de Laplace.	67
Figure 3-5 : Représentation des limitations de dimensionnement d'un réseau de micropiliers pour une hauteur de mèche de 40 μm et des valeurs de diamètre et d'espacement de piliers de 100 nm à 100 μm .	68
Figure 3-6 : Représentation des limites de dimensionnement du réseau de micropiliers pour différentes hauteurs de mèche.	69
Figure 3-7 : Représentation de la chambre à vapeur en géométrie cylindrique (a) avec une vue en coupe d'une section angulaire de la chambre détaillant les différents paramètres de l'étude (b).	70
Figure 3-8 : Évolution de la limite capillaire en fonction de la température pour une configuration interne de chambre à vapeur donnée.	76
Figure 3-9 : Approche de minimisation de l'épaisseur interne d'une CVUMS.	77
Figure 3-10 : Exemple d'identification de l'épaisseur interne minimale pour une chambre à vapeur opérant à 5 W avec des micropiliers de 60 μm de diamètre espacés de 60 μm . La figure b correspond à la vue de dessus de la figure a.	79

Figure 3-11 : Épaisseur interne de la chambre à vapeur en fonction de l'espacement des micropiliers pour différentes puissances de fonctionnement.	80
Figure 3-12 : Représentation de la puissance de fonctionnement maximale (W) en fonction des dimensions de micropiliers pour une épaisseur interne de $200\ \mu\text{m}$.	81
Figure 3-13 : Épaisseur minimale théorique en fonction de la puissance de fonctionnement.	82
Figure 3-14 : Représentation de la déformation Dz avec un facteur 2 selon l'axe Oz pour une épaisseur de paroi de $100\ \mu\text{m}$, une pression externe de $10^5\ \text{Pa}$ et une pression interne de $5.10^5\ \text{Pa}$.	84
Figure 3-15 : Schématisation complète du dispositif modélisé pour le dimensionnement des parois et des piliers de support (a et b) ainsi que les surfaces d'application des pressions extérieure P_{ext} (c) et intérieure P_{int} (d).	85
Figure 3-16 : Évaluation numérique de la contrainte et de la déformation maximales d'une chambre à vapeur pour une épaisseur de paroi de $400\ \mu\text{m}$ en fonction de l'épaisseur de la cavité vapeur (a) et de la pression interne (b).	86
Figure 3-17 : Modélisation numérique de la contrainte (a) et de la déformation (b) maximales dans une chambre à vapeur avec et sans piliers de support en fonction de l'épaisseur des parois.	87
Figure 3-18 : Vue de dessus de l'intérieur et localisation des zones de concentration de contraintes dans le cas d'une chambre à vapeur sans piliers de support (a) et avec 4 piliers de support de $500\ \mu\text{m}$ (b) pour une épaisseur de paroi de $100\ \mu\text{m}$.	87
Figure 3-19 : Représentation en vue du dessus semi-transparente des dispositions carrée et diamant pour des dispositifs à 4 et 9 piliers de support avec représentation des différents axes de symétrie.	88
Figure 3-20 : Procédure de sélection de la configuration de micropiliers sélectionnée appliquée pour chaque épaisseur de paroi.	90
Figure 4-1 : Profil de gravure DRIE avec présence de « <i>scallops</i> » [85].	94
Figure 4-2 : Impact de l'hydrophilicité des surfaces [89] (a) et de leur type d'activation [92] (b) sur l'énergie de collage (mesure en atmosphère anhydre) pour des recuits de consolidation de 2 h à différentes températures.	97
Figure 4-3 : a) Représentation du fonctionnement d'un SAM et b) balayage acoustique réalisé après collage activé par plasma N_2 de deux plaques de silicium oxydées de $200\ \text{mm}$ et recuit de consolidation à 200°C . Les défauts en périphérie de plaque sont dus à la condensation de gouttes d'eau résultant de la progression de l'onde de collage qui accélère en sortie de plaque.	98
Figure 4-4 : Description détaillée du prototype de chambre à vapeur avec trou de remplissage en vue de coupe et vue de dessus semi-transparente.	100
Figure 4-5 : Description des principales étapes de fabrication d'un CVUMS avec trou de remplissage selon le procédé UdeS.	104
Figure 4-6 : Disposition des chambres à vapeur sur une plaque pour le prototype LETI. La partie A comprend des micropiliers de $3\ \mu\text{m}$ espacés de $4\ \mu\text{m}$ bord à bord et la partie B des micropiliers de $5\ \mu\text{m}$ de diamètre espacés de $5\ \mu\text{m}$ bord à bord.	105
Figure 4-7 : Description des principales étapes de fabrication d'une CVUMS avec trou de remplissage selon le procédé LETI.	107
Figure 4-8 : Vue pleine plaque (a) après gravure des repères d'alignement (b) et des chemins de découpe (c).	110
Figure 4-9 : Vue complète de la face avant de la plaque après gravure du masque d'oxyde.	111

Figure 4-10 : Évolution des micropiliers de résine en fonction des différentes conditions expérimentales testées.	112
Figure 4-11 : Observations MEB et FIB des micropiliers de 3 μm et 5 μm après gravure DRIE de 25 μm (a et b) et après retrait de la résine sur l'échantillon CVUMS_LETI_2.	114
Figure 4-12 : Observation FIB d'un micropilier de 3 μm de diamètre après dépôt localisé de platine (a) et après découpe FIB de ce même micropilier (b).	115
Figure 4-13 : Schématisation en coupe de l'évolution des dimensions des micropiliers au cours de la gravure DRIE de la cavité vapeur dans le cas d'une gravure idéale (a) et réelle (b).	117
Figure 4-14 : Observation MEB de l'évolution des dimensions des micropiliers de 3 μm de l'échantillon CVUMS_LETI_1_P09 après la gravure des micropiliers (a), la gravure de la cavité vapeur (b) et un des nettoyages chimiques post DRIE (c).	117
Figure 4-15 : Schématisation en coupe de l'évolution du trou central pour les micropiliers de 3 μm au fur et à mesure de la gravure de la cavité vapeur.	118
Figure 4-16 : Observation MEB de la mèche de micropiliers de 3 μm aux abords d'un des piliers de support pour trois recettes de gravure différentes : a) recette Cavité_1, b) recette Cavité_2 avec pression de gravure réduite et c) recette Cavité_3 avec pression et flux de SF ₆ réduits.	119
Figure 4-17 : Observation FIB des micropiliers de 3 μm et 5 μm après gravure de la cavité vapeur sur l'échantillon CVUMS_LETI_2.	121
Figure 4-18 : Balayages par profilomètre interférométrique de l'échantillon CVUMS_LETI_1_P12_E6 (a) et représentation en 3D (d).	123
Figure 4-19 : Distribution de hauteur de micropiliers en fin de gravure de la cavité vapeur sur la surface de la puce E6 de l'échantillon CVUMS_LETI_1 par mesure au profilomètre interférométrique.	125
Figure 4-20 : Approche de collage direct FAV / FAV de deux plaques de silicium.	125
Figure 4-21 : Évolution de la surface des plaques entre la gravure de cavité vapeur (a) et le retrait du masque d'oxyde (b).	127
Figure 4-22 : Observation SAM de l'interface de collage avant (a) et après recuit de consolidation (b) sur l'échantillon CVUMS_LETI_1_P01.	128
Figure 4-23 : Observation SAM de l'interface de collage après recuit d'activation d'une des chambres à vapeur (a) et observation MEB d'un pilier de support sur une coupe de chambre à vapeur de l'échantillon CVUMS_LETI_1_P01_E5 (b).	128
Figure 4-24 : Observation MEB en coupe d'un des piliers de support après recuit d'activation (a). Une observation à plus haute magnitude en augmentant le contraste et la netteté de l'image permet une observation de l'interface de collage SiO ₂ .	129
Figure 4-25 : Observation par microscopie optique du trou de remplissage après gravure débouchante (a) et vue MEB en coupe du trou de remplissage après retrait de la photorésine (b).	132
Figure 4-26 : Observation par tomographie par rayons-X 3D au voisinage d'un des piliers de support (a) et d'une des parois latérales (b) à l'intérieur d'une chambre à vapeur en fin d'étape de gravure du trou de remplissage.	132
Figure 4-27 : Face avant (a) et face arrière (b) d'une chambre à vapeur après découpe en puce unitaire.	133
Figure 5-1 : Procédé de fabrication de l'élément chauffant.	136
Figure 5-2 : Observation a) sous microscope optique b) et MEB d'un des serpentins chauffants et des pistes d'alimentation et de mesure avant câblage.	136

Figure 5-3 : CVUMS a) après microfabrication, b) avec tuyau de remplissage fixé et c) après remplissage et scellement par soudure froide .	137
Figure 5-4 : Évolution de la masse d'eau dans la CVUMS, après remplissage et scellement, en fonction du temps de stockage à température ambiante pour deux échantillons.	138
Figure 5-5 : Chambre à vapeur avec élément chauffant monté sur PCB test a) en vue de dessus et b) de dessous, directement après câblage filaire.	139
Figure 5-6 : Description de la méthode de mesure Maszara a) et observation IR du décollement d'une barrette échantillon d'un collage SiO ₂ -SiO ₂ b) [89].	140
Figure 5-7 : Influence de la corrosion sous contrainte a) sur l'angle des liaisons Si-O-Si et b) processus de corrosion sous contrainte [92].	141
Figure 5-8 : Caractérisation de l'énergie de collage par méthode Maszara réalisée en atmosphère anhydre sur un échantillon recuit à 200°C et conditionné plusieurs mois en atmosphère de salle blanche.	142
Figure 5-9 : Comparaison de l'évolution de l'énergie de collage à partir de l'arrêt de la lame, avant et après stockage en immersion dans l'eau DI, pour des échantillons recuits à 200 °C pendant a) 1h et b) 400 °C pendant 2h . La mesure post immersion sur l'échantillon recuit à 400 °C entraîne une rupture au niveau de l'interface de collage c).	143
Figure 5-10 : Schématisation complète du dispositif modélisé a) avant et b) après simplification par symétrie.	146
Figure 5-11 : Représentation schématique des différents paramètres thermiques du modèle.	147
Figure 5-12 : Représentation schématique des différents paramètres fluidiques du modèle.	148
Figure 5-13 : Représentation schématique du couplage thermofluidique.	149
Figure 5-14 : Représentation schématique de la variation radiale de forme du ménisque au niveau de l'évaporateur et représentation du circuit thermique au niveau d'une cellule unitaire de micropiliers.	151
Figure 5-15 : Représentation schématique du circuit thermique au niveau d'une cellule unitaire de micropilier au condenseur.	154
Figure 5-16 : Comparaison des champs de température ainsi que des températures maximales du système (T_{max}), moyennes au point chaud (T_{av_pc}), moyennes de la face avant (T_{av_FAV}) et moyennes au condenseur (T_{av_FAR}) pour différentes solutions de répartition de chaleur d'un point chaud de 1 mm ² alimenté par une puissance de 4W.	156
Figure 5-17 : Représentation des lignes de champ de vitesse de vapeur d'une CVUMS alimentée par une puissance de 4 W issue du modèle COMSOL.	157
Figure 5-18 : Comparaison de la différence de température maximale sur la face avant de la puce pour différentes solutions de refroidissement passif de mêmes dimensions.	158
Figure 5-19 Cartographie thermique d'une coupe latérale symétrique d'une CVUM d'après le modèle développé. Un point chaud de 1 x 1 mm ² alimenté par une puissance de 4 W est appliqué au centre du dispositif. Les résistances R_{th_1} à R_{th_5} correspondent aux résistances thermiques des différentes couches du dispositif.	159
Figure 5-20 : Représentation en coupe du banc de caractérisation thermique.	161
Figure 5-21 : Température moyenne du point chaud en fonction de la puissance moyenne de fonctionnement.	162
Figure 5-22 : Comparaison des résistances thermiques des différents échantillons testés.	163

Figure 5-23 : Variation de la température entre le centre et le bord de la puce pour une puissance de fonctionnement de 4 W.	163
Figure 5-24 : Comparaison de la résistance thermique corrigée R_{th_surf} théorique des prototypes LETI_1 partiellement et complètement amincis avec les dispositifs développés dans la littérature.	165
Figure 6-1 : Représentation schématique des zones d'évaporation et des circuits thermiques équivalents dans le cas de micropiliers a) non porosifiés et b) porosifiés.	168
Figure 6-2 : Représentation schématique des différentes étapes du procédé de porosification du silicium d'après Lehmann et Gösele [103], [104].	169
Figure 6-3 : Classification des différents types de silicium poreux selon leur taille de pores.	170
Figure 6-4 : Effet d'une augmentation de la densité de courant à concentration en HF constante dans l'électrolyte sur la porosification du silicium d'après Populaire [105] : a) gravure très anisotrope à faible densité de courant, b) augmentation latérale de la taille des pores, c) régime d'électropolissage.	171
Figure 6-5 : Effet d'une augmentation de concentration en HF de l'électrolyte à densité de courant constante sur la porosification du silicium selon Populaire [105].	172
Figure 6-6 : Schéma d'une cellule d'anodisation à double bain d'après Mery [106].	173
Figure 6-7 : Procédé de fabrication des réseaux de micropiliers porosifiés.	173
Figure 6-8 : Observation MEB d'un micropilier de silicium porosifié sur une épaisseur d'environ 1 μm .	174
Figure 6-9 : Angle de contact avant et après traitement plasma O_2 , 150 W, 5 min dans le cas de micropiliers et de silicium plein porosifiés et non porosifiés.	176
Figure 6-10 : Comparaison de l'évaporation d'un même volume a) d'eau et b) d'éthanol sur un échantillon de silicium poli et de silicium mésoporeux. La flèche rouge indique le moment où la goutte de liquide déposée a totalement disparu visuellement.	177
Figure 6-11 : Description du banc de montée de liquide.	179
Figure 6-12 : Évolution a) de la masse et b) de la hauteur de liquide dans des échantillons de micropiliers porosifiés et non porosifiés pendant la mesure de montée de liquide avec de l'éthanol.	180
Figure 6-13 : Représentations a) schématique en coupe d'un échantillon et b) du banc de mesure d'évaporation de liquide dans les mèches de micropiliers.	181
Figure 6-14 : Suivi en masse de l'évaporation d'une goutte d'eau à température ambiante (a) et à 60 °C (b) et d'une goutte d'éthanol à température ambiante (c) et à 60 °C (d) sur une matrice de micropiliers porosifiés et non porosifiés.	182
Figure 6-15 : Description du procédé de remplissage et de scellement sans trou envisagé.	186
Figure 6-16 : Plaque microstructurées a) après remplissage de 12 cavités centrales avec de l'eau et b) observation par caméra IR après recuit de consolidation de 200 °C.	188
Figure 6-17 : Vues schématiques des interfaces de collage en fonction de la température de recuit post collage d'après Fournel <i>et al.</i> [92].	190
Figure 6-18 : Procédé de remplissage et de collage Au-Au des cavités à température ambiante.	191
Figure 6-19 : Remplissage des cavités et observation par caméra IR de l'évolution de la surface de collage dans le cas d'un collage Au-Au à température ambiante.	192
Figure 6-20 : Évolution de l'interface de collage en fonction de la température. Chaque palier de température est maintenu sur une durée de 5 min.	193

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1-1 : Températures critiques de fonctionnement selon le type de puce.	4
Tableau 1-2 : Comparaison des conductivités thermiques latérales et transversales ainsi que des CET de matériaux répartiteurs de chaleur.	13
Tableau 2-1 : Compatibilité (✓) et incompatibilité (✖) des matériaux pour différents fluides de travail [20],[22]. (-) correspond aux couples fluide / matériau non répertorié dans la littérature.	22
Tableau 2-2 : Conductivités thermiques des matériaux principaux composant les mèches.	27
Tableau 2-3 : Comparaison des précisions de remplissage de différentes méthodes d'après Gao et al. [53].	43
Tableau 2-4 : Présentation des caractéristiques et des performances d'un panorama de chambres à vapeurs présentes dans la littérature.	49
Tableau 3-1 : Cahier des charges défini en début de projet pour la réalisation des dispositifs de chambre à vapeur.	55
Tableau 3-2 : Comparaison des différents fluides de travail compatibles avec le silicium.	58
Tableau 3-3 : Résistances pratiques à la rupture pour différents états d'un silicium formé par procédé Czochralski d'après Tilli <i>et al.</i> [76].	60
Tableau 3-4 : Expression des flux massiques pour les différentes zones de la chambre à vapeur.	72
Tableau 3-5 : Paramètres de l'étude	84
Tableau 3-6 : Comparaison des contraintes et déformations maximales calculées à l'aide du logiciel COMSOL pour une chambre à vapeur avec des parois supérieure et inférieure de 300 μm d'épaisseur et des piliers de support de 500 μm de diamètre.	89
Tableau 3-7 : Nombre et taille de piliers envisageables en fonction de l'épaisseur de paroi. Les structures des piliers de support retenues pour chaque épaisseur de paroi sont représentées en vert.	91
Tableau 4-1 : Ordres de grandeur des différents paramètres de gravure utilisés pour la réalisation de prototypes au LETI.	94
Tableau 4-2 : Caractéristiques cibles des échantillons réalisés au LETI.	99
Tableau 4-3 : Procédés réalisés dans une salle blanche spécifique avec les niveaux de propreté et les contraintes de transfert de lot correspondants.	102
Tableau 4-4 : Description des différents niveaux du jeu de masque VAC2. Les niveaux commençant par B correspondent à des niveaux appliqués à la face arrière et par F à la face avant.	109
Tableau 4-5 : Description des conditions testées et diamètres des plots de résine post développement.	112
Tableau 4-6 : Évolution des dimensions moyennes des micropiliers après la gravure de la cavité vapeur en fonction de la recette de gravure utilisée.	120
Tableau 4-7 : Mesures expérimentales des dimensions des micropiliers en début et fin de gravure de la cavité vapeur.	122
Tableau 4-8 : Mesures interférométriques de l'épaisseur entre la face avant des plaques collées et l'interface de collage après amincissement fin.	130

Tableau 5-1 : Type d'eau à l'interface de collage en fonction de la valeur de relaxation de l'énergie de collage d'après Desomberg [89].	144
Tableau 5-2 : Énergies de collage et de relaxation pour différentes conditions de collage direct et de stockage.	145
Tableau 5-3 : Épaisseur totale des différentes couches composant les dispositifs comparés.	155
Tableau 5-4 : Paramètres du modèle.	159
Tableau 5-5 : Paramètres de modélisation du banc de test.	162
Tableau 6-1 : Classification des différents types de silicium poreux selon leur taille de pores [104].	170
Tableau 6-2 : Type de silicium poreux produit en fonction du dopage du substrat de base [105].	171
Tableau 6-3 : Paramètres de porosification.	174
Tableau 6-4 : Évolution de la mouillabilité des échantillons en fonction du temps.	177
Tableau 6-5 : Évolution de la pression dans la chambre de collage pendant l'étape de recuit de consolidation pour deux forces différentes appliquées sur les plaques.	189
Tableau 6-6 : Évolution de la masse de liquide emprisonnée en fonction de la température de recuit.	193
Tableau E-1 : Données expérimentales de perméabilité issues de la littérature.	227

LISTE DES SYMBOLES

Symbole	Définition
GREC	
α	Angle de gravure, °
α_s	Coefficient de sécurité de limite à la rupture, -
β_l	Coefficient de longueur effective, -
γ_{lv}	Tension de surface liquide vapeur, $N \cdot m^{-1}$
γ_v	Coefficient de Laplace, -
δ	Épaisseur du film mince, m
δ_{pil}	Déformation latérale, m
ϵ	Émissivité, -
ε	Porosité, -
θ	Angle de contact, °
ϑ	Coefficient d'accommodation, -
κ	Courbure, m
λ	Longueur d'onde, nm
μ	Viscosité dynamique, $N \cdot s \cdot m^{-1}$
ρ	Masse volumique, $kg \cdot m^{-3}$
σ	Contrainte, Pa
σ_{elast}	Limite élastique, Pa
σ_c	Contrainte critique à la rupture, Pa
σ_{SB}	Constante de Stephan Boltzmann, $W \cdot K^{-4} \cdot m^{-2}$
τ	Contrainte de cisaillement, Pa
φ	Angle de pente en sommet de micropilier, °
ω_L	Charge linéique, $N \cdot m^{-1}$
LATIN	
A_{vap}	Section hydraulique du canal vapeur, m^2
A_m	Section hydraulique de la mèche, m^2
C	Compressibilité, -
Dz	Déformation des parois selon l'axe Oz, m
d	Diamètre, m
d_{pil}	Diamètre des micropiliers, m
d_{pore}	Diamètre de pore, m
d_{vap}	Diamètre hydraulique du canal vapeur, m
E	Module d'Young, Pa
E_{tot}	Épaisseur totale de la CVUMS, m
E_{vap}	Épaisseur de la cavité vapeur, m
e	Épaisseur, m
F_E	Force de retour élastique, N
F_L	Force de Laplace, N
f_v	Facteur de friction, -

G	Énergie de collage, $J.m^{-2}$
g	Accélération de la pesanteur, $m.s^{-2}$
h	Coefficient de convection, $W.K^{-1}.m^{-2}$
h_{fg}	Chaleur latente de vaporisation, $J.kg^{-1}$
h_{pil}	Hauteur des micropiliers, m
h_{vap}	Hauteur de la cavité vapeur, m
I	Moment d'inertie minimum de la section transversale d'un pilier, m^4
J	Densité de courant, $A.m^{-2}$
K	Perméabilité intrinsèque d'un milieu poreux, m^{-2}
k	Conductivité thermique, $W.m^{-1}.K^{-1}$
k_{eq}	Conductivité thermique équivalente, $W.m^{-1}.K^{-1}$
L	Longueur, m
L_{cap}	Longueur capillaire, m
L_{eff}	Longueur effective, m
M	Masse molaire, $g.mol^{-1}$
M_f	Moment flechissant, $N.m$
\dot{m}	Flux massique, $kg.m^{-3}$
P_{liq}	Pression de la phase liquide, Pa
P_L	Pression de Laplace, Pa
p_{pil}	Espacement centre à centre des piliers, m
$P_{v,sat}$	Pression de vapeur saturante, Pa
P_{vap}	Pression de la phase vapeur, Pa
q	Flux de chaleur thermique, W
Q	Densité de flux de chaleur, $W.m^{-2}$
R	Rayon de courbure, m
R_{cv}	Rayon équivalent de la chambre à vapeur, m
Re_v	Nombre de Reynolds, -
R_{men}	Rayon du ménisque, m
R_s	Constante spécifique des gaz parfaits (8.314), $J.mol^{-1}.K^{-1}$
R_{th}	Résistance thermique, $K.W^{-1}$
R_v	Constante spécifique des gaz parfaits, $J.kg^{-1}.K^{-1}$
r_{cap}	Rayon capillaire, m
$r_{h,v}$	Rayon hydraulique du canal vapeur, m
r_n	Rayon de nucléation, m
r_p	Rayon de pore, m
r_{eff}	Rayon de pore effectif, m
S	Surface, m^2
S_p	Espacement interpilier, m
T	Température, K
T_{vap}	Température de la phase vapeur, K
T_y	Effort tranchant, N
v	Vitesse de gravure, $\mu m.s^{-1}$
v_{fg}	Différence de volume spécifique liquide-vapeur, $m^3.kg^{-1}$
W	Demi hauteur, m

LISTE ACRONYMES

Acronyme	Définition
3IT	Institut Interdisciplinaire d'Innovation Technologique
ARDE	Aspect ratio depending etching – Taux de gravure dépendant du rapport de forme
BEOL	Back End Of Line
CET	Coefficient d'Expansion Thermique
CMOS	Complementary Metal Oxide Semiconductor
CNT	Nanotubes de carbone (Carbon nanotubes)
CVUMS	Chambre vapeur ultra-mince en silicium
DRAM	Dynamic Random Access Memory – Mémoire vive dynamique
DRIE	Deep Reactive Ion Etching – Gravure ionique réactive profonde
DSP	Double side polished – Poli double face
DTD	Diffuseur thermique diphasique
FAR	Face arrière
FAV	Face avant
FIB	Focused ion beam – Faisceau ionique focalisé
IAPWS	International Association for the Properties of Water and Steam
IR	Infrarouge
MEB	Microscopie électronique à balayage
MEMS	Microelectromechanical Systems – Systèmes micro-électromécaniques
PCB	Printed Circuit Board – Circuit imprimé
PGS	Pyrolytical Graphite Sheet – Feuille de graphite pyrolytique
RIE	Reactive Ionic Etching – Gravure ionique réactive
RMS	Root Mean Square – Moyenne quadratique
SAM	Scanning Acoustic Microscopy – Microscopie acoustique à balayage
SC	Standard Cleaning – Nettoyage standard
SoC	System on Chip – Système sur puce
TSV	Through Silicon Via – Via traversant le silicium

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

Ce chapitre a pour but d'introduire le contexte de ce travail de thèse ainsi que la problématique de gestion thermique des dispositifs microélectroniques. Les différentes stratégies classiques seront présentées tout en se concentrant progressivement sur le cas des applications nomades compactes et le traitement des points chauds à l'échelle de la puce. Le projet de recherche sera ensuite défini de manière précise.

1.1 Contexte et problématique

1.1.1 Augmentation des performances en microélectronique

Pendant de nombreuses années l'augmentation des performances des dispositifs microélectroniques est allée de pair avec la miniaturisation de ses composants. Afin de suivre les prévisions énoncées par Gordon Moore en 1965, l'industrie de la microélectronique s'est imposée de doubler le nombre de transistors par unité de surface tous les 18 mois jusqu'à en entrevoir les limites il y a quelques années avec les technologies 28 et 14 nm. La fabrication de transistors de taille inférieure étant difficilement rentable pour une commercialisation à grande échelle, seuls trois fabricants au monde sont encore capables de poursuivre leur miniaturisation en deçà de 10 nm (Intel, Samsung et TSMC). Cette course à la miniaturisation est d'autant plus prononcée dans le domaine des technologies embarquées dans les appareils nomades tels que les smartphones, tablettes ou objets connectés qui requièrent une augmentation de performance sans modification de dimensions. Cela se traduit par une diminution progressive de la taille des puces ainsi qu'une densification de leurs transistors et pose de nombreux défis en terme d'interconnexion et de gestion thermique. En contraste avec l'architecture de circuit standard, qui consiste à disposer des composants monofonctionnels sur un circuit imprimé (PCB pour printed circuit board), s'est développée une architecture qualifiée de système sur puce (SoC pour *System on Chip*). Dans cette approche, la puce est conçue comme un système à part entière intégrant différentes fonctions avec de plus en plus d'éléments miniaturisés qu'il faut interconnecter. La plupart

des architectures SoC comprennent notamment des interfaces graphiques ou mémoires, un ou plusieurs processeurs ainsi que des périphériques d'interface connectés [1]. L'utilisation de cette approche en intégrant les différents éléments côte à côte en 2D a longtemps été privilégiée notamment pour la réalisation de microprocesseurs et de microcontrôleurs. Cependant le nombre et la longueur des interconnexions entre les différents éléments a fini par pénaliser les performances de ces puces. Alors que l'on a réussi à réduire le délai de commutation des transistors pendant des décennies, c'est le délai de propagation des signaux dans les interconnexions qui est devenu l'élément limitant, associé en outre à un rendement énergétique plus faible et une augmentation des pertes énergétiques par effet Joule [2]. Il en résulte des dispositifs plus énergivores et qui chauffent plus ce qui, pour les applications nomades entraîne une baisse de l'autonomie et des performances. Afin de répondre à ces problématiques, une nouvelle approche, qualifiée de More-than-Moore, est étudiée à partir de la fin des années 80 et vise à augmenter non pas le nombre de transistors mais le nombre de fonctionnalités sur une même surface. Ceci nécessite un haut niveau d'intégration des composants et le recours à de nouvelles approches de fabrication comme les technologies d'intégration 3D dont un exemple est présenté en Figure 1-1. La diminution des longueurs d'interconnexion dans ce type d'architecture permet la fabrication de puces avec un temps de réponse plus court et moins de pertes par effet Joule [2].

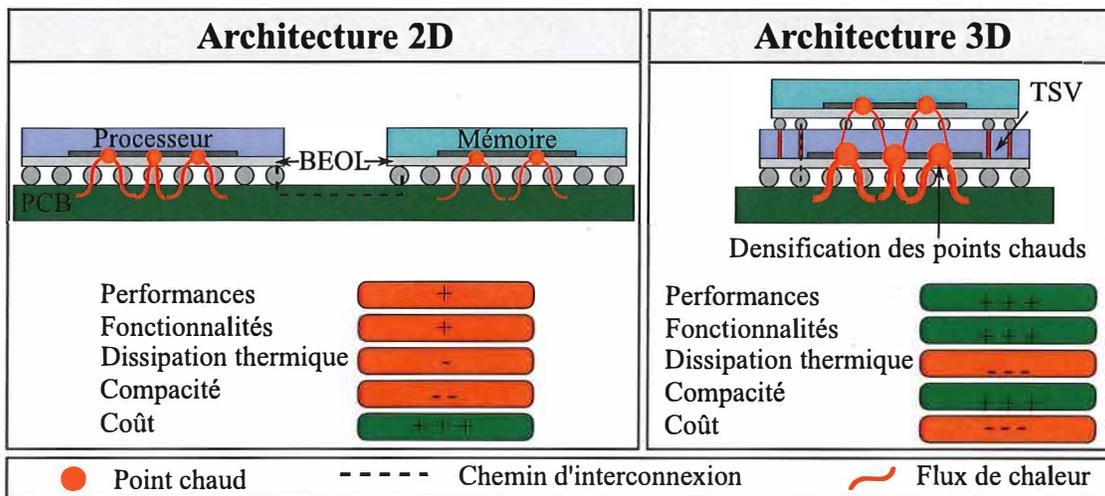


Figure 1-1 : Comparaison de la disposition, de la méthode d'interconnexion et de la localisation des sources de chaleur entre des architectures 2D et 3D dans le cas d'un ensemble de puces mémoire et logique.

Avec cette approche on superpose plusieurs puces pouvant avoir des fonctions différentes les unes sur les autres afin d'optimiser l'espace occupé sur le PCB. Les interconnexions filaires sont remplacées par des connexions verticales appelés vias (TSV pour *through*

silicon via), généralement fabriquées en cuivre, qui traversent le silicium de la puce centrale pour permettre à celle du haut de se connecter sur le PCB. Ce nouveau type d'architecture intensifie néanmoins la problématique de gestion thermique. Comme on peut le voir sur la Figure 1-1, l'empilement des puces densifie les sources de chaleur et rend plus difficile son extraction, ce qui peut conduire à la formation de points chauds [3].

1.1.2 Points chauds et conséquences

Le fonctionnement d'une puce entraîne généralement l'apparition d'un flux de chaleur localisé. Cela provoque un échauffement local et une hétérogénéité de son profil thermique dont les zones de hautes températures sont appelées points chauds. La densification des composants liée à la diminution de la taille des transistors entraîne une intensification et une densification de ces singularités thermiques. Ce phénomène est exacerbé dans le cas des architectures 3D : la nécessité d'utiliser des puces amincies ainsi que leur isolation verticale à l'aide de couches de polymères limitent respectivement les dissipations thermiques latérales et verticales des différentes couches. Cela peut conduire à des échauffements locaux bien supérieurs aux températures supportables par les différents types de puce comme le montre la Figure 1-2.

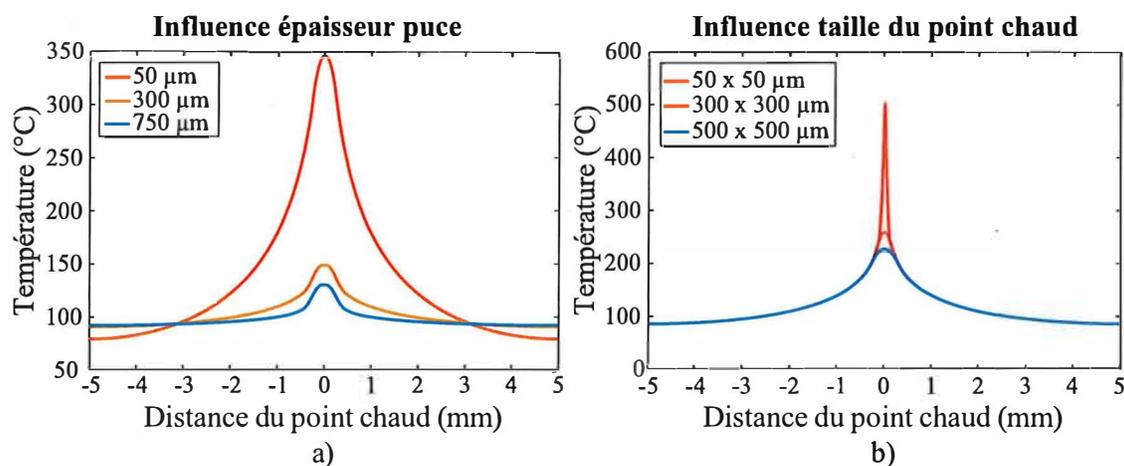


Figure 1-2 : Modélisation sous COMSOL® du profil thermique en surface d'une puce en silicium de 1 cm^2 dissipant une puissance de 1 W en fonction de son amincissement et de la densification du point chaud. Les détails de la modélisation sont présentés en Annexe A.

La température a un impact direct sur les grandeurs physiques comme par exemple le gap des semi-conducteurs. Une modification de température entraîne de ce fait une modification des paramètres de fonctionnement d'un transistor comme les courants I_{on} et I_{off} , la tension de seuil ou encore de courant de saturation, comme présenté en Figure 1-3.

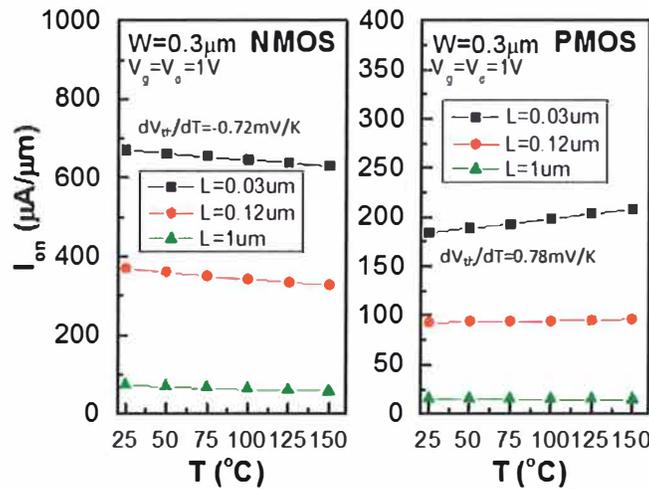


Figure 1-3 : Évolution du courant I_{on} pour des transistors NMOS et PMOS [4].

Lors de la conception du circuit d'une puce, les composants sont sélectionnés en fonction de ces différents paramètres pour une plage de température de fonctionnement dont la limite haute correspond à la température critique. Ces températures critiques sont renseignées pour certains types de puces dans le Tableau 1-1. Il est à noter que dans le cas particulier des applications automobiles les puces sont conçues pour être compatibles avec des températures supérieures à 175°C.

Tableau 1-1 : Températures critiques de fonctionnement selon le type de puce.

Type de puce / circuit	T_{max}
Capteur d'image CMOS	125°C [5]
DRAM	105°C
Processeur	110 °C

En présence de points chauds, si la puce dépasse sa température critique, les transistors se retrouvent en dehors de leur gamme de fonctionnement prévue et les fonctions ne s'effectuent plus correctement, entraînant une défaillance du circuit. Si la température de la puce reste dans la gamme de fonctionnement mais présente des zones d'hétérogénéité thermiques cela peut entraîner une variabilité dans son fonctionnement et un déséquilibre d'opération du circuit. Dans les cas des interconnexions, une augmentation de température entraîne une augmentation de la résistivité du matériau et donc de la résistance des lignes. Cela a pour conséquence d'entraîner une augmentation du délai de transport du courant qui circule moins rapidement dans les zones à plus hautes températures en comparaison des

zones froides. Une hétérogénéité de température peut de ce fait entraîner une modification du temps horloge et un déséquilibre de fonctionnement de la puce. Par ailleurs, l'augmentation de résistance suite à une augmentation de température peut potentiellement engendrer un emballement thermique dans le circuit.

Les capteurs d'image et les mémoires vives DRAM sont de bonnes illustrations de composants particulièrement sensibles aux hétérogénéités de température. Dans le cas d'un capteur d'image CMOS, même en l'absence de rayonnement incident, l'énergie thermique est absorbée par les atomes du réseau cristallin, ce qui entraîne la génération de paires électron-trou. Ces derniers sont collectés dans les photosites du capteur et génèrent un courant appelé courant d'obscurité même si le capteur est plongé dans le noir. L'intensité de ce courant double généralement tous les 5 à 7°C selon la technologie de capteurs [6]. Dans le cas d'une hétérogénéité de température l'intensité du courant varie dans les différentes zones de la puce et s'ajoute au signal provenant de l'absorption lumineuse. Afin d'afficher une image il est nécessaire d'éviter la présence de ce bruit thermique en homogénéisant la température du capteur.

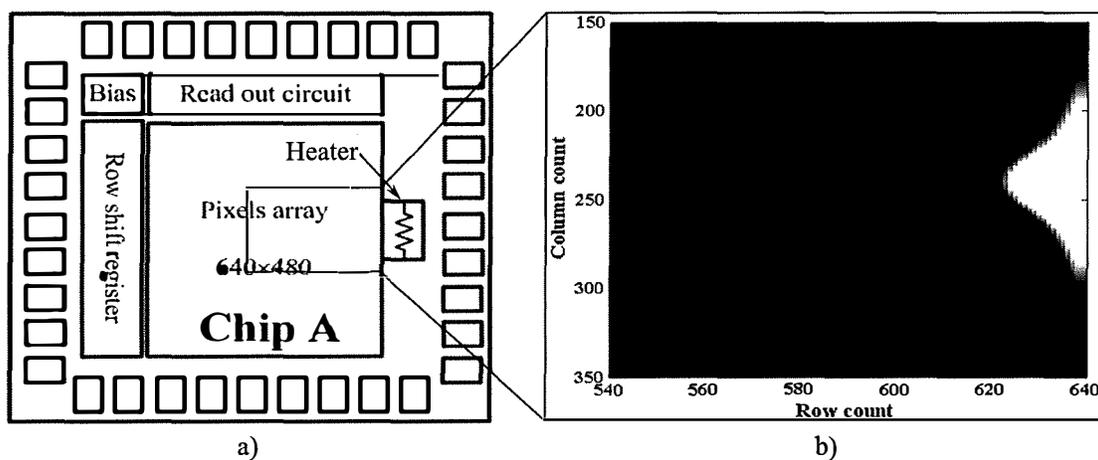


Figure 1-4 : Représentation d'un capteur d'image CMOS avec ajout d'un élément chauffant (a) et image capturée par le capteur dans l'obscurité (b) [7].

Dans le cas des DRAM le temps de rétention et les performances diminuent fortement au-delà de 105°C ; mais la présence de gradients spatiaux de température même à une température inférieure influence également sur les performances de la puce [8]. Il est possible de corriger l'impact de la température sur le temps de rétention par une augmentation du taux de rafraîchissement, mais cette opération nécessite la dissipation de plus de puissance et présente des risques d'emballement.

1.2 Approches de refroidissement en microélectronique

1.2.1 Modes de transfert de chaleur

Un transfert de chaleur a lieu entre deux corps dès qu'il existe une différence de température ΔT entre eux. Ces transferts peuvent être de trois natures différentes associés aux phénomènes physiques présentés ci-dessous.

1.2.1.1 Conduction

Le transfert thermique par conduction correspond à un transfert d'énergie n'impliquant pas de transfert de matière par contact direct. Il intervient entre deux surfaces isothermes d'un ou plusieurs corps de températures différentes. Le flux thermique conductif qui traverse un matériau soumis à un écart de température ΔT dépend de la géométrie de l'objet, de son épaisseur, du matériau qui le compose et de l'intensité de ΔT . Il peut être déterminé à l'aide de la loi de Fourier qui peut s'exprimer dans le cas de deux parois infinies :

$$\vec{Q} = \frac{q}{S} \vec{n} = -k \cdot \overrightarrow{\text{grad}}(T) \quad (1-1)$$

avec :

- Q la densité de flux de chaleur ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$),
- q le flux de chaleur (W),
- S la surface d'échange perpendiculaire au flux thermique (m^2),
- T la température (K),
- k la conductivité thermique ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)

1.2.1.2 Convection

Ce phénomène correspond à un échange thermique entre une paroi ou un fluide et un autre fluide liquide ou gazeux en mouvement et à une température différente. Le mouvement du fluide entraîne un mélange de ses particules, ce qui renouvelle constamment celles qui se trouvent au niveau de l'interface thermique et évite la formation d'un empilement de couches fines isothermes à sa surface, comme c'est le cas en conduction. Ceci permet un transfert thermique plus efficace entre les deux corps. On distingue trois types de convection :

- la convection naturelle, dans laquelle le mouvement du fluide n'est provoqué que par les différences de densité entre les particules chaudes et froides dans le fluide,
-

- la convection forcée, où le mouvement du fluide est provoqué et entretenu par une action mécanique extérieure comme un ventilateur ou une pompe,
- la convection mixte qui fait intervenir à la fois des échanges thermiques dues à la fois à la convection naturelle et forcée.

Le flux de chaleur échangé par convection peut être déterminé à l'aide de la loi de Newton :

$$q = h \cdot S \cdot (T_f - T_m) \quad (1-2)$$

avec :

- h le coefficient de convection ($\text{W.K}^{-1}.\text{m}^{-2}$),
- S la surface de contact entre le corps fixe et le fluide en mouvement (m^2),
- T_f et T_m respectivement les températures du fluide et de la paroi (K).

1.2.1.3 Rayonnement

Tout corps émet par nature un rayonnement électromagnétique qui lui est propre, généré par l'agitation thermique de ses particules. Les échanges de chaleur radiatifs correspondent au transfert de chaleur entre deux corps à des températures différentes qui résulte de ce rayonnement et qui n'implique ni déplacement de matière, ni contact entre eux. Ce mode de transfert ne nécessite pas non plus de milieu de transmission. Le flux thermique échangé dépend principalement de la capacité du matériau à émettre de l'énergie par rayonnement (émissivité), de la surface d'échange et de la différence de température entre le corps et le milieu environnant. Dans le cas d'un corps rayonnant vers un milieu infini totalement enveloppant et ayant le comportement d'un corps noir à la température T_a , il peut s'exprimer comme :

$$q = \epsilon \cdot \sigma_{SB} \cdot S \cdot (T_c^4 - T_a^4) \quad (1-3)$$

avec :

- ϵ l'émissivité du corps (-),
 - σ_{SB} la constante de Stefan Boltzmann ($\text{W.K}^{-4}.\text{m}^{-2}$),
 - T_c et T_a respectivement les températures du corps et du milieu environnant (K),
 - S la surface d'échange (m^2).
-

1.2.2 Systèmes de refroidissement en microélectronique

On peut retrouver différentes approches pour réaliser le refroidissement en microélectronique. Elles peuvent être différenciées en deux catégories selon qu'elles impliquent ou non une intervention extérieure et sont décrites ci-après.

1.2.2.1 Refroidissement actif

Les systèmes de refroidissement actifs sont basés sur un transfert de chaleur par convection forcée. Ils nécessitent l'utilisation d'un système mécanique comme une pompe ou un ventilateur afin d'assurer la circulation d'un fluide caloporteur sous forme liquide ou gazeuse ainsi que d'un circuit externe afin d'évacuer la chaleur vers l'extérieur. Un radiateur ou un système d'ailettes peut également être ajouté afin d'augmenter la surface d'échange avec le fluide et donc les performances de refroidissement. Ces approches sont très efficaces et permettent de dissiper des flux thermiques de l'ordre de 70 W.cm^{-2} pour les systèmes basés sur la convection forcée à l'air et allant jusqu'à 790 W.cm^{-2} dans le cas d'une convection forcée avec un liquide monophasique [9], [10]. Dans le cas d'une circulation de liquide diphasique une ébullition contrôlée du liquide caloporteur se produit au niveau de la paroi, ce qui permet à la fois d'augmenter les échanges convectifs par agitation du fluide au voisinage de la paroi, et de profiter de la chaleur latente de changement de phase pour extraire plus de chaleur. Il existe également des systèmes de refroidissement par spray qui consistent à projeter des gouttelettes de liquide sur la surface chaude pour la refroidir comme décrit en Figure 1-5. Cette dernière méthode permet d'atteindre des flux thermiques dissipés de l'ordre de 500 W.cm^{-2} en profitant à la fois des échanges convectifs induits par la projection des gouttes, d'un échange de chaleur par changement de phase lors de leur évaporation et d'une évacuation de la chaleur par conduction à l'aide du film liquide qui finit par se former en surface de la paroi. Elle permet également un bon recouvrement de la zone à refroidir et l'utilisation d'une quantité de liquide faible en comparaison avec un refroidissement liquide classique.

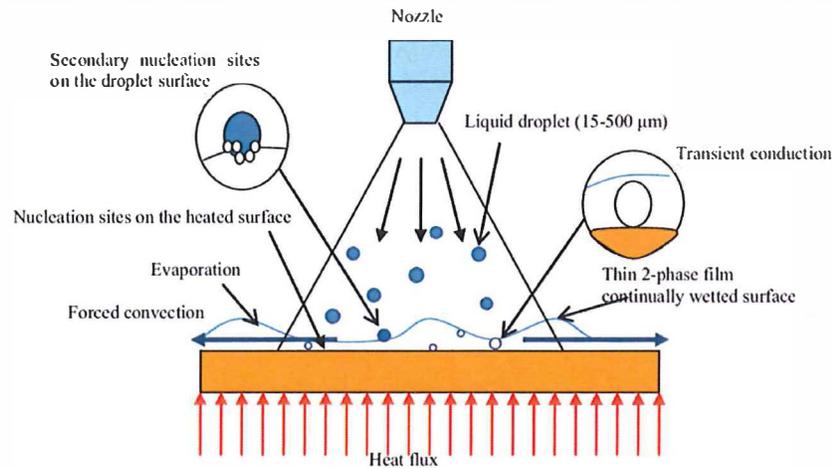


Figure 1-5 : Représentation d'un refroidissement par spray [11].

En microélectronique ces différentes méthodes de refroidissement sont généralement utilisées pour le refroidissement d'applications hautes puissances tels que les microprocesseurs, les cartes graphiques hautes performances ou les centres de données. Leur intégration se fait généralement à l'échelle du PCB dans la mesure où les différents organes qui les composent nécessitent un espace important. Certaines études visent cependant à les miniaturiser pour les intégrer à l'échelle de la puce. Citons par exemple les travaux réalisés par les équipes de l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL) et de IBM à Zurich [12], illustrés en Figure 1-6, qui ont permis de réaliser un empilement 3D de puces connectées entre elles par TSV et refroidies à chaque niveau par un réseau de microcanaux fabriqués dans la puce elle-même.

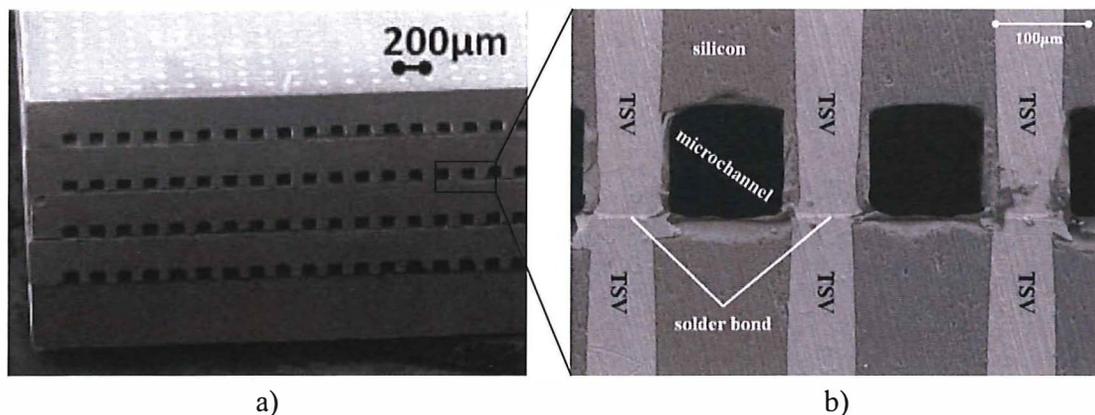


Figure 1-6 : Empilement 3D de puces avec microcanaux réalisé par Maghour et al. [12] vue de face (a) et en coupe (b). La vue en coupe en (b) permet de voir les connexions par TSV entre puces ainsi que le réseau de microcanaux.

1.2.2.2 Refroidissement passif

Contrairement aux systèmes de refroidissement actifs, les systèmes passifs fonctionnent de manière autonome et sont généralement basés sur le phénomène de conduction thermique. Ne nécessitant pas d'alimentation ou d'unité de contrôle externe, leur fonctionnement nécessite également une dépense énergétique beaucoup moins importante. Cette catégorie regroupe à la fois des systèmes qui refroidissent directement la puce, comme les radiateurs en contact direct avec l'atmosphère ou l'immersion dans un liquide diélectrique, et des dispositifs qui vont servir d'interface entre la puce et le système de refroidissement. On retrouve dans cette dernière catégorie les répartiteurs de chaleur. Ces dispositifs sont composés de matériaux à forte conductivité thermique et sont généralement utilisés pour répartir une quantité de chaleur locale comme un point chaud sur une surface plus importante pour faciliter son extraction en diminuant le flux thermique. Ils sont largement utilisés en microélectronique dans la mesure où ils permettent d'abaisser ou de répartir la température des puces à l'aide de couches de quelques centaines de microns d'épaisseur qui peuvent être implémentées dans les étapes de mise en boîtier ou d'assemblage. On retrouve également dans cette catégorie des dispositifs à fonctionnement diphasique comme les caloducs ou les chambres à vapeur, dont le fonctionnement est détaillé dans le chapitre 2, qui permettent de profiter du changement de phase pour transporter très efficacement la chaleur jusqu'à son extraction.

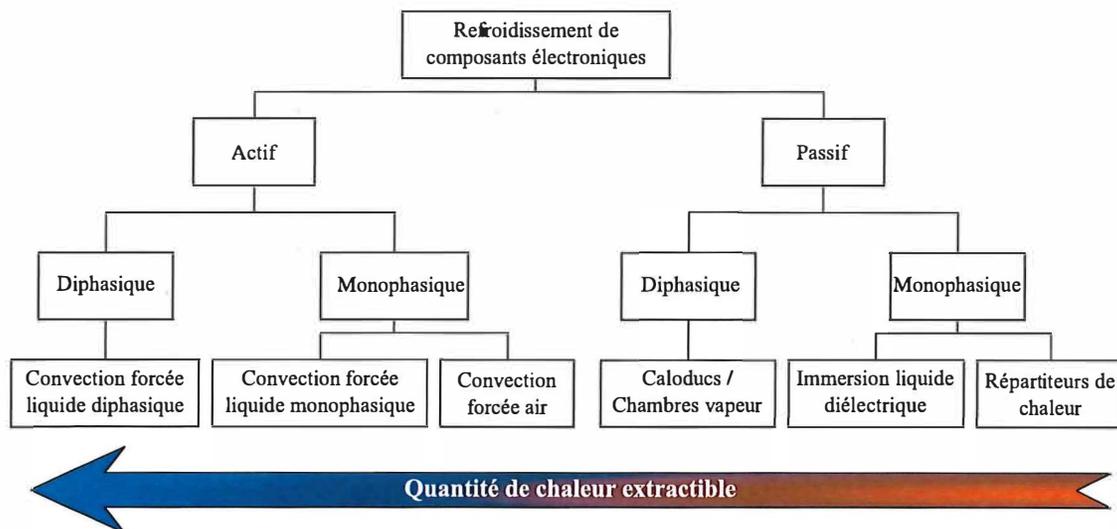


Figure 1-7 : Représentation des différentes approches de refroidissement en microélectronique.

1.2.2.3 Compatibilité avec l'électronique nomade

Le refroidissement des dispositifs électroniques nomades compacts impose des contraintes spatiale et énergétique beaucoup plus limitantes que dans le cas de dispositifs électroniques classiques. En effet, de par leur nature même ces objets ont vocation à être les plus compacts et les moins énergivores possibles afin de pouvoir être facilement transportables et d'avoir la meilleure autonomie possible entre deux recharges. Cependant, comme nous avons pu le voir en section 1.1.2, augmenter les performances de ces appareils tout en essayant de maintenir leurs dimensions favorise la formation de points chauds et rend la problématique de refroidissement d'autant plus critique. Bien que présentant des performances très importantes, les systèmes de refroidissement actifs nécessitent un espace non négligeable pour abriter les différents organes nécessaires à leur fonctionnement (pompes, ventilateurs, réservoir, circuit de transport, système de contrôle, ...) ce qui les rend très difficilement intégrables dans les applications nomades. Dans le même temps, ces approches de refroidissement nécessitent d'être alimentées ce qui impacte l'autonomie de la batterie.

Les systèmes de refroidissement passifs présentent l'avantage de ne pas nécessiter d'être alimentés pour fonctionner. Leur utilisation ne réduit pas de ce fait l'autonomie. De plus, en dehors de l'approche par immersion et de l'utilisation d'un radiateur, leur encombrement est très limité, que ce soit le cas des répartiteurs de chaleur ou des caloducs. C'est la raison pour laquelle ces deux dernières solutions sont privilégiées dans le refroidissement des applications nomades. Dans ce domaine d'application les répartiteurs de chaleur sont en général composés de cuivre en raison des bonnes performances thermiques de ce matériau, de son abondance, de sa facilité de mise en œuvre ainsi que de son coût. Des études ont cependant été menées afin d'augmenter leurs performances en utilisant des matériaux à base de carbone comme alternative au cuivre comme par exemple des feuilles de graphite pyrolytique (PGS), comme le proposent Snyder *et al.* [13] ou Prieto *et al.* [14]. Avec une conductivité thermique latérale quatre fois supérieure à celle du cuivre ce matériau peut être intégré dans des couches de quelques dizaines de microns. Des travaux sont également menés sur l'utilisation de monocouches de graphène afin d'atteindre de très hautes conductivités thermiques pour une épaisseur de quelques angströms [9–11]. Ces deux derniers matériaux présentent néanmoins des conductivités transversales très faibles. En comparaison les caloducs et les chambres à vapeur présentent des conductivités thermiques bien supérieures à celles du cuivre, mais ils sont difficilement réalisables à des épaisseurs

inférieures au millimètre. Leur utilisation à l'échelle du PCB dans les téléphones intelligents se démocratise cependant ces dernières années comme le suggère la Figure 1-8.

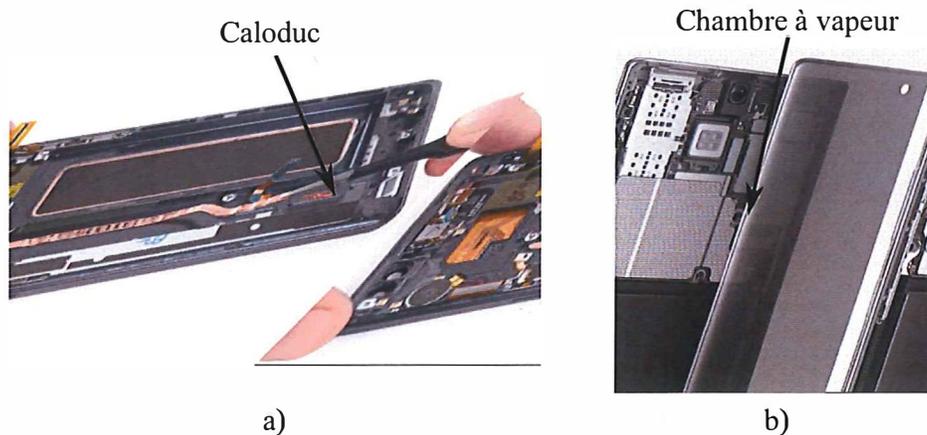


Figure 1-8 : a) Caloduc et b) chambre à vapeur en cuivre intégrés dans des téléphones intelligents de dernière génération.

1.3 Projet de recherche

1.3.1 Définition et projet de recherche

Comme nous avons pu le voir précédemment, la gestion des points chauds au sein des puces représente un des points les plus critiques de la conception des dispositifs microélectroniques actuels. Afin de garantir un fonctionnement optimal, il devient primordial d'adapter un système de gestion thermique suffisamment performant pour les maintenir en dessous de leur température critique et minimiser autant que possible les hétérogénéités à leur surface. Comme nous avons pu le voir dans la partie précédente, les systèmes de refroidissement actifs sont difficilement intégrables avec les applications nomades compactes. Dans le même temps les systèmes de répartition de chaleur standards présentent des performances limitées du fait de la conductivité thermique des matériaux qui les composent. Leur coefficient d'expansion thermique (CET) est également différent de celui du silicium, ce qui est source de contraintes mécaniques lors d'une intégration à l'échelle de la puce. Les systèmes diphasiques quant à eux présentent des dimensions encore trop importantes pour traiter la problématique de point chaud à l'échelle de la puce. Il devient de ce fait nécessaire de développer des solutions d'uniformisation et de réduction de la température suffisamment compactes pour être compatibles avec une application embarquée et dont les performances surpassent les répartiteurs de chaleurs actuellement présents dans ces appareils. Pour

répondre à cette problématique, différentes approches ont été étudiées par les différents instituts partenaires à ce projet. Ainsi la possibilité d'intégrer un système de refroidissement actif à base de circulation de liquide dans des microcanaux à l'échelle de la puce a été étudiée par Collin *et al.* [18]. Le prototype mis au point, présenté en Figure 1-9, est réalisé entièrement en silicium et est intégrable directement sur la face arrière d'une puce à l'aide de procédés d'intégration 3D pour traiter la problématique de points chauds.

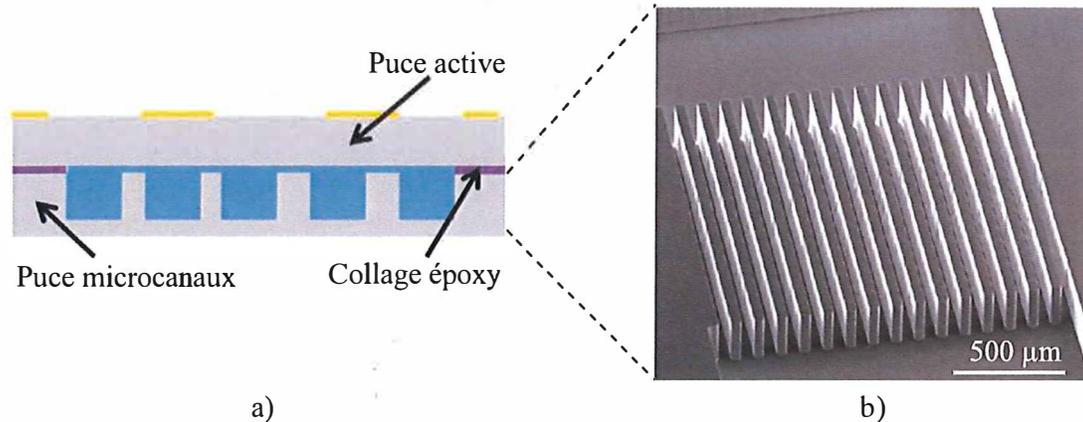


Figure 1-9 : Schéma de l'intégration de microcanaux en silicium directement en face arrière de puce (a) réalisés par Collin *et al.* [18] à l'aide d'une méthode de placement (*pick and place*) et observation MEB des microcanaux (b).

Des travaux ont également été réalisés afin d'améliorer les performances de conduction thermique d'un répartiteur de chaleur solide. Prieto *et al.* [14] ont ainsi développé un prototype à base de PGS qui présente l'avantage d'avoir une conductivité thermique latérale bien supérieure à celle des répartiteurs classiques en cuivre tout en bénéficiant d'un écart de CET plus faible (cf. Tableau 1-2).

Tableau 1-2 : Comparaison des conductivités thermiques latérales et transversales ainsi que des CET de matériaux répartiteurs de chaleur.

Matériaux	Conductivité thermique latérale ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Conductivité thermique transversale ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Coefficient d'expansion thermique (10^{-6}K^{-1})
Si	145	145	2.5
Cu	390	390	16.5
PGS	1000-2000	26	0.9 (latéral)
Graphène [19]	3000 – 5000	26	0.6 - 4.3

En continuité de ces travaux, ce projet de thèse propose de développer une méthode de refroidissement à l'interface des deux approches précédentes en concevant un système de refroidissement diphasique dont les performances se rapprocheraient de celles d'un système actif mais qui n'en présenterait pas les désavantages en termes de consommation d'énergie ou d'encombrement pour des applications opérant entre 1 et 10 W. On cherchera de ce fait à répondre à la question de recherche suivante :

« Comment développer un système de refroidissement diphasique compact, autonome, performant et intégrable dans le silicium d'une puce de faible ou moyenne puissance pour y réduire l'impact des points chauds ? »

La solution proposée dans ce manuscrit prend la forme d'une chambre à vapeur ultra-mince qu'on cherchera à implémenter directement dans la face arrière d'une puce en silicium afin d'y atténuer le plus efficacement possible les hétérogénéités de température résultant de la formation de point chaud. Cette solution présente d'une part des performances supérieures aux répartiteurs de chaleurs conventionnels et d'autre part une intégrabilité et une indépendance énergétique par rapport aux systèmes actifs dans la mesure où son fonctionnement est autonome et auto-ajustable.

1.3.2 Objectifs

Afin de répondre à la question de recherche énoncée ci-dessus, l'objectif principal de ce projet est de concevoir un dispositif d'uniformisation et de refroidissement plus performant que les systèmes de refroidissement passifs standards et dont les dimensions sont compatibles avec une intégration dans un dispositif compact nomade. Le procédé de fabrication devra également être compatible avec une fabrication en salle blanche à une échelle industrielle. La réalisation de cet objectif peut être décomposée en différentes étapes qui seront abordées successivement. Ces étapes correspondent aux objectifs spécifiques du projet et sont décomposées comme suit.

1. Définir une géométrie, une composition et une structure pour la chambre à vapeur afin qu'elle satisfasse le cahier des charges ainsi qu'une méthode de fabrication pour la réaliser. Il s'agira de définir et d'adapter ces différentes caractéristiques de sorte que la chambre à vapeur puisse être compatible avec des puces de faible et moyenne puissance. La sélection des matériaux constituant le dispositif sera réalisée en fonction de leurs propriétés mais en tenant compte également de la compatibilité avec la réglementation
-

des contaminants d'une salle blanche industrielle. Il s'agira également de baser la méthode de fabrication sur les procédés de la microélectronique.

2. Prouver la fabrication de la chambre à vapeur ainsi que son remplissage et son scellement de manière hermétique. Il s'agira de fabriquer les différentes parties constituant le dispositif et d'assembler un démonstrateur fonctionnel. Cet objectif consiste également à développer un procédé compatible avec la salle blanche et industriellement réalisable afin de remplir avec précision la chambre à vapeur avec le fluide de travail et la sceller de manière hermétique et résistante. Cette étape de scellement ne devra pas augmenter l'épaisseur totale du dispositif de façon significative.
3. Étudier le comportement du démonstrateur et valider ses performances thermiques. Cet objectif consiste à réaliser un banc de test et à tester les performances du démonstrateur. Cela permettra non seulement de vérifier son fonctionnement relativement aux conditions du cahier des charges, mais également de comparer les performances du dispositif avec l'état de l'art.
4. Appréhender l'intégration de la chambre à vapeur sur une puce fonctionnelle et discuter de comment valider l'amélioration des performances de la puce.

1.3.3 Contributions originales

Les contributions originales de ce travail de thèse peuvent être décomposées en trois points.

- **Le niveau d'intégration de la chambre à vapeur.** Comme nous le verrons dans le chapitre 2, très peu de dispositifs ont été réalisés à l'échelle de la puce et les quelques démonstrations que l'on trouve dans la littérature sont pour le moment restées au stade expérimental avec une intégration au mieux à l'échelle d'un interposeur, composant passif permettant la connexion des différents éléments dans les approches SoC, pour la gestion thermique d'un ensemble de puces. L'approche proposée dans ce travail de thèse consiste à aller une étape plus loin en développant un procédé de fabrication qui soit compatible avec une intégration directement dans la face arrière d'une puce.
 - **L'épaisseur du dispositif.** Le dispositif développé peut être aminci jusqu'à une épaisseur d'environ 550 μm , inférieure à celle de l'état de l'art.
 - **La méthode de scellement.** Une méthode de scellement innovante pour la réalisation de chambre à vapeur ultra-minces en silicium et ne nécessitant pas de trou de
-

remplissage a été mise au point. Cette méthode permet un remplissage collectif à l'échelle du wafer.

Ce manuscrit de thèse est décomposé en six parties. Dans un premier temps, une description détaillée des dispositifs de type caloducs et chambre à vapeur est réalisée dans le Chapitre 2. La méthode de conception et de dimensionnement est ensuite abordée en Chapitre 3, suivie du développement du procédé de fabrication et de l'élaboration des prototypes en Chapitre 4. Les performances des prototypes réalisés sont ensuite caractérisées en Chapitre 5 et le Chapitre 6 sera consacrée à l'investigation de plusieurs pistes d'optimisation. Enfin le manuscrit se terminera sur une discussion concernant les conclusions de ce travail de thèse ainsi que les différentes perspectives envisageables.

CHAPITRE 2

PRÉSENTATION ET ÉTAT DE L'ART

Ce chapitre a pour but de présenter plus en détails les dispositifs de refroidissement de type chambre à vapeur, en particulier les différentes parties qui les composent, la façon dont ils opèrent et leurs limites. Les différentes étapes à respecter pour la fabrication seront abordées. Il s'agira également de dresser un bilan des différents systèmes similaires déjà présents dans la littérature ainsi que leurs performances.

2.1 Systèmes de refroidissement diphasiques de type caloduc et chambre à vapeur

Les chambres à vapeur et les caloducs sont des dispositifs de refroidissement diphasiques très efficaces pour transporter la chaleur d'une zone chaude à une zone froide. Cette partie décrit leur principe de fonctionnement ainsi que les différents éléments qui les composent.

2.1.1 Composition et principe de fonctionnement

2.1.1.1 Composition et fonctionnement

Les caloducs et les chambres à vapeur sont des dispositifs très similaires dont la fonction est d'extraire la chaleur d'une zone chaude et de la transporter vers une zone plus froide à l'aide de cycles de vaporisation, de déplacement de vapeur, de condensation et de retour sous forme liquide d'un fluide caloporteur (noté fluide de travail dans la suite de ce document). Ils ne requièrent de ce fait pas de pompe ou d'assistance mécanique. L'utilisation d'une approche par changement de phase permet à ces dispositifs d'atteindre des performances de transport thermique bien supérieures à celles des systèmes monophasiques et près de 100 fois supérieures à celle du cuivre. Ces systèmes présentent les mêmes éléments constitutifs à savoir :

- une enceinte creuse, scellée hermétiquement, dans laquelle se produisent les phénomènes de changement de phase et de déplacement de vapeur qui permettent le

transport de chaleur. Cette enceinte assure également le transfert thermique entre les sources chaude et froide et le fluide de travail et assure la tenue mécanique du dispositif,

- une mèche permettant la circulation du fluide de travail sous forme liquide par capillarité. Cet élément tapisse la paroi interne du dispositif, sa structure ainsi que sa composition varient en fonction des conditions de fonctionnement et des performances requises,
- un fluide de travail en équilibre liquide / vapeur qui permet le transport de chaleur par changements de phase successifs.

Ils peuvent être divisés en trois parties appelées évaporateur, zone adiabatique et condenseur. L'évaporateur correspond à la zone où le fluide de travail à l'état liquide se vaporise. Ce dernier est ensuite transféré sous forme vapeur le long de la zone adiabatique jusque dans le condenseur où il se condense. Ces différents éléments ainsi que le principe de fonctionnement sont décrits en Figure 2-1.

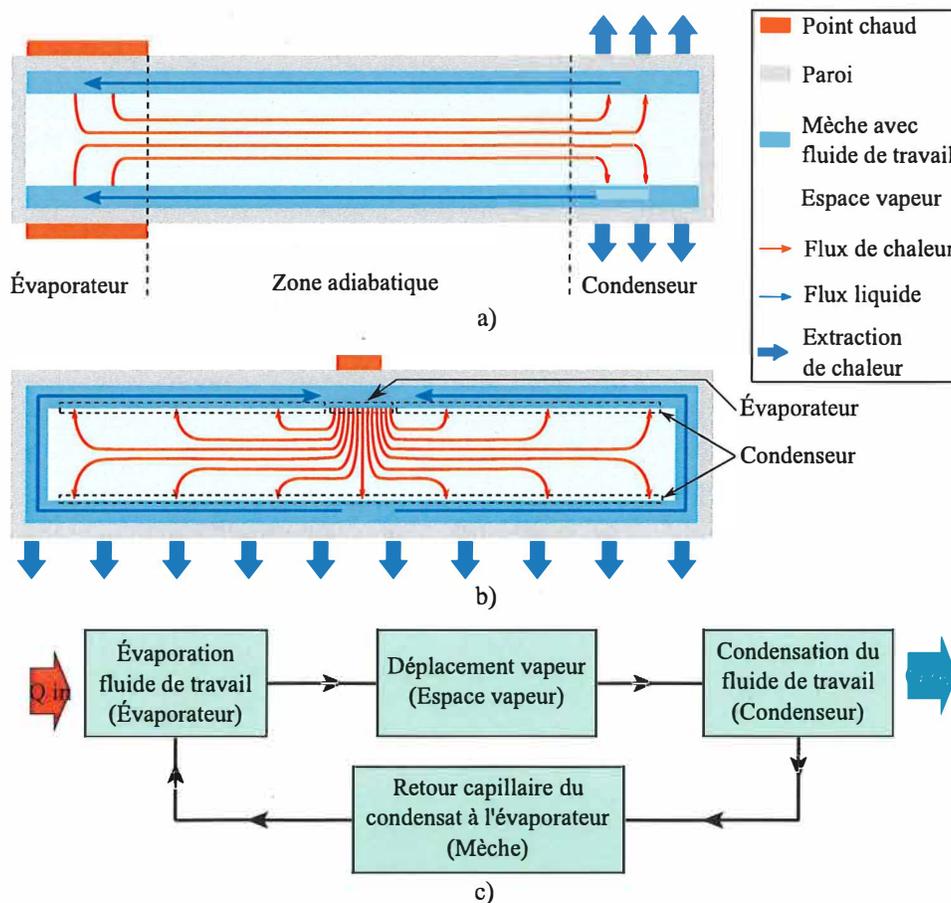


Figure 2-1: Vue de coupe d'un caloduc (a) et d'une chambre à vapeur (b) ainsi que de la description de leur cycle de fonctionnement (c).

Au repos, le fluide de travail en phase liquide présent dans la mèche est en équilibre avec sa phase vapeur dans l'espace vapeur et la pression dans la cavité correspond à la pression de vapeur saturante. La mise en activité des zones chaudes entraîne une augmentation de température locale et une différence de température se forme entre une source chaude et une source froide. La chaleur de la source chaude traverse la paroi et la mèche par conduction pour venir chauffer le fluide de travail au niveau de l'évaporateur. Cette augmentation locale de température augmente la pression de vapeur saturante à l'évaporateur et entraîne une évaporation du liquide. La différence de pression ainsi créée permet de déplacer la vapeur depuis l'évaporateur jusqu'au condenseur afin de se rééquilibrer. Au niveau du condenseur la pression de vapeur devient alors supérieure à la pression de vapeur saturante et la vapeur se condense. La chaleur latente de condensation dégagée lors de ce changement de phase est évacuée par conduction à travers la mèche et la paroi jusqu'à la source froide. Dans le même temps la variation du ménisque de l'interface liquide/vapeur au niveau de l'évaporateur induit une différence de pression capillaire dans la mèche entre l'évaporateur et le condenseur qui va permettre le retour du liquide condensé vers l'évaporateur. Ce fonctionnement cyclique est entretenu tant qu'une différence de température suffisante existe entre la source chaude et la source froide.

2.1.1.2 Différences entre caloducs et chambre à vapeur

Caloducs et chambres à vapeur présentent un fonctionnement et des éléments constitutifs identiques. On peut néanmoins différencier ces deux dispositifs par leur géométrie et leur utilisation. L'utilisation première d'un caloduc est d'extraire la chaleur d'une zone souvent difficile d'accès vers une zone où elle pourra être extraite plus facilement par convection naturelle ou forcée. C'est le cas par exemple dans les ordinateurs portables où des caloducs en cuivre sont souvent utilisés afin d'extraire la chaleur du processeur ou de la carte graphique vers le ventilateur comme c'est le cas en Figure 2-2.a. Le transport de chaleur y est soit unidirectionnel (1D) ou bidirectionnel (2D). Ils peuvent se retrouver aussi bien sous la forme de tubes que de plaques.

Les chambres à vapeur quant à elles sont plutôt utilisées comme répartiteurs de chaleur afin d'extraire la chaleur depuis une ou plusieurs sources ponctuelles situées sur une des faces du dispositif vers l'intégralité de la face opposée, comme illustré en Figure 2-1 et Figure 2-2.b. Elles sont de forme plate et le trajet des fluides s'effectue cette fois en trois dimensions car la source chaude (évaporateur) et la source froide (condenseur) ne se situent généralement pas sur la même face.

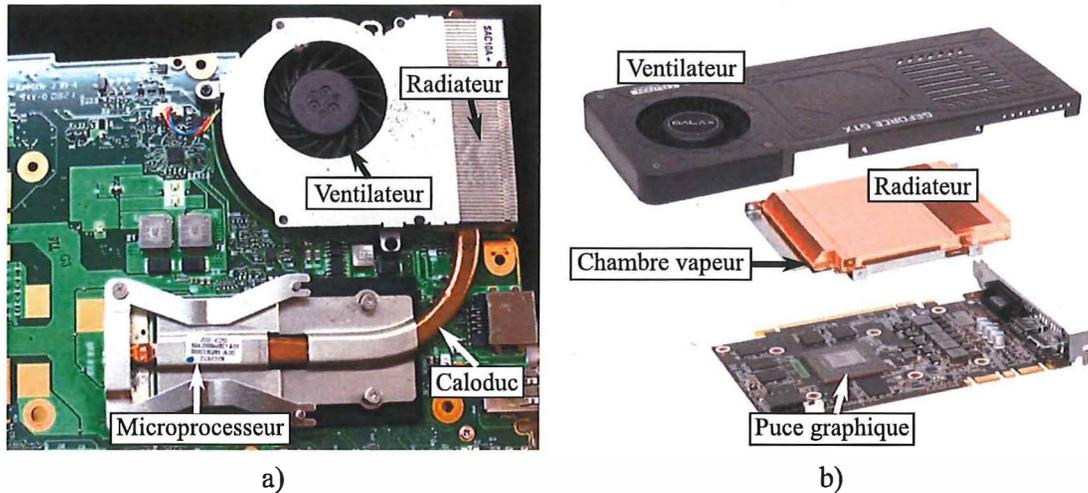


Figure 2-2 : Représentation du système de refroidissement d'un processeur d'ordinateur portable Toshiba Satellite (a) et d'une carte graphique Galax GeForce GTX 1070 Katana (b). Le caloduc (a) et la chambre à vapeur (b) en cuivre permettent d'extraire la chaleur générée par le processeur et la carte graphique vers le radiateur. Elle est ensuite évacuée par convection forcée à l'aide du ventilateur.

2.1.1.3 Le choix d'un système de refroidissement de type caloduc

Les systèmes de refroidissement diphasiques sont généralement privilégiés lorsque des performances thermiques supérieures à celles offertes par les approches passives sont requises et qu'une ou plusieurs des contraintes suivantes empêchent l'utilisation d'approches actives classiques.

- L'application ne dispose pas de l'espace nécessaire à l'installation des différents composants d'un système actif tels qu'un ventilateur, un radiateur ou un système de pompage de liquide avec réservoir. Il est alors nécessaire d'extraire efficacement la chaleur jusqu'à une zone où elle pourra être évacuée de façon naturelle.
- L'application nécessite une solution de refroidissement fonctionnant avec une consommation d'énergie limitée.
- L'application nécessite une solution de refroidissement sans les nuisances sonores pouvant être générées par un ventilateur.
- Le système de refroidissement doit être positionné dans une zone isolée ou difficile d'accès. Les dispositifs diphasiques fonctionnant sans mécanisme sujet à l'usure ou à la détérioration, ils ne nécessitent pas de maintenance.

2.1.2 Fluide de travail

2.1.2.1 Performances et intervalle de fonctionnement

Le fluide de travail permet de transporter la chaleur depuis l'évaporateur jusqu'au condenseur et a de ce fait une influence directe sur son efficacité de fonctionnement. Plusieurs de ses paramètres physiques tels que sa viscosité, sa densité, sa tension de surface ou encore sa chaleur latente de vaporisation et sa conductivité thermique vont influencer sur ses capacités de circulation dans la mèche, notamment sous l'effet des forces de frottement et capillaires, mais également sur la quantité de fluide qui sera évaporée pour une différence de température donnée. Le premier critère de sélection d'un fluide de travail correspond à la plage de température sur laquelle la chambre à vapeur va fonctionner. Une liste des différents fluides de travail envisageables en fonction des températures de fonctionnement des dispositifs a été dressée par Faghri [20] et les plus fréquemment utilisés sont présentés en Figure 2-3.

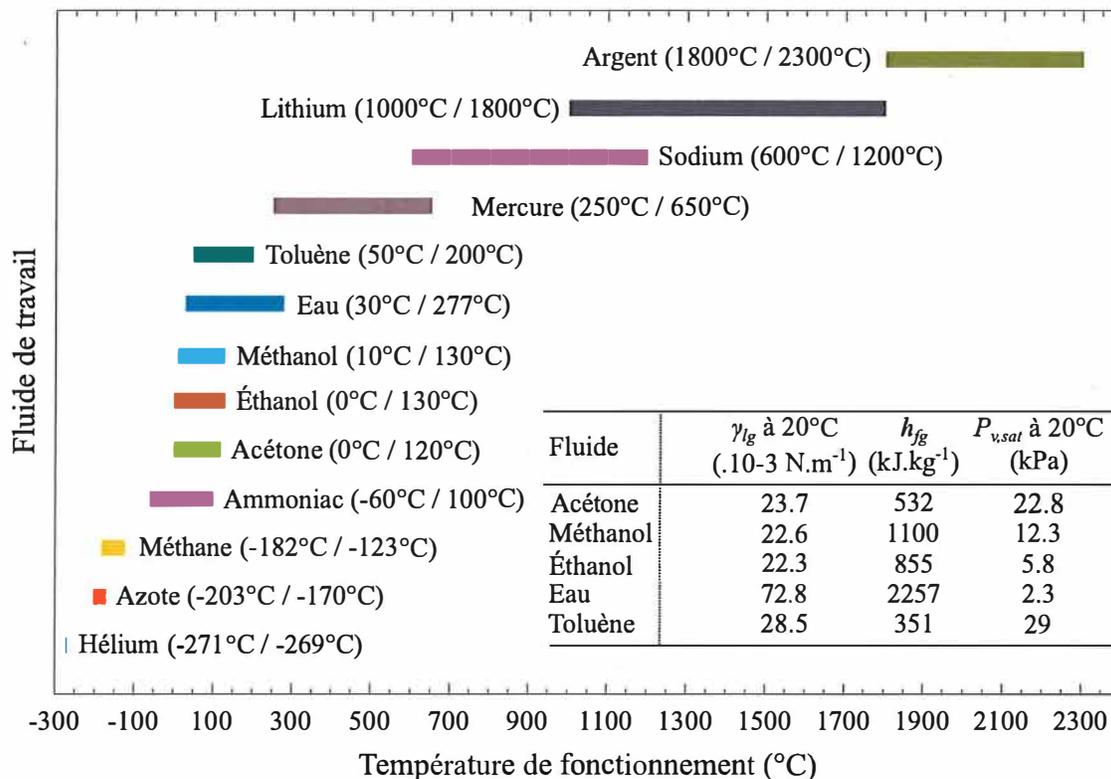


Figure 2-3 : Classement des principaux fluides de travail en fonction de leurs températures de fonctionnement (précisées entre parenthèse) selon Faghri [20] et Yang et Yan [21]. Les valeurs de tension de surface γ_{lg} , de chaleur latente d'évaporation h_{fg} et de pression de vapeur saturante $P_{v,sat}$ sont indiquées pour certains de ces composés dans le tableau en bas à droite de la figure.

Compatibilité chimique

Afin de garantir la durabilité de la chambre à vapeur dans le temps et éviter sa détérioration, le fluide de travail doit également être sélectionné en fonction de sa compatibilité chimique avec les matériaux composant la mèche capillaire et les parois. La présence de réactions chimiques parasites à l'intérieur de la structure pourraient endommager le dispositif ou bien former des gaz non condensables qui entraveraient son fonctionnement. De ce fait le fluide de travail ne doit pas solubiliser ou catalyser la décomposition des matériaux de la chambre à vapeur sur la plage de fonctionnement prévue. Les compatibilités entre matériaux et fluides de travail sont présentés dans le Tableau 2-1. Dans le cas des caloducs et chambres à vapeur compatibles avec des applications en microélectronique de la littérature, les fluides de travail rencontrés le plus fréquemment sont l'eau, le méthanol, l'éthanol et l'acétone, principalement en raison de leur compatibilité avec le cuivre qui compose la majeure partie des systèmes développés, de leur plage thermique de fonctionnement et de leur facilité d'accès.

Tableau 2-1 : Compatibilité (✓) et incompatibilité (✗) des matériaux pour différents fluides de travail [20],[22]. (-) correspond aux couples fluide / matériau non répertorié dans la littérature.

Fluide de Travail	Matériau composant le dispositif							
	Acier inox.	Cu	Si	Ni	Ti	Al	Fe	Laiton
Eau	✓	✓	✓	✓	✓	✗	-	-
Ammoniac	✓	-	-	✓	-	✓	✓	-
Méthanol	✓	✓	✓	✓	-	✗	✓	✓
Éthanol	-	✓	✓	-	-	✗	-	-
Acétone	✓	✓	✓	-	-	✓	-	✓
Fréon-11	-	-	-	-	-	✓	-	-
Fréon-21	-	-	-	-	-	✓	✓	-
Fréon-113	-	-	-	-	-	✓	-	-
Heptane	-	-	-	-	-	✓	-	-

L'eau est la plupart du temps l'espèce chimique la plus utilisée du fait de son faible coût de revient, de son abondance et de sa non toxicité. Les espèces plus volatiles telles que l'éthanol,

le méthanol ou l'acétone présentent des différences de pression de vapeur saturantes plus élevées pour une différence de température donnée, ce qui engendre des différentiels de pressions plus importants entre la zone de l'évaporateur et celle du condenseur. Cela permet au système de fonctionner avec des différences de températures plus faibles que dans le cas d'un remplissage avec de l'eau. Ces espèces sont cependant utilisables uniquement dans le cas de faibles flux de chaleur, la pression interne plus élevée en comparaison d'autres espèces moins volatiles pouvant amener à la rupture mécanique du dispositif en cas de température de fonctionnement trop importante. Ces espèces étant inflammables, elles présentent également un risque supplémentaire en terme de sécurité.

2.1.3 Mèche capillaire

La mèche capillaire est l'un des éléments principaux qui conditionne le fonctionnement des dispositifs de type caloducs et chambre à vapeur. Elle agit en véritable moteur de ces dispositifs et influe directement sur la capacité à ramener le liquide vers l'évaporateur ainsi qu'à conduire la chaleur jusqu'à l'interface d'évaporation. De ce fait elle influe directement sur les performances et les limites de fonctionnement du dispositif.

2.1.3.1 Fonctionnement

La propriété de la mèche à transporter le liquide depuis le condenseur jusqu'à l'évaporateur est basée sur la performance capillaire développée par sa structure poreuse, dont le principe de fonctionnement est détaillé ci-après.

Capillarité et mouillabilité

Le phénomène de capillarité est directement lié aux interactions au niveau de l'interface entre deux liquides non miscibles, un liquide et une phase gazeuse, ou entre un liquide et une phase solide. Dans le cas des mèches capillaires, nous nous intéressons particulièrement au comportement des interfaces liquide du fluide de travail et solide de la mèche. Il est directement lié à l'affinité entre ces deux éléments qui est caractérisé par la mouillabilité. Lorsqu'on met en contact une goutte de liquide avec une surface solide, le comportement de la goutte et la forme qu'elle va prendre dépend des interactions moléculaires entre les molécules de liquide, de solide et de gaz à l'interface des trois milieux. On considère le mouillage de cette surface comme total si le liquide s'étale jusqu'à former un film, et partiel si le liquide garde une forme de goutte. Dans le cas d'un mouillage partiel la mouillabilité est caractérisée à l'aide de l'angle de contact θ que forme la tangente au point triple du profil

de la goutte avec la surface du substrat, comme représenté en Figure 2-4. Si $\theta < 90^\circ$ on considère que les interactions entre les molécules de liquide et celles de la paroi sont fortes par rapport aux interactions des molécules de liquide entre elles et le liquide est considéré comme mouillant. Si les interactions moléculaires liquide-solide sont faibles, $\theta > 90^\circ$ et le liquide est dit non mouillant.

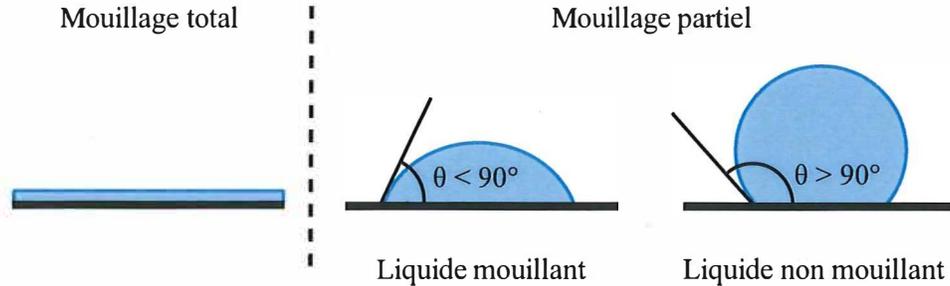


Figure 2-4 : Comportement d'un liquide sur une surface solide en fonction de la mouillabilité.

Lorsqu'un liquide est présent dans une structure capillaire, l'angle de contact entre ce dernier et la paroi, imposé par la mouillabilité, entraîne la formation d'un ménisque au niveau de l'interface liquide-vapeur. En raison de la tension superficielle à cette interface, la courbure de la surface du ménisque entraîne la formation d'une différence de pression entre les deux phases. Cette différence de pression ΔP_{cap} correspond à la pression capillaire et peut être reliée au rayon de courbure R_m du ménisque et à la tension de surface γ_{lv} du liquide par l'équation de Laplace-Young :

$$\Delta P_{cap} = \frac{2\gamma_{lv}}{R_m} \quad (2-1)$$

L'équilibre des pressions impose par ailleurs une égalité de la pression du liquide juste sous l'interface avec celle de la pression vapeur. Pour respecter cet équilibre, le ménisque subit une variation de hauteur h de sorte que la différence de pression ΔP_{cap} soit compensée par la pression hydrostatique. On a alors à l'équilibre:

$$\Delta P_{cap} = \rho g h \quad (2-2)$$

Soit L_{cap} la longueur capillaire du liquide définie telle que [23]:

$$L_{cap} = \sqrt{\frac{\gamma_{lv}}{\rho \cdot g}} \quad (2-3)$$

Dans le cas où la structure capillaire a une section circulaire et un rayon capillaire inférieur à L_{cap} on estime que le ménisque adopte une forme sphérique. Le rayon de courbure à l'interface liquide-vapeur peut alors s'écrire :

$$R_m = \frac{r_{cap}}{\cos(\theta)} \quad (2-4)$$

La pression capillaire devient alors :

$$\Delta P_{cap} = \frac{2\gamma_{lv}\cos(\theta)}{r_{cap}} \quad (2-5)$$

En prenant l'exemple d'une tube capillaire, comme illustré en Figure 2-5, et par analyse des équations (2-2) et (2-5), on observe donc que pour avoir une accession de liquide dans la structure capillaire, il est nécessaire de sélectionner des couples liquide-solide permettant d'avoir une très bonne mouillabilité. Par ailleurs, les performances capillaires sont d'autant plus importantes que le rayon capillaire est faible et que le liquide présente une tension de surface importante.

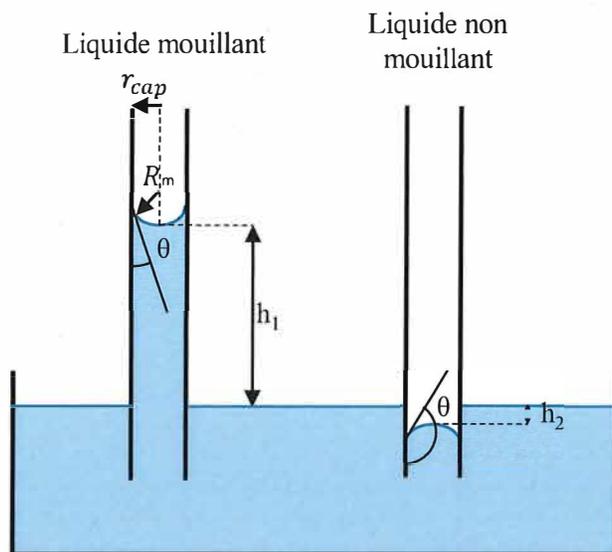


Figure 2-5 : Illustration de la capillarité dans un tube en fonction de la mouillabilité. Dans le cas d'un liquide mouillant la variation de hauteur h_1 est positive. Dans le cas d'un liquide non mouillant la variation de hauteur h_2 est négative.

Dans le cas d'une section capillaire non sphérique on considère les rayons de courbure principaux R_1 et R_2 et la pression capillaire s'exprime alors :

$$\Delta P_{cap} = \gamma_{lv} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right). \quad (2-6)$$

2.1.3.2 Principaux paramètres d'une mèche capillaire

La mèche permet l'écoulement du liquide de travail entre le condenseur et l'évaporateur en raison d'une différence de pression capillaire entre ces deux zones. La remontée capillaire dans la mèche est générée par sa structure poreuse et est d'autant plus importante que la dimension des pores est faible. Ces derniers peuvent être caractérisés par leur rayon effectif r_{eff} , qui correspond au rayon d'un pore hypothétique de même performance capillaire, mais en considérant une mouillabilité totale ($\theta = 0^\circ$) entre la paroi solide et le liquide. Cependant une diminution de la taille des pores entraîne également une augmentation des frottements visqueux pendant le déplacement du liquide, ce qui conduit à une baisse des performances. Afin de maximiser les performances de la mèche il est donc nécessaire de trouver un compromis entre ces deux phénomènes qui peuvent être caractérisés par les paramètres suivants :

- la pression capillaire P_{cap} , qui traduit le potentiel de pompage de la mèche et qui a été présenté ci-dessus,
- la perméabilité intrinsèque K de la mèche qui traduit l'aptitude du milieu poreux à se laisser traverser par un écoulement.

La pression capillaire étant directement reliée au rayon de pore effectif r_{eff} de la structure poreuse, les performances hydrauliques de la mèche peuvent également être caractérisées par le paramètre K/r_{eff} .

Pour permettre un fonctionnement optimal du dispositif, la mèche doit également présenter de bonnes performances thermiques afin de conduire efficacement la chaleur des parois jusqu'à la zone d'évaporation au niveau de l'évaporateur, et de la zone de condensation jusqu'aux parois au niveau de condenseur. La caractérisation thermique de la mèche peut être réalisée à l'aide de la conductivité thermique équivalente k_{eq} de l'ensemble mèche-liquide. Ce paramètre est dépendant de la porosité de la mèche, de sa composition, ainsi que de la conductivité thermique du fluide de travail sélectionné.

2.1.3.3 Matériaux utilisés

La grande majorité des mèches présentes dans les systèmes de refroidissement diphasiques sont réalisées à partir de métaux, notamment en raison des fortes capacités de conduction thermique de ces matériaux (voir Tableau 2-2) qui permettent de conduire efficacement la chaleur au niveau de l'évaporateur et du condenseur. On retrouve de ce fait dans la littérature des mèches composées de silicium, de titane, mais la grande majorité d'entre elles sont réalisées en cuivre du fait de son abondance, de son coût, de sa facilité de mise en œuvre et de son excellente conductivité thermique (2^e meilleure parmi les matériaux métalliques après l'argent). Il est par ailleurs, comme présenté en section 2.1.2.1, compatible chimiquement avec les fluides de travail les plus fréquemment utilisés. Plusieurs études proposent néanmoins d'améliorer encore les performances thermiques des mèches par l'utilisation de matériaux tels que les nanotubes de carbone (NTC) dont la conductivité thermique dépasse d'un ordre de grandeur celle des métaux [24], [25]. Weibel *et al.* [26] et Zhou *et al.* [27] proposent ainsi d'utiliser les NTC directement comme matériau de transport du fluide en réalisant un réseau de NTC suffisamment dense pour générer des pressions capillaires compatibles avec une utilisation au sein d'un caloduc ou d'une chambre à vapeur.

Tableau 2-2 : Conductivités thermiques des matériaux principaux composant les mèches.

Matériau	Conductivité thermique à 20 °C (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)
Cu	390
Si	149
Ti	20
NTC	200-6600

2.1.3.4 Différentes technologies de mèche

Différentes approches peuvent être trouvées dans la littérature pour réaliser des structures poreuses pouvant servir de mèche. Les principales structures sont présentées ci-après.

Poudre frittée

La plupart des mèches métalliques sont réalisées à partir de poudres métalliques frittées et permettent de réaliser des structures avec des porosités effectives élevées. Ces structures ont une grande surface de contact avec le fluide et conduisent efficacement le flux de chaleur au

niveau de l'évaporateur et du condenseur. Il est possible de modifier la taille des particules de poudre afin d'influer sur les performances hydrauliques et thermiques de ces structures comme l'ont montré les travaux de Li *et al.* [28]. Elles présentent néanmoins le désavantage d'avoir généralement une perméabilité assez faible en raison de leur faible diamètre de pores, ce qui favorise les pertes de charges par frottement lors de l'écoulement du liquide.

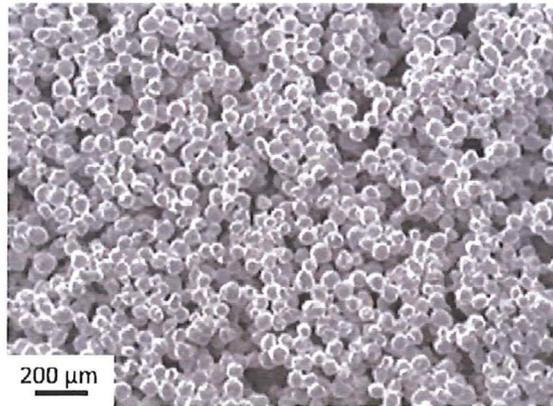


Figure 2-6 : Observation par microscopie électronique à balayage (MEB) d'une structure poreuse réalisée à partir de particules de cuivre de 66 µm de diamètre [28].

Mousses métalliques à porosité ouverte

Les mousses métalliques à porosité ouverte présentent des structures alvéolaires permettant une porosité généralement comprise entre 75 et 95 %. Cela rend ces structures très légères tout en développant une large surface de contact avec le liquide et une conduction thermique efficace. Elles sont réalisées à l'aide de techniques de fonderie ou de métallurgie des poudres et peuvent être réalisées avec une vaste gamme de taille de pores. Un exemple de mousse métallique en cuivre utilisé par Zhou *et al.* [29] est présenté ci-dessous.

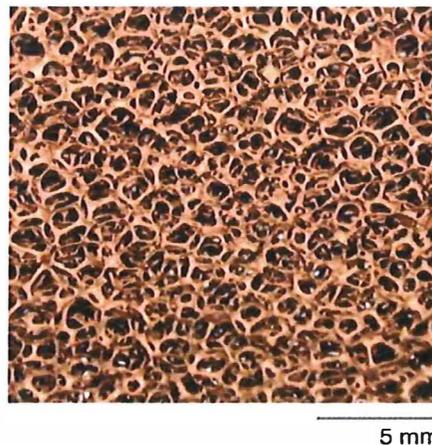


Figure 2-7 : Observation par microscopie optique d'une mousse métallique de cuivre [29].

Micropiliers

L'une des structures de mèche les plus fréquemment rencontrées dans le cas de dispositifs de faible épaisseur sont les réseaux de micropiliers. Cette structure a l'avantage d'être facilement fabricable à l'aide des procédés de microfabrication de la microélectronique tels que la photolithographie et les procédés de gravure ou de dépôt dont un exemple est présenté en Figure 2-8.

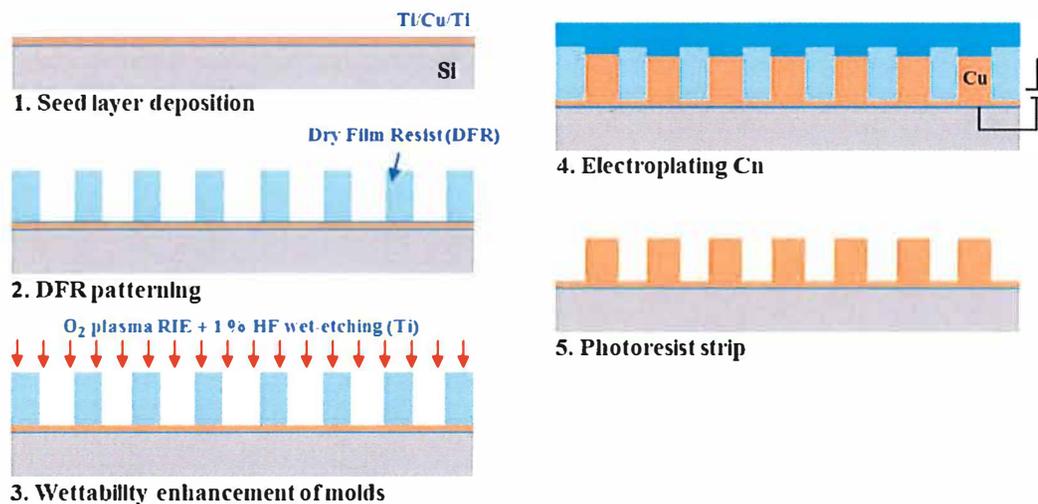


Figure 2-8 : Procédé de fabrication d'un réseau de micropiliers en cuivre par dépôt électrochimique [30].

Ce type de structure est particulièrement intéressant dans le cas de dispositifs de refroidissement diphasiques entièrement réalisés en silicium pour une application en microélectronique car il est possible de la graver directement dans la paroi [31]. Il est également possible d'améliorer ses performances en modifiant la disposition ou l'homogénéité des piliers. Ainsi Ryu et Nam [32] ont proposé une structure composée de piliers de deux hauteurs différentes afin d'augmenter la surface du film mince d'évaporation comme présenté en Figure 2-9, ce qui permet d'augmenter significativement la capacité de transfert thermique en favorisant l'évaporation. Byon et Kim [33] ont quant à eux étudié des mèches composées de micropiliers de configuration non homogène telles que les configurations en réseau de carrés, en diamant, ainsi qu'en rainures homogènes et non homogènes. Ils ont ainsi pu observer que les performances capillaires peuvent être augmentées par l'utilisation de telles configurations. Les agencements de piliers en tranchée homogène ou en réseau carré ont ainsi montré une augmentation de 35% et 31% respectivement des performances capillaires.

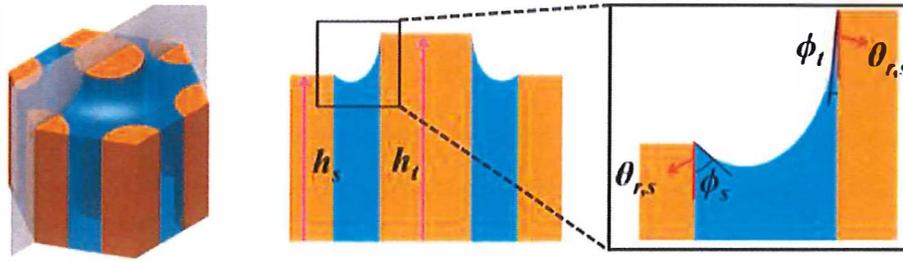


Figure 2-9 : Schéma d'une structure de piliers à deux hauteurs proposée par Ryu et Nam [32].

Un autre avantage de l'utilisation de structures en micropiliers est que, contrairement aux structures poreuses, les écoulements dans les réseaux de piliers sont plus facilement modélisables permettant ainsi de dimensionner plus efficacement les dispositifs lors de leur conception. Tamayaol et Bahrami [34] ont ainsi développé un modèle permettant d'estimer la porosité et la perméabilité d'un réseau de piliers dont la porosité est supérieure à 0.3. Byon et Chan [35] ont également mis au point une estimation de ces grandeurs dans le cas d'un écoulement le long d'un réseau de piliers ordonnés de manière quadratique ou hexagonale pour des porosités supérieures à 0.7. Ranjan et Garimella [36] ont quant à eux développé différents modèles pour estimer la porosité et la perméabilité de structures de piliers cylindriques, mais également de structures coniques, pyramidales ou sphériques pour des porosités comprises entre 0.3 et 0.7.

Structure de mèche bi-poreuse.

Comme vu précédemment, les performances fluidiques d'une mèche sont basées sur un compromis entre capillarité et perméabilité. Or, dans les structures de mèches décrites ci-dessus, améliorer l'un de ces deux paramètres revient à dégrader l'autre : augmenter la capillarité nécessite de diminuer la taille des pores de la mèche, ce qui réduit la perméabilité et inversement. Il a été de ce fait proposé d'introduire un deuxième niveau de structuration de la mèche afin de pouvoir améliorer à la fois la perméabilité et la capillarité : une première structure permet l'écoulement du liquide en limitant les pertes de charges et une deuxième structure, à une échelle inférieure, permet d'augmenter les performances capillaires de l'ensemble. Des exemples de ces structures biporeuses sont présentées en Figure 2-10. Dans cette optique, Nam *et al.* [37] ont proposé de nanostructurer la surface de micropiliers de cuivre à l'aide d'une couche d'oxyde de cuivre inférieure à 200 nm afin de significativement

augmenter la mouillabilité et les performances capillaires. Une approche similaire a été réalisée par Ding *et al.* [38] sur des piliers de titane et par Liu *et al.* [39] en concevant une mèche bi poreuse composée de cuivre fritté recouvert d'une couche de CIO (Copper Inverse Opal). Weibel *et al.* [26] ont quant à eux proposé de différencier la structure de mèche au niveau de l'évaporateur par rapport au reste de la mèche composée de poudre frittée en adoptant à cet endroit une structure en nanotubes de carbone afin de favoriser l'évaporation en maximisant la conduction thermique. Il est également possible de superposer deux structures de mèches différentes afin de pouvoir gérer à la fois de faibles et de forts flux de chaleur comme l'ont proposé Ryu *et al.* [30] avec leur mèche composée de micropiliers nanostructurés (faible perméabilité et forte capillarité) au-dessus desquels a été placée une couche de mousse de cuivre (forte perméabilité et faible capillarité). La double structuration de la mèche peut également être réalisée en faisant croître des nanofils métalliques en surface de piliers de silicium afin de favoriser l'ébullition comme le proposent Azarkish *et al.* [40].

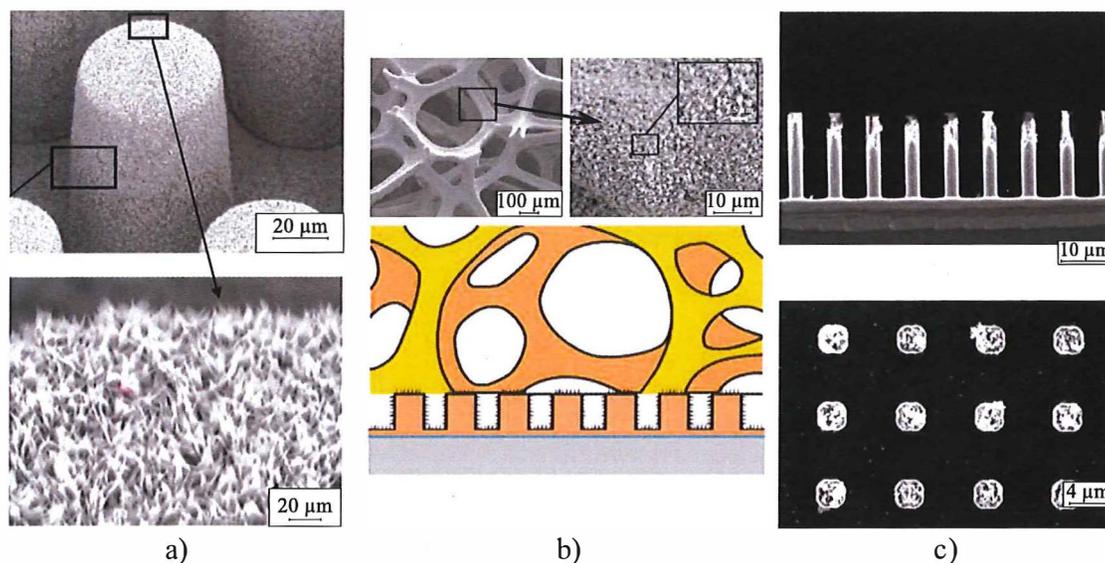


Figure 2-10 : Schéma et photos MEB de différentes structures de mèches hybrides : micropiliers nanostructurés (Cu-CuO) (a) [37], mousse de cuivre sur micropiliers (b) [30] et nanofils de Si en surface de micropiliers de Si (c) [40].

Ces doubles structurations introduisent néanmoins une résistance thermique supplémentaire qui dépend fortement de la nature et de l'épaisseur de la couche en surface. Il est nécessaire de faire un compromis entre l'optimisation des performances fluidiques et les performances thermiques en dimensionnant la mèche de telle sorte que le gain de performance introduit par la structuration supplémentaire conserve des performances de conduction thermiques compatibles avec l'application visée.

2.1.4 Contraintes et limites de fonctionnement

Pour être fonctionnel un caloduc ou une chambre à vapeur doit se trouver dans des conditions de température et de pression qui permettent au fluide de travail de coexister à la fois sous forme liquide et sous forme vapeur. Cette condition est respectée si le point de fonctionnement se situe le long de la courbe de saturation qui sépare les phases liquide et vapeur sur le diagramme de phase du fluide considéré, comme présenté en Figure 2-11. La température de fonctionnement doit donc être comprise entre la température du point critique et la température du point triple. Le long de la courbe de saturation :

- si $T > T_{\text{critique}}$ le fluide est dans un état supercritique et on ne peut plus observer de phase liquide ou vapeur;
- si $T < T_{\text{triple}}$ la vapeur se solidifie directement sans passer par une phase liquide.

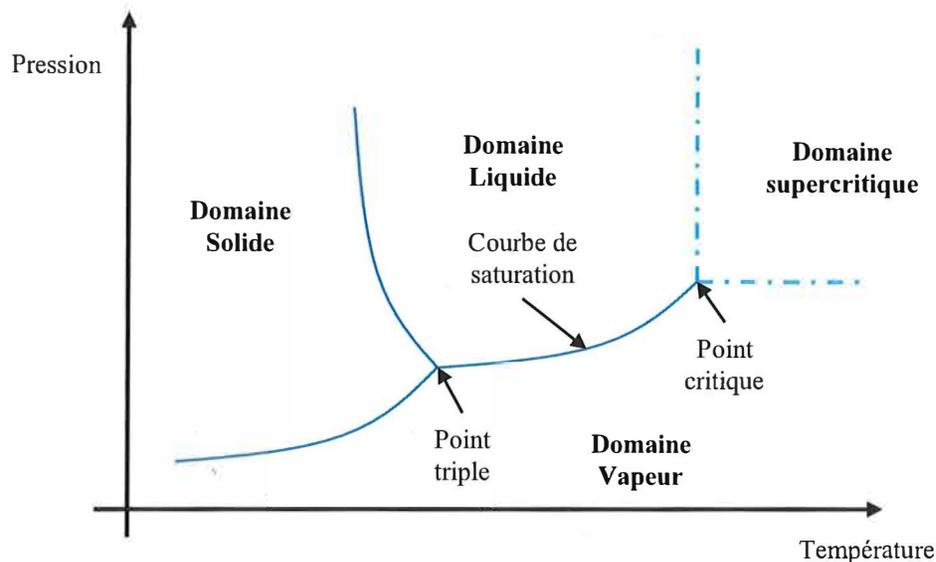


Figure 2-11 : Diagramme d'état d'un corps pur.

En respectant cette gamme de fonctionnement d'autres limites opérationnelles peuvent néanmoins encore se présenter. Bien qu'efficaces pour transporter la chaleur, ces systèmes de refroidissement sont cependant limités par la quantité maximale de chaleur qu'ils peuvent transférer en raison de différents phénomènes physiques qui peuvent se produire à l'intérieur de leur structure. Ces limites de fonctionnement sont dépendantes des dimensions, de la structure et de la composition de ces dispositifs ainsi que du choix du fluide de travail et peuvent, si elles sont dépassées altérer leurs performances ou les endommager. Elles

permettent de déterminer plus précisément un domaine de fonctionnement pour le dispositif, comme présenté en Figure 2-12.

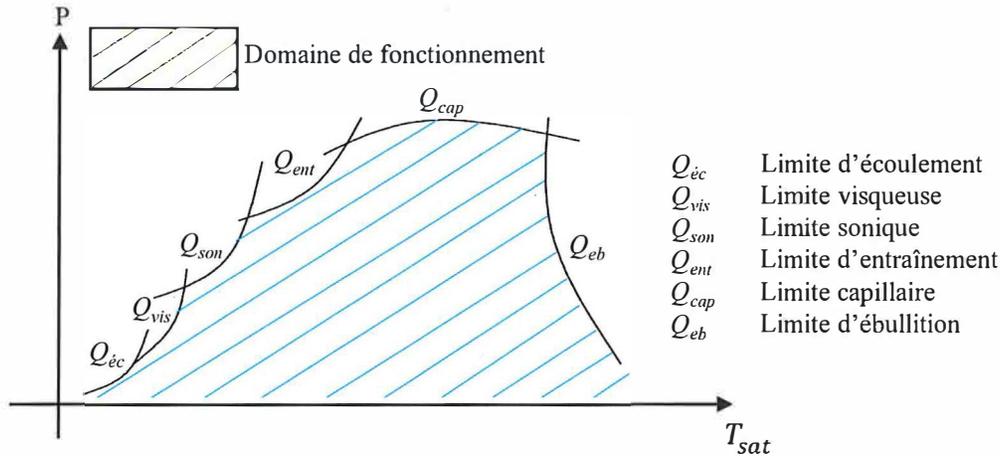


Figure 2-12 : Domaine de fonctionnement d'un système de refroidissement diphasique de type caloduc [41]. Les frontières de ce domaine correspondent aux différentes limites de fonctionnement du dispositif.

Les principales limitations ainsi que leurs conséquences sur le fonctionnement du dispositif sont détaillées ci-après.

2.1.4.1 Limites liées à l'écoulement liquide

Limite capillaire

La capacité de la mèche à transporter le fluide de travail depuis la zone de condensation jusqu'à la zone d'évaporation est un des facteurs critiques du développement d'un caloduc ou d'une chambre à vapeur. Dans le cas où la force capillaire développée par la mèche n'est plus suffisante pour compenser les pertes de charge liquide et vapeur, le taux de pompage ne permet plus d'amener assez de liquide à l'évaporateur ce qui peut entraîner un assèchement de la zone d'évaporation [42], [43]. On parle dans ce cas de limite capillaire notée q_{cap} dans la suite de ce document. Il s'agit de la limite la plus courante pour les systèmes diphasiques fonctionnant à faible température et, dans le cas d'un caloduc cylindrique 1D, elle peut être exprimée comme [44], [45] :

$$\frac{2\gamma_{lv}\cos\theta}{r_p} = \left(\frac{C(f_v Re_v)\mu_{vap}}{2(r_{h,v})^2 A_{vap}\rho_{vap}h_{lg}} \right) L_{eff}q + \left(\frac{\mu_{liq}}{K A_m h_{lg}\rho_{liq}} \right) L_{eff}q_{cap}, \quad (2-7)$$

avec r_p le rayon de pore, C le facteur de compressibilité, f_v , le facteur de friction, Re_v le nombre de Reynolds, μ_{liq} et μ_{vap} respectivement les viscosités dynamiques des phases liquide et vapeur, $r_{h,v}$ le rayon hydraulique de la section vapeur, A_{vap} et A_m respectivement les sections hydrauliques vapeur et de la mèche, h_{lg} l'enthalpie de vaporisation du fluide de travail, ρ_{vap} la masse volumique de la vapeur, L_{eff} la longueur effective, K la perméabilité de la mèche et ρ la masse volumique. Le terme de gauche correspond à la pression capillaire maximale qui peut être produite par la structure de la mèche. Le premier terme de la partie droite de l'équation correspond aux pertes de charges vapeur dans la partie gazeuse du dispositif tandis que le second correspond aux pertes de charges par frottement provenant du déplacement du liquide dans la mèche. Cette limite est dépendante des propriétés de capillarité et de perméabilité de la mèche ainsi que des propriétés physiques du fluide de travail.

Limite d'ébullition

La limite d'ébullition, notée q_{eb} , correspond à la formation de bulles de vapeur dans la mèche au niveau de la paroi de l'évaporateur en raison d'un flux de chaleur trop important provenant de la source chaude. Cette ébullition du liquide en fond de mèche empêche le mouillage complet de la structure et modifie par la même occasion la forme du ménisque à l'interface liquide / vapeur. Cela a pour effet de réduire les propriétés de conduction thermique de l'ensemble fluide de travail / mèche mais également de modifier les performances capillaires qui sont directement liées à la forme du ménisque. Ce phénomène entraîne une augmentation locale de la température et un possible assèchement de la mèche au niveau de l'évaporateur. Cette limite peut être caractérisée en se basant sur les conditions de formation d'une bulle de vapeur dans le dispositif et s'exprime dans le cas d'un caloduc cylindrique telle que :

$$q_{eb} = \frac{4\gamma_{lv}\pi L_{evap} k_{eq} T_{vap}}{h_{lg}\rho_{vap}\ln(r_i/r_{vap})} \left(\frac{1}{r_n} - \frac{1}{R_m} \right) \quad (2-8)$$

avec L_{evap} la longueur de l'évaporateur, k_{eff} la conductivité thermique effective de la mèche, T_{vap} la température de vapeur durant le fonctionnement, et r_i , r_{vap} , r_n et R_m respectivement les rayons intérieur de la mèche, de la zone vapeur, de nucléation et du ménisque. Dans le cas d'une géométrie plane l'expression de la limite d'ébullition devient :

$$q_{eb} = \frac{2\gamma_{lv} S_{point\ chaud} k_{eq} T_{vap}}{h_{lg}\rho_{vap} e_{mèche}} \left(\frac{1}{R_m} - \frac{1}{r_n} \right) \quad (2-9)$$

avec $S_{point\ chaud}$ la surface du point chaud et $e_{mèche}$ l'épaisseur de la mèche. L'obtention de ces expressions est détaillée en Annexe B.

Limite d'entraînement

Dans un caloduc ou une chambre à vapeur, les écoulements vapeur et liquide circulent généralement à contrecourant, ce qui engendre des forces de cisaillement au niveau de l'interface liquide / vapeur de la mèche. Dans le cas où la vitesse de déplacement relative de ces deux écoulements est trop importante, des gouttelettes de liquide peuvent être arrachées à la phase liquide dans la mèche par le flux vapeur et peuvent être entraînées vers le condenseur. Cela a comme effet de réduire la quantité de liquide qui retourne à l'évaporateur et peut provoquer son assèchement. Le flux de chaleur auquel se produit ce phénomène correspond à la limite d'entraînement qu'on notera q_{ent} dans la suite de ce document. Cette limite est souvent associée aux systèmes fonctionnant à des températures moyennes ou basses avec une faible section interne ou bien aux systèmes fonctionnant à haute température dont de brutales augmentations du flux de chaleur se produisent au niveau de l'évaporateur. Romestant [46] a fait une revue détaillée des différents modèles de caractérisation de la limite d'entraînement et indique qu'elle est difficilement modélisable avec précision, les différentes corrélations existantes ayant chacune des domaines d'application restreints. Il conclut cependant que le modèle développé par Faghri [20], et présenté ci-dessous, permet néanmoins une détermination rapide d'un ordre de grandeur de cette limite.

$$q_{ent} = A_{vap} h_{lg} \left[\frac{\sigma \rho_{vap}}{2r_{h,w}} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2-10)$$

2.1.4.2 Limites liées à l'écoulement vapeur

Limite de viscosité

La limite de viscosité peut être rencontrée dans les systèmes diphasiques qui opèrent à proximité des conditions du point triple et avec une faible différence de température entre évaporateur et condenseur. Dans ce cas la différence de pression de vapeur entre l'évaporateur et le condenseur est du même ordre de grandeur que les pertes de charges par frottement dans la phase vapeur. La différence de pression n'est alors plus suffisante pour entraîner la vapeur et la faire circuler dans le dispositif. On parle dans ce cas de limite de viscosité, qu'on notera q_{vis} . Cette limite peut être exprimée par l'équation suivante [44] :

$$q_{vis} = d_{vap}^2 h_{lg} A_{vap} \frac{P_{vap} \rho_{vap}}{4f_v Re_v L_e \mu_{vap}} \quad (2-11)$$

avec d_{vap} le diamètre hydraulique du canal vapeur. Les plages de fonctionnement des dispositifs diphasiques sont généralement suffisamment éloignées des conditions énoncées au début de ce paragraphe et cette limite ne se rencontre que dans le cas de certaines applications spécifiques.

Limite sonique

La limite sonique peut être rencontrée pour les systèmes qui opèrent à faible température de fonctionnement. Dans ce cas la densité de vapeur est faible et engendre en cas de fort flux de chaleur à transporter un fort débit de masse de vapeur. La vitesse de déplacement des particules est alors très importante et l'écoulement peut atteindre un régime sonique. Cela a pour effet de créer une onde de choc dans la phase vapeur qui perturbe le fonctionnement du dispositif et peut aller jusqu'à l'endommager. Dans ce cadre la limite sonique, notée q_{son} , correspond à la puissance transférée permettant à la vapeur d'atteindre la vitesse du son et peut s'exprimer comme suit [44] :

$$q_{son} = A_{vap} \rho_0 h_{lg} \left[\frac{\gamma_v R_v T_{vap}}{2(\gamma_v + 1)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2-12)$$

avec γ_v le coefficient de Laplace et R_v la constante spécifique des gaz parfaits.

2.1.4.3 Présence d'espèces non condensables

La température opérationnelle d'un caloduc ou d'une chambre à vapeur étant supérieure à sa température de fabrication et de remplissage il est possible de voir apparaître des gaz non condensables durant son fonctionnement. Ces gaz proviennent d'espèces dissoutes dans le fluide de travail, adsorbées sur les parois avant le remplissage ou encore peuvent être le produit de réactions chimiques in-situ entre le fluide et les matériaux composant la mèche ou les parois. Les différences de pression dans le dispositif font que ces gaz vont se placer au niveau de la surface du condenseur, ce qui a pour effet de diminuer l'efficacité des échanges thermiques entre le fluide gazeux et les parois et de gêner sa condensation. Pour éviter la formation de ces gaz il est nécessaire de sélectionner correctement les couples fluide de travail / matériaux des parois et de dégazer le dispositif ainsi que le fluide de travail comme présenté ci-après.

2.2 Fabrication d'un dispositif de chambre à vapeur

Cette partie a pour objectif de décrire les différentes étapes à réaliser pour fabriquer un dispositif de type caloduc ou chambre à vapeur.

2.2.1 Sélection du fluide de travail, du matériau enveloppe et dimensionnement

La fabrication d'un dispositif de type caloduc ou chambre à vapeur commence par la sélection des fluides de travail potentiels en fonction des températures de fonctionnement attendues comme décrit en section 2.1.2.1. Si plusieurs fluides sont envisageables, d'autres critères tels que la mouillabilité de la structure interne, la pression de vapeur saturante sur la gamme de températures de fonctionnement, la chaleur latente de vaporisation, la conductivité thermique ou encore la tension de surface peuvent être considérés. D'autres critères tels que le coût, la facilité d'utilisation ou encore la toxicité et l'impact environnemental sont également envisageables. En fonction de ces choix les matériaux composant la paroi et la mèche sont ensuite sélectionnés de sorte qu'ils soient compatibles

chimiquement avec le fluide de travail, comme décrit en section 2.1.2.1. Les différentes parties du dispositif sont ensuite dimensionnées afin d'assurer à la fois une tenue mécanique à la pression interne opérationnelle et un fonctionnement compatible avec les différentes limites décrites en section 2.1.4. La sélection de la technologie et des dimensions de la mèche sont également réalisées lors de cette étape de conception pour permettre un écoulement du fluide de travail minimisant les frottements visqueux tout en développant une capillarité suffisante et une conductivité thermique permettant de conduire efficacement la chaleur jusqu'à l'interface d'évaporation.

2.2.2 Nettoyage de la structure interne

Après fabrication de la structure de la chambre à vapeur il est nécessaire de procéder à un nettoyage de sa structure interne avant de procéder à son remplissage. Cette étape permet d'éviter la présence de particules ou d'espèces en surface de la mèche qui pourraient boucher le réseau capillaire ou réduire sa mouillabilité. Les approches de nettoyage envisageables varient selon le choix de matériaux de la mèche et des parois. Une synthèse de ces différentes approches, regroupant des nettoyages à l'aide de solvants, solutions acides et ultrasons, a été réalisée par Zohuri [47] dans le cas de dispositifs en acier inoxydable et en aluminium et de façon plus générale par Faghri [20]. Cette étape de nettoyage peut être finalisée par un traitement plasma ou chimique afin de fonctionnaliser la surface de la mèche et d'assurer sa mouillabilité avant l'étape de remplissage.

2.2.3 Dégazage de la structure interne et du fluide de travail

Afin d'éviter la formation de gaz non condensables qui entravent le fonctionnement du dispositif il est nécessaire de dégazer efficacement les surfaces internes du dispositif ainsi que le fluide de travail. Un dégazage efficace des parois internes consiste à désorber les espèces adsorbées en soumettant le dispositif ainsi que le circuit de remplissage à un vide secondaire pendant une durée de 24 à 48h. L'efficacité de ce dégazage peut être améliorée en chauffant en même temps le dispositif à une température supérieure à la température de fonctionnement, ce qui facilite la désorption au niveau des parois. Le dégazage du fluide de travail est basé sur la loi de Henry selon laquelle la quantité de gaz dissoute dans un liquide est proportionnelle à sa pression partielle en phase gazeuse. En tirant le vide on diminue la solubilité des espèces gazeuses dissoutes qui retournent en phase gazeuse et peuvent être

extraites par pompage. Trois approches d'efficacité et de complexité de mise en œuvre croissantes sont décrites ci-dessous.

- **Dégazage sous vide** : le liquide est simplement mis sous vide sous agitation. De petites bulles apparaissent dans le liquide correspondant au retour sous forme gazeuse des espèces dissoutes. La fin de formation des bulles indique que le dégazage est terminé.
- **Cycles de congélation – pompage – fusion** : le liquide est congelé dans un bain d'azote liquide, puis les espèces gazeuses sont extraites par pompage. Le liquide est ensuite décongelé et les espèces solubilisées encore présentes passent en phase gazeuse. Ces étapes sont répétées plusieurs fois pour augmenter l'efficacité du dégazage.
- **Cycles de sublimation – sublimation inverse** : le liquide est congelé dans un bain d'azote et tiré au vide comme la méthode précédente pour évacuer les gaz incondensables. Le solide est ensuite sublimé par chauffage pour venir directement se solidifier dans un autre contenant préalablement refroidi. De la sorte la possibilité de redissolution des espèces non condensables est fortement réduite. Ces étapes sont répétées plusieurs fois afin de maximiser la pureté du fluide de travail.

2.2.4 Remplissage et scellement

Ces étapes de fabrication consistent à transférer une quantité précise de fluide dégazé dans le dispositif puis à le refermer hermétiquement afin d'éviter la perte de fluide ou l'introduction d'espèces extérieures tout au long de son cycle de vie. Un contrôle précis de la quantité de liquide à introduire est nécessaire dans la mesure où des variations de volume peuvent dégrader les performances du dispositif, voire empêcher son fonctionnement. Deux principales approches de remplissage peuvent être trouvées dans la littérature et sont décrites ci-après.

2.2.4.1 Remplissage par injection

Dans cette première approche le dispositif est mis sous vide à l'aide d'un système de pompage puis le liquide dégazé est injecté à l'aide d'une microseringue à travers un joint étanche situé au niveau du trou de remplissage. Un exemple du montage réalisé par Avenas *et al.* [48] est représenté en Figure 2-13.a. La microseringue permet d'avoir un contrôle

précis de la quantité de liquide introduite. Il est également possible de remplacer la seringue par une burette connectée au système de dégazage du fluide et au caloduc comme proposé par Wei *et al.* [49]. Cette dernière approche permet un remplissage avec une précision de l'ordre de 10 μ l avec la burette utilisée.

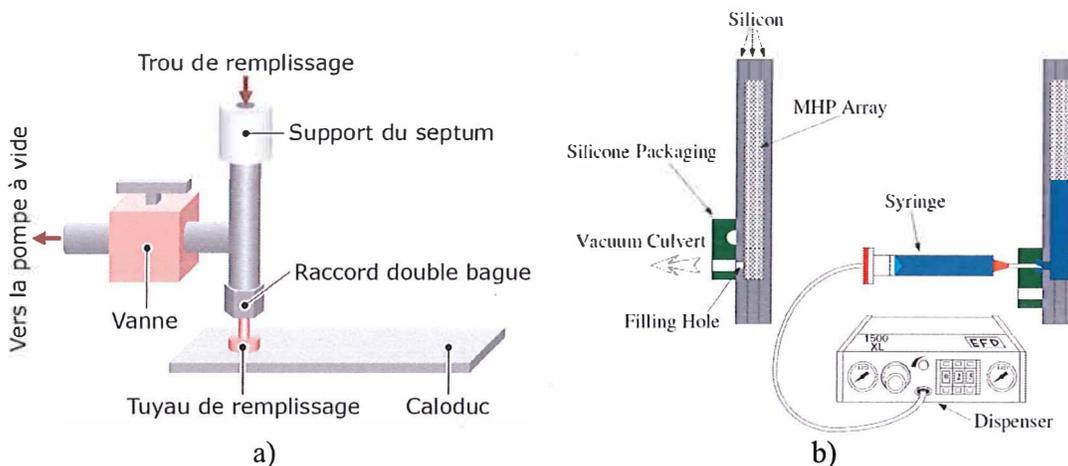


Figure 2-13 : Dispositifs de remplissage par seringue micro graduée par vanne [48] (a) et par joint silicone [50] (b).

Une alternative à cette méthode a été développée par Kang [50] et consiste en un support en silicone permettant de faire le vide et de procéder au remplissage par microseringue comme décrit en Figure 2-13.b. Dans ses travaux de thèse, Lai [51] propose de pousser plus loin cette méthode de remplissage en y ajoutant une étape de scellement à l'aide d'un bouchon fixé par refonte laser de matière fusible. Cette méthode n'a cependant pas été finalisée et des problèmes de fuite ont été identifiés lors de la réalisation de tests d'étanchéité sur les prototypes.

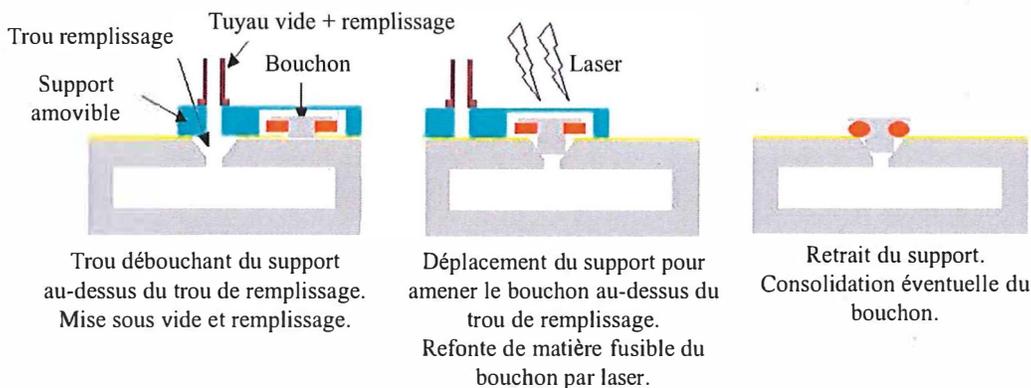


Figure 2-14 : Méthode de remplissage et de scellement par fusion de bouchon [51].

Certains bancs de remplissage permettent d'effectuer le dégazage du dispositif, du fluide et le remplissage avec le même montage, évitant tout contact entre le fluide dégazé et l'atmosphère. C'est le cas du montage réalisé par Rulliere [52] et présenté en Figure 2-15, qui consiste à condenser directement le fluide dans une seringue après dégazage pour ensuite l'injecter dans le dispositif.

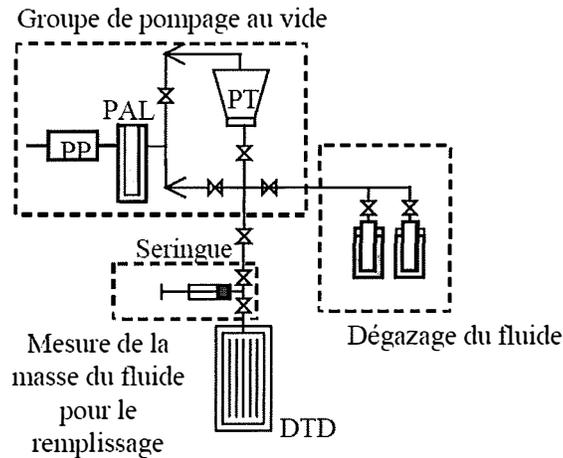


Figure 2-15 : Exemple de banc de dégazage et de remplissage d'un diffuseur thermique diphasique (DTD) en cuivre [52].

2.2.4.2 Remplissage par soustraction

Cette deuxième approche consiste à complètement remplir le dispositif à l'aide du fluide de travail puis à en retirer une partie jusqu'à obtenir la quantité voulue. Il est cependant nécessaire de s'assurer que le retrait du surplus de liquide soit réalisé sans que des espèces non condensables ne soient introduites. Cela peut être réalisé à l'aide de la méthode dite de l'équilibre thermodynamique présenté par Gao *et al.* [53] dont le dispositif est représenté en Figure 2-16. Après remplissage le caloduc est connecté à une chambre sous vide de volume connu ce qui entraîne l'évaporation du liquide jusqu'à ce que le système atteigne l'équilibre thermodynamique. La chambre à vide est dimensionnée et sa température définie afin qu'à l'équilibre il ne reste que le volume désiré de liquide dans le dispositif en équilibre avec la vapeur. Cette méthode est cependant assez imprécise : des variations de +/- 10% peuvent être observées à volume de chambre à vide équivalent.

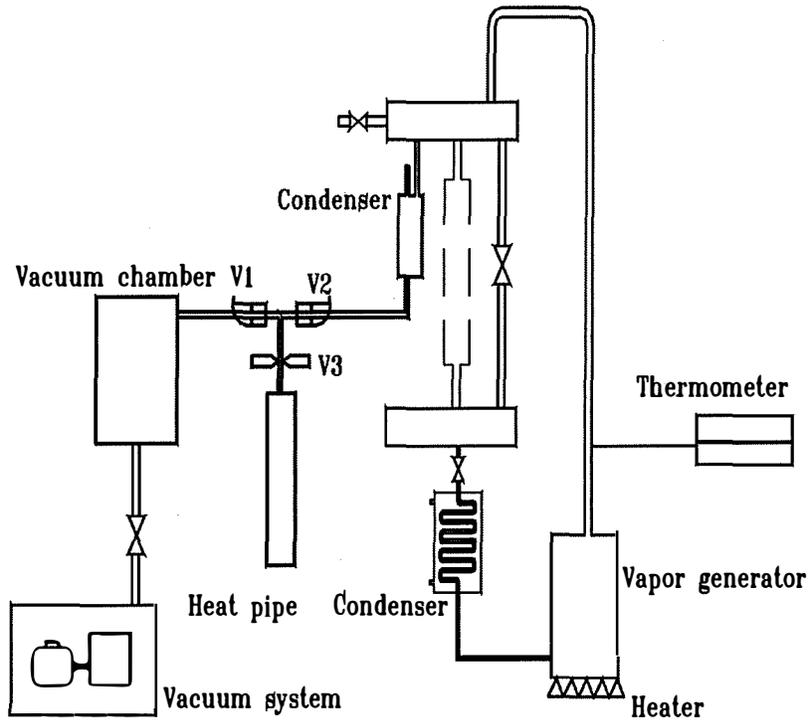


Figure 2-16 : Dispositif de remplissage par méthode d'équilibre thermodynamique [53].

Pour gagner en précision et en fiabilité le même groupe propose de remplacer la chambre à vide par des tubes capillaires dans la méthode précédente afin d'extraire le liquide plus précisément. Cette dernière méthode a permis d'atteindre une précision de remplissage de l'ordre du millilitre.

En définitive il n'existe que peu de méthodes de remplissage différentes dans la littérature et leurs précisions, estimées dans le Tableau 2-3 ne sont pas équivalentes. La méthode la plus répandue est celle du remplissage par microseringue et la précision de cette méthode dépend fortement de la mesure du volume utile introduit dans le dispositif. Le volume mort des vannes ainsi que des trous et tuyaux de remplissage augmente le volume total de liquide à introduire, nécessitant une seringue de volume supérieur au volume requis pour remplir le dispositif. Cela a pour effet d'augmenter l'incertitude pour les remplissages des dispositifs les plus petits. Les approches par soustraction présentent une précision supérieure aux approches par injection et sont de ce fait à privilégier pour le remplissage à de faibles volumes.

Tableau 2-3 : Comparaison des précisions de remplissage de différentes méthodes d'après Gao et al. [53].

Méthode de remplissage	Volume introduit (μL)	Précision (μL)	Précision (%)
Seringue	-	10	-
Équilibre thermodynamique	148	1.7	1.2
Capillaire	89	1	1.1

2.2.4.3 Scellement du dispositif après remplissage

Très peu de détails sont présentés concernant les méthodes de scellement post-remplissage. Dans le cas des deux approches présentées ci-dessus le scellement final est généralement réalisé par queusotage du tuyau de remplissage. Ce dernier étant la plupart du temps en cuivre, une brasure peut être effectuée par la suite afin de garantir son étanchéité [48], [54]. Cette méthode laisse cependant une partie du tuyau apparente qui dépasse du dispositif final, ce qui peut gêner l'intégration dans le cas de certaines applications.

2.3 Dispositifs diphasiques miniatures existants

Cette partie nous permettra de dresser un panorama des micro chambres à vapeur présentes dans la littérature. Nous nous concentrerons principalement sur les dispositifs ayant des applications dans le domaine de la microélectronique.

2.3.1 Micro chambre à vapeur

Depuis leur introduction par Cotter en 1984 [55], les microcaloducs et microchambres à vapeur comptent parmi les approches les plus prometteuses pour développer des systèmes de refroidissement compacts et efficaces, permettant à la fois de refroidir et d'uniformiser la température. C'est pourquoi leur application dans le domaine de la microélectronique a été assez rapidement envisagée et de nombreuses études se sont penchées sur leur miniaturisation afin de les embarquer au plus proche des sources de chaleur. Ainsi dès le milieu des années 90, Cao *et al.* [56] et Hopkins *et al.* [57] étudient la réalisation de caloducs plats à rainure en cuivre fonctionnant à l'eau. Les caloducs miniatures en silicium

commencent à être étudiés dans les années 2000 avec les travaux de thèse d'Avenas [58] et d'Ivanova [41] qui les réalisent à partir de trois plaques de silicium gravées. Une approche de chambre à vapeur en silicium est également réalisée par Cai *et al.* [59] pour des applications haute puissance avec une mèche composée de micropiliers comme représenté en Figure 2-17.

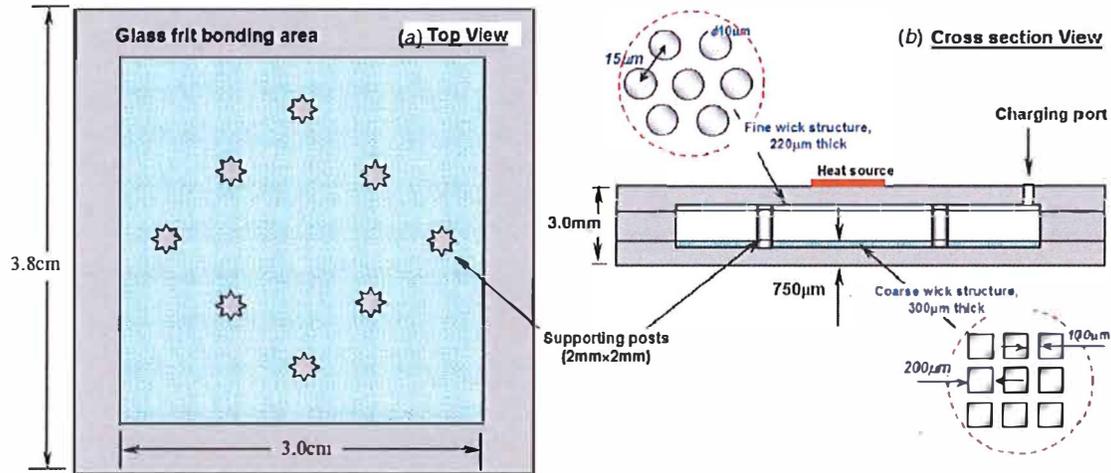


Figure 2-17 : Vue du dessus et de coupe de la chambre à vapeur en silicium réalisée par Cai *et al.* [59].

Différentes études ont également été menées afin d'optimiser les performances de ces dispositifs en travaillant soit sur la composition ou la structure de la mèche, comme la proposition de Weibel *et al.* [60] d'introduire des nanotubes de carbone (CNT) au niveau de l'évaporateur afin de faciliter le transport de chaleur de la mèche à l'évaporateur, soit sur l'utilisation d'une mèche biporeuse comme Ryu *et al.* [30] et Nam *et al.* [37]. D'autres équipes proposent comme Deng *et al.* [61] ou Mizuta *et al.* [62] des chambres à canaux radiaux pour le transport du fluide ou encore une approche combinant une surface superhydrophile à l'évaporateur et superhydrophobe au condenseur afin d'utiliser la gravité comme retour de liquide comme présenté en Figure 2-18. Ce dernier dispositif est cependant très dépendant de la gravité et ne peut être utilisé dans toutes les positions.

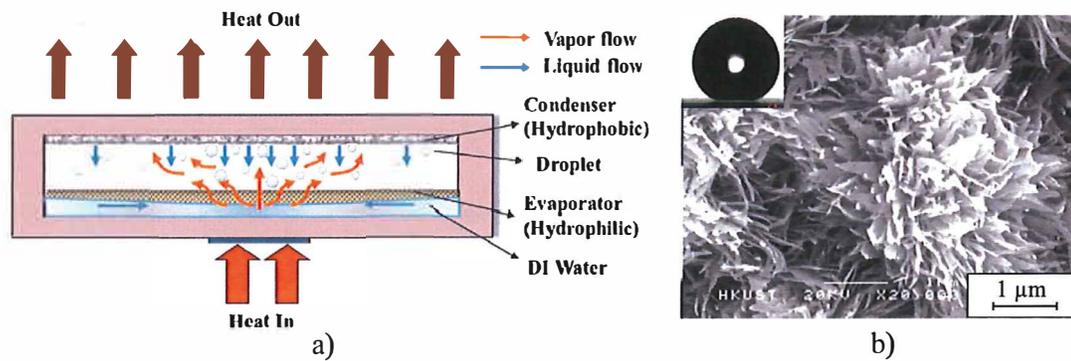


Figure 2-18 : Représentation de la chambre à vapeur asymétrique de Sun et al. [63] (a) et vue MEB de la structure superhydrophobe du condenseur (b).

2.3.2 Chambres à vapeur ultra-minces

Afin de venir concurrencer les matériaux de diffusion thermique passifs tels que le cuivre, qui présentent l'intérêt de pouvoir être utilisés en couche fine dans les dispositifs de microélectronique, il est nécessaire de réduire au maximum l'épaisseur des dispositifs diphasiques. Cependant une étude bibliographique rapide permet de se rendre compte que très peu de dispositifs ont été réalisés avec une épaisseur totale inférieure au millimètre. C'est d'autant plus le cas pour ceux réalisés en silicium où le dispositif le plus fin en 2016 a été réalisé par He *et al.* [64] avec une épaisseur de 1.3 mm. Cette chambre se compose d'un assemblage de deux plaques gravées pour former la cavité vapeur d'un côté et une mèche composée de micropiliers de l'autre, comme représenté en Figure 2-19.

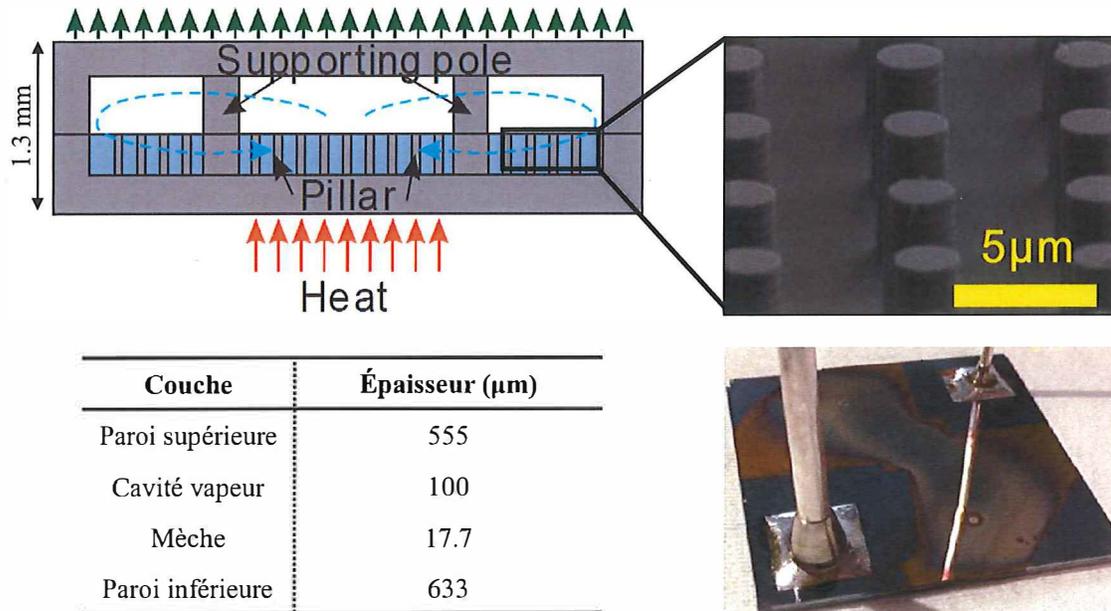


Figure 2-19 : Représentation de la chambre à vapeur ultra-mince en silicium réalisée par He *et al.* [64].

Kim *et al.* [65] ont quant à eux réalisé une chambre à vapeur circulaire de 1 cm de rayon et de 1 mm d'épaisseur à partir de deux plaques gravées également. Cette chambre fonctionne avec une mèche composée de micropiliers et est capable de supporter une puissance de 22 W. Enfin, le dispositif le plus fin en silicium que nous ayons rencontré, d'une épaisseur totale de 725 μm dont 215 pour la cavité vapeur, a été réalisé par Liang *et al.*[66] pour des applications fonctionnant jusqu'à 10 W.cm⁻¹ et est représenté en Figure 2-20. La mèche est composée de particules de cuivre de 85 μm qui adhèrent à un réseau périodique de points de colle déposés par une méthode de type jet d'encre.

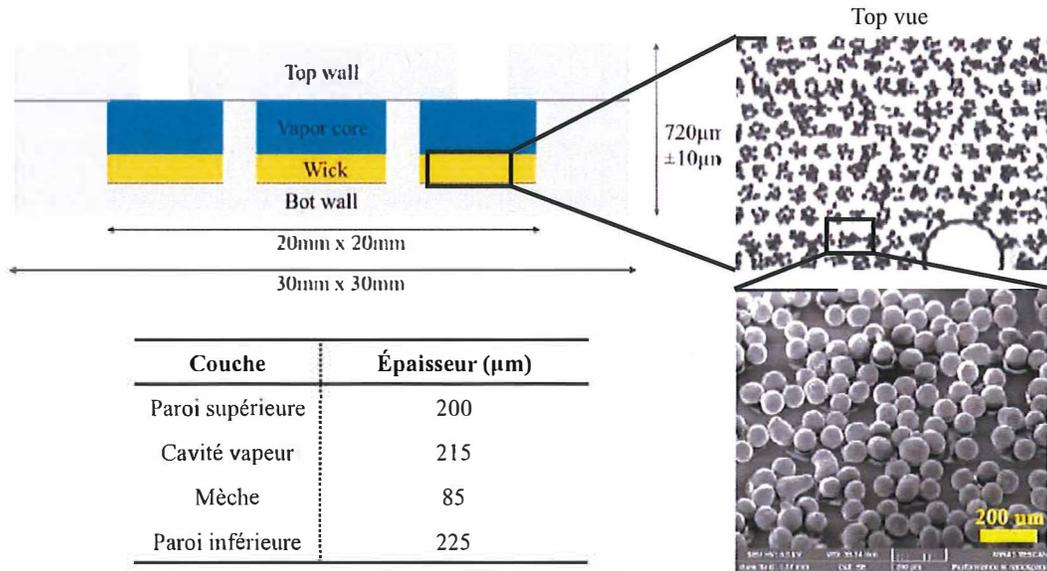


Figure 2-20 : Représentation de la chambre à vapeur réalisée par Liang et al. [66] avec une mèche composée de particules de Cu adhérant à des points de colle déposés périodiquement par impression jet d'encre.

Il est à noter que les modèles de Liang *et al.* [66] et de He *et al.* [64] ne possèdent de mèche que sur une de leur face ce qui leur permet de gagner en épaisseur et de réduire les pertes de charges lors de la circulation du liquide. Cependant, comme pour le dispositif réalisé par Sun *et al.* [63] vu précédemment, ils ne sont fonctionnels que dans une position et ne sont pas compatibles avec des applications nomades.

2.3.3 Comparaison des performances

Les dispositifs de transfert de chaleur diphasiques sont généralement caractérisés par leur résistance thermique R_{th} pour leurs performances de transfert de chaleur et leur puissance maximale de fonctionnement P_{max} . Cependant, ces données ne prennent ni en compte les dimensions de la chambre à vapeur, ni celles du point chaud, alors que ces paramètres peuvent grandement influencer sur les performances de ces dispositifs. En effet les chambres à vapeur les plus larges vont permettre de répartir la chaleur sur une plus grande surface et vont, à conductivité thermique équivalente, refroidir plus efficacement la source chaude, ce qui se traduit par une valeur de R_{th} plus faible. Par ailleurs, un dispositif avec un rapport entre la surface du point chaud et celle du dispositif complet plus important aura tendance à plus facilement transférer la chaleur à la phase vapeur par évaporation, là où un système avec

un rapport plus faible transfèrera une part plus importante de la chaleur par la paroi, conduisant à une valeur de R_{th} plus importante. Afin de prendre en compte ces deux effets et de valoriser les dispositifs les plus compacts et traitant les points chauds les plus petits, nous les comparerons à l'aide d'une figure de mérite R_{th_surf}'' exprimée en $m^2.K.W^{-1}$ et définie comme :

$$R_{th_surf}'' = R_{th} \left(\frac{S_{point_chaud}}{S_{tot}} \right) S_{tot} = R_{th} S_{point_chaud} \quad (2-13)$$

avec S_{point_chaud} , la surface du point chaud et S_{tot} la surface totale du dispositif.

Les différentes chambres à vapeur comparées ainsi que leurs caractéristiques sont présentées dans le Tableau 2-4. Elles sont ensuite répertoriées en fonction de leurs performances et de leur épaisseur sur le graphique tracé en Figure 2-21.

Tableau 2-4 : Présentation des caractéristiques et des performances d'un panorama de chambres à vapeurs présentes dans la littérature.

Modèle	Matériaux	Géométries de mèche	Fluide	Dimensions (L x l x H) (mm ³)	Dimensions point chaud (mm ²)	R _{th} (K.W ⁻¹)
Kang <i>et al.</i> [67]	Cu	Tranchées de Cu gravées	Methanol	31 x 31 x 2.7	195.2	1.09
Wong <i>et al.</i> [68]	Cu	Canaux triangulaires en Cu	Eau DI	100 x 80 x 1.0	121	0.027
Weibel <i>et al.</i> [60]	Cu / CNT	NTC sur Cu	Eau DI	25.4 x 5.4 x 1	25	0.25
Altman <i>et al.</i> [69]	Cu	NTC sur Cu	Eau DI	54 x 34 x 1.4	36	1.7
Mizuta <i>et al.</i> [62]	Cu	Grille gravée dans plaque Cu	Eau DI	50 x 50 x 2	25	0.08
Sun <i>et al.</i> [63]	Cu	Superhydrophile / Super hydrophobe	Eau DI	70 x 70 x 3	225	0.27
Yang <i>et al.</i> [70]	Si	Micro canaux et micropiliers	Eau DI	40 x 35 x 1.5	245	1.46
Kang <i>et al.</i> [50]	Si	Canaux radiaux	Eau DI	50 x 50 x 3	121	1.8
Gillot <i>et al.</i> [71]	Si	Tranchées de Si gravées	Eau DI	50 x 9 x 1.4	100	2.9
Ivanova <i>et al.</i> [72]	Si	Micropiliers hexagonaux + canaux radiaux	Eau DI	50 x 50 x 1	100	0.9
Cai <i>et al.</i> [59]	Si	Micropiliers	Eau DI	38 x 38 x 3	120	0.11
He <i>et al.</i> [64]	Si	Micropiliers	Eau DI	40 x 40 x 1.3	100	1.5
Liang <i>et al.</i> [66]	Si / Cu	Époxy jet d'encre + poudre Cu	Eau DI	30 x 30 x 0.72	12.5	2.5
Wei <i>et al.</i> [49]	Si	Micropiliers	Eau DI	40 x 40 x 1.25	100	0.53
Kim <i>et al.</i> [65]	Si	Micropiliers	Eau DI	10 x 10 x 1	25	0.5
Liu <i>et al.</i> [73]	Si	Micropiliers	Eau DI	10 x 10 x 1.5	10.2	1.2

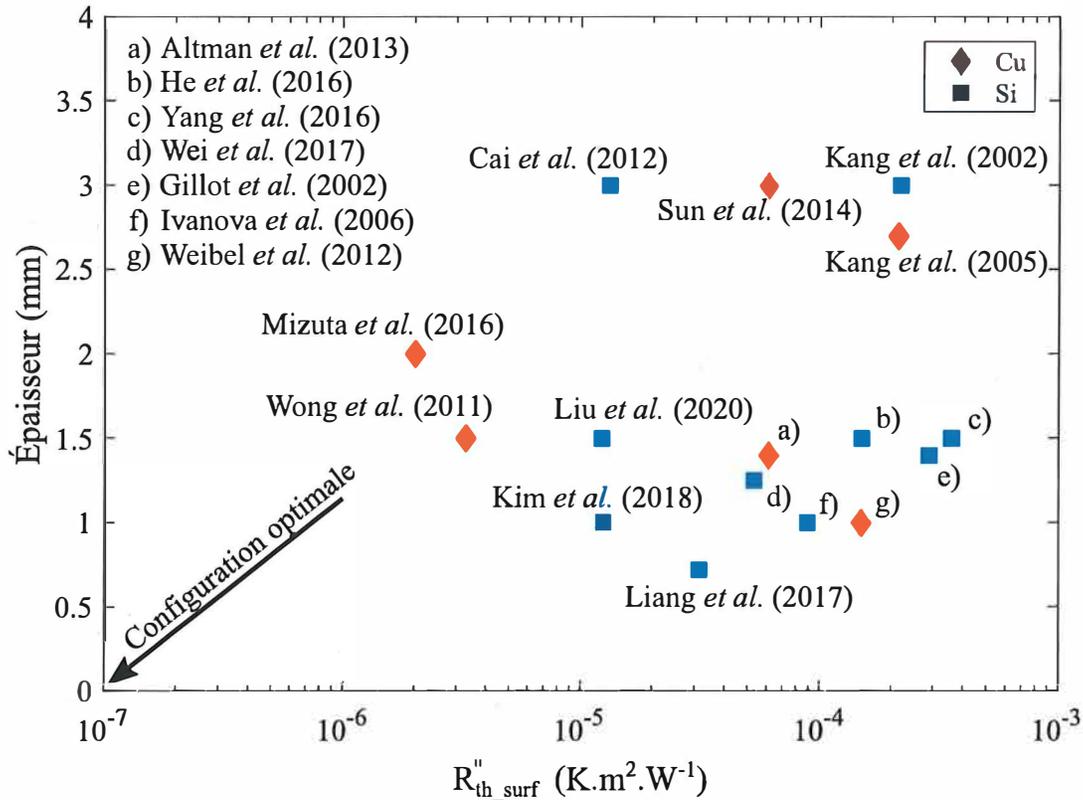


Figure 2-21 : Représentation des performances thermiques de dispositifs issus de la littérature relativement à leur taille et leur épaisseur.

On observe qu'en dehors du modèle développé par Kim *et al.*[65] la plupart des dispositifs en silicium présente des performances inférieures à ceux réalisés en cuivre pour une épaisseur équivalente. On observe également que les deux matériaux permettent de réaliser des dispositifs d'épaisseur inférieure au millimètre, ce qui présente un intérêt certain en terme d'intégrabilité.

2.4 Conclusion

Cette partie nous a permis d'aborder en détail le fonctionnement et la composition des systèmes de refroidissement diphasiques de type caloducs et chambre à vapeur en différenciant précisément leur utilisation. Les différents paramètres à prendre en compte pour le choix à la fois du fluide de travail et de la structure et composition de la mèche ont été présentés ainsi que les différentes étapes de fabrication permettant d'aboutir à un démonstrateur fonctionnel. Enfin nous avons dressé un rapide état de l'art des différents dispositifs rencontrés dans la littérature en nous focalisant sur les systèmes réalisés en

silicium. Les différents points abordés dans ce chapitre serviront de base pour le dimensionnement et la réalisation du dispositif expérimental dans les chapitres suivants.

CHAPITRE 3

CONCEPTION D'UNE CVUMS

Ce chapitre présente les différentes étapes de conception et de dimensionnement mises en place pour préparer la réalisation des prototypes de chambre à vapeur. Le cahier des charges qui a été fixé sera présenté ainsi que le choix des matériaux et des structures des différents éléments constitutifs. La méthodologie de dimensionnement des différents organes de la chambre à vapeur sera également présentée afin d'aboutir à un design pour la fabrication de prototypes.

3.1 Cahier des charges et approche de dimensionnement

Cette section a pour but de présenter les différents requis définis dans le projet pour la conception et la fabrication des chambres à vapeur. L'approche adoptée pour leur dimensionnement pour permettre une intégration en électronique nomade compacte sera également abordée.

3.1.1 Cahier des charges

Comme présenté dans le chapitre 1, le but de ce projet de thèse consiste à réaliser un système de refroidissement diphasique de type chambre à vapeur pour le refroidissement de puces électroniques opérant à des puissances comprises entre 1 W et 10 W. Afin de répondre à cet objectif, un certain nombre d'éléments et de limitations doivent être pris en compte dans leur conception et leur fabrication. Ces différents éléments sont présentés dans le Tableau 3-1. Il s'agira notamment de considérer une intégration de la chambre à vapeur au plus proche de la source de chaleur, en la construisant directement dans le silicium de la face arrière de la puce ou bien en la rendant compatible avec une étape de collage direct. Une telle approche permet d'éviter la présence d'une résistance thermique d'interface entre le point chaud et la chambre à vapeur. De ce fait, la surface du dispositif sera du même ordre de grandeur que celle d'une puce CMOS et l'épaisseur visée la plus fine possible pour faciliter l'intégration,

tout en restant inférieure au millimètre, afin de bien se positionner par rapport à l'état de l'art. Bien que ce projet se focalise sur des applications à faible et moyenne puissances, le système sera tout de même conçu pour supporter l'ensemble de la plage de température de fonctionnement d'une puce CMOS (-40 °C à 150 °C), sans risque de défaillance mécanique. La limite basse de température de fonctionnement sera quant à elle fixée à 20 °C en considérant qu'à des températures inférieures le fonctionnement du dispositif n'est pas forcément requis pour garantir l'intégrité thermique de la puce active. Dans la mesure où le but du dispositif est d'être intégré à l'intérieur du packaging de la puce, le scellement après remplissage devra permettre une herméticité suffisante pour éviter toute fuite de fluide de travail qui pourrait endommager les dispositifs voisins, ainsi que d'éviter la diffusion de gaz non condensables qui pourraient venir entraver son fonctionnement. Enfin, le procédé de fabrication doit être compatible avec une fabrication en salle blanche à une échelle industrielle et il conviendra de prendre en compte notamment les réglementations en terme de contamination dans les enchainements des étapes et dans le choix des matériaux.

Tableau 3-1 : Cahier des charges défini en début de projet pour la réalisation des dispositifs de chambre à vapeur.

Élément	Sous élément	Caractéristique	Description
Performance	Dispositif complet	Puissance thermique	1-10 W
		Température de fonctionnement	20 °C – 150 °C
		Conductivité thermique effective	$k \gg k_{Cu}$ (390 W.m ⁻¹ .K ⁻¹)
	Mèche	Performances fluidiques	Porosité, perméabilité et capillarité compatibles avec la gamme de puissance de fonctionnement
Structure	Paroi	Dimensions	Surface d'une puce : $\leq 20 \times 20$ mm ² Épaisseur < 1 mm (viser la plus fine possible)
		Matériaux	Compatibles pour intégration directe en face arrière ou ajout sous forme d'interposeur => Si
		Tenue mécanique	Supporter pression de vide secondaire et $P_{v,sat}(150^{\circ}C)$ du fluide de travail sélectionné
		Scellement	Hermétique
	Mèche	Matériau	Coefficient d'expansion thermique compatible avec Si Compatibilité procédés salle blanche Compatibilité chimique avec fluide de travail
		Tenue mécanique	Supporter étapes de fabrication Ne pas s'effondrer en fonctionnement
Fabrication	Dispositif complet	Température	Budget thermique compatible avec la présence d'un circuit CMOS : 400°C max
		Contamination	Si possible éviter la présence de matériaux métalliques
		Procédés	Compatible fabrication salle blanche Compatible fabrication pleine plaque

3.1.2 Approche de dimensionnement

Le dimensionnement de la chambre à vapeur a pour but d'identifier les dimensions des différents composants permettant la fabrication d'un dispositif opérationnel le plus fin

possible, en accord avec le cahier des charges. Ce dimensionnement est réalisé en trois étapes :

- le fluide de travail ainsi que les matériaux composant la mèche et les parois sont sélectionnés. Le type de structure de mèche est également sélectionné à cette étape.
- une étude analytique thermo-fluidique, basée sur les limites de fonctionnement exposées en section 2.1.4, est menée afin de déterminer le potentiel d'amincissement des composants internes, à savoir les épaisseurs de la cavité vapeur et de la mèche.
- une étude numérique thermomécanique est effectuée afin d'identifier l'épaisseur de paroi minimale pouvant être envisagée pour garantir l'intégrité de la chambre à vapeur durant le fonctionnement ainsi que l'influence d'un ajout de piliers de support à l'intérieur du dispositif.

Ces études sont menées de façon complémentaire afin de pouvoir proposer la conception d'un prototype compatible avec le cahier des charges.

3.2 Sélection des structures et des matériaux

Cette section a pour but de sélectionner, en accord avec le cahier des charges défini précédemment, les matériaux composant les parois et la mèche du dispositif, ainsi que la structure de cette dernière.

3.2.1 Sélection des matériaux composant les parois et la mèche

Dans la mesure où le dispositif est pensé pour être fabriqué directement dans le silicium en face arrière de la puce, il est aisé de sélectionner ce matériau pour composer les parois. Cela présente également l'avantage d'envisager une intégration par collage direct, sans avoir à rajouter de résistance thermique d'interface ou d'engendrer des contraintes dans le matériau lors du fonctionnement en raison d'une différence de CET.

Concernant la mèche, les contraintes de salle blanche du LETI sur les contaminations métalliques compliquent la présence des matériaux les plus utilisés pour fabriquer les mèches, comme le cuivre ou le titane, lors de certaines étapes clés telles que la gravure profonde ou encore les étapes de collage direct. De plus, en concevant la chambre à vapeur pour être fabriquée directement dans la face arrière d'un circuit CMOS, l'utilisation de

composés métalliques peut nécessiter le dépôt préalable de barrières de diffusion afin de ne pas entraver les performances du circuit. De ce fait, pour la mèche également, il sera plus aisé en terme d'intégration de se limiter au silicium. Le choix de ce matériau permet de structurer la mèche directement dans le même matériau qui compose la paroi sans avoir à ajouter de matière. De plus, les procédés de microfabrication sont bien connus et maîtrisés pour ce matériau. En terme d'état de surface et d'affinité avec le fluide de travail, le silicium est naturellement hydrophobe mais, en cas de besoin, son oxydation permet d'obtenir en surface une couche de SiO_2 hydrophile.

3.2.2 Sélection de la structure de la mèche

Contrairement aux métaux, le silicium ne peut pas être implémenté sous forme de mousse métallique ou encore former une structure poreuse par frittage comme c'est généralement le cas pour les caloducs ou chambres à vapeur métalliques. De même, une approche sans mèche se basant sur la croissance de gouttes au condenseur et leur retour à l'évaporateur sous l'effet de la gravité est difficilement envisageable dans le cas d'applications nomades, qui doivent être fonctionnelles quel que soit l'orientation d'utilisation. De ce fait, la structure de la mèche restante correspond à une structure en micropiliers. En plus d'être fabricables par gravure directement dans le silicium de la puce, les écoulements dans des matrices de piliers ont déjà été étudiés et les paramètres de la mèche comme sa perméabilité, sa capillarité ou encore sa porosité sont facilement ajustables en modifiant les dimensions ou l'espacement de la matrice de piliers. Les travaux de Byon *et al.* [35] ont montré qu'un arrangement quadratique du réseau de micropiliers permet une meilleure perméabilité en comparaison avec un réseau hexagonal de piliers à diamètre et espacement équivalent. Ainsi, un arrangement quadratique des micropiliers sera retenu pour la suite de cette étude. Une structure générique sera développée, mais des modifications de dimensions du réseau de micropiliers pourront facilement permettre d'optimiser les performances de la mèche pour l'adapter aux besoins thermiques d'une puce particulière.

3.2.3 Sélection du fluide de travail

Comme présenté en section 2.2.1, le fluide de travail est traditionnellement sélectionné en fonction de l'intervalle de températures de fonctionnement attendu, ainsi que d'autres critères physiques permettant d'atteindre des performances de fonctionnement optimales. Les matériaux composant les parois et la mèche sont ensuite sélectionnés pour garantir la compatibilité chimique. Cependant, comme nous avons pu le voir en section 3.2.1,

l'intégration finale de notre dispositif limite le choix des matériaux au silicium et à l'oxyde de silicium. La compatibilité chimique avec ces matériaux devient de ce fait le premier critère de sélection du fluide de travail et le tableau 2.1 permet d'identifier l'eau, le méthanol, l'éthanol ainsi que l'acétone comme candidats potentiels. Les caractéristiques permettant la comparaison de ces différents fluides sont présentées dans le Tableau 3-2.

Tableau 3-2 : Comparaison des différents fluides de travail compatibles avec le silicium.

Fluide	Eau	Méthanol	Éthanol	Acétone
Plage de fonctionnement (°C)	30 -277	10 - 130	0 - 130	0 - 120
Pression de vapeur saturante à 20 °C (kPa)	2.3	12.3	5.8	22.8
Chaleur latente d'évaporation (kJ.kg ⁻¹)	2257	1100	855	532
Conductivité thermique à 20 °C (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	0.6	0.19	0.17	0.16
Tension de surface à 20°C (.10 ⁻³ N.m ⁻¹)	72.8	22.6	22.3	23.7
Coût (€.L ⁻¹)	2	55	112	57
Toxicité / risques	Aucun			

Comme défini dans le cahier des charges, la plage de fonctionnement idéale est comprise entre 20 °C et 150 °C pour les applications classiques en microélectronique. Les différents candidats présentent des domaines de fonctionnement compatibles sur la majeure partie de cet intervalle. Cependant, l'eau présente l'avantage d'avoir un domaine de fonctionnement plus étendu à haute température, là où le méthanol, l'éthanol et l'acétone seront limités à 120 °C et 130 °C, ainsi qu'une meilleure stabilité chimique à haute température, ce qui évite sa décomposition en dihydrogène et en dioxygène aux abords de la limite haute de température. Dans la mesure où le dispositif devra permettre de limiter l'intensité des points chauds, il est plus intéressant de couvrir l'intégralité de la plage supérieure de fonctionnement. Par ailleurs, en terme de performances, l'eau présente une chaleur latente d'évaporation supérieure aux autres fluides, ce qui permet de transporter une plus grande quantité de chaleur à volume équivalent lors des cycles de changement de phases. Pour un fonctionnement à haute température, la pression de vapeur sera également moins importante que pour les autres fluides et imposera moins de contraintes sur la structure. En revanche,

pour des températures de fonctionnement inférieures à 100 °C, la pression de vapeur dans le cas de l'eau sera plus basse que les autres fluides et inférieure à la pression atmosphérique, conduisant à une contrainte plus importante appliquée sur les parois. Avec une conductivité thermique plus de trois fois supérieure, l'eau permet une meilleure conduction de chaleur dans la mèche entre les parois et l'interface d'évaporation, avec un impact direct sur les performances thermiques du dispositif et la limite d'ébullition. Sa tension de surface est également plus de trois fois supérieure à celles des autres fluides considérés, ce qui permet d'atteindre une capillarité d'autant plus importante dans la mèche, à taille de pore équivalente, et d'améliorer la limite capillaire. Enfin, parmi les quatre fluides identifiés, l'eau est plus économique, non toxique, non polluante et non combustible. Pour l'ensemble de ces raisons, l'eau est sélectionnée comme fluide de travail pour la conception de la CVUMS. Pour des températures inférieures à 0°C il faut cependant prendre en compte le gel de ce fluide. En terme de fonctionnement, comme exposé en section 3.1.1, il est considéré qu'en dessous d'une température de point chaud de 20 °C, celui-ci n'est pas nécessairement requis pour garantir l'intégrité physique de la puce active et le gel du fluide de travail ne pose alors pas problème. En terme de tenue mécanique, dans la mesure où le liquide n'occupe pas la totalité de la cavité de chambre à vapeur, l'expansion du volume d'eau lors du gel n'influe pas sur la tenue mécanique. Il faudra néanmoins s'assurer que les micropiliers composant la mèche ne s'effondrent pas en cas de gel.

3.3 Dimensionnement du corps vapeur et de la mèche

Cette section a pour but d'identifier les dimensions optimales de la cavité vapeur et de la mèche afin d'atteindre une épaisseur interne la plus fine possible pour une puissance de fonctionnement donnée.

3.3.1 Résistance mécanique du silicium

Lorsqu'il est soumis à une contrainte σ croissante, un matériau se déforme selon deux régimes successifs :

- un régime de déformation élastique, dans lequel le matériau se déforme de façon réversible sous l'action d'une contrainte et retrouve ses dimensions initiales lorsque celle-ci est relâchée,
 - un régime de déformation plastique, où le matériau subit des déformations irréversibles, même en cas de relâchement de la contrainte, jusqu'à sa rupture.
-

En tant que matériau dur et fragile, le silicium cristallin ne présente pas de déformation plastique significative sous contrainte à température ambiante et s'allonge élastiquement jusqu'à sa rupture. Sa limite élastique σ_{elast} constitue alors une limite critique à ne pas dépasser dans des conditions d'équilibre statique pour éviter la défaillance du système. Cependant, en pratique, la mise en œuvre des différents procédés de fabrication des dispositifs comme la gravure ou le polissage mécanique peut entraîner une modification de la structure ou engendrer des défauts dans le matériau. Cela a pour conséquence de potentiellement engendrer des zones de concentration de contraintes dans lesquelles la contrainte réelle peut être supérieure à celle calculée et entraîner une rupture prématurée du matériau. Pour prendre en compte ce phénomène, un coefficient de sécurité α_s est affecté à la limite élastique pour définir une résistance critique σ_c telle que :

$$\sigma_c = \frac{\sigma_{elast}}{\alpha_s}, \quad (3-1)$$

avec
$$\alpha_s \geq 1. \quad (3-2)$$

Le critère de validation du système devient alors :

$$\sigma \leq \sigma_c. \quad (3-3)$$

En 1982 Petersen [74] donnait une limite élastique du silicium de 7 GPa. Cependant, dans des travaux plus récents Vedde *et al.* [75] et Tilli *et al.* [76] revoient cette valeur à la baisse en considérant une résistance pratique avec un coefficient de sécurité de 2 dont les valeurs sont présentées dans le Tableau 3-3.

Tableau 3-3 : Résistances pratiques à la rupture pour différents états d'un silicium formé par procédé Czochralski d'après Tilli *et al.* [76].

État du silicium	$\sigma_{c,si}$ (MPa)
Si CZ pleine plaque	1180
Si CZ meulé	330
Si CZ découpé	220

Bien que ces valeurs restent indicatives en raison de l'influence de la qualité du matériau de départ, des procédés de fabrication et des potentiels post-traitements sur la tendance à la

rupture, elles constituent néanmoins une base solide pour estimer la tenue mécanique des dispositifs en silicium.

3.3.2 Limites de dimensionnement du réseau de micropiliers

3.3.2.1 Limite de formation de ménisque

Comme exposé en section 2.1.3, l'existence d'une pression capillaire est directement reliée à la courbure du ménisque au niveau de l'interface liquide-vapeur. Dans un réseau de micropiliers, les performances capillaires sont de ce fait directement reliées à l'espacement entre les piliers. Cependant, les dimensions de ce réseau doivent permettre la formation d'un ménisque circulaire, ce qui impose une condition entre la hauteur h_{pil} des piliers et leur espacement bord à bord s_{pil} . Comme représenté en Figure 3-1, pour un espacement de piliers donné, la hauteur h_{pil} doit être suffisante pour que, dans le cas où le rayon de courbure du ménisque est égale au rayon de pore, le ménisque ne soit pas déformé par le fond de la cavité. On en déduit la limite de formation du ménisque :

$$h_{pil} \geq \frac{s_{pil}}{2}. \quad (3-4)$$

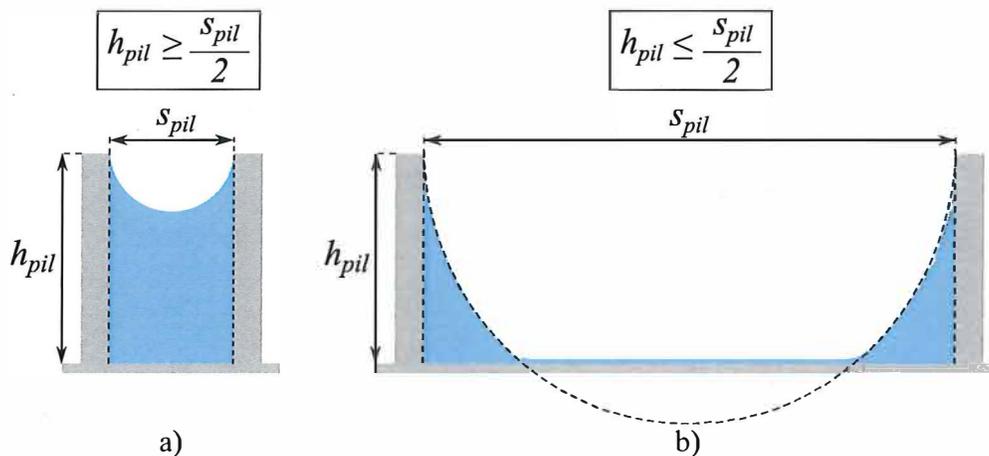


Figure 3-1 : Représentation des dimensions et espacement de micropilier a) permettant et b) ne permettant pas la formation d'un ménisque circulaire complet.

3.3.2.2 Limites de microfabrication

La méthode de fabrication du réseau de micropiliers impose une limite aux dimensions envisageables. Comme nous le détaillerons dans le chapitre 4, les réseaux de micropiliers sont fabriqués à l'aide de procédés de photolithographie et de gravures profondes

anisotropiques. Le procédé de gravure en lui-même limite la fabrication des micropiliers à un rapport de forme diamètre / hauteur de l'ordre de 20. La technologie de réalisation de l'étape d'exposition peut également imposer une taille minimale de motif : l'utilisation d'un masque à l'échelle du wafer impose une taille de motifs minimale d'environ 3 μm lorsque que l'utilisation de motifs photo répétables permet d'atteindre des dimensions bien inférieures au micron.

3.3.2.3 Limites de tenue mécanique sous l'effet des forces capillaires

La réduction des dimensions des micropiliers, ainsi que l'augmentation de leur facteur de forme, entraînent une augmentation du rapport surface / volume du réseau de micropiliers avec pour effet d'augmenter l'impact des forces de surface comme les forces capillaires. Pour les dimensions les plus fines, cela se traduit par une instabilité mécanique conduisant à la déformation des micropiliers, leur effondrement ou encore leur agrégation. Il s'agit alors d'estimer les dimensions critiques permettant d'éviter ces défaillances. Cette étude est basée sur les travaux de Chandra *et al.* [77–79] sur les réseaux de micropiliers à haute densité ainsi que sur ceux de Tanaka *et al.*[80] concernant les mécanismes d'effondrement de motifs de résine partiellement immergés.

Flambage sous l'effet de la tension de surface

Dans le cas d'un micropilier immergé dans un fluide, la tension de surface du liquide applique une force compressive sur la périphérie du micropilier, comme représenté sur la Figure 3-2-a. Dans le cas où le pilier présente un faible module d'Young ou un facteur de forme important, cette force peut entraîner un risque de déformation du pilier et conduire à sa déformation ou sa rupture. Afin de déterminer un facteur de forme critique limitant cet effet, la force compressive de tension de surface F_γ est comparée à la charge critique d'Euler F_{Euler} [77]. Ces deux forces s'expriment comme :

$$F_\gamma = \pi d_{pil} \gamma_{lv} \cos \theta \quad (3-5)$$

et

$$F_{Euler} = \frac{\pi^2 EI}{(\beta_l h_{pil})^2}, \quad (3-6)$$

avec γ_{lv} la tension de surface du liquide, E le module d'Young du matériau composant le pilier, $I = \frac{\pi d^4}{64}$ le moment d'inertie minimum de la section transverse dans le cas d'un pilier cylindrique et $\beta_l = 2$ le facteur de longueur effective de la colonne dans le cas d'une colonne libre. La condition critique de flambage s'exprime alors :

$$F_\gamma = F_{Euler} \quad (3-7)$$

et le facteur de forme critique du micropilier :

$$\left(\frac{h_{pil}}{d_{pil}}\right)_{c,\gamma} = \frac{\pi}{16} \sqrt{\frac{E d_{pil}}{\gamma_{lv} \cos \theta}} \quad (3-8)$$

Le facteur de forme critique est tracé en Figure 3-2-b dans le cas de micropiliers de silicium immergés dans l'eau avec une mouillabilité totale selon un angle de 0° . Pour des valeurs de d_{pil} comprises entre $0.1 \mu\text{m}$ et $100 \mu\text{m}$, on observe que la valeur minimale est de l'ordre de 100, bien supérieure à la limite imposée par les contraintes de microfabrication.

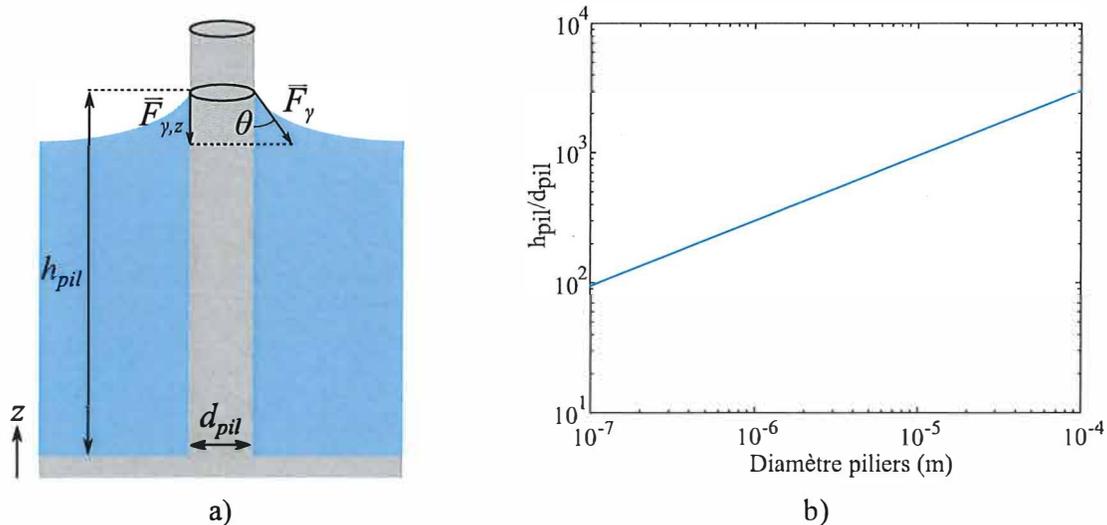


Figure 3-2 : Représentation des forces compressives dues à la tension de surface sur un micropilier immergé (a) et facteur de forme critique dans le cas d'un micropilier de silicium immergé dans de l'eau avec un angle de contact $\theta = 0^\circ$ (b).

Forces de Laplace et pont capillaire

Dans le cas d'une mèche immergée dans un liquide, la déformation latérale des micropiliers est principalement due à deux effets.

- La différence de pression de Laplace, pour laquelle, dans un réseau de micropiliers complètement immergés, une variation locale de courbure du ménisque entraîne un déséquilibre des forces capillaires appliquées le long de la zone d'accroche du ménisque autour du micropilier. Cette situation peut entraîner une déformation du micropilier, comme représenté en Figure 3-3 a. Cette variation de courbure peut être due à une variation de la distance inter-pilier, une variation de la différence de pression liquide-vapeur ou encore suite à une évaporation localisée du liquide.
- L'effet de pont capillaire, représenté en Figure 3-3-b, pour lequel la mèche est partiellement immergée, entraîne une différence de pression entre les surfaces des piliers en contact avec le liquide et subissant la pression capillaire, et les surfaces en contact avec l'air. Dans notre cas, cette configuration peut se présenter principalement au moment du remplissage, lorsque la mèche se remplit de liquide, ou dans le cas d'un assèchement complet de la mèche au niveau de l'évaporateur suite à l'application d'une puissance de fonctionnement trop importante.

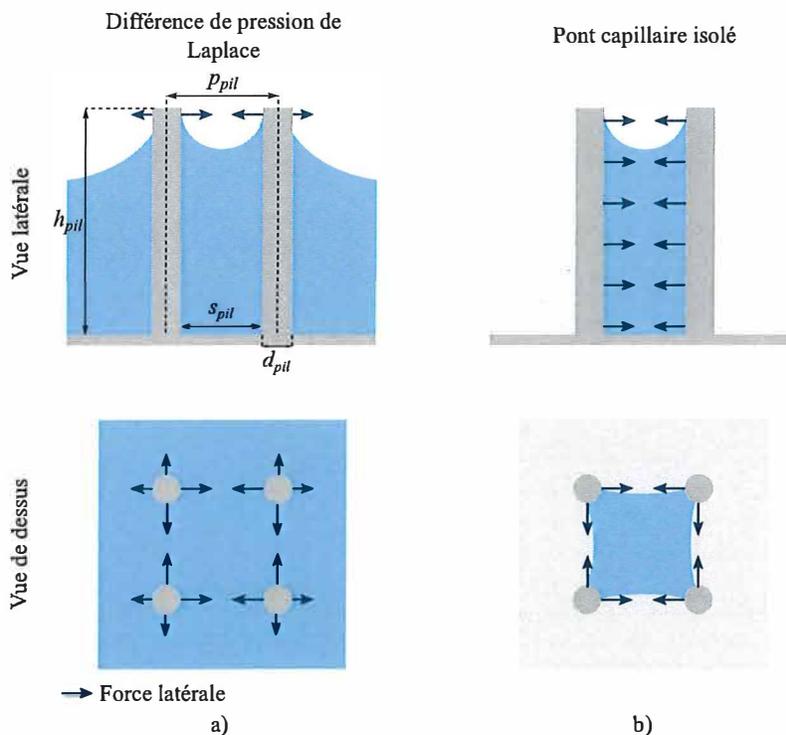


Figure 3-3 : Représentation en vue latérale et de dessus de micropiliers partiellement immergés (a) et dans une configuration de pont capillaire (b).

Dans leurs travaux sur les effets capillaires dans les réseaux de micropiliers à haut facteur de forme, Chandra *et al.* [77] ont montré qu'en cas d'immersion, une configuration de pont

capillaire permet de développer des couples mécaniques plus de dix fois supérieurs aux forces de Laplace traditionnellement considérées. De ce fait, les forces latérales les plus importantes sont appliquées sur les micropiliers au moment du remplissage, et nous nous baserons sur les effets de pont capillaire afin de déterminer les rapports de forme critiques envisageables pour la fabrication des micropiliers.

Déformation et effondrement des micropiliers

Afin d'estimer la déformation maximale des micropiliers, ces derniers sont considérés comme des corps élastiques de module d'Young E et assimilés à des poutres cylindriques en flexion, encastrées à l'une de leur extrémité et libre à l'autre. Comme expliqué précédemment, la force latérale maximale appliquée sur les micropiliers correspond à une situation de pont capillaire, rencontrée principalement au moment du remplissage, comme représenté en Figure 3-4, et la différence de pression de Laplace P_L peut s'exprimer telle que :

$$P_L = \frac{2\gamma_{lv}}{R_{men}} \quad (3-9)$$

avec R_{men} le rayon de courbure du ménisque. En considérant la charge linéique ω_L issue de la différence de pression appliquée uniformément sur la longueur du pilier, celui-ci subit une déformation δ_{pil} d'un angle φ , correspondant à la pente au sommet du pilier. Le rayon de courbure du ménisque vérifie alors :

$$R_{men} = \frac{s_{pil} - \delta_{pil}}{2 \cos(\theta - \varphi)}, \quad (3-10)$$

ou encore (pour plus de détails, se reporter à l'Annexe D.1) :

$$R_{men} = \frac{s_{pil} - \delta_{pil}}{2 \left(\cos \theta + \frac{\sin(\theta) 4\delta_{pil}}{3h_{pil}} \right)}. \quad (3-11)$$

La mécanique de résistance des matériaux dans le cas d'une poutre circulaire encastrée soumise à une charge homogène répartie sur sa longueur donne les relations :

$$\delta_{pil} = \frac{\omega_L h_{pil}^4}{8EI}, \quad (3-12)$$

et

$$I = \frac{\pi d_{pil}^4}{64} \quad (3-13)$$

avec

$$\omega_L = \frac{P_L d_{pil} \pi}{2}. \quad (3-14)$$

Par combinaison des équations (3-9) et (3-11) à (3-14), δ_{pil} s'exprime comme (détails du calcul en Annexe D.1) :

$$\delta_{pil} = \frac{s_{pil}}{2} - \frac{16 \sin(\theta) h_{pil}^3 \gamma_{lv}}{3E d_{pil}^3} - \sqrt{\left(\frac{s_{pil}}{2} - \frac{16 \sin(\theta) h_{pil}^3 \gamma_{lv}}{3E d_{pil}^3} \right)^2 - \frac{8 h_{pil}^4 \gamma_{lv} \cos \theta}{E d_{pil}^3}} \quad (3-15)$$

avec la condition de non effondrement du pilier:

$$\left(\frac{s_{pil}}{2} - \frac{16 \sin(\theta) h_{pil}^3 \gamma_{lv}}{3E d_{pil}^3} \right)^2 - \frac{8 h_{pil}^4 \gamma_{lv} \cos \theta}{E d_{pil}^3} \geq 0. \quad (3-16)$$

Le rapport de forme critique d'effondrement est estimé en maximisant la différence de pression de Laplace, c'est-à-dire en considérant un angle de contact $\theta = 0^\circ$. Ce rapport de forme peut alors s'exprimer à partir de l'équation (3-16) :

$$\left(\frac{h_{pil}}{d_{pil}} \right)_{c,eff} = \left(\frac{s_{pil}^2 E}{32 \gamma_{lv} d_{pil}} \right)^{1/4} \quad (3-17)$$

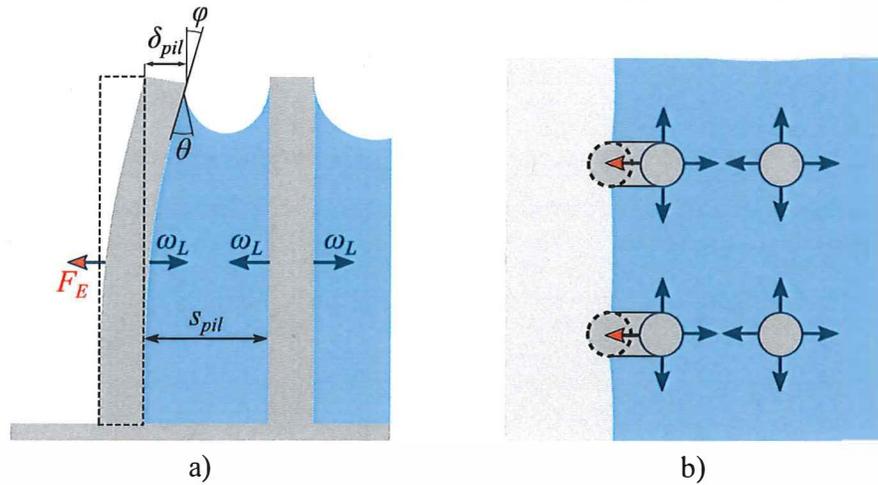


Figure 3-4 : Représentation de la déformation latérale des piliers ainsi que des charges latérales mises en jeu en vue latérale (a) et en vue de dessus (b). F_E correspond à la force de retour élastique et ω_L à la charge linéique issue de la différence de pression de Laplace.

Contrainte maximale et rupture des micropiliers

En raison du caractère fragile du silicium, de faibles déformations peuvent entraîner une concentration de contrainte suffisamment importante pour conduire à sa rupture. En fonction des dimensions du micropilier, ce phénomène peut se produire avant que le rapport de forme critique d'effondrement soit atteint. Le facteur de forme critique de rupture est alors estimé en calculant la contrainte maximale de flexion dans le micropilier. Comme précédemment, ce dernier est assimilé à une poutre cylindrique encastrée à l'une de ses extrémités et soumise à une charge répartie sur sa hauteur. Comme démontré en Annexe D.2, la contrainte maximale dans le micropilier en flexion se situe à sa base et s'exprime comme :

$$\sigma_{pil,max} = \frac{16\gamma_{lv} \cos(\theta - \varphi) h_{pil}}{(s_{pil} - \delta_{pil})d_{pil}} \left(\frac{h_{pil}}{d_{pil}} + \frac{1}{3} \right). \quad (3-18)$$

La condition de rupture des micropiliers est donnée comme :

$$\sigma_{pil,max} \geq \sigma_c, \quad (3-19)$$

avec σ_c la contrainte critique. Le rapport de forme critique à la rupture s'obtient alors en maximisant la différence de pression de Laplace, en considérant un angle de contact $\theta = 0^\circ$ lorsque $\sigma_{pil,max} = \sigma_c$:

$$\left(\frac{h_{pil}}{d_{pil}}\right)_{c,rupt} = \frac{1}{6} \left(\sqrt{1 + \frac{9(s_{pil} - \delta_{pil})\sigma_c}{4\gamma_{lv}}} - 1 \right). \quad (3-20)$$

Dans le cas d'un réseau de micropiliers en silicium, nous considérerons par la suite un contrainte critique à la rupture de 220 MPa en tenant compte d'un coefficient de sécurité de 2.

3.3.2.4 Identification des dimensions potentielles du réseau de micropiliers

La combinaison des différentes limites de dimensionnement du réseau de micropiliers, détaillées ci-dessus, permet d'identifier, pour une hauteur de mèche donnée, les valeurs de diamètre et d'espacement des micropiliers envisageables pour la réalisation d'un dispositif de chambre à vapeur fonctionnel, tout en garantissant leur résistance mécanique et leur réalisation par microfabrication. Un exemple est présenté en Figure 3-5 dans le cas d'une hauteur de mèche de 100 μm pour des diamètres et des espacements compris entre 100 nm et 100 μm et l'évolution de ces différentes limitations en fonction de la hauteur de piliers en Figure 3-6.

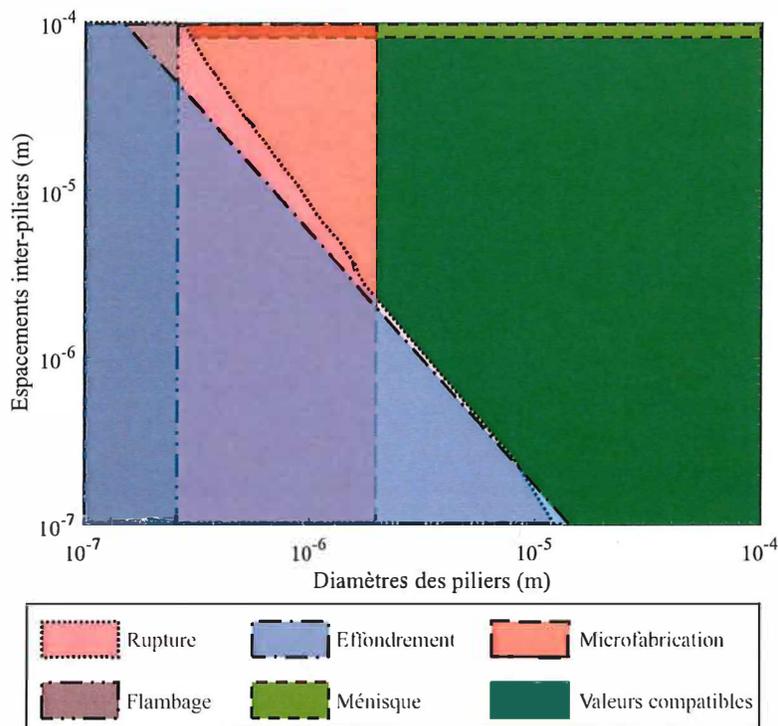


Figure 3-5 : Représentation des limitations de dimensionnement d'un réseau de micropiliers pour une hauteur de mèche de 40 μm et des valeurs de diamètre et d'espacement de piliers de 100 nm à 100 μm .

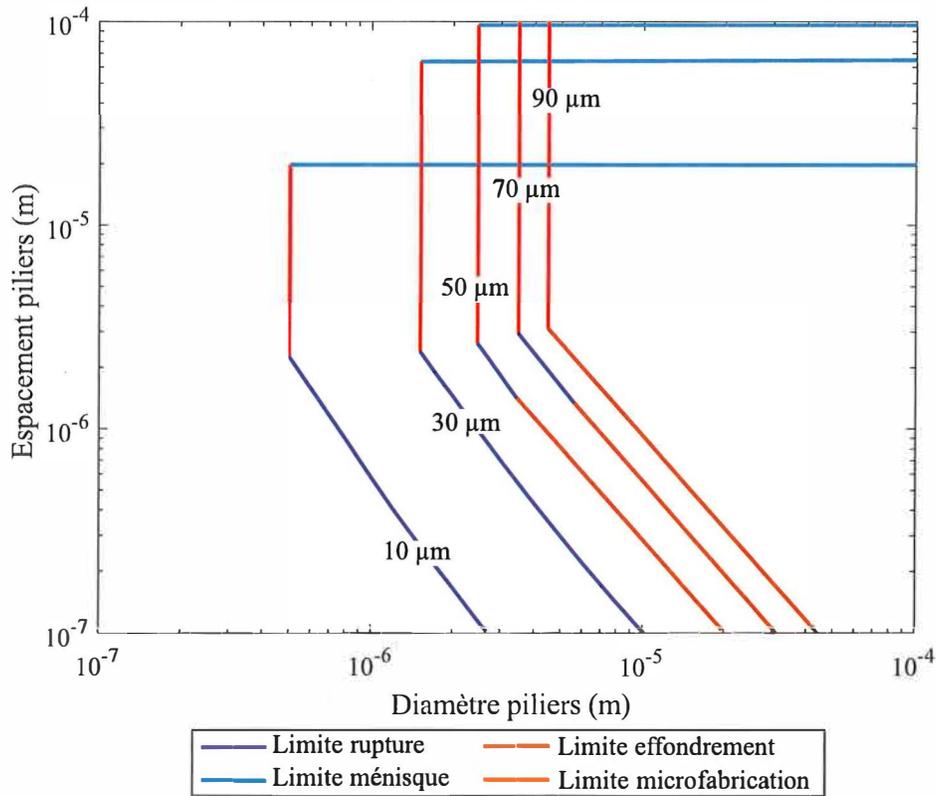


Figure 3-6 : Représentation des limites de dimensionnement du réseau de micropiliers pour différentes hauteurs de mèche.

3.3.3 Dimensionnement du corps vapeur et de la mèche

3.3.3.1 Description du modèle analytique

Comme illustré en Figure 2-1, à la différence d'un caloduc, une chambre à vapeur opère avec des flux liquide et vapeur circulant en 2D et en 3D. En considérant l'évaporateur au centre du dispositif, comme illustré en Figure 3-7, la circulation des fluides peut être considérée comme axi-symétrique. En se basant sur l'approche utilisée par Koito *et al.* [81], la chambre à vapeur peut être assimilée à une géométrie cylindrique en considérant les rayons équivalents du dispositif et de l'évaporateur R_{cv} et R_{evap} tels que :

$$R_{cv} = \sqrt{\frac{S_{cv}}{\pi}} \quad (3-21)$$

et

$$R_{evap} = \sqrt{\frac{S_{evap}}{\pi}}, \quad (3-22)$$

avec S_{cv} et S_{evap} respectivement les surfaces de la chambre à vapeur et de l'évaporateur.

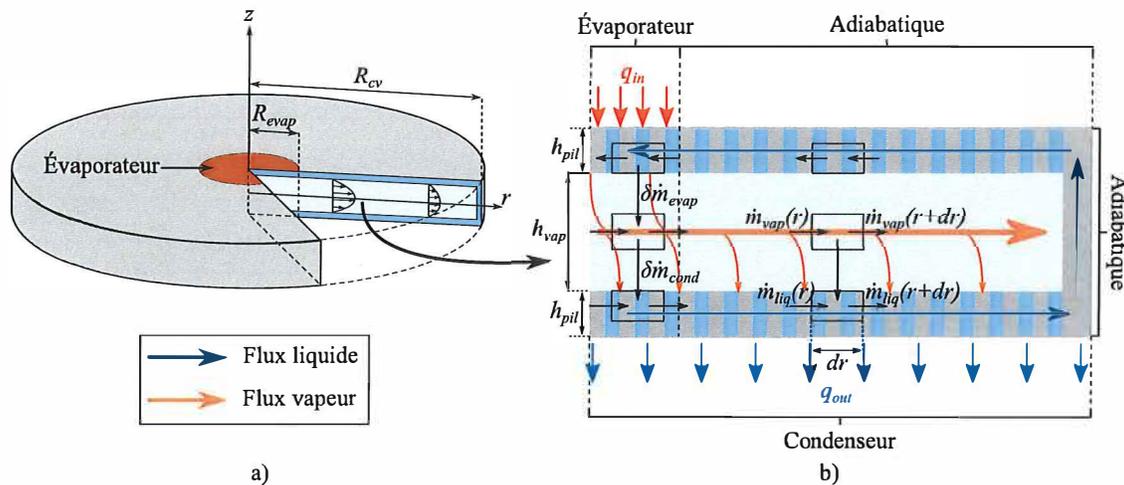


Figure 3-7 : Représentation de la chambre à vapeur en géométrie cylindrique (a) avec une vue en coupe d'une section angulaire de la chambre détaillant les différents paramètres de l'étude (b).

Comme abordé en section 2.1.4.1, une des principales limites de fonctionnement pour les dispositifs microfluidiques diphasiques correspond à la limite capillaire, qui conditionne un retour suffisant de liquide depuis le condenseur jusqu'à l'évaporateur afin d'éviter un assèchement de la mèche. Le dimensionnement de la chambre à vapeur se basera de ce fait sur la détermination de cette limite afin d'identifier les épaisseurs minimales envisageables pour la réalisation des prototypes. Il s'agira principalement de déterminer les pertes de charge liquide et vapeur liées à l'écoulement du fluide de travail pendant le fonctionnement en fonction des dimensions de la mèche de la cavité vapeur et de les comparer aux performances.

Les hypothèses suivantes sont prises en compte dans cette étude :

- les écoulements liquide et vapeur sont supposés laminaires et les fluides incompressibles,
- le régime permanent est établi au niveau de la circulation des fluides liquide et vapeur,
- la circulation du fluide de travail est assurée,
- les propriétés fluidiques de la mèche sont isotropiques,
- la puissance thermique q s'applique de façon homogène sur la source chaude à la surface de l'évaporateur et le fluide de travail s'évapore uniformément et uniquement au niveau de la surface de l'évaporateur,

- le condenseur est refroidi de manière homogène et la vapeur se condense uniformément et uniquement sur sa surface,
- les effets de conduction dans les parois sont négligés,
- les frottements entre les écoulements liquide et vapeur à l'interface liquide-vapeur sont négligés,
- l'écoulement vapeur s'effectue en 2D ($h_{vap} \ll R_{cv}$).

Flux massique et vitesse d'écoulement du fluide

Sous l'action du flux de chaleur q , appliqué sur la surface de l'évaporateur, le flux massique total de fluide qui s'évapore s'exprime comme :

$$\dot{m}_{tot,evap} = \frac{q}{h_{fg}}, \quad (3-23)$$

avec h_{fg} la chaleur latente de vaporisation du fluide de travail. En considérant les écoulements des fluides incompressibles en régime permanent, le flux massique de fluide qui s'évapore est égal au flux massique qui se condense sur la surface de l'évaporateur :

$$\dot{m}_{tot,evap} = \dot{m}_{tot,cond}. \quad (3-24)$$

En considérant l'évaporation et la condensation uniformes sur la surface respectivement de l'évaporateur et du condenseur, les flux massiques surfaciques du fluide qui s'évapore et se condense s'expriment comme :

$$\dot{m}_{r,evap} = \frac{\dot{m}_{tot}}{2\pi R_{evap}^2} \quad (3-25)$$

et

$$\dot{m}_{r,cond} = \frac{\dot{m}_{tot}}{2\pi R_{cv}^2}. \quad (3-26)$$

En se basant sur les bilans de matière illustrés en Figure 3-7-b, on en déduit les expressions des flux massiques liquide et vapeur dans les différentes zones de la chambre à vapeur, résumés dans le Tableau 3-4.

Tableau 3-4 : Expression des flux massiques pour les différentes zones de la chambre à vapeur.

Fluide	Évaporateur	Adiabatique	Condenseur
Liquide	$\dot{m}_{liq}(r) = \frac{\dot{m}_{tot} r^2}{R_{evap}^2}$ (3-27)	$\dot{m}_{liq}(r) = \dot{m}_{tot}$ (3-28)	$\dot{m}_{liq}(r) = \frac{\dot{m}_{tot} r^2}{R_{cv}^2}$ (3-29)
Vapeur	$\dot{m}_{vap}(r) = \dot{m}_{tot} r^2 \left(\frac{1}{R_{evap}^2} - \frac{1}{R_{cv}^2} \right)$ (3-30)	-	$\dot{m}_{vap}(r) = \dot{m}_{tot} \left(1 - \frac{r^2}{R_{cv}^2} \right)$ (3-31)

Comme illustré en Figure 3-7, les écoulements liquide et vapeur sont axi-symétriques. En considérant le flux massique \dot{m} de matière, la vitesse v de l'écoulement dépend de la section de rayon r dans la chambre à vapeur et s'exprime comme :

$$v(r) = \frac{\dot{m}(r)}{\rho A(r)} \quad (3-32)$$

avec ρ la masse volumique du fluide et A la section telle que :

$$A = 2\pi r h. \quad (3-33)$$

3.3.3.2 Pertes de charges dans une CVUMS

Les pertes de charge lors de l'écoulement du fluide de travail sont principalement dues à sa viscosité, sa vitesse d'écoulement ainsi qu'aux frottements dans la structure poreuse de la mèche. Elles peuvent être différenciées dans l'écoulement liquide et vapeur et une estimation de leur grandeur peut être déterminée analytiquement comme présenté ci-après.

Pertes de charge liquide

Les pertes de charge liquides peuvent être déterminées à l'aide de l'équation de Darcy, qui caractérise les écoulements dans les milieux poreux en reliant leur vitesse à la différence de pression entre deux sections de l'écoulement. En coordonnées cylindriques, pour un écoulement uniquement selon la direction \vec{r} cette équation se formule comme :

$$\frac{dP_{liq}}{dr} = \frac{-\mu_{liq} v_{liq}}{K}, \quad (3-34)$$

avec P la pression, μ_{liq} la viscosité dynamique, v_{liq} la vitesse du liquide et K la perméabilité du milieu poreux. Ce dernier paramètre caractérise les performances d'écoulement de la mèche sous l'action d'un gradient de pression et est uniquement dépendant de la structure de la mèche. Comme détaillé en Annexe E.1, dans le cas d'un réseau de micropiliers cylindriques en arrangement quadratique, la perméabilité peut s'exprimer à l'aide du modèle développé par Tamayol *et al.* [34] :

$$K = d^2 \left\{ \frac{12(\sqrt{\pi} - 1)}{\phi' \sqrt{\phi'}} \left[\frac{2 - g(\varepsilon)}{2} \right] + \frac{18 + 12(\phi' - 1)}{\sqrt{\phi'}(1 - \phi')^2} + \frac{18\sqrt{\phi'} \left[\tan^{-1} \left(\frac{1}{\sqrt{\phi' - 1}} \right) \right]}{(\phi' - 1)^{\frac{5}{2}}} \right\}^{-1} \quad (3-35)$$

$$\text{avec} \quad \varepsilon = 1 - \frac{\pi d^2}{4S^2}, \quad (3-36)$$

$$g(\varepsilon) = 1.274\varepsilon - 0.274, \quad (3-37)$$

$$\text{et} \quad \phi' = \frac{\pi}{4(1 - \varepsilon)}. \quad (3-38)$$

En considérant les expressions des flux massiques des différentes zones de la chambre à vapeur, résumés dans le Tableau 3-4, et en combinant les équations (3-25), (3-26), (3-32), (3-33) et (3-34), les pertes de charge liquides des différentes zones de la chambre à vapeur s'expriment comme :

$$\Delta P_{liq,cond} = P_{liq,cond}(0) - P_{liq,cond}(R_{cv}) = \frac{q\mu_{liq}}{4\pi h_{fg} K h_{pil} \rho_{liq}}, \quad (3-39)$$

$$\Delta P_{liq,adiab} = P_{liq,adiab}(R_{cv}) - P_{liq,adiab}(R_{evap}) = \frac{q\mu_{liq}}{2\pi h_{fg} K h_{pil} \rho_{liq}} \ln \left(\frac{R_{cv}}{R_{evap}} \right) \quad (3-40)$$

et

$$\Delta P_{liq,evap} = P_{liq,evap}(R_{evap}) - P_{liq,evap}(0) = \frac{q\mu_{liq}}{4\pi h_{fg} K h_{pil} \rho_{liq}}. \quad (3-41)$$

Les pertes de charge liquides totales tout au long de l'écoulement dans la mèche s'expriment alors :

$$\Delta P_{liq,tot} = \frac{q\mu_{liq}}{2\pi h_{fg} K h_{pil} \rho_{liq}} \left[1 + \ln \left(\frac{R_{cv}}{R_{evap}} \right) \right]. \quad (3-42)$$

Pertes de charge vapeur

Les pertes de charge vapeur sont déterminées en assimilant le déplacement de la vapeur à un écoulement de Hagen-Poiseuille entre deux plaques immobiles. La vitesse de la vapeur peut alors être reliée à la différence de pression par la relation (Annexe E.2) :

$$\frac{dP_{vap}}{dr} = \frac{-8\mu_{vap}v_{vap}(r,z)}{h_{vap}^2} \left(1 - \frac{4z^2}{h_{vap}^2}\right)^{-1}, \quad (3-43)$$

avec μ_{vap} la viscosité dynamique de la vapeur, v_{vap} sa vitesse de déplacement et h_{vap} la hauteur de la cavité vapeur. Dans la mesure où v_{vap} varie selon r et selon z , pour une position radiale donnée, le flux massique traversant la section s'exprime :

$$\dot{m}_{vap}(r) = \int_{-\frac{h_{vap}}{2}}^{\frac{h_{vap}}{2}} 2\pi r \rho_{vap} v_{vap}(r,z) dz. \quad (3-44)$$

Par combinaison avec l'équation (3-43), l'intégration de cette expression donne :

$$\dot{m}_{vap}(r) = -\frac{\pi \rho_{vap} h_{vap}^3 r}{6\mu_{vap}} \frac{dP_{vap}}{dr}. \quad (3-45)$$

La combinaison des équations (3-23) et (3-45) ainsi que les expressions des flux massiques dans les différentes zones de la chambre à vapeur permettent d'exprimer les pertes de charge vapeur dans la zone de l'évaporateur ($0 \leq r \leq R_{evap}$) ainsi que dans le reste de la zone du condenseur ($R_{evap} \leq r \leq R_{cv}$):

$$\Delta P_{vap,evap} = P_{vap,evap}(0) - P_{vap,evap}(R_{evap}) = \frac{3\mu_{vap}q}{h_{fg}\pi h_{vap}^3 \rho_{vap}} \left(1 - \frac{R_{evap}^2}{R_{cv}^2}\right) \quad (3-46)$$

et

$$\begin{aligned} \Delta P_{vap,cond} &= P_{vap,cond}(R_{evap}) - P_{vap,cond}(R_{cv}) \\ &= \frac{3\mu_{vap}q}{h_{fg}\pi h_{vap}^3 \rho_{vap}} \left[\frac{R_{evap}^2}{R_{cv}^2} - 1 - 2 \ln \left(\frac{R_{evap}}{R_{cv}} \right) \right]. \end{aligned} \quad (3-47)$$

Par combinaison des équations (3-46) et (3-47), la perte de charge vapeur totale résultant de la circulation de la vapeur dans la cavité vapeur s'exprime alors :

$$\Delta P_{vap,tot} = \frac{6\mu_{vap}q}{h_{fg}\pi h_{vap}^3 \rho_{vap}} \ln\left(\frac{R_{cv}}{R_{evap}}\right). \quad (3-48)$$

3.3.3.3 Limite capillaire dans une CVUMS

Comme évoqué en section 2.1.4.1, la limite capillaire q_{cap} correspond à la puissance maximale d'opération de la chambre à vapeur pour laquelle les pertes de charge liquide et vapeur sont compensées par la pression capillaire. Pour une puissance de fonctionnement supérieure, les performances capillaires de la mèche ne permettent plus de conduire suffisamment de liquide à l'évaporateur, provoquant son assèchement et entraînant la défaillance du dispositif. La condition de limite capillaire s'exprime alors :

$$\Delta P_{vap,tot}(q_{cap}) + \Delta P_{liq,tot}(q_{cap}) = \Delta P_{cap}. \quad (3-49)$$

Dans le cas d'un réseau de micropiliers cylindriques, la pression capillaire ΔP_{cap} développée peut s'exprimer comme :

$$\Delta P_{cap} = \frac{2\gamma_{lv} \cos \theta}{r_p}, \quad (3-50)$$

avec γ_{lv} la tension de surface du fluide de travail. En considérant un angle de contact de 0° , le rayon capillaire r_p comme la moitié de l'espacement entre les micropiliers et en combinant les équations (3-42) et (3-48) à (3-50), la limite capillaire pour la chambre à vapeur s'exprime comme :

$$q_{cap} = \frac{4\pi h_{fg} \gamma_{lv}}{s_{pil}} \left[\frac{6\mu_{vap}}{h_{vap}^3 \rho_{vap}} \ln\left(\frac{R_{cv}}{R_{evap}}\right) + \frac{\mu_{liq}}{2Kh_{pil}\rho_{liq}} \left[1 + \ln\left(\frac{R_{cv}}{R_{evap}}\right) \right] \right]^{-1}. \quad (3-51)$$

Cette limite dépend de plusieurs paramètres liés au fluide de travail tels que les masses volumiques et viscosités dynamiques liquide et vapeur ou encore la chaleur latente de vaporisation qui dépendent de la température du fluide (se reporter à l'Annexe C dans le cas de l'eau). La Figure 3-8 montre que, dans le cas d'une chambre à vapeur fonctionnant à l'eau, la limite capillaire augmente significativement entre 25°C et 100°C . Dans la mesure où le présent modèle ne détermine pas la température du fluide à la limite capillaire, il sera intéressant de considérer une température de fluide basse pour le dimensionnement des

dispositifs afin de considérer la situation la plus critique. Une température de fluide liquide et vapeur de 30 °C est alors considérée pour la suite de cette étude.

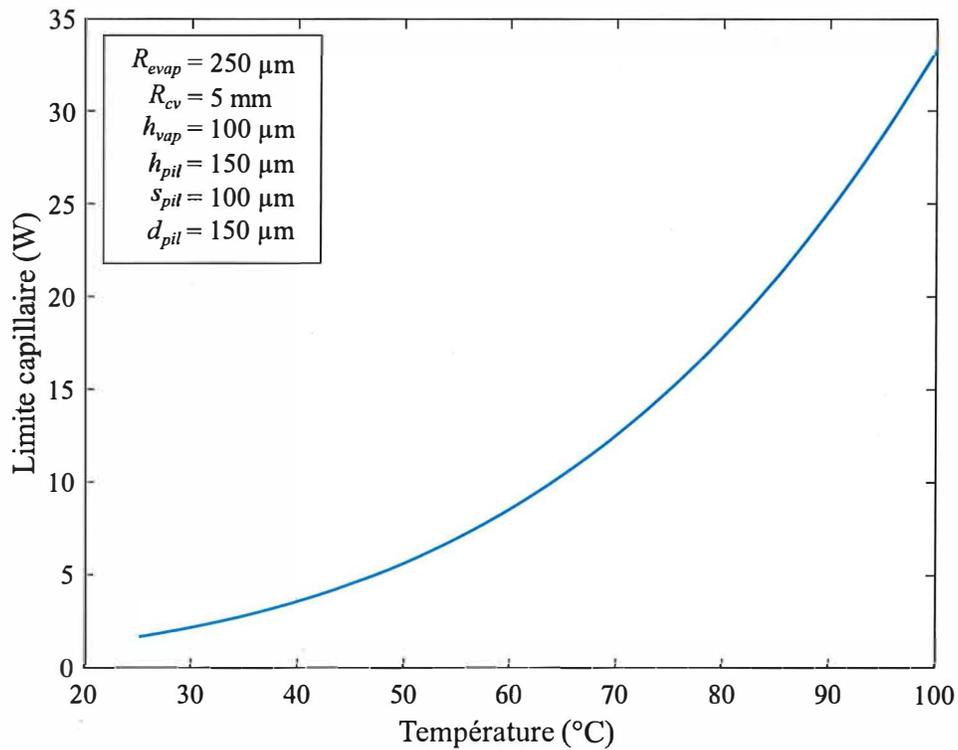


Figure 3-8 : Évolution de la limite capillaire en fonction de la température pour une configuration interne de chambre à vapeur donnée.

3.3.3.4 Épaisseur minimale théorique de la CVUMS

En se basant principalement sur la limite capillaire, l'identification de l'épaisseur minimale envisageable pour une CVUM opérant à une puissance donnée est réalisée en plusieurs étapes, résumées en Figure 3-9.

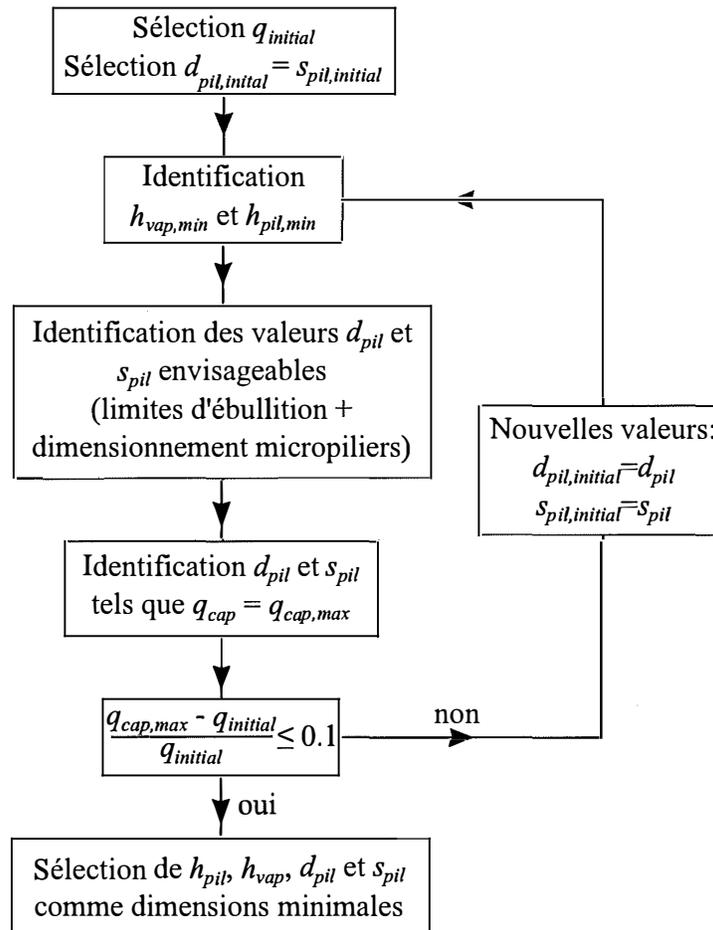


Figure 3-9 : Approche de minimisation de l'épaisseur interne d'une CVUMS.

Dans un premier temps, la puissance maximale de fonctionnement $q_{initial}$ envisageable pour le dispositif est sélectionnée comme valeur initiale ainsi que le diamètre $d_{pil,initial}$ des micropiliers et leur espacement $s_{pil,initial}$. Pour ces valeurs, les pertes de charge liquide et vapeur sont calculées en fonction de la hauteur de la cavité vapeur h_{vap} et de l'épaisseur interne totale h_{int} , et comparées graphiquement à la pression capillaire développée par la mèche. La plage de valeurs pour laquelle le dispositif est capillairement fonctionnel vérifie la condition $\Delta P_{cap} \geq \Delta P_{vap,tot} + \Delta P_{liq,tot}$ et l'épaisseur interne minimale est alors graphiquement identifiable, ainsi que l'épaisseur de la cavité vapeur et l'épaisseur de la mèche correspondantes. Un exemple d'application est présenté en Figure 3-10. La zone de valeurs non permises sur la Figure 3-10-b correspond à la situation sans réalité physique où l'épaisseur totale de mèche est supérieure à l'épaisseur totale interne. En se plaçant à épaisseur interne totale constante, on observe que les pertes de charge liquide sont prédominantes et limitent les dimensions possibles pour les plus faibles valeurs de h_{pil} et

que pour les valeurs les plus importantes, correspondant à de faibles valeurs de h_{vap} , ce sont les pertes de charge vapeur qui prédominent et limitent le dimensionnement.

L'opération est répétée en réduisant à chaque itération les valeurs de d_{pil} et s_{pil} , en conservant le même ratio, jusqu'à atteindre la valeur minimale d'épaisseur interne. Les résultats sont présentés en Figure 3-11 pour une gamme de puissance de fonctionnement comprise entre 1 W et 50 W. On observe qu'à la fois la puissance de fonctionnement et l'espacement des micropiliers ont un effet sur l'épaisseur minimale envisageable pour le dispositif. Le premier modifie la vitesse de circulation du fluide, ce qui a un effet direct sur les frottements dans la mèche et dans la cavité vapeur et donc sur les pertes de charge. Le second influe à la fois sur la pression capillaire et sur la perméabilité. Une réduction de l'espacement entraîne de ce fait à la fois une augmentation des pertes de charge par frottement, tout en augmentant les performances capillaires de la mèche. La compétition entre ces deux effets fait que, dans un premier temps, une réduction de l'espacement des micropiliers permet de réduire l'épaisseur interne du dispositif jusqu'à atteindre une valeur minimale. Dans un second temps, l'augmentation des performances capillaires développées par la réduction de l'espace inter-micropilier n'est plus suffisante pour compenser la hausse de pertes de charge dans la mèche et l'épaisseur interne minimale augmente à nouveau. Les épaisseurs minimales de la cavité vapeur et de la mèche sont respectivement notées $h_{vap,min}$ et $h_{mèche,min}$ par la suite.

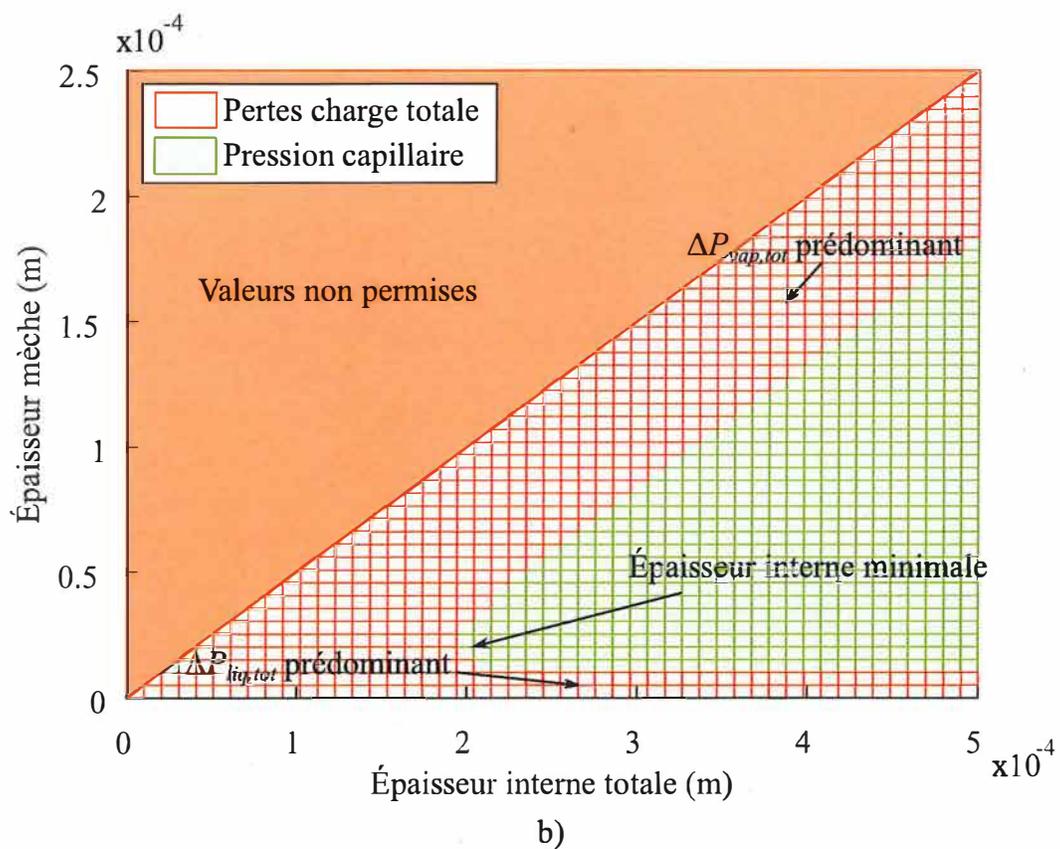
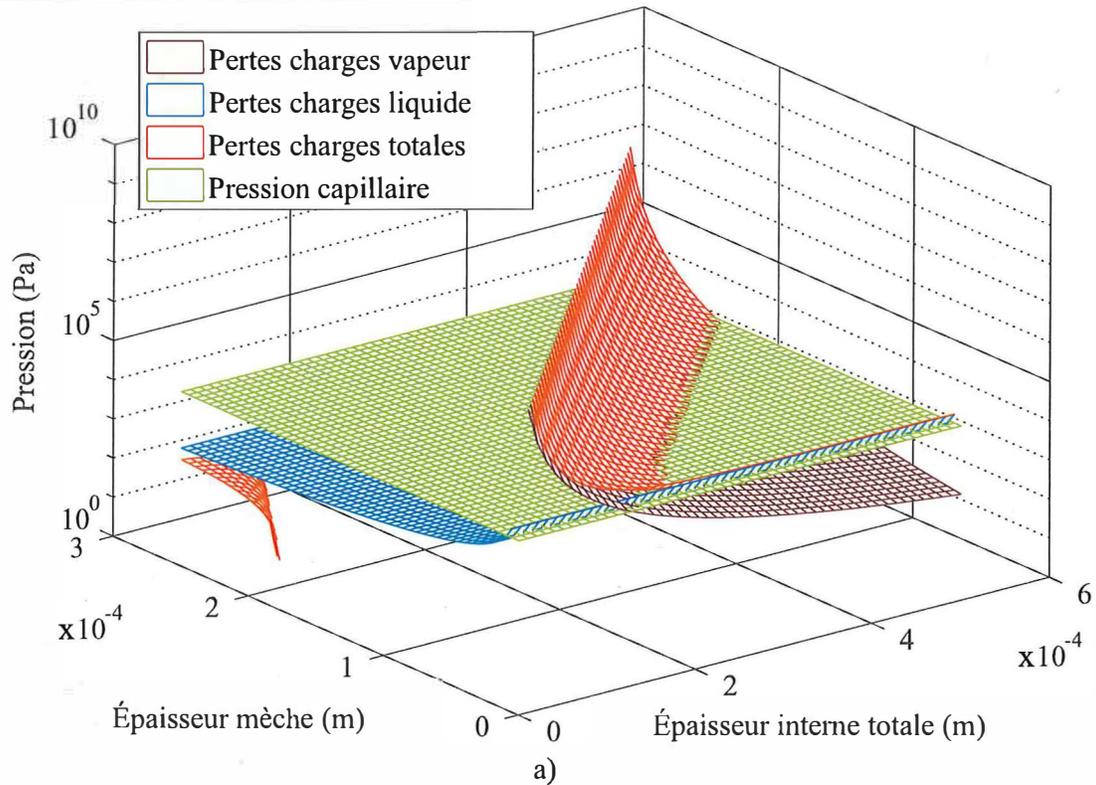


Figure 3-10 : Exemple d'identification de l'épaisseur interne minimale pour une chambre à vapeur opérant à 5 W avec des micropiliers de 60 μm de diamètre espacés de 60 μm . La figure b correspond à la vue de dessus de la figure a.

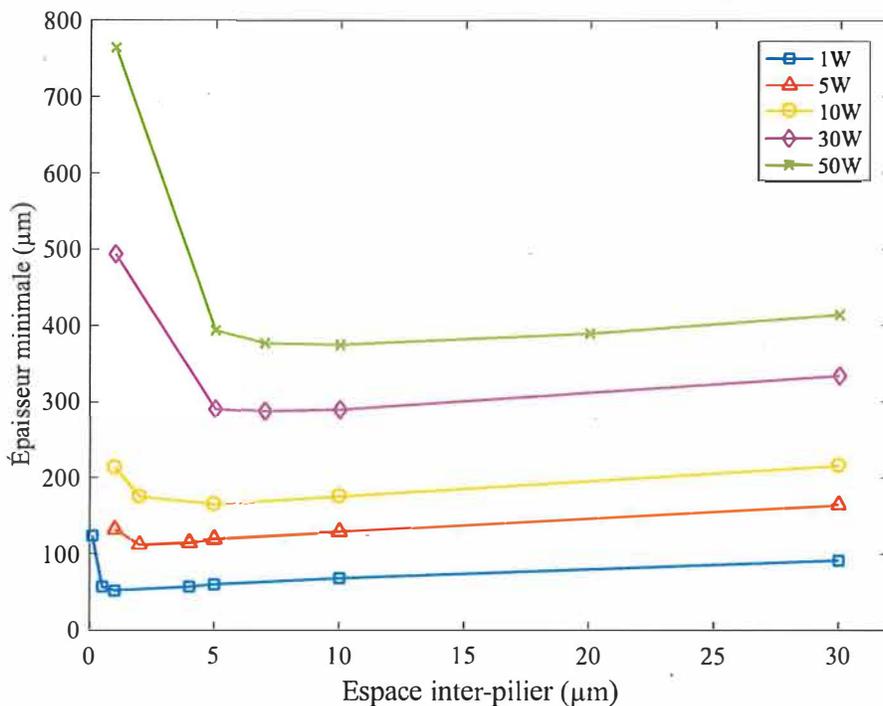


Figure 3-11 : Épaisseur interne de la chambre à vapeur en fonction de l'espacement des micropiliers pour différentes puissances de fonctionnement.

Afin d'optimiser le réseau de micropiliers, les valeurs $h_{vap,min}$ et $h_{mèche,min}$ correspondantes sont alors prises constantes et la limite capillaire est tracée en fonction de différentes valeurs de d_{pil} et s_{pil} . À cette étape, les limites de dimensionnement des micropiliers définies en section 3.3.2 sont également prises en compte, de même que la limite d'ébullition afin d'écartier les valeurs de d_{pil} et s_{pil} non compatibles. Cette dernière est définie par l'équation (2-9) et est principalement dépendante de la géométrie de la mèche. Les dimensions optimales sont alors celles qui maximisent la limite capillaire parmi les dimensions de micropiliers envisageables. Comme présenté dans l'exemple en Figure 3-12, ces dernières sont directement identifiables graphiquement.

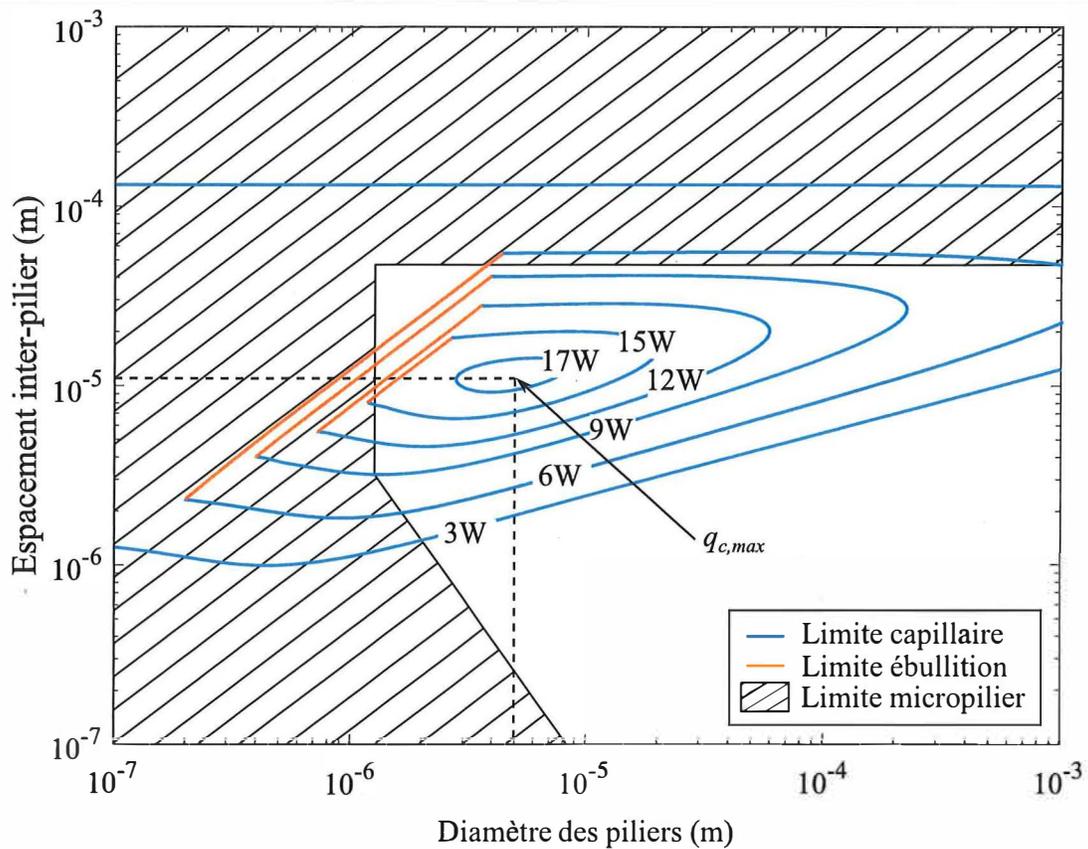


Figure 3-12 : Représentation de la puissance de fonctionnement maximale (W) en fonction des dimensions de micropiliers pour une épaisseur interne de 200 μm .

La puissance maximale atteignable est ensuite comparée avec la puissance initiale et deux cas de figure se présentent.

- $\frac{q_{max} - q_{initial}}{q_{initial}} > 0.1$: le dimensionnement reprend à l'étape d'identification de l'épaisseur interne minimale en considérant les valeurs de d_{pil} et s_{pil} à la place de $d_{pil,initial}$ et $s_{pil,initial}$.
- $\frac{q_{max} - q_{initial}}{q_{initial}} \leq 0.1$: les dimensions correspondantes sont considérées comme les dimensions minimales atteignables.

L'application de cette procédure permet l'identification de l'épaisseur interne minimale avec la structure de mèche correspondante pour une puissance de fonctionnement donnée. Les résultats sont présentés en Figure 3-13 pour des puissances comprises entre 1 W et 50 W dans le cas d'un dispositif de $1 \times 1 \text{ cm}^2$ en considérant une surface d'évaporation de $500 \times 500 \mu\text{m}^2$. On peut voir que pour une puissance de fonctionnement inférieure à 10 W, des épaisseurs internes inférieures à 200 μm peuvent être envisagées. Il est également

intéressant de noter que pour l'ensemble des puissances de fonctionnement considérées, le rapport s_{pil}/d_{pil} optimum est proche de 2 et la porosité de la mèche de l'ordre de 80 %.

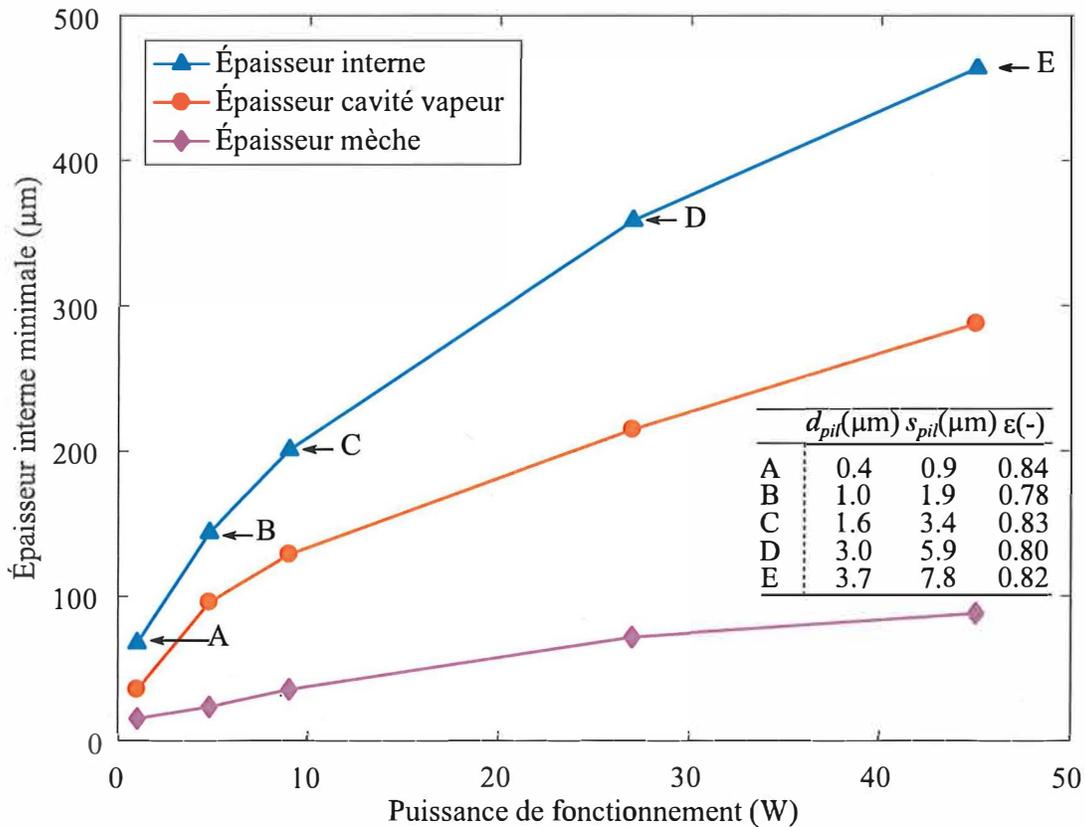


Figure 3-13 : Épaisseur minimale théorique en fonction de la puissance de fonctionnement.

3.4 Optimisation et dimensionnement des parois et piliers de support

L'épaisseur totale de la CVUMS peut se décomposer en une épaisseur interne, correspondant à la cavité vapeur et la mèche, et celle des parois supérieure et inférieure. L'amincissement de ces dernières présente l'avantage de réduire à la fois l'épaisseur totale du dispositif, et ainsi améliorer sa compatibilité avec les applications nomades compactes, de même que d'en améliorer les performances en réduisant la résistance thermique de la couche de silicium entre le point chaud et la surface d'évaporation. Néanmoins, cela entraîne également une diminution de la tenue mécanique, notamment en augmentant les risques de déformation ou de rupture du dispositif sous l'effet des variations de pression interne pendant le fonctionnement. Cette section a pour but d'optimiser l'épaisseur des parois supérieure et

inférieure de la chambre à vapeur afin de les rendre les plus fines possibles, tout en garantissant une tenue mécanique suffisante sur la plage de fonctionnement.

3.4.1 Modèle numérique

L'optimisation de la tenue mécanique du dispositif et de l'épaisseur des parois est réalisée par analyse numérique à l'aide du logiciel de simulation par éléments finis COMSOL® Multiphysics.

3.4.1.1 Paramètres étudiés

La résistance mécanique des parois de la chambre est évaluée à la fois en terme de contrainte σ et de déformation maximale Dz_{max} . Dans le cadre de travaux portant sur la fabrication de chambre à vapeur en silicium, Cai *et al.* [59], [82] considèrent la valeur médiane de résistance à la rupture de 220 MPa, vue en section 3.3.1 pour le silicium découpé, comme limite à la rupture de leurs dispositifs. Nos dispositifs étant à terme également découpés en puces unitaires, la même valeur sera considérée dans cette étude comme limite d'amincissement des parois et sera notée par la suite $\sigma_{c,si}$. Dans leurs travaux, Cai *et al.* [59] déterminent la contrainte maximale de leurs dispositifs à l'aide d'un critère von Mises, qui moyenne les valeurs des trois contraintes principales σ_x , σ_y et σ_z . Cette approche est cependant plus indiquée dans le cas de matériaux ductiles et nous préférons dans cette étude caractériser la contrainte maximale du silicium à l'aide d'un critère de Rankine, plus adapté aux matériaux fragiles [83]. Ce critère consiste à considérer que le solide reste dans le domaine élastique tant que la contrainte principale maximale en module est inférieure à la valeur à la rupture, ce qui peut se traduire par :

$$\sigma_{principal,max} = \max(|\sigma_x|, |\sigma_y|, |\sigma_z|) \quad (3-52)$$

$$|\sigma_{principal,max}| \leq \sigma_c \quad (3-53)$$

La déformation Dz_{max} , quant à elle, est définie comme le déplacement maximal de la paroi suivant l'axe Oz comme représenté en Figure 3-14.

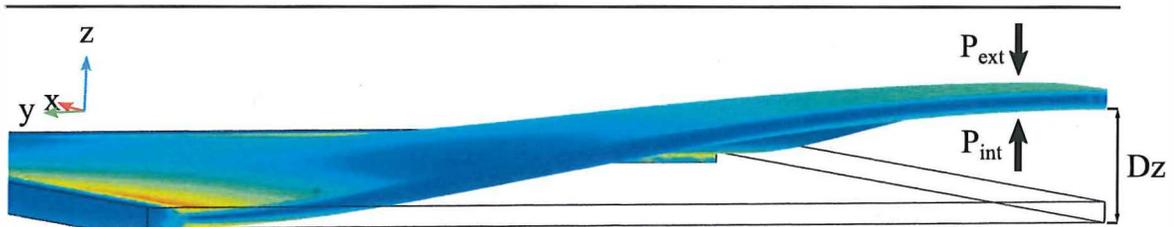


Figure 3-14 : Représentation de la déformation Dz avec un facteur 2 selon l'axe Oz pour une épaisseur de paroi de $100 \mu\text{m}$, une pression externe de 10^5 Pa et une pression interne de 5.10^5 Pa .

3.4.1.2 Modélisation de la chambre à vapeur

Pour cette étude, la chambre à vapeur est assimilée à une cavité carrée, fermée uniquement par les parois, dont les différentes dimensions sont répertoriées dans le Tableau 3-5. Contrairement à un matériau poreux continu comme une couche de poudre frittée ou bien une mousse métallique, une mèche constituée d'une matrice de micropiliers non reliés entre eux ne contribue pas de manière significative à la tenue mécanique. De ce fait, elle n'est pas prise en compte dans cette étude et seule l'épaisseur des parois est considérée comme assurant la tenue mécanique de la CVUMS. Une pression atmosphérique de 10^5 Pa est appliquée sur les surfaces extérieures des parois du dispositif et des pressions de $4.7.10^5 \text{ Pa}$ et 10^{-4} Pa sur les surfaces internes comme présenté en Figure 3-15. Ces deux dernières valeurs correspondent aux extrema de pression à l'intérieur de la cavité que sont la pression de vapeur saturante de la vapeur d'eau à $150 \text{ }^\circ\text{C}$ et la condition de vide secondaire qui peut être atteinte lors de l'étape de dégazage et de remplissage du dispositif.

Tableau 3-5 : Paramètres de l'étude.

Côté cavité (mm)	Hauteur cavité (μm)	Épaisseur parois (μm)	Pression extérieure (Pa)	Pression interne (Pa)
10	100 - 200	100 - 500	10^5	$10^{-4} - 4.7.10^5$

3.4.1.3 Réduction du cadre d'étude

Afin de réduire le temps de calcul seul $1/8^{\text{e}}$ de la chambre à vapeur est modélisé et les calculs sont étendus à l'ensemble de la chambre par symétrie comme représenté en Figure 3-15.

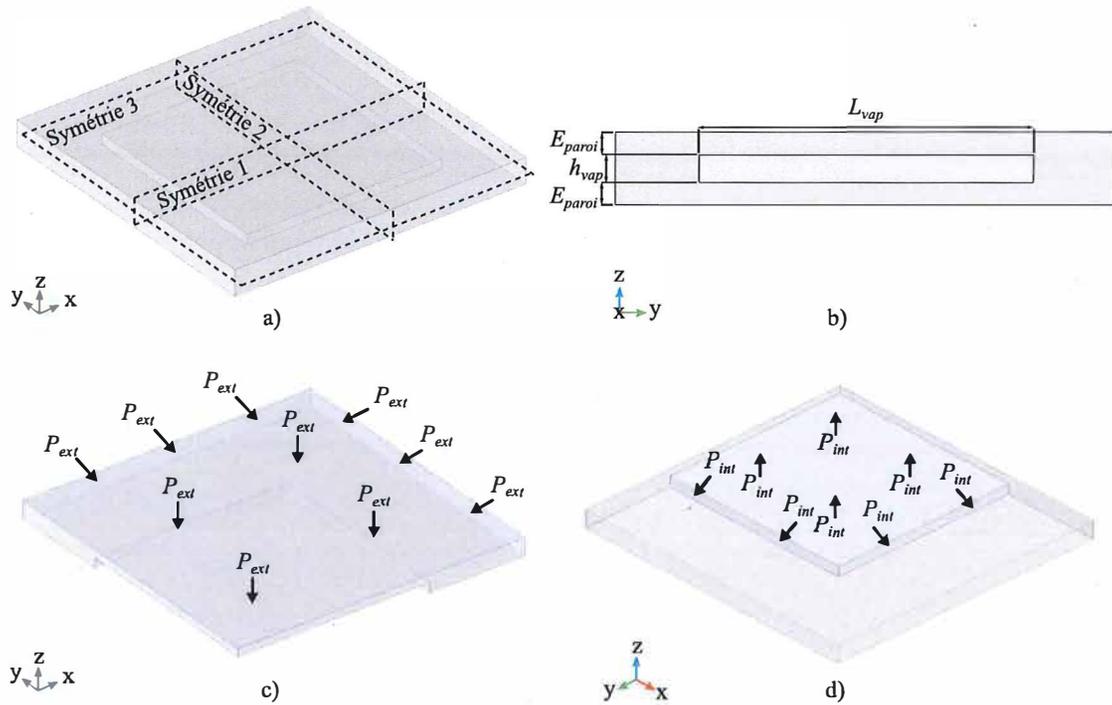


Figure 3-15 : Schématisation complète du dispositif modélisé pour le dimensionnement des parois et des piliers de support (a et b) ainsi que les surfaces d'application des pressions extérieure P_{ext} (c) et intérieure P_{int} (d).

Afin de réduire le champ d'étude uniquement à des variations de l'épaisseur des parois, la plage de valeurs de l'épaisseur de la cavité et de pression interne est évaluée en termes de contrainte et de déformation maximales, tout en maintenant les autres paramètres fixes, afin d'identifier les conditions les plus critiques pour la tenue mécanique du silicium. Les résultats, présentés en Figure 3-16, montrent que la contrainte maximale augmente lorsqu'on diminue l'épaisseur de la cavité vapeur et que de ce fait la cavité la plus fine est la plus critique en terme de tenue mécanique. Dans le cas de la pression interne, les deux extrema se caractérisent par des comportements différents au niveau des parois de silicium : dans le cas du vide, la cavité est en dépression par rapport à la pression atmosphérique, et en surpression dans le cas d'une température de fonctionnement de 150 °C, ce qui se traduit respectivement par une déformation soit négative, soit positive. Néanmoins la contrainte résultant d'une pression interne de $4.7 \cdot 10^5$ Pa reste près de trois fois supérieure à celle résultant d'une pression de 10^{-4} Pa. De ce fait la pression interne de $4.7 \cdot 10^5$ Pa sera retenue pour la suite de l'étude afin d'évaluer la tenue mécanique de la chambre à vapeur. Le Tableau 3-5 peut alors être simplifié en considérant uniquement une épaisseur de cavité de 100 μm et une pression interne de $4.7 \cdot 10^5$ Pa.

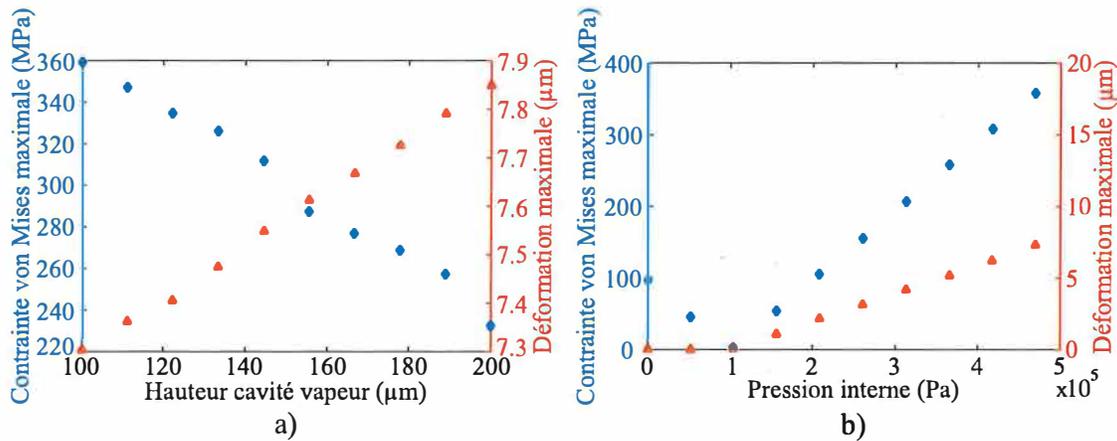


Figure 3-16 : Évaluation numérique de la contrainte et de la déformation maximales d'une chambre à vapeur pour une épaisseur de paroi de 400 μm en fonction de l'épaisseur de la cavité vapeur (a) et de la pression interne (b).

3.4.2 Amélioration de la tenue mécanique par ajout de piliers de support

En utilisant le modèle décrit ci-dessus, une première modélisation est réalisée afin d'estimer les contraintes maximales dans le cas d'une chambre à vapeur en fonction de l'épaisseur des parois supérieure et inférieure. Les résultats, présentés en Figure 3-17, indiquent qu'un amincissement des parois se traduit pas une augmentation significative de la contrainte maximale, et que dans le cas d'une chambre à vapeur uniquement scellée à l'aide de parois latérales, des parois plus fines que 650 μm ne sont pas envisageables sans risquer une rupture du silicium pendant le fonctionnement. Afin d'augmenter la résistance mécanique de la structure et permettre d'envisager un amincissement au-delà de cette valeur, la plupart des dispositifs de la littérature intègrent des piliers de support dans la cavité vapeur reliant les parois supérieures et inférieures [59], [64], [66], [84]. Par exemple, comme on peut le voir en Figure 3-17, l'ajout de 4 piliers cylindriques de 500 μm de diamètre permet de réduire significativement à la fois la contrainte maximale et la déformation, à épaisseur de paroi équivalente, par rapport à une structure sans piliers et permet d'envisager un amincissement des parois jusqu'à 250 μm. Néanmoins, l'ajout de ces renforts entraîne par la même occasion une augmentation de la surface de frottement lors du déplacement de la vapeur. Dans le cas de dispositifs très minces, nous avons vu précédemment que les pertes de charge vapeur peuvent devenir prédominantes et grandement influencer la limite capillaire, entraînant une baisse de performance du dispositif. De ce fait, même si l'ajout de piliers de support n'a pas été pris en compte lors du dimensionnement du corps vapeur et de la mèche, une attention particulière sera prêtée à réduire leur surface de contact avec la vapeur. On observe sur la

Figure 3-18 que dans le cas d'un dispositif sans pilier de support, les zones de concentration de contraintes sont localisées sur les coins des parois latérales, tandis que dans le cas de structures avec piliers de support, ces zones sont localisées sur le périmètre des piliers, à la jointure avec les parois supérieure ou inférieure. Le nombre, la taille ainsi que la disposition des piliers de support sont discutés dans les sections ci-après.

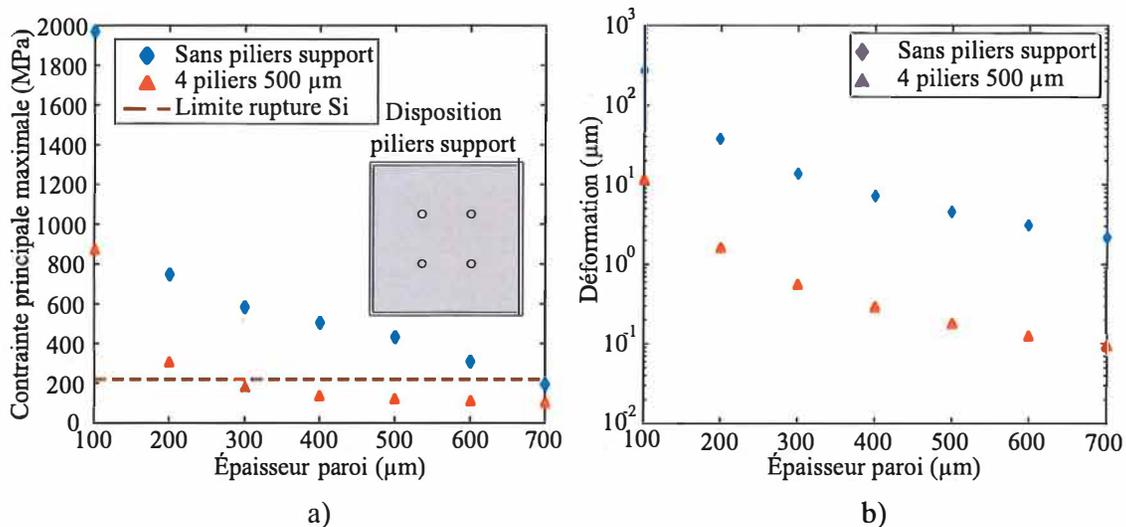


Figure 3-17 : Modélisation numérique de la contrainte (a) et de la déformation (b) maximales dans une chambre à vapeur avec et sans piliers de support en fonction de l'épaisseur des parois.

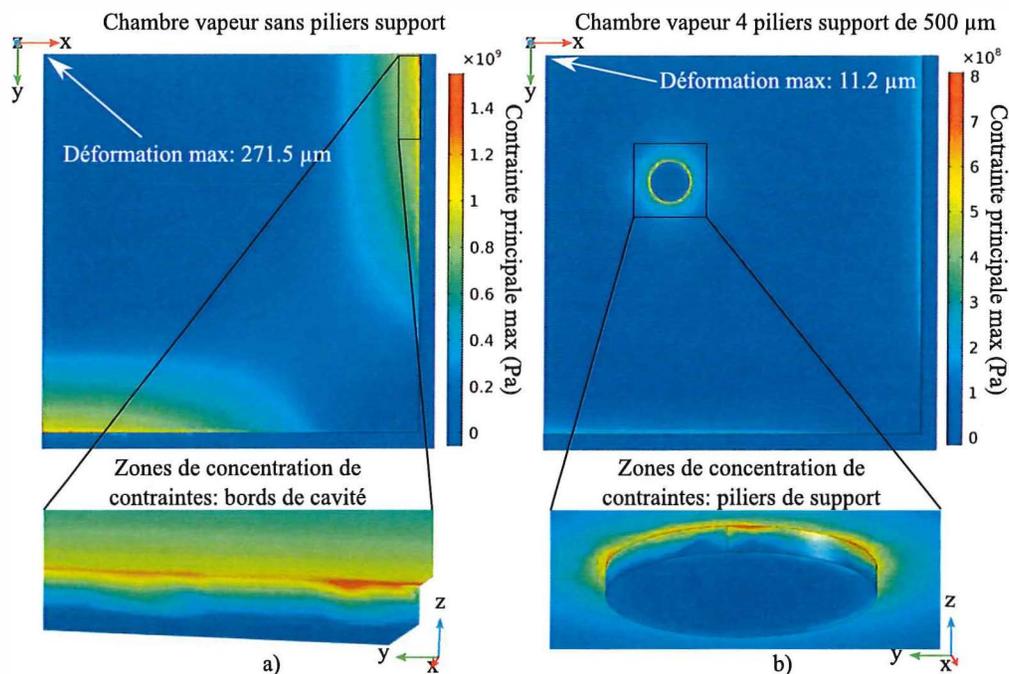


Figure 3-18 : Vue de dessus de l'intérieur et localisation des zones de concentration de contraintes dans le cas d'une chambre à vapeur sans piliers de support (a) et avec 4 piliers de support de 500 μm (b) pour une épaisseur de paroi de 100 μm.

3.4.3 Positionnement des piliers de support

Deux types de disposition des piliers de support sont envisagés : une disposition dite « carrée », dans laquelle les piliers sont alignés parallèlement aux parois latérales, et une disposition dite « diamant », dans laquelle les piliers sont disposés suivant une rotation de 45° par rapport à la position carrée. Ces dispositions sont représentées en Figure 3-19. Pour les différentes dispositions testées, les piliers sont répartis de manière équidistante entre eux et, dans le cas de la disposition carrée, également par rapport aux parois latérales. Ils sont également disposés de façon symétrique par rapport aux diagonales et aux médiatrices des côtés du dispositif afin de répartir la contrainte le plus uniformément possible.

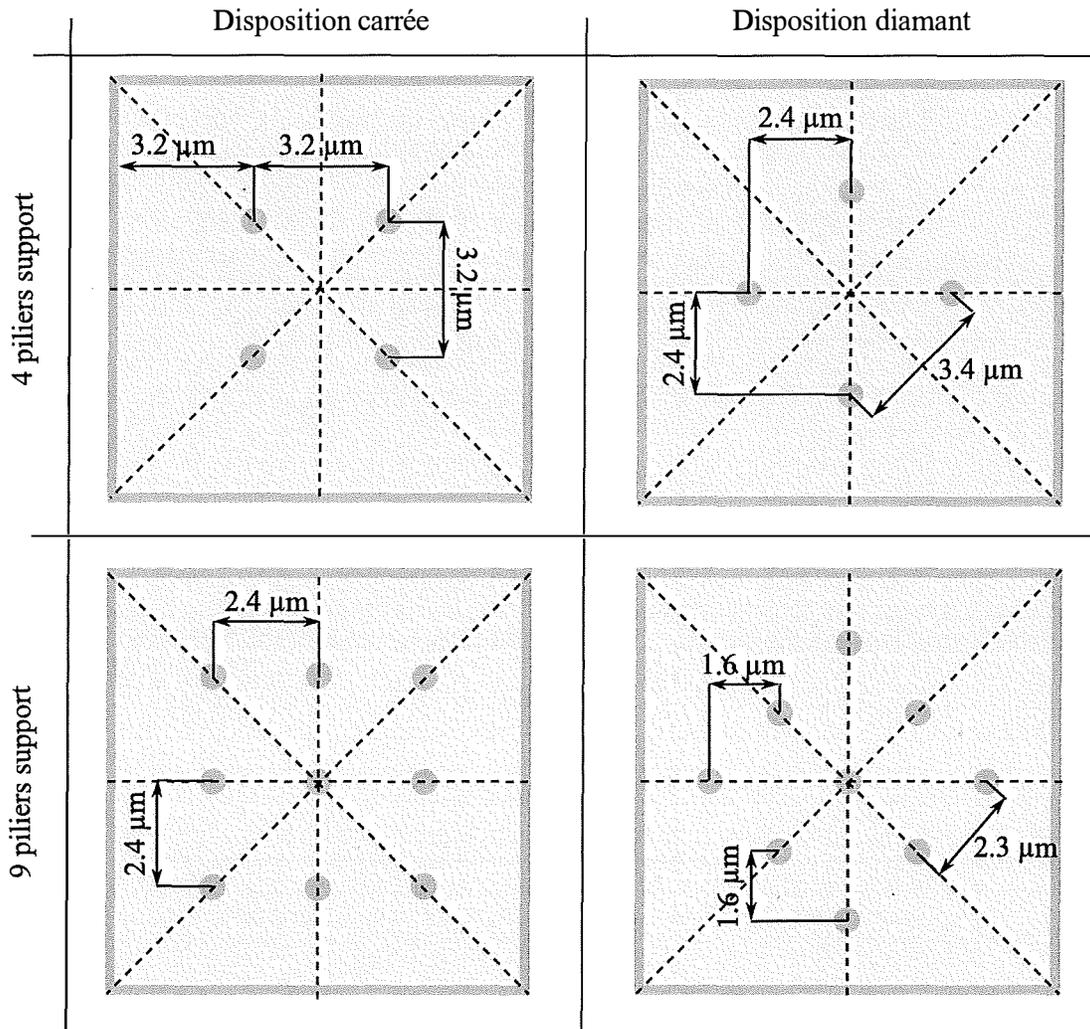


Figure 3-19 : Représentation en vue du dessus semi-transparente des dispositions carrée et diamant pour des dispositifs à 4 et 9 piliers de support avec représentation des différents axes de symétrie.

Afin de sélectionner la disposition la plus robuste, les deux dispositions sont évaluées dans le cas de dispositifs avec des parois de 300 μm d'épaisseur pour quatre et neuf piliers de 500 μm de diamètre. Les résultats en termes de contrainte maximale sont répertoriés dans le Tableau 3-6. On observe que dans le cas de structures à quatre ou neufs piliers, la disposition carrée développe des contraintes maximales et des déformations plus faibles qu'une disposition diamant. Elle sera donc adoptée pour la suite de cette étude.

Tableau 3-6 : Comparaison des contraintes et déformations maximales calculées à l'aide du logiciel COMSOL pour une chambre à vapeur avec des parois supérieure et inférieure de 300 μm d'épaisseur et des piliers de support de 500 μm de diamètre.

Nombre piliers	Disposition piliers	Contrainte max (MPa)	Déformation max selon z (μm)
4	Carré	176.2	0.54
4	Diamant	201.9	0.85
9	Carré	89.7	0.18
9	Diamant	145.3	0.48

3.4.4 Nombre et dimensions des piliers de support

Comme nous l'avons évoqué précédemment, bien qu'ils apportent une tenue mécanique au dispositif, l'ajout de piliers de support entraîne également une augmentation des pertes de charge par frottement dans le déplacement de la vapeur, ainsi qu'une diminution du volume de la cavité vapeur. De ce fait, il est important d'optimiser le nombre de piliers de support ainsi que leurs dimensions afin d'obtenir des dispositifs suffisamment robustes tout en minimisant les pertes de charges. Pour ce faire, la contrainte et la déformation maximales sont évaluées au niveau du dispositif pour 4, 9, 16 et 25 piliers de support de diamètres compris entre 100 μm et 1 mm. Le nombre de piliers des différentes structures est choisi de sorte que le dispositif soit complètement symétrique et que la contrainte soit répartie de façon homogène entre les piliers. Les résultats en termes de contraintes et de déformations maximales des parois pour l'ensemble des structures testées sont présentés respectivement dans le Tableau F-2 et le Tableau F-3 en Annexe F. Les valeurs de contrainte sont comparées à la contrainte critique à la rupture σ_c en identifiant en rouge les valeurs non compatibles et en vert les valeurs compatibles. Les structures envisageables sont ensuite sélectionnées en considérant, pour chaque épaisseur de paroi et chaque nombre de piliers de support, le

diamètre minimal permettant une résistance mécanique suffisante. Lorsque, pour un diamètre de pilier donné, plusieurs nombres de piliers sont envisageables, seule la structure avec le nombre de piliers le plus petit est retenue afin de minimiser la surface exposée à la vapeur. Les structures potentielles sont répertoriées dans le Tableau 3-7. On observe que pour chaque épaisseur de paroi, différentes configurations permettent d'atteindre des contraintes maximales satisfaisantes. Pour départager ces différentes structures, le choix a été fait de favoriser la performance pour une épaisseur de paroi donnée devant la déformation. Une nouvelle étape de sélection consiste alors à identifier la structure minimisant la surface totale de micropiliers en contact avec la vapeur. Finalement, si plusieurs structures répondent à ce critère, celle qui minimise les déformations des parois est sélectionnée et identifiée en vert dans le Tableau 3-7. La procédure de sélection de la configuration de micropiliers est récapitulée graphiquement en Figure 3-20.

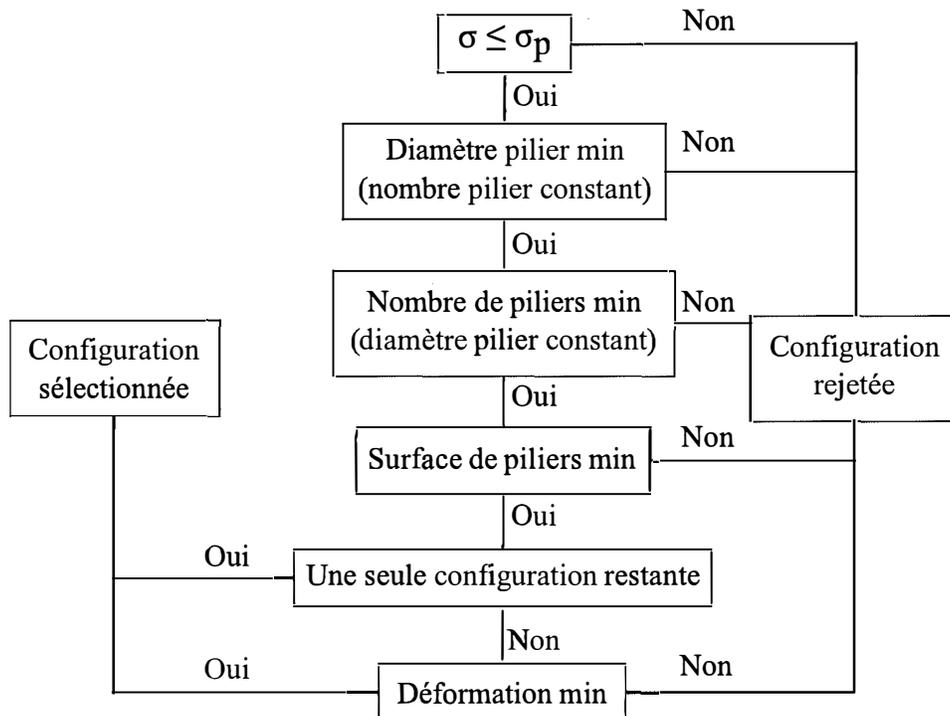


Figure 3-20 : Procédure de sélection de la configuration de micropiliers sélectionnée appliquée pour chaque épaisseur de paroi.

On observe que la majorité des configurations sélectionnées correspondent à celles ayant le plus faible nombre de piliers, car une augmentation du nombre de supports conduit fréquemment à une augmentation de la surface totale en contact avec la vapeur. On remarque néanmoins que le passage à un nombre de piliers supérieur conduit à une diminution significative de la déformation des parois. De ce fait, si cette déformation pose problème par

la suite, il sera possible de réévaluer la méthode de sélection des configurations de piliers pour rendre ce paramètre prédominant devant la surface totale de piliers de support. Il est à noter que le choix de structures avec un nombre plus élevé de piliers de support permet de plus facilement répartir un excès de contrainte potentiellement due à la défaillance de collage d'un ou plusieurs piliers de support durant la fabrication des prototypes.

Tableau 3-7 : Nombre et taille de piliers envisageables en fonction de l'épaisseur de paroi. Les structures des piliers de support retenues pour chaque épaisseur de paroi sont représentées en vert.

Épaisseur paroi (μm)	Nombre piliers	Diamètre piliers (μm)	Espacement centre à centre des piliers (mm)	Contrainte maximale (MPa)	Surface des piliers de support (mm^2)	Déformation (μm)
100	16	600	1.92	218.5	3.02	1.14
	25	400	1.6	212.2	3.14	0.63
200	4	800	3.2	195.2	1.01	0.8
	9	400	2.4	163.3	1.13	0.51
	16	200	1.92	218.5	1.01	0.33
300	4	400	3.2	192.5	0.5	0.80
	9	300	2.4	142.3	0.85	0.21
	16	200	1.92	186.4	1.01	0.14
400	4	400	3.2	158.2	0.5	0.38
	9	300	2.4	142.3	0.85	0.21
	16	200	1.92	186.4	1.01	0.14
500	4	300	3.2	119.4	0.38	0.25
	16	200	1.92	164.2	1.01	0.07

3.5 Conclusion

Afin de satisfaire au cahier des charges, l'eau a été sélectionnée comme fluide de travail et le silicium et l'oxyde de silicium comme matériaux composant les parois et la mèche de la CVUMS. En se basant sur les limites de fonctionnement, le dispositif peut être envisagé avec une épaisseur interne inférieure à 200 μm pour un fonctionnement à des puissances thermiques inférieures à 10 W et une surface de 1 cm^2 compatible avec les techniques de

microfabrication. Dans le même temps, l'introduction de piliers de support à l'intérieur de la structure permet d'améliorer significativement la tenue mécanique pour envisager des épaisseurs de parois amincies jusqu'à 200 μm . On peut de ce fait envisager des dispositifs avec des épaisseurs totales inférieures à 600 μm pour une puissance de fonctionnement inférieure à 10 W en considérant un point chaud de 500 μm de côté.

CHAPITRE 4

FABRICATION ET ASSEMBLAGE D'UNE CVUMS

Ce chapitre a pour but de présenter le développement du procédé de fabrication de chambres à vapeur ultra-minces en silicium (CVUMS) ainsi que la fabrication des différents prototypes réalisés. La sélection des étapes de fabrication ainsi que leur enchainement seront discutés et les étapes les plus importantes présentées en détail. Le remplissage des CVUMS sera également présenté.

4.1 Procédés mis en œuvre

Cette partie présente les deux procédés clés utilisés pour la microfabrication des prototypes de chambres à vapeur en silicium que sont la gravure profonde et le collage direct.

4.1.1 Gravure ionique réactive profonde

La gravure ionique réactive profonde (DRIE pour *deep reactive ion etching*) aussi appelée gravure Bosch est un procédé de gravure plasma hautement anisotrope. Il permet d'atteindre des profondeurs de gravure supérieures aux gravures ioniques (RIE pour *reactive ionic etching*) standards avec des facteurs de forme largeur / profondeur supérieurs à 20. Développé à l'origine pour la gravure du silicium des dispositifs micro-électromécaniques (MEMS pour *microelectromechanical systems*), il est également beaucoup utilisé en microélectronique classique dans les technologies d'intégration 3D pour graver des via traversant le silicium. Ce procédé repose sur l'alternance de deux étapes successives :

- une gravure isotrope plasma utilisant du SF_6 afin de graver le silicium,
- une passivation de la surface de silicium à l'aide d'une fine couche de C_4F_8 qui sert à protéger les parois de la prochaine étape de gravure.

Lors de la reprise de gravure post-passivation, les ions directionnels bombardent le fond de la cavité et pulvérisent la couche de passivation, permettant au SF_6 de graver le silicium. La répétition de ces deux étapes permet de réaliser une gravure anisotrope à partir d'un grand

nombre d'étapes isotropes, ce qui donne à la DRIE un profil particulier avec la présence de « *scallops* » comme représenté en Figure 4-1.

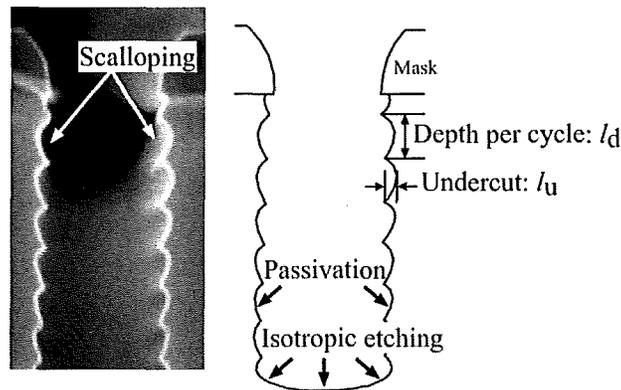


Figure 4-1 : Profil de gravure DRIE avec présence de « *scallops* » [85].

Chaque « *scallop* » correspond à un cycle gravure / passivation et leur taille dépend de la durée de l'étape de gravure. En modulant la durée de chacune des étapes, il est possible d'obtenir une gravure plus ou moins rectiligne et des parois plus ou moins lisses. La vitesse de gravure dépend quant à elle de la surface de silicium exposée au SF_6 et donc du taux d'ouverture du masque ainsi que du rapport de forme des motifs et de leur densité. On parle alors de ARDE pour *aspect ratio depending etching* [86]. Plus la surface exposée est importante, plus la vitesse de gravure sera réduite du fait de la baisse de quantité de SF_6 disponible pour la gravure par unité de surface. Le taux de gravure diminue également dans le cas de gravures profondes de faibles dimensions en raison de la difficulté à évacuer les sous-produits de gravure, ce qui entraîne un gradient de concentration de SF_6 entre la surface et le fond de la cavité.

Pour des raisons de protection des procédés, le détail des recettes de gravure utilisées au LETI ne sera pas communiqué dans la suite de ce document. Des ordres de grandeur pour les différents paramètres de gravure sont néanmoins disponibles dans le Tableau 4-1.

Tableau 4-1 : Ordres de grandeur des différents paramètres de gravure utilisés pour la réalisation de prototypes au LETI.

Cycle gravure SF_6 (s)	Cycle passivation C_4F_8 (s)	Flux gazeux (sccm)	Puissance source (kW)	Puissance plateau (W)	Pression (mT)	Température plateau (°C)
2 - 5	2 - 4	100 - 500	1 - 10	10 - 100	10 - 50	0 - 15

4.1.2 Collage direct

4.1.2.1 Principe de fonctionnement et mise en œuvre

Le collage direct est un procédé permettant de réaliser un collage stable et hermétique entre deux surfaces parfaitement planes sans utilisation de matériel additionnel. Cette approche est classiquement utilisée pour le collage de plaques de silicium dans l'industrie microélectronique. Le procédé est basé sur la formation de liaisons chimiques fortes entre les deux surfaces mises en contact. Plusieurs approches peuvent être utilisées pour réaliser cette étape comme l'utilisation de surfaces hydrophiles, hydrophobes ou encore activées au moyen d'un plasma ou d'un traitement chimique dans le cas de collages à basse température (< 450°C) [87–90]. Ces différentes approches permettent d'atteindre différentes énergies de collage en fonction de la température de recuit post-collage comme illustré en Figure 4-2. Nous nous intéresserons plus particulièrement au cas d'un collage hydrophile SiO₂ / SiO₂ réalisé avec des surfaces activées par plasma dans la mesure où ces paramètres permettent l'obtention des énergies de collage les plus fortes à basse température. Le collage est réalisé en trois étapes :

- **Préparation des interfaces de collage :** Pour permettre le contact au niveau moléculaire, il est nécessaire d'avoir des surfaces planes exemptes de toute impureté ou contamination à la fois organique et inorganique. Leur microrugosité doit également être très faible avec des valeurs RMS (*Root mean square*) inférieures à 0.6 nm [91]. Cela requiert un nettoyage à la fois efficace et n'endommageant pas les surfaces à coller. Dans le cas d'un collage SiO₂ / SiO₂, il est réalisé par voie humide en trois étapes (nettoyage RCA):
 - une oxydation en milieu basique SC1 (*Standard Cleaning*) pour piéger les particules et les contaminants organiques,
 - une oxydation en milieu acide SC2 pour piéger les ions métalliques,
 - une désoxydation HF pour retirer les oxydes avec contaminants.

Afin d'améliorer le collage et de permettre de le réaliser à des températures compatibles avec le bilan thermique supporté par une puce, la surface est également activée à l'aide d'un plasma N₂.

- **Pré-collage à température ambiante :** Les plaques sont alignées puis mis en contact. Si la rugosité est suffisamment faible le collage est initié au niveau atomique et se propage sur toute la surface de la plaque. Les interactions de Van der Waals entre les groupements silanols Si-OH présents sur chaque surface de silicium
-

permettent de maintenir les plaques collées. Au niveau des points de contact, une partie des groupements silanols réagit de part et d'autre de l'interface pour former des groupements siloxanes Si-O-Si avec des liaisons covalentes fortes selon la réaction correspondant à l'équation (4-1) :



La force de collage à cette étape demeure cependant assez faible et en cas de problème les plaques peuvent encore être décollées et repositionnées.

- **Recuit de consolidation** : Pour augmenter la force d'adhésion les plaques subissent un traitement thermique qui peut être décomposé en plusieurs étapes selon les températures mises en œuvre [91].
 - 100°C < T < 200°C : l'interface se referme par grossissement des points de contact et formation de liaisons siloxanes. Les molécules d'eau générées sont difficilement évacuées de l'interface de collage ce qui entraîne la formation de nano cavités d'eau à l'interface.
 - 200°C < T < 600°C : l'eau diffuse dans l'oxyde mais sans atteindre l'interface Si-SiO₂ en raison d'une surdensité locale de ce matériau.
 - 600°C < T < 900°C : la surdensité se résorbe. L'eau atteint et oxyde le silicium tout en formant de l'hydrogène qui se diffuse dans ce dernier.
 - T > 900°C : l'interface de collage se referme entièrement par diffusion du SiO₂.

Dans le cas d'une activation de la surface par plasma N₂ l'eau piégée à l'interface se diffuse entièrement dans l'oxyde à température ambiante ce qui permet d'avoir un collage robuste pour des températures de recuit inférieures à 200°C. Pour exemple, un recuit de consolidation à 200°C permet de faire passer l'énergie de collage de 150 mJ.cm⁻² pendant la phase de pré-collage à 1000 mJ.cm⁻² voire 4500 mJ.cm⁻² si la surface a été préalablement activée par plasma [92].

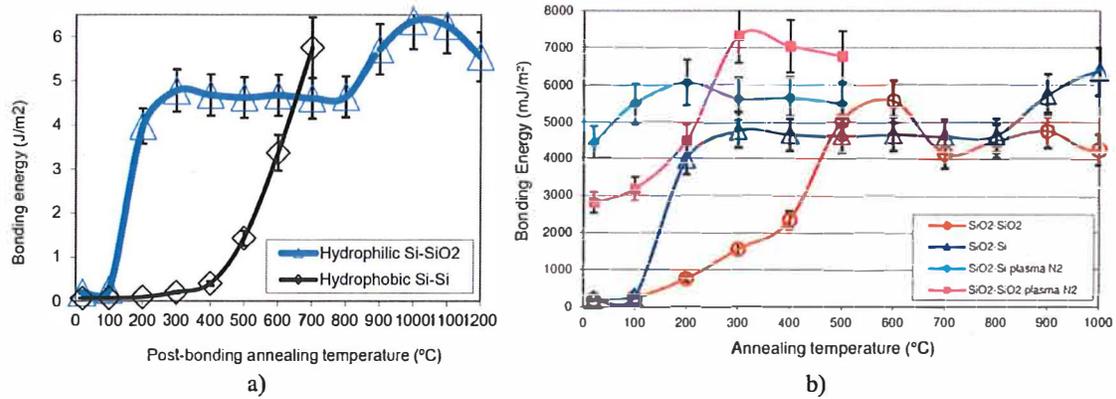


Figure 4-2 : Impact de l'hydrophilicité des surfaces [89] (a) et de leur type d'activation [92] (b) sur l'énergie de collage (mesure en atmosphère anhydre) pour des recuits de consolidation de 2 h à différentes températures.

4.1.2.2 Caractérisation de la qualité de collage

Contrôle de la qualité de l'alignement

Le silicium et l'oxyde de silicium étant transparents aux longueurs d'ondes infrarouges (IR) le contrôle de la qualité de l'alignement est effectué pendant l'étape de pré-collage et avant le recuit de consolidation à l'aide de marques d'alignement. Ces dernières sont intégrées sur les plaques à des niveaux inférieurs au niveau de collage et sont observées par microscopie IR. En cas de désalignement trop important il est encore possible à cette étape de séparer les plaques et de recommencer le collage.

Contrôle de la qualité du collage

La visualisation de potentiels défauts au niveau de l'interface de collage est réalisée par microscopie acoustique à balayage (SAM pour *scanning acoustic microscopy*), illustrée en Figure 4-3. Cette méthode de caractérisation non-destructive se base sur la propagation d'ondes acoustiques et sur leur réflexion en cas de changement de milieu de propagation. Les plaques collées sont immergées dans l'eau pendant la mesure afin d'améliorer la propagation des ondes ultrasonores. Lorsque l'interface de collage est entièrement fermée, le signal émis par le transducteur de l'appareil se propage à travers les plaques sans déviation. En cas de défaut à l'interface, le changement de milieu provoque une réflexion de l'onde acoustique qui est captée par le transducteur et est traduite sur l'image obtenue par une zone blanche, comme illustré en Figure 4-3.b. Un balayage de la plaque permet alors de localiser tous les défauts de collage avec une résolution de l'ordre de la dizaine de microns.

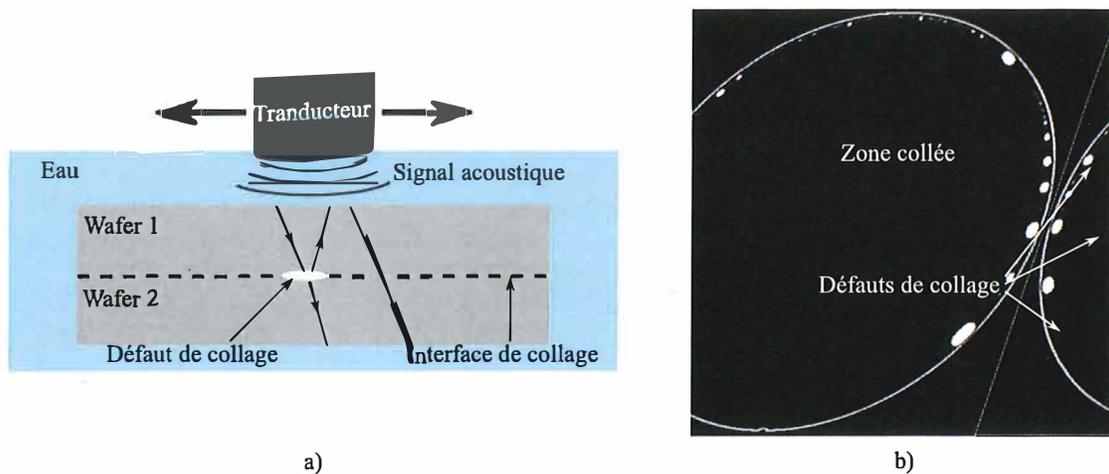


Figure 4-3 : a) Représentation du fonctionnement d'un SAM et b) balayage acoustique réalisé après collage activé par plasma N_2 de deux plaques de silicium oxydées de 200 mm et recuit de consolidation à 200°C. Les défauts en périphérie de plaque sont dus à la condensation de gouttes d'eau résultant de la progression de l'onde de collage qui accélère en sortie de plaque.

4.2 Description des prototypes

Les prototypes de chambre à vapeur sont dans un premier temps réalisés seuls à partir de plaques de silicium vierges afin de pouvoir valider leur procédé de fabrication ainsi que de caractériser leurs performances. Leur fabrication directement en face arrière d'un composant CMOS sera discuté dans le Chapitre 5 et pourra être envisagée pour des études ultérieures. Une description schématisée des dispositifs est présentée en Figure 4-4. Ils se composent d'une cavité vapeur de 9.6 mm x 9.6 mm et d'épaisseur E_{vap} variable selon les prototypes. La mèche sur les parois supérieures et inférieures est composée d'un réseau de micropiliers cylindriques en agencement cartésien dont les diamètres et espacements varient selon les échantillons. Des tranchées verticales de 30 μm de profondeur et de 20 μm de largeur sont présentes sur les parois latérales de la cavité ainsi que sur le pourtour des piliers de support afin de permettre le transport du liquide entre les mèches inférieure et supérieure. La tenue mécanique de l'ensemble est assurée par seize piliers de support de 200 μm de diamètre disposés en réseau cartésien avec un espacement bord à bord de 1.72 mm. Bien que la chambre à vapeur ait été dimensionnée en ne considérant que le trajet de liquide via les tranchées verticales, le pourtour des piliers de support est également structuré à l'aide de tranchées verticales pour permettre au liquide de circuler jusqu'à l'évaporateur avec un trajet plus court. Cela a pour effet de diminuer les pertes de charges par frottement et d'augmenter

de ce fait, les performances fluidiques et thermiques du dispositif via la limite capillaire. Un trou circulaire de 800 μm de diamètre traverse la paroi supérieure du dispositif pour permettre le remplissage à l'issue de la fabrication. Les caractéristiques techniques variables selon les échantillons sont présentées dans le Tableau 4-2.

Tableau 4-2 : Caractéristiques cibles des échantillons réalisés au LETI.

Échantillon	$Q_{in\ max}$ théorique (W)	E_{tot} (μm)	E_{vap} (μm)		$E_{mèche}$ (μm)	Micropiliers	
			Totale	Par plaque		d (μm)	S (μm)
LETI_1	10	610	130	65	40	5	5
LETI_2	5	540	100	50	20	3	4

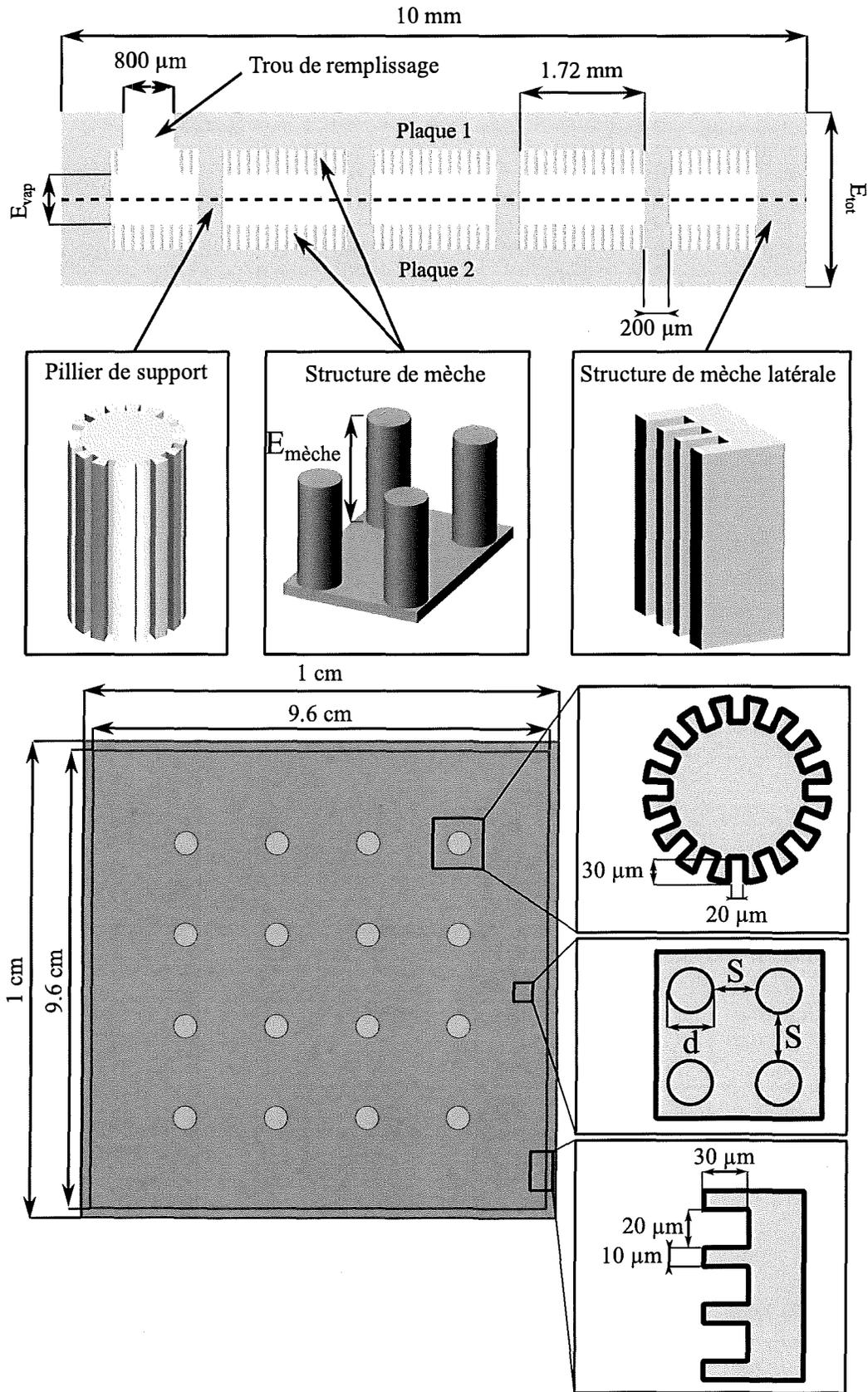


Figure 4-4 : Description détaillée du prototype de chambre à vapeur avec trou de remplissage en vue de coupe et vue de dessus semi-transparente.

4.3 Procédé de fabrication

Cette partie présente l'approche utilisée dans la mise au point du procédé de fabrication de CVUMS ainsi que les deux versions qui ont été développées.

4.3.1 Approche de développement

Le développement du procédé de fabrication a été réalisé en deux étapes.

- Dans un premier temps, la stratégie de fabrication a été définie afin d'identifier et d'ordonner les principales étapes. Ces dernières ont ensuite été testées en salle blanche afin de déterminer les différents paramètres techniques ainsi que les différentes recettes requises. Cela a permis d'identifier les étapes les plus sensibles ainsi que les potentiels points bloquant nécessitant un développement technologique. Cette première étape a été réalisée au sein de l'Institut Interdisciplinaire d'Innovation Technologique (3IT) de l'Université de Sherbrooke (UdeS) afin de profiter des équipements académiques de salle blanche mis à disposition sur des plaques de 100 mm. Le procédé de fabrication développé sera qualifié de « UdeS » dans la suite de ce document.
- Dans un second temps, le procédé développé a été adapté pour permettre sa réalisation à une échelle semi-industrielle sur des plaques de 200 mm dans la salle blanche du CEA-LETI et réaliser les premiers prototypes fonctionnels. Ce procédé adapté sera appelé procédé « LETI » dans la suite du document.

4.3.2 Contraintes de fabrication

4.3.2.1 Contraintes générales

Le procédé de fabrication doit pouvoir être réalisable à grande échelle au sein d'une salle blanche industrielle. Pour ce faire, il doit satisfaire à un certain nombre de contraintes.

- Les différentes étapes doivent être réalisables à l'aide de procédés de microfabrication, idéalement à l'échelle de la plaque de silicium, et les dimensions cibles compatibles avec les équipements mis à disposition.
 - Les enchainements de procédés doivent être réalisables et ne pas détériorer le fonctionnement des équipements.
-

- Les contraintes en termes de contamination des différents équipements doivent être prises en compte. Les contaminations métalliques en particulier sont à éviter et pour ce faire l'utilisation de métaux est à proscrire.
- Dans le cas d'une fabrication directement en face arrière de puce CMOS, le procédé doit prendre en compte une température maximale admissible de à 450°C pour éviter la détérioration des performances du composant situés sur la face avant.

4.3.2.2 Contraintes des salles blanches au LETI

Les salles blanches du LETI sont réparties sur plusieurs bâtiments avec des équipements et des niveaux de propreté différents. Le procédé de fabrication LETI développé présenté en section 4.3.3 requiert l'utilisation de certains équipements particuliers situés dans différents bâtiments comme présenté dans le Tableau 4-3. Notamment l'ensemble des étapes de photolithographie nécessitent d'être réalisées dans la salle blanche du BHT et les gravures RIE et DRIE autres que la gravure traversante dans la salle blanche du bâtiment 41. Le respect des niveaux de contamination des équipements d'une salle blanche particulière impose une décontamination de la face en contact avec le support des équipements dans le cas d'un transfert depuis une salle blanche avec une tolérance du niveau de contamination plus importante. Ceci peut entrainer des modifications des enchainements d'étapes développés dans le procédé UdeS initial comme nous le verrons en section 4.3.3.2.

Tableau 4-3 : Procédés réalisés dans une salle blanche spécifique avec les niveaux de propreté et les contraintes de transfert de lot correspondants.

Décontamination non nécessaire	
Salle blanche bâtiment 41 Contamination standard CMOS	Salle blanche BHT Contamination standard MEMS
Photolithographie stepper	Photolithographie masque 1X
Gravure DRIE	Gravure DRIE traversante
Gravure RIE	
Collage direct avec alignement	
Décontamination: Eau régale (40°C - 1 min) HF-HNO ₃ (25°C - 1 min)	

4.3.3 Procédés de fabrication développés

Deux variantes du procédé de fabrication de CVUMS mis au point sont présentées ci-dessous. La première, mise au point dans les laboratoires du 3IT, prend en compte une

gravure du trou de remplissage avant l'étape de collage des plaques pour former la cavité vapeur, tandis que dans la seconde, le trou de remplissage est réalisé en fin de procédé une fois les cavités vapeur formées afin de satisfaire aux contraintes des salles blanches du LETI. Dans la mesure où le procédé LETI sera utilisé pour la réalisation des prototypes fonctionnels, ce dernier sera détaillé étape par étape tandis que le procédé UdeS sera uniquement présenté à titre indicatif.

4.3.3.1 Procédé UdeS

Le procédé de fabrication de la CVUMS est présenté de façon générale en Figure 4-5. Le dispositif est réalisé à partir du collage direct face-à-face de deux plaques préalablement structurées avec les micropiliers et les cavités vapeur. Les cavités vapeur sont disposées symétriquement par rapport à l'axe vertical passant par le centre de la plaque. Cette disposition permet d'assurer une correspondance entre les cavités supérieures et inférieures des dispositifs au moment du collage. Le procédé détaillé ainsi que les différentes recettes utilisées sont présentés en Annexe G.1.

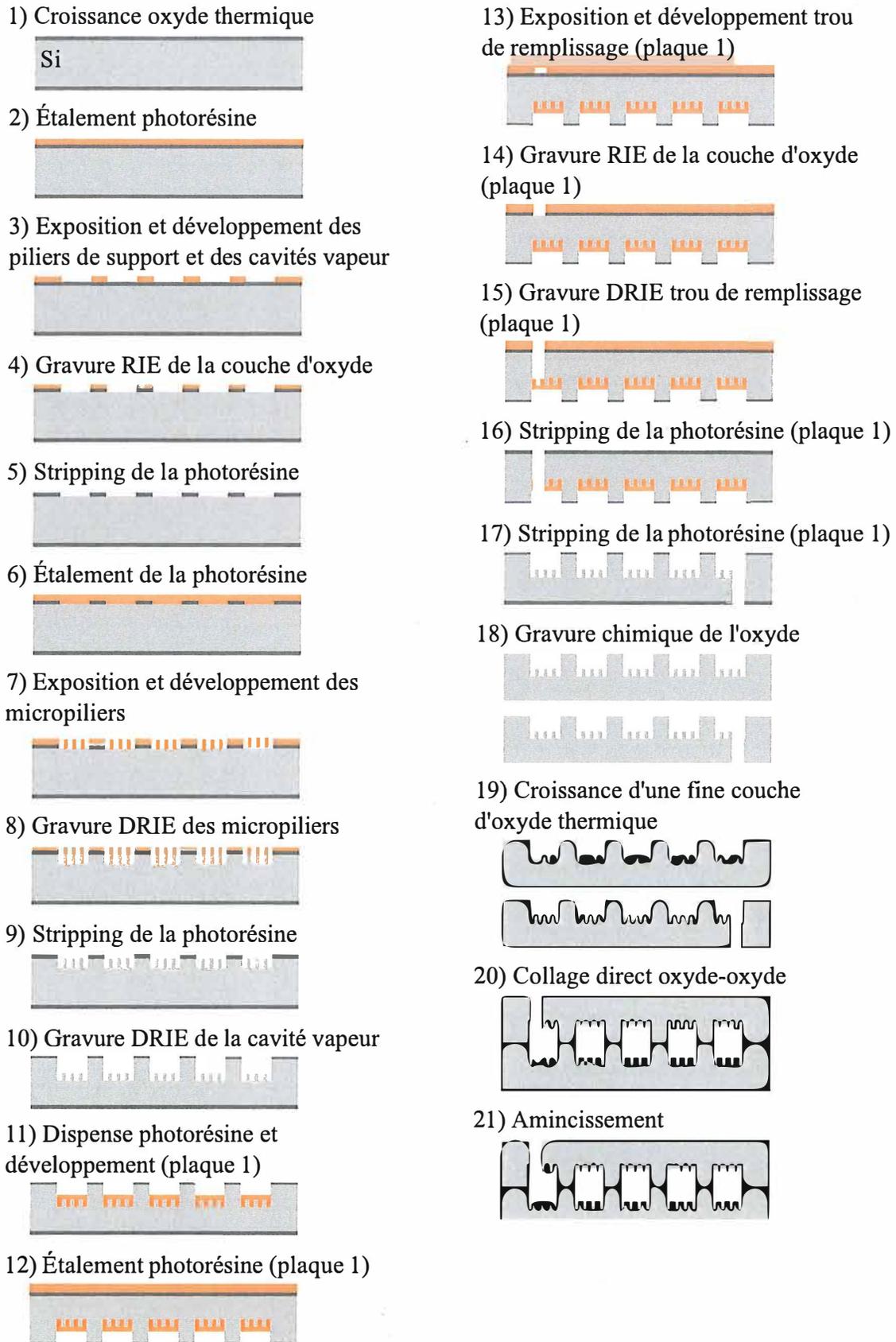


Figure 4-5 : Description des principales étapes de fabrication d'un CVUMS avec trou de remplissage selon le procédé UdeS.

4.3.3.2 Procédé LETI

Les contraintes des salles blanches du LETI imposent de réaliser la gravure du trou de remplissage dans une des salles blanches et le collage dans une autre. Néanmoins, une fois la gravure traversante réalisée, la plaque percée ne peut plus être prise en charge par les équipements de décontamination inter-salles. Il a de ce fait été nécessaire de modifier les enchainements d'étapes par rapport au premier procédé développé pour prendre en compte cette contrainte et réaliser la gravure du trou de remplissage après l'étape de collage. Une description générale des principales étapes de fabrication LETI de la CVUMS est présentée en Figure 4-7 et les conditions expérimentales de chacune de ces étapes sont décrites plus précisément en section 4.4 et de manière détaillée en Annexe G.2. Le jeu de masques utilisé ainsi qu'une description précise des différents niveaux sont disponibles en Annexe H. Le dispositif est réalisé à partir du collage direct face-à-face de deux plaques de silicium de 200 mm préalablement structurées avec les micropiliers et les cavités vapeur. Chaque plaque est composée de 60 puces CVUMS, disposées symétriquement par rapport à l'axe vertical passant par le centre de la plaque, comme représenté en Figure 4-6. Un espacement de 1 cm est respecté entre chaque puce afin de permettre une bonne propagation de l'onde de collage. Cette disposition permet d'assurer une correspondance entre les cavités supérieures et inférieures des dispositifs au moment du collage.

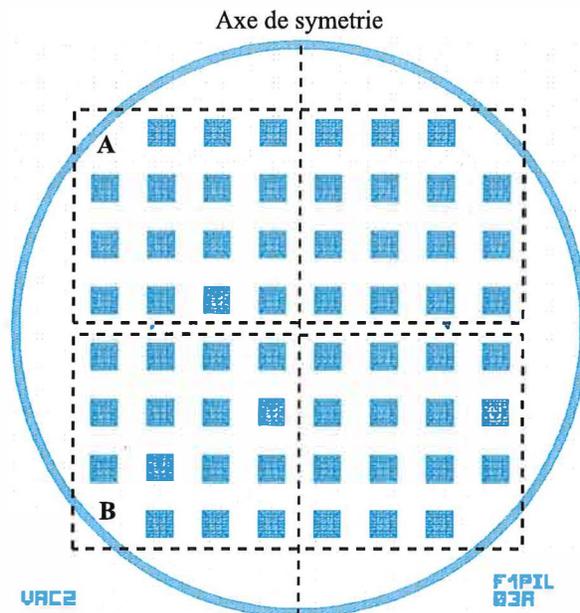


Figure 4-6 : Disposition des chambres à vapeur sur une plaque pour le prototype LETI. La partie A comprend des micropiliers de 3 µm espacés de 4 µm bord à bord et la partie B des micropiliers de 5 µm de diamètre espacés de 5 µm bord à bord.

La stratégie de fabrication du réseau de micropiliers et des cavités sur chaque plaque consiste à réaliser une gravure profonde DRIE en deux étapes à l'aide d'un masque dur en SiO₂. La première étape de fabrication consiste à faire croître une couche d'oxyde thermique de 2 µm d'épaisseur à 1050°C pendant 12h (étape 1). Les motifs de cavité vapeur et de piliers de support sont ensuite réalisés dans la couche d'oxyde de la face avant par photolithographie puis gravure RIE de la couche de SiO₂ en s'arrêtant sur le silicium (étapes 2-4). La couche de SiO₂ servira de masque dur pour la suite du procédé. La résine photosensible est retirée par traitements successifs plasma et chimique et une nouvelle couche de résine est étalée sur la face avant pour former les motifs de micropiliers par photolithographie (étapes 5-7). Les micropiliers sont ensuite gravés sur une profondeur de 20 µm ou 40 µm selon les échantillons par DRIE (étape 8). La résine est retirée par traitement plasma et chimique et une nouvelle gravure DRIE est réalisée en utilisant le masque d'oxyde comme masque de gravure (étape 10). Cette étape permet de graver la cavité vapeur avec les tranchées latérales tout en conservant les micropiliers. À l'issue de cette étape on obtient sur chaque plaque une moitié de cavité vapeur avec la structure de mèche désirée au fond de la cavité et sur les parois latérales. Une gravure chimique du SiO₂ permet par la suite le retrait du masque d'oxyde et la mise à nue des surfaces de silicium propres de rugosité compatible avec le collage direct (étape 11). Une nouvelle couche de SiO₂ de 50 nm d'épaisseur est ensuite réalisée par traitement thermique à 900°C pendant 13min (étape 12). Cette étape permet de rendre hydrophiles à la fois les surfaces de collage et les micropiliers. Un collage hydrophile SiO₂-SiO₂ est ensuite réalisé afin de former les cavités par mise en contact face à face de deux plaques structurées. Le collage est consolidé par un recuit de 60 min à 200°C (étape 13). Un amincissement de l'une des faces est ensuite réalisé afin de ramener l'épaisseur de la paroi de silicium à 200 µm (étape 14). Pour réaliser le trou de remplissage, une couche épaisse de résine est étalée sur la face arrière et les motifs de trous de remplissage sont réalisés par photolithographie (étapes 15-16). La gravure traversante du trou de remplissage est réalisée en plusieurs étapes afin de conserver l'hydrophilie des micropiliers à l'intérieur de la cavité et éviter la contamination par le polymère de passivation de la DRIE. Une première gravure RIE de la fine couche d'oxyde permet la mise à nue du silicium (étape 17). Une gravure DRIE est ensuite réalisée jusqu'à quelques microns de la cavité. La gravure du silicium est ensuite terminée par une gravure SF₆ isotrope qui permet de déboucher sur une fine membrane de SiO₂ (étapes 18-19). Finalement cette membrane est gravée par RIE pour permettre de déboucher sur la cavité de la chambre à vapeur (étape 20). Les plaques sont ensuite découpées en puces unitaires afin de procéder au remplissage.

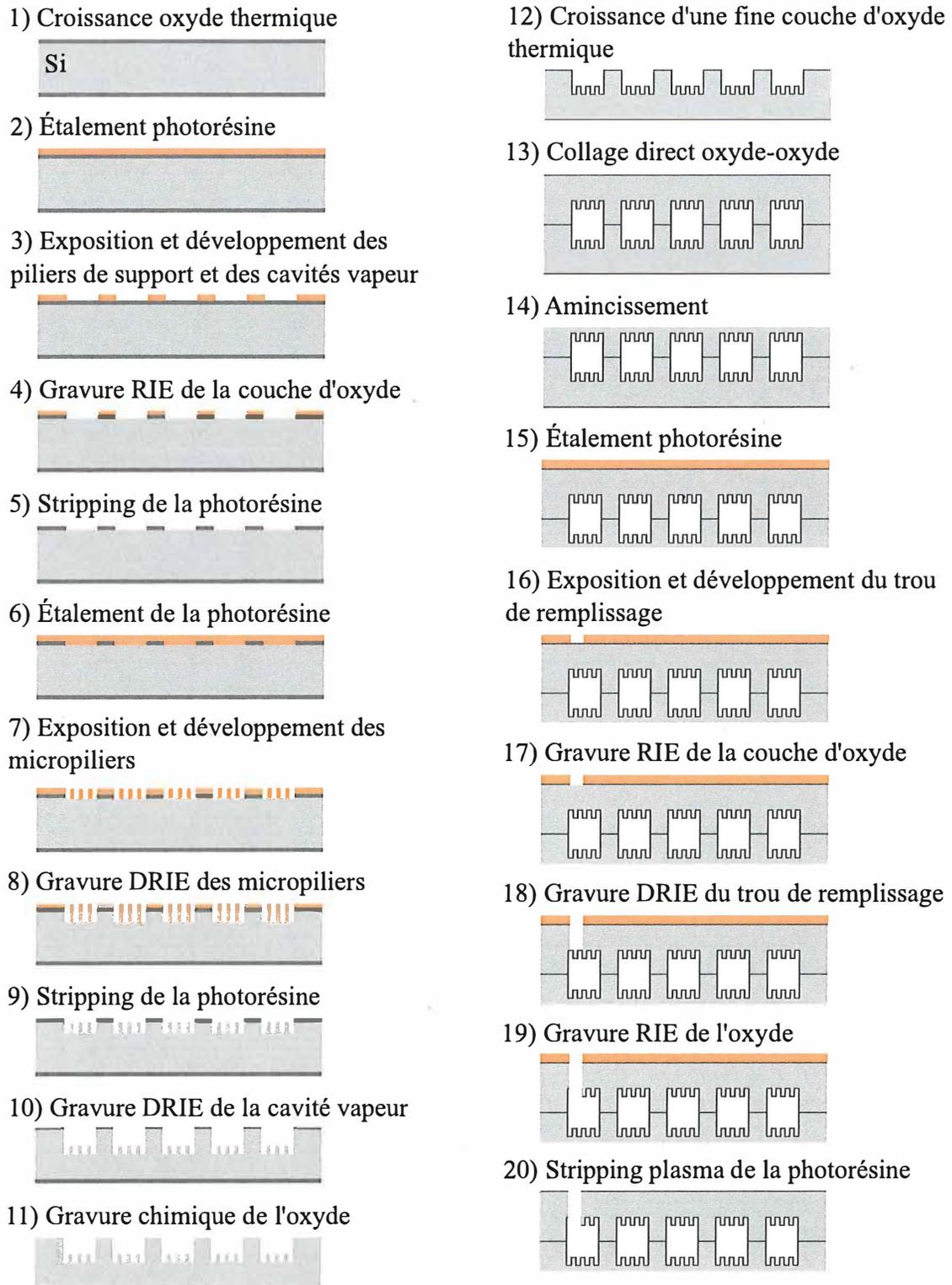


Figure 4-7 : Description des principales étapes de fabrication d'une CVUMS avec trou de remplissage selon le procédé LETI.

4.4 Réalisation des prototypes

Cette partie présente en détail les principales étapes clés de fabrication des prototypes ainsi que celles ayant nécessité un développement particulier. L'intégralité des étapes de fabrication avec le détail des différentes sous-étapes et des recettes utilisées sont présentées en annexe G.2. La nomenclature des différents prototypes est la suivante : Objet_procédé_lot_plaque_puce. Par exemple une puce chambre à vapeur réalisée à partir du procédé LETI pour le lot 1 située sur la plaque de silicium 1 et avec la référence A1 s'écrira : CVUMS_LETI_1_P01_A1.

4.4.1 Oxydation thermique

La première étape de fabrication des dispositifs consiste à faire croître une couche d'oxyde de silicium dit « thermique ». Cette couche est réalisée pour deux raisons principales :

- Servir de masque dur pour la gravure de la cavité vapeur en présence des micropiliers (Figure 4-7 étape 10).
- Protéger la surface du silicium lors des différentes étapes de fabrication pré-collage. Son retrait juste avant le collage (Figure 4-7, étape 11) permet d'obtenir des surfaces de collage à la fois propres et de rugosité similaire à celle d'une plaque neuve, compatibles avec le procédé de collage direct.

Une épaisseur de 2 μm est sélectionnée pour cette couche en considérant une sélectivité de 100 entre Si et SiO_2 durant l'étape de gravure de la cavité vapeur. Une telle épaisseur permet d'envisager la gravure de la totalité de la cavité vapeur (130 μm pour la gravure la plus importante) sur une seule des plaques tout en conservant une marge de sécurité en cas de variation de la sélectivité de gravure. Cette alternative pourra être nécessaire lors de la réalisation de futurs prototypes. Cette étape est réalisée par traitement thermique de la plaque de silicium à 1050°C pendant 11h45 en présence d'une atmosphère de vapeur d'eau. Les surfaces de la plaque subissent préalablement un nettoyage chimique de type SC1 afin de les rendre parfaitement propres et permettre une croissance du SiO_2 la plus homogène possible. L'épaisseur de la couche formée est contrôlée par ellispométrie et son homogénéité par inspection visuelle. Une couche homogène présente une coloration caractéristique uniforme telle qu'observée par exemple en Figure 4-8.a.

4.4.2 Marques d'alignement et chemins de découpe

4.4.2.1 Stratégie d'alignement

La stratégie d'alignement des différents niveaux consiste à utiliser la face arrière (FAR) des plaques avant collage comme référence pour l'alignement de tous les autres niveaux de masques. Cela permet de conserver cette référence même après l'étape de collage qui se fera face avant contre face avant. Selon que les gravures seront réalisées sur la face avant (FAV) de la plaque ou la face arrière (FAR), des alignements FAV/FAV et FAV/FAR seront réalisés. Les différents niveaux de masque ainsi que leur alignement sont résumés dans le Tableau 4-4 et un descriptif précis de chaque niveau est disponible en Annexe H. Les masques des niveaux 01 à 05 représentent l'intégralité de la surface de la plaque que nous appellerons masque 1X par la suite. Comme présenté dans le Tableau 4-3, les lithographies 1X, qui permettent l'insolation de l'intégralité de la surface de la plaque par le rayonnement UV en une fois, ne peuvent être réalisées que sur une machine particulière (MA8) qui permet un alignement avec une précision de l'ordre du micromètre. Pour permettre une précision d'alignement initial optimale, l'utilisation d'un masque 1X nécessite néanmoins la réalisation au préalable de marques génériques sur un *stepper*² en s'alignant sur le *notch*³ en périphérie des plaques (niveau 00).

Tableau 4-4 : Description des différents niveaux du jeu de masque VAC2. Les niveaux commençant par B correspondent à des niveaux appliqués à la face arrière et par F à la face avant.

	Niveau	Numéro niveau	Polarité résine	Polarité fond	CD min (µm)	Alignement
	MARQUES MA8	00	+	Noir	-	<i>Notch</i>
Wafer 1	B1CUT	01	+	Noir	10	01/00
	F1MSK	02	+	Noir	5	02/01
	F1PIL	03	+	Noir	2	03/01
Wafer 1 collé sur wafer 1	B1HOLE	04	+	Noir	800	04/01
	F1HEAT	05	+	Clair	20	05/01

² Équipement d'insolation des champs de la plaque successivement pas à pas, plus précis qu'un équipement d'insolation pleine plaque.

³ Encoche en périphérie de plaque indiquant l'orientation de son réseau cristallin.

4.4.2.2 Marques d'alignement et chemin de découpe

Cette étape permet de réaliser à la fois la gravure des marques d'alignement sur la face arrière des plaques pour l'alignement des masques de photolithographie suivants ainsi que le référencement et la délimitation des différentes puces après collage. Les motifs sont réalisés par photolithographie du masque B1CUT sur une couche de résine photosensible JSR335 de $3.3\ \mu\text{m}$ d'épaisseur. Les marques d'alignement et les chemins de découpe sont réalisés par gravure RIE SiO_2 sur les $2\ \mu\text{m}$ d'épaisseur de la couche d'oxyde suivie d'une gravure RIE du silicium sur une profondeur de $1\ \mu\text{m}$ afin de conserver le marquage après le retrait du masque d'oxyde. Une vue post-traitement de la plaque est présentée en Figure 4-8.

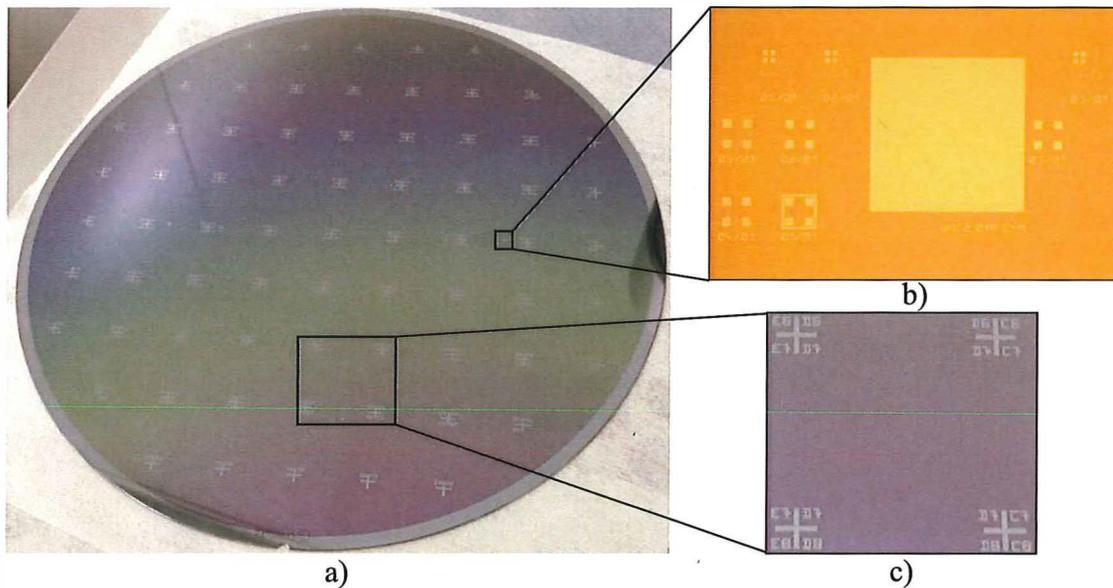


Figure 4-8 : Vue pleine plaque (a) après gravure des repères d'alignement (b) et des chemins de découpe (c).

4.4.3 Masque d'oxyde

Une couche de résine photosensible JSR335 de $3.3\ \mu\text{m}$ est déposée en face avant de la plaque et les motifs de gravure réalisés par photolithographie à l'aide du masque F1MSK. Le masque d'oxyde est réalisé sur la face avant de la plaque par gravure RIE des motifs de cavités vapeur et des piliers de support à travers les $2\ \mu\text{m}$ de SiO_2 thermique en s'arrêtant sur la surface de silicium. L'efficacité de la gravure est contrôlée visuellement en s'assurant que le silicium est bien visible uniformément sur les zones exposées.

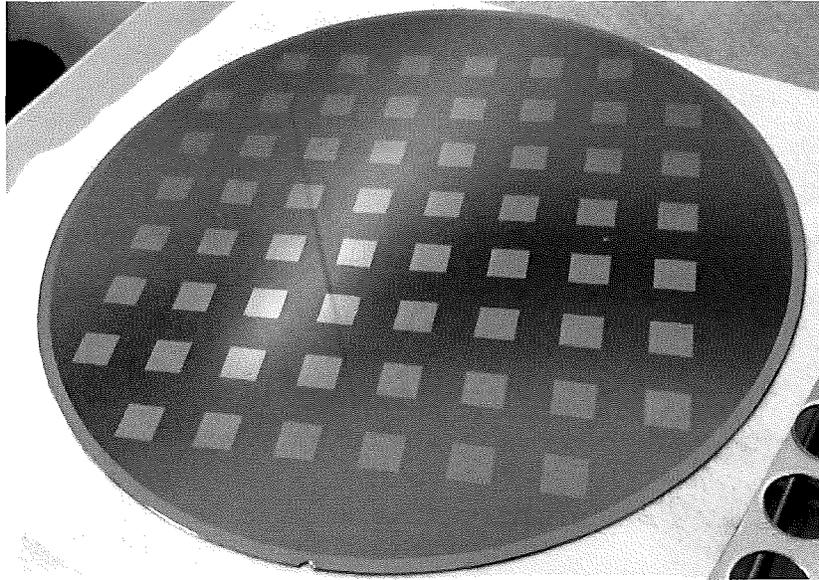


Figure 4-9 : Vue complète de la face avant de la plaque après gravure du masque d'oxyde.

4.4.4 Micropiliers

La structure de la mèche ayant une incidence directe sur les performances des chambres à vapeur, la réalisation du réseau de micropiliers qui la compose est une des étapes clés de la fabrication de ces dispositifs. Une attention toute particulière doit de ce fait être apportée à sa réalisation.

4.4.4.1 Optimisation du développement du masque en résine

Le masque en résine servant à la gravure du réseau de micropiliers composant la mèche des dispositifs est réalisé par photolithographie d'une couche de résine JSR335 à l'aide du masque F1PIL. Les piliers les plus petits présentent un diamètre de $3\ \mu\text{m}$, à la limite de résolution de la machine de photolithographie MA8. Les premiers essais de développement avec une épaisseur de résine de $5\ \mu\text{m}$ montrent un arrachement des motifs les plus petits sur le quart nord-est de la plaque lors du nettoyage post développement comme présenté en Figure 4-10, malgré l'utilisation d'un promoteur d'adhérence. Différentes étapes d'optimisation des conditions d'exposition ont été nécessaires pour permettre d'obtenir des plots de résine satisfaisants sur l'ensemble de la plaque, principalement en réduisant l'épaisseur de résine de $5\ \mu\text{m}$ à $3\ \mu\text{m}$. Le réacteur de DRIE utilisé par la suite pour graver ces motifs présentant une sélectivité de gravure comprise entre 20 et 100 entre le silicium et la résine, une épaisseur de $3\ \mu\text{m}$ de résine reste suffisante pour graver les micropiliers les plus hauts ($40\ \mu\text{m}$ de hauteur). Il n'est cependant pas recommandé de réduire d'avantage

cette épaisseur en raison de la topologie de $2\ \mu\text{m}$ du masque dur sur la plaque, au risque de détériorer l'homogénéité de l'étalement. Les différentes conditions testées sont présentées dans le Tableau 4-5. Les plots de résine présentent une diminution de diamètre de $0.5\ \mu\text{m}$ et $0.3\ \mu\text{m}$ pour des motifs respectivement de $3\ \mu\text{m}$ et de $5\ \mu\text{m}$ sur le masque. Les plots de résine les plus petits présentent également un trou en leur centre qui peut provenir de réflexions parasites entraînant une exposition des centres de plots à la source lumineuse en raison de leurs dimensions, proches de la limite de résolution de la machine. Cela se vérifie sur la Figure 4-11 où les trous sont bien visibles sur les plots de résine et entraînent une gravure partielle du centre des piliers.

Tableau 4-5 : Description des conditions testées et diamètres des plots de résine post développement.

Condition	Résine	Épaisseur (μm)	Type de contact	Insolation ($\text{mJ}\cdot\text{cm}^{-2}$)	Diamètre moyen plots (μm)	
					Zone A	Zone B
1	JSR335	5	Soft	160	2.3	5.1
2	JSR335	3	Soft	90	2.1	4.3
3	JSR335	3	Hard	90	2.51	4.67

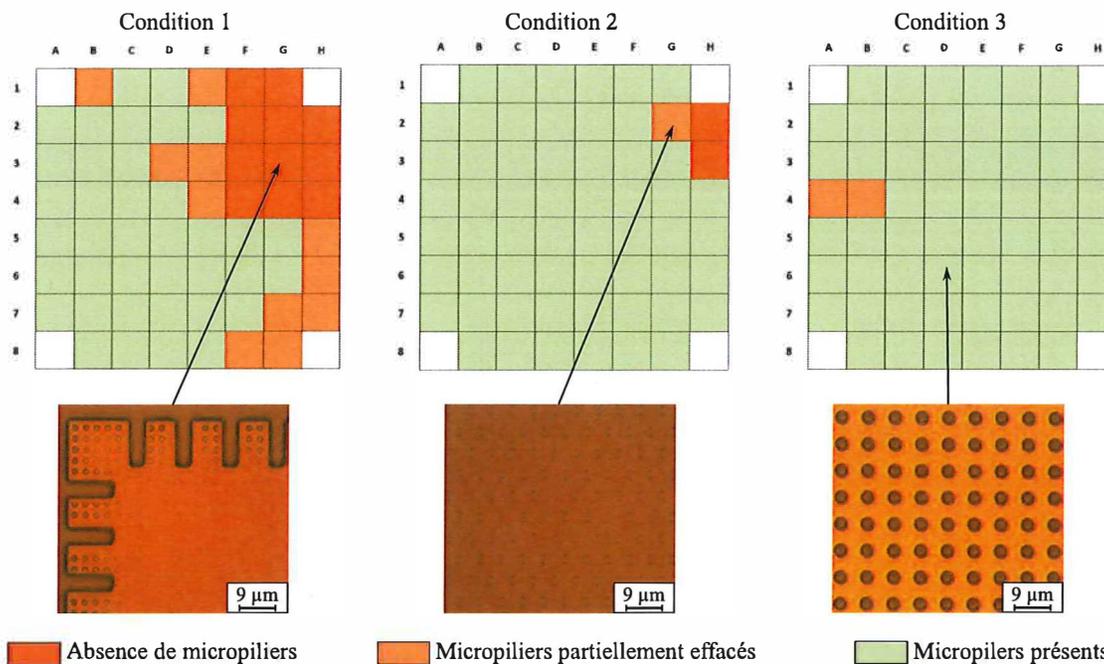


Figure 4-10 : Évolution des micropiliers de résine en fonction des différentes conditions expérimentales testées.

4.4.4.2 Gravure des micropiliers

La gravure des micropiliers constituant la mèche est réalisée par DRIE sur une profondeur de 40 μm pour les prototypes CVUMS_LETI_1 et de 25 μm pour les prototypes CVUMS_LETI_2. Les micropiliers du deuxième lot sont gravés à une profondeur 5 μm plus importante que celle initialement prévue afin de compenser une baisse de leur hauteur au cours de la gravure de la cavité vapeur observée lors de la réalisation des prototypes CVUMS_LETI_1 et commentée en section 4.4.5.1. Un taux d'ouverture de 15% est considéré et la vitesse de gravure du silicium estimée à 0.16 $\mu\text{m}/\text{cycle}$. La recette utilisée doit permettre la gravure la plus directive possible afin de conserver un diamètre homogène des micropiliers sur l'ensemble de leur hauteur.

Le contrôle de la gravure est réalisé par microscopie électronique à balayage (MEB) et faisceau ionique focalisé (FIB pour *focused ionic beam*) des micropiliers. Des contrôles sont réalisés au cours de la gravure DRIE afin d'ajuster au mieux le nombre de cycles de gravure / passivation pour atteindre la profondeur cible. L'aspect détaillé des piliers est ensuite contrôlé après l'étape de retrait de la résine. Une observation MEB post étape de DRIE, avant et après retrait de la résine est présentée en Figure 4-11. Les micropiliers de 3 μm et 5 μm présentent bien une géométrie cylindrique ainsi que des diamètres réels de 2.6 μm et 4.8 μm respectivement, constants sur l'ensemble de leur hauteur. La Figure 4-11.c et la Figure 4-11.d permettent d'observer les *scalops* correspondant à chaque cycle de gravure / passivation. Les marques foncées visibles en circonférence des piliers sur la Figure 4-11.b correspondent à un arrêt puis une reprise de la gravure, effectuée lors d'un contrôle de profondeur. Les trous dans les plots de résine évoqués précédemment sont bien visibles sur la Figure 4-11.a et la Figure 4-11.b et entraînent une gravure cylindrique d'environ 0.5 μm de diamètre au centre des micropiliers les plus petits. Cette gravure parasite n'est pas observée sur les micropiliers de 5 μm . Une coupe FIB est réalisée sur les micropiliers troués afin d'estimer la profondeur de la gravure centrale. Pour ce faire un dépôt localisé de platine est réalisé au préalable sur l'un des micropiliers, puis une gravure FIB est opérée sur la moitié de ce micropilier afin d'obtenir une vue en coupe de ce dernier, présentée en Figure 4-12. Le fond du trou atteint une profondeur d'environ 7.8 μm et ne traverse pas le micropilier de part en part.

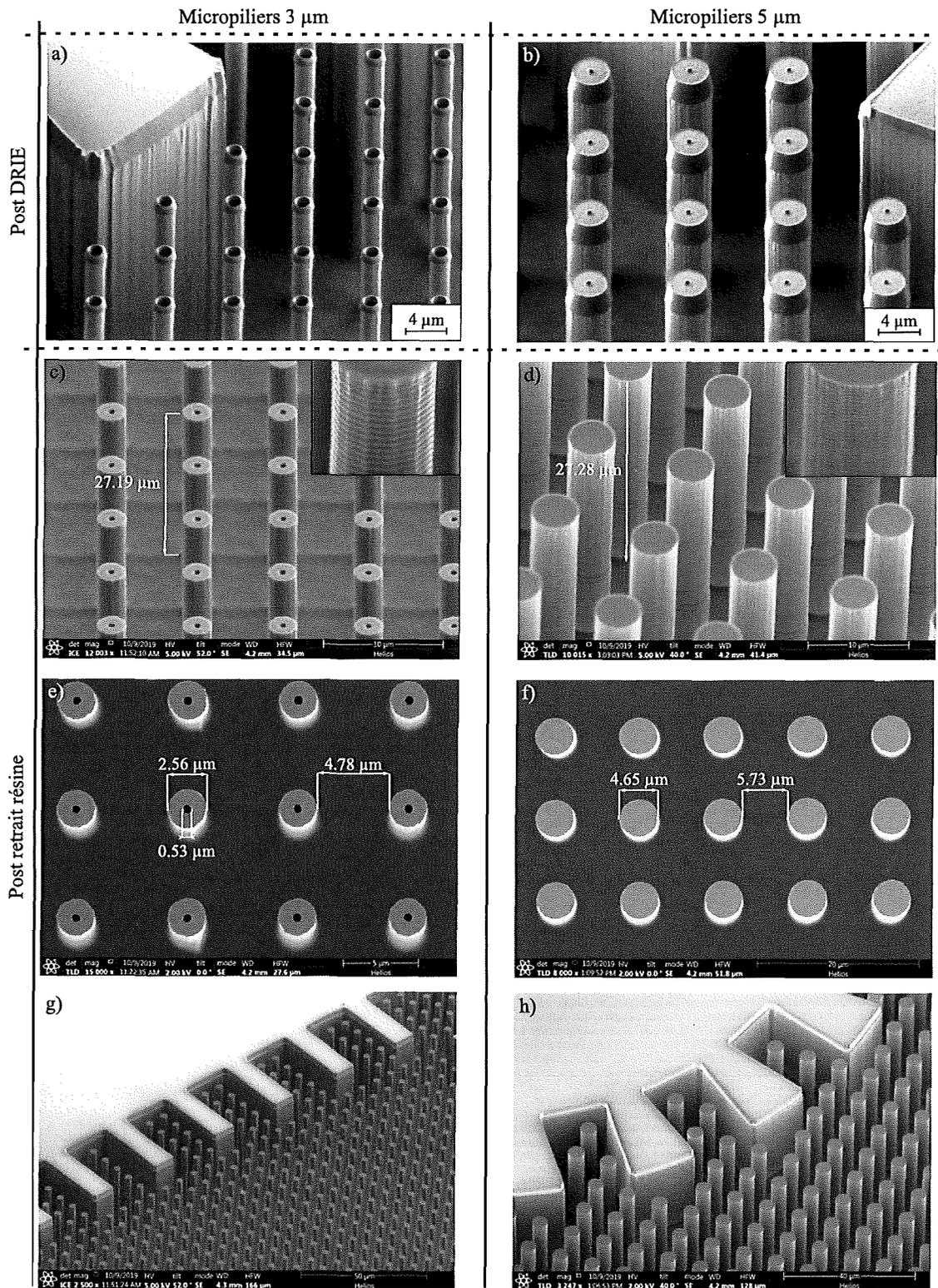


Figure 4-11 : Observations MEB et FIB des micropiliers de 3 μm et 5 μm après gravure DRIE de 25 μm (a et b) et après retrait de la résine sur l'échantillon CVUMS_LETI_2.

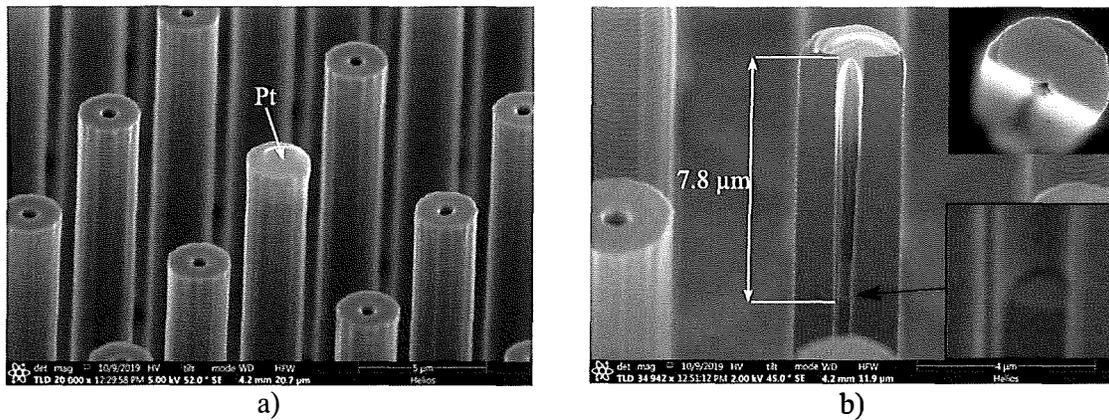


Figure 4-12 : Observation FIB d'un micropilier de 3 μm de diamètre après dépôt localisé de platine (a) et après découpe FIB de ce même micropilier (b).

La présence de cette gravure parasite uniquement sur les piliers de 3 μm indique que le phénomène de réflexion parasite lors de l'étape d'insolation discuté précédemment entraîne une épaisseur de résine plus faible en centre de plots dans le cas des motifs de 3 μm par rapport à ceux de 5 μm . L'épaisseur de résine restant en centre de plot dans le cas des motifs de 5 μm suffit à protéger le silicium lors de la gravure DRIE, ce qui n'est pas le cas des motifs de 3 μm . Cela tend à confirmer que ce phénomène est bien lié aux dimensions des motifs de micropiliers sur le masque F1PIL. Le fait que la gravure centrale des micropiliers ne soit que partielle indique qu'une épaisseur de résine en centre de plot protège le silicium en début de gravure mais finit pas être entièrement gravée par la DRIE. La différence de dimensions entre le diamètre du trou et le silicium exposé à la gravure autour des piliers explique que la vitesse de gravure en centre de micropilier soit plus lente, ce qui contribue également à diminuer sa profondeur. Une étude plus poussée serait nécessaire pour mieux identifier ce phénomène, mais dans la mesure où, comme nous le verrons ci-après, la présence de cette gravure parasite ne gêne pas l'obtention du réseau de micropiliers, elle n'a à ce jour pas été réalisée.

4.4.5 Cavités vapeur

4.4.5.1 Évolution de la taille des micropiliers

La gravure de la cavité vapeur est réalisée par DRIE sur une profondeur de 65 μm pour les prototypes CVUMS_LETI_1 et de 50 μm pour les prototypes CVUMS_LETI_2 en utilisant le masque d'oxyde précédemment réalisé. Ce dernier présente une épaisseur de 2 μm et un taux d'ouverture de 17.5%. La gravure de l'ensemble de la cavité vapeur avec les micropiliers permet sa formation tout en conservant les micropiliers pour former la mèche

en fond de cavité comme représenté sur la Figure 4-13. Cette étape est particulièrement critique dans la mesure où il est nécessaire de conserver au maximum les dimensions initiales des micropiliers. Comme représenté en Figure 4-13.a, une gravure idéale permettrait de conserver leurs dimensions tout au long de la gravure de la cavité afin d'obtenir en fin d'étape une mèche identique à celle envisagée. Cependant, comme représenté en Figure 4-13.b, du fait de la présence des micropiliers, les vitesses de gravure ne sont pas les mêmes sur l'ensemble de la surface exposée. La densité et la profondeur du réseau de micropiliers notamment, font qu'il est plus difficile d'extraire les sous-produits de gravure en base de micropiliers par rapport à leur sommet. Cela conduit à une vitesse de gravure v_2 en base de micropilier plus faible que la vitesse v_1 à leur sommet. Par ailleurs, la gravure n'est pas complètement directive mais présente un angle rentrant α non nul. Cela a deux conséquences sur l'évolution des micropiliers au cours de l'étape :

- la vitesse de gravure v_1 en sommet de micropiliers étant plus importante que celle en base de micropilier (v_2), la hauteur H de ce dernier se réduit au fur et à mesure de l'avancement de la gravure,
- l'angle rentrant α de la gravure entraîne une diminution du diamètre des micropiliers au cours de la gravure.

Ces deux effets sont dépendant à la fois de la recette de gravure utilisée, du réacteur, ainsi que du taux d'ouverture et de la dimension du réseau de micropiliers et ne peuvent être quantifiés qu'expérimentalement au cas par cas. Leur combinaison fait qu'en fin de gravure de cavité on se retrouve avec des micropiliers moins hauts et plus fins que ceux initialement réalisés. Pour les dimensions les plus fines cela peut entraîner leur rupture au cours de la gravure ou durant les nettoyages chimiques des étapes suivantes comme représenté en Figure 4-14.

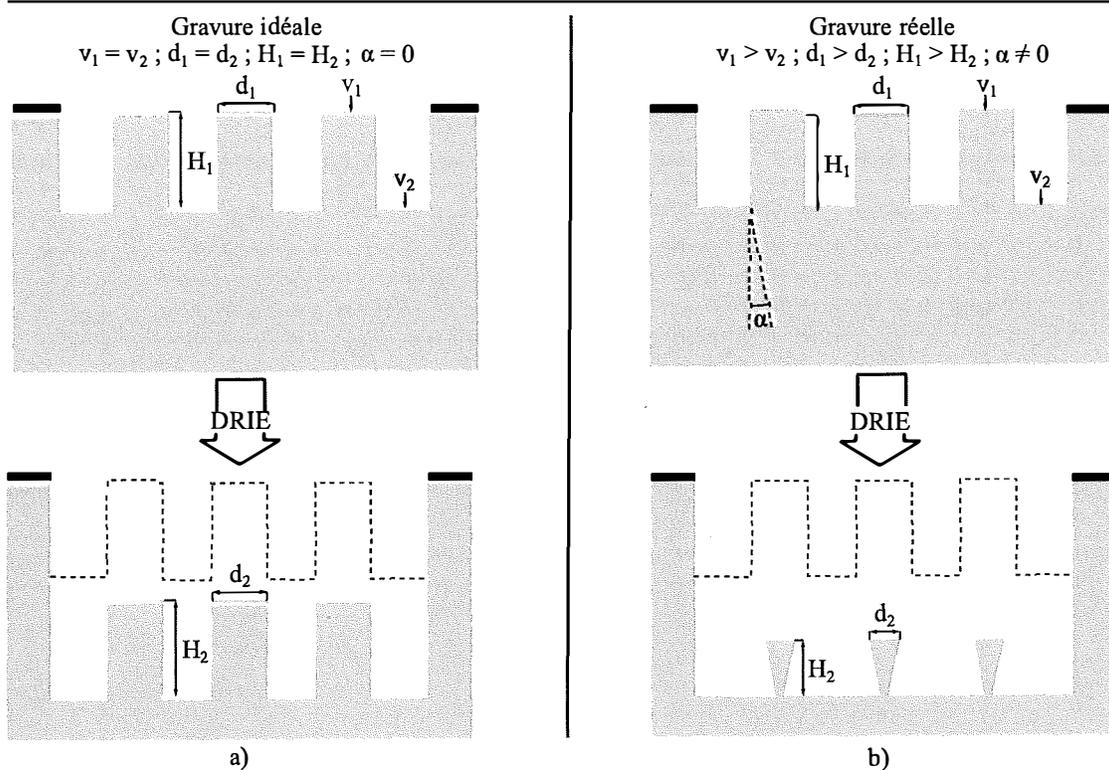


Figure 4-13 : Schématisation en coupe de l'évolution des dimensions des micropiliers au cours de la gravure DRIE de la cavité vapeur dans le cas d'une gravure idéale (a) et réelle (b).

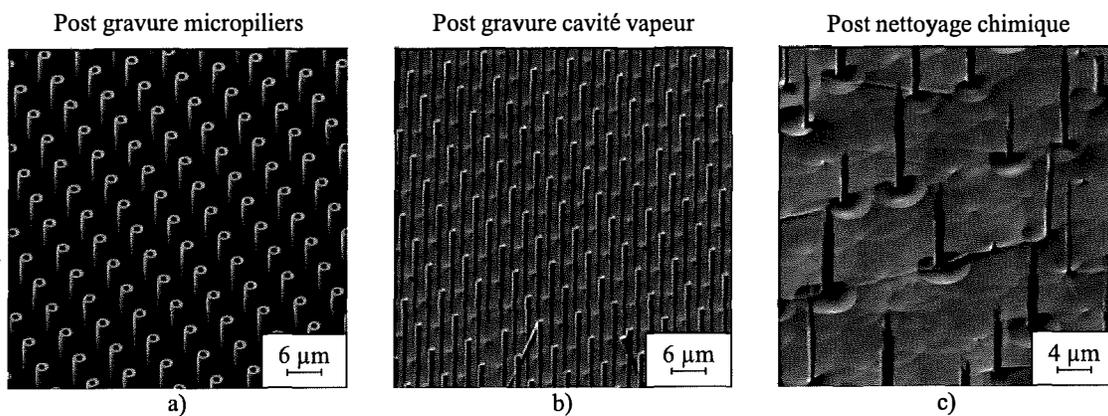


Figure 4-14 : Observation MEB de l'évolution des dimensions des micropiliers de 3 µm de l'échantillon CVUMS_LETI_1_P09 après la gravure des micropiliers (a), la gravure de la cavité vapeur (b) et un des nettoyages chimiques post DRIE (c).

En observant la Figure 4-14.a et la Figure 4-14.b on remarque la disparition des trous précédemment évoqués au centre des micropiliers. Cette disparition peut être expliquée par une différence de vitesse de gravure entre le sommet et le fond du trou en se basant sur les mêmes arguments expliquant la diminution de hauteur des micropiliers, comme représenté en Figure 4-15 : le sommet du trou est gravé plus rapidement que le fond ce qui entraîne une

réduction de sa profondeur. La profondeur de gravure de la cavité vapeur étant bien plus importante que la profondeur du trou ($65\ \mu\text{m}$ contre $7\ \mu\text{m}$), ce dernier finit par disparaître.

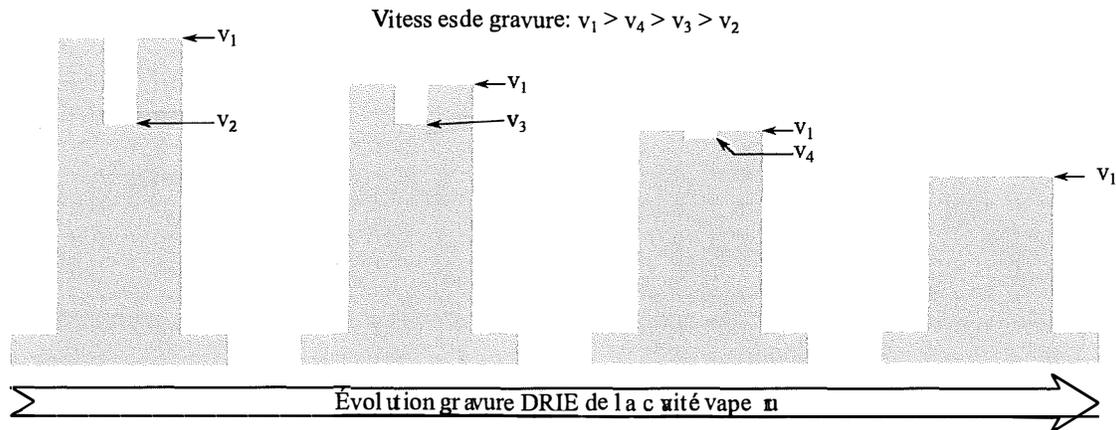


Figure 4-15 : Schématisation en coupe de l'évolution du trou central pour les micropiliers de $3\ \mu\text{m}$ au fur et à mesure de la gravure de la cavité vapeur.

4.4.5.2 Optimisation de la gravure de cavité vapeur

La chute des micropiliers de $3\ \mu\text{m}$ était attendue pour les prototypes CVUMS_LETI_1 en raison d'un facteur de forme supérieur à 13 en fin d'étape de gravure de cavité vapeur. Cependant, des écroulements non envisagés ont également été observés sur les premières plaques des prototypes CVUMS_LETI_2 en raison de la baisse de diamètre des micropiliers. Afin de limiter la fragilisation et le risque de rupture des micropiliers de $3\ \mu\text{m}$ sur ces échantillons, plusieurs modifications de la recette de gravure ont été réalisées afin de préserver au maximum les diamètres des micropiliers. Comme présenté en Figure 4-16.a, la recette de gravure standard Cavité_1, utilisée pour la gravure de larges zones exposées, ne permet pas d'aboutir à des dimensions de micropiliers assurant une tenue mécanique suffisante pour l'ensemble des géométries. Pour les plus petites, le diamètre à la base devient très fin et entraîne l'effondrement des micropiliers dès la fin de l'étape de gravure de la cavité. Deux variantes de cette recette, notées Cavité_2 et Cavité_3, ont été testées afin d'augmenter la directivité de la gravure en réduisant la pression dans le réacteur pour la première et à la fois la pression et le flux de SF_6 pour la seconde. La baisse du flux de SF_6 permet notamment de diminuer l'aspect isotrope du cycle de gravure et de réduire la gravure latérale du silicium. Les effets de ces différentes recettes de gravure sont observés par microscopie électronique à balayage et présentés en Figure 4-16. Des mesures de hauteurs et de diamètres des micropiliers avant et après gravure de la cavité sont réalisées à partir de ces observations et présentées dans le Tableau 4-6. Les observations MEB permettent de

constater une amélioration de la directivité de la gravure d'une part au niveau des micropiliers, dont le diamètre est moins réduit et gagne en homogénéité sur toute leur hauteur, et d'autre part, au niveau des parois des piliers de support, qui sont moins attaqués lors de la gravure entre la Figure 4-16.a et la Figure 4-16.c.

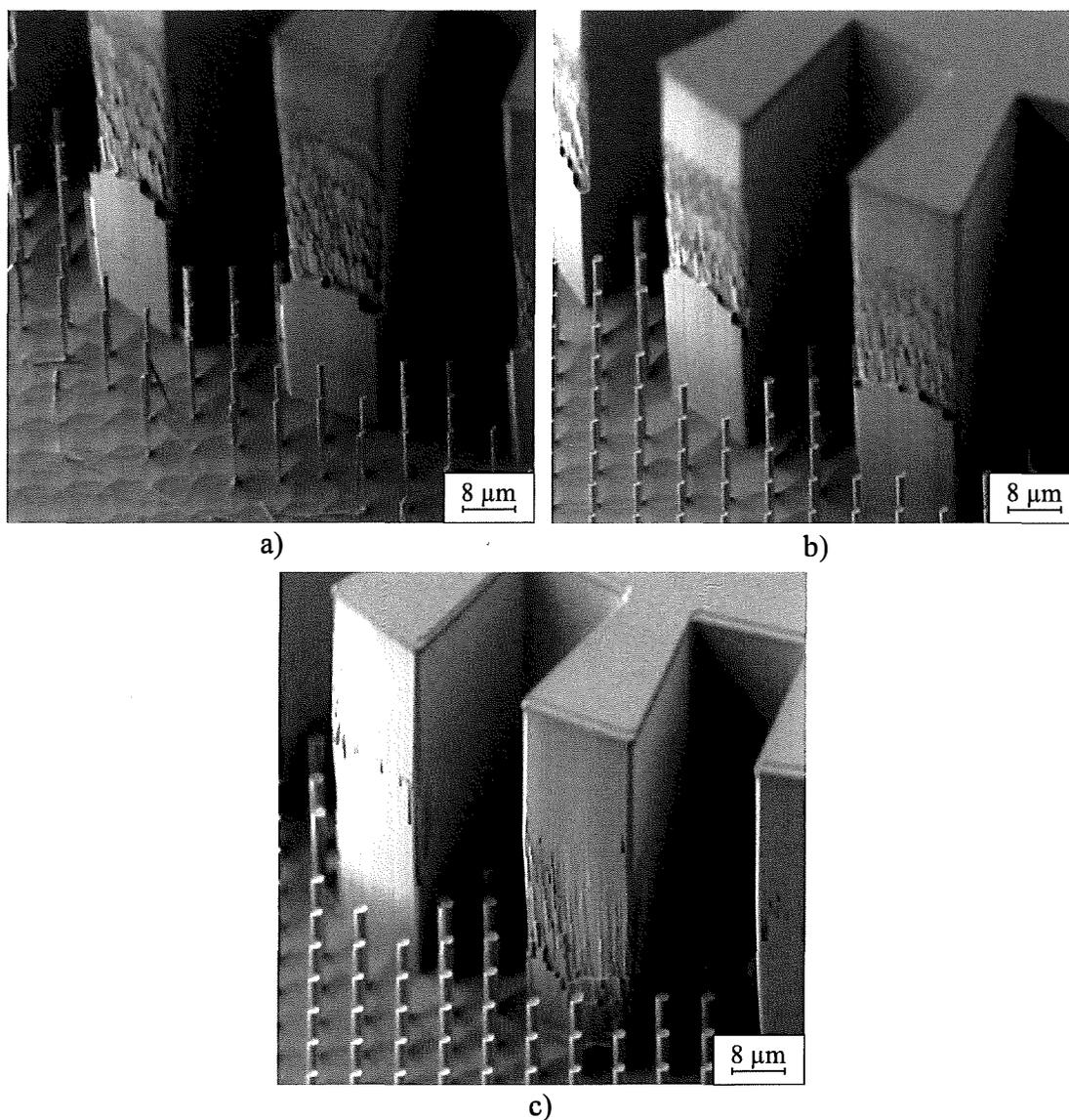


Figure 4-16 : Observation MEB de la mèche de micropiliers de 3 μm aux abords d'un des piliers de support pour trois recettes de gravure différentes : a) recette Cavit_1, b) recette Cavit_2 avec pression de gravure réduite et c) recette Cavit_3 avec pression et flux de SF_6 réduits.

On constate dans le Tableau 4-6 que la recette Cavit_3 permet de diminuer l'amincissement des micropiliers par rapport à la recette Cavit_1 pour les micropiliers de 3 μm en réduisant la baisse de diamètre de 64% à 36% du diamètre initial. En revanche il n'est pas observé

d'amélioration notable concernant la diminution de leur hauteur. Il sera donc nécessaire d'augmenter la hauteur initiale des micropiliers afin de compenser cet effet et ainsi obtenir en fin de gravure de cavité la hauteur attendue.

Tableau 4-6 : Évolution des dimensions moyennes des micropiliers après la gravure de la cavité vapeur en fonction de la recette de gravure utilisée.

Échantillon	Recette	Diamètre micropilier 3 μm (μm)	Diamètre micropilier 5 μm (μm)	Hauteur micropiliers (μm)	Profondeur cavité vapeur (μm)
CVUMS_LETI_2_P01	Micropiliers_1	2.5	4.7	28	0
CVUMS_LETI_2_P02	Cavité_1	0.9	2.9	16	59
CVUMS_LETI_2_P06	Cavité_2 (baisse pression)	0.9	3.0	18	49
CVUMS_LETI_2_P07	Cavité_3 (baisse pression + flux SF ₆)	1.6	3.5	18.2	53.7

4.4.5.3 Structure finale de mèche

L'optimisation de la recette de gravure de la cavité vapeur ayant été réalisée en aval de la fabrication des prototypes CVUM_LETI_1, ces derniers ont été traités avec la recette standard Cavité_1. La recette optimisée Cavité_3 a été utilisée quant à elle sur l'ensemble des prototypes CVUMS_LETI_2. Une observation FIB est réalisée en fin de gravure de cavité sur ce dernier lot de prototypes afin de caractériser plus précisément la structure de la mèche obtenue. Les clichés correspondant à ces observations sont présentés en Figure 4-17 et les mesures de diamètres et de hauteurs de micropiliers correspondantes dans le Tableau 4-7.

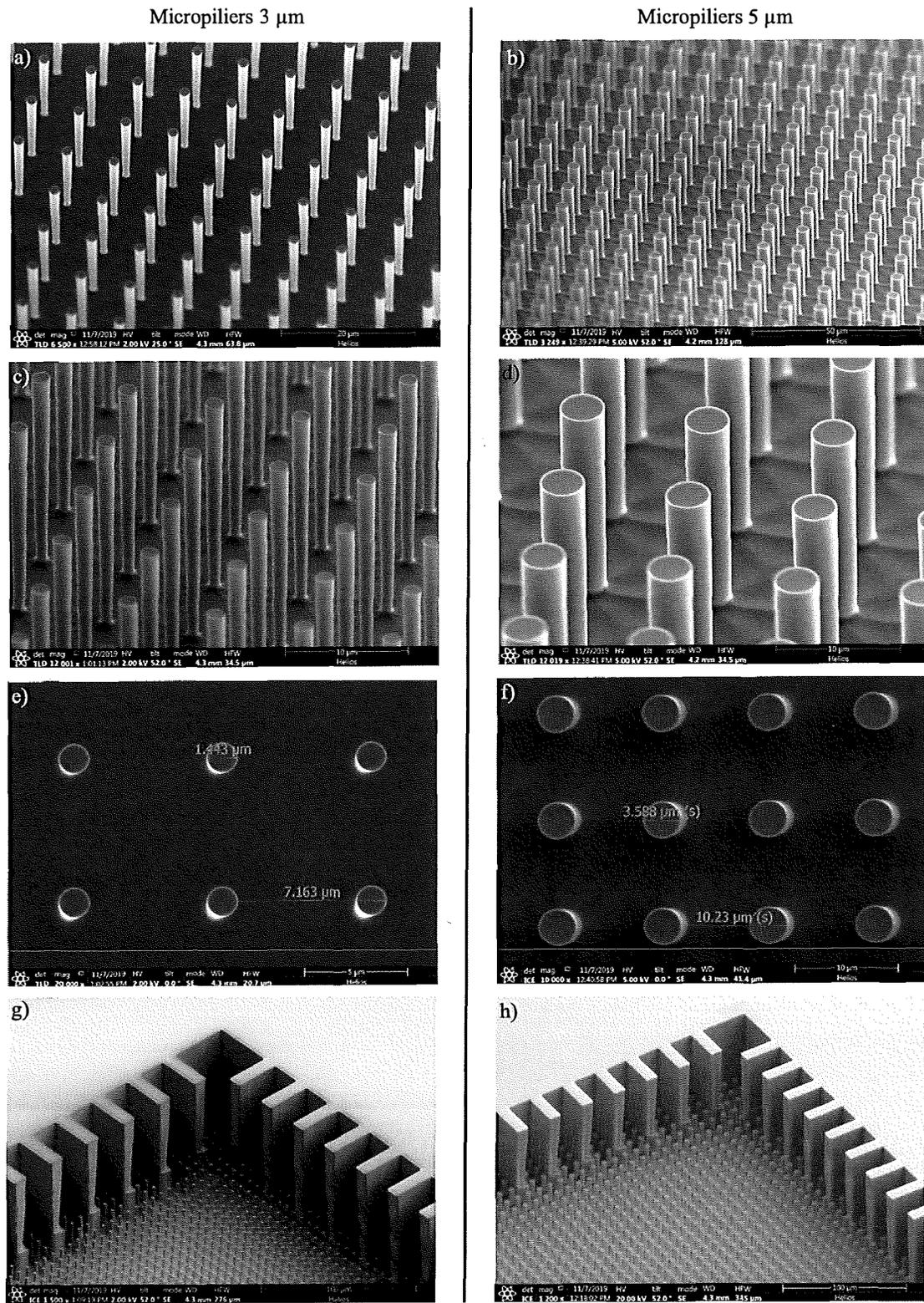


Figure 4-17 : Observation FIB des micropiliers de 3 μm et 5 μm après gravure de la cavité vapeur sur l'échantillon CVUMS_LETI_2.

Tableau 4-7 : Mesures expérimentales des dimensions des micropiliers en début et fin de gravure de la cavité vapeur.

Prototype	Profondeur gravure (μm)	Hauteur micropilier (μm)	Taux diminution hauteur (-)	Diamètre micropilier 3 μm (μm)	Diamètre micropilier 5 μm (μm)	Taux diminution diamètre 3 μm (-)	Taux diminution diamètre 5 μm (-)
CVUMS_LETI_1	0	39.9 \pm 1.2	-	2.46 \pm 0.13	4.42 \pm 0.11	-	-
	65	26.5 \pm 1.4	0.21	1.22 \pm 0.26	3.36 \pm 0.39	0.019	0.016
CVUMS_LETI_2	0	27.4 \pm 0.3	-	2.45 \pm 0.06	4.65 \pm 0.06	-	-
	45	17.5 \pm 0.4	0.22	1.62 \pm 0.22	3.67 \pm 0.28	0.018	0.021

Comme annoncé précédemment et observé en Figure 4-14, les prototypes CVUMS_LETI_1 présentent, dans la moitié nord de la plaque, des écroulements de micropiliers sur la quasi-totalité des puces et ceux encore debout ne résistent pas aux traitements humides des étapes de fabrication suivantes. On considèrera par la suite ces zones de la plaque comme inexploitable pour un fonctionnement comme chambre à vapeur. Ces puces pourront néanmoins être utilisées comme puces tests lors de la mise en place de l'étape de remplissage. Les mesures de diamètres des micropiliers pour ces échantillons, présentées dans le Tableau 4-6, sont réalisées sur ceux encore debout et ne tiennent pas compte de ceux qui se sont effondrés. Les micropiliers de 5 μm , sur la moitié sud des plaques, restent intacts et présentent une tenue mécanique suffisante pour résister à la suite des étapes de fabrication. On observe néanmoins une baisse de leurs dimensions moyennes d'environ 1.06 μm pour leurs diamètres et 13.4 μm pour leurs hauteurs suite à la gravure de 65 μm de la cavité vapeur. Concernant les prototypes CVUMS_LETI_2, aucun effondrement de micropiliers n'a été observé. Les micropiliers de 3 μm présentent des baisses de dimensions moyennes de 0.83 μm pour le diamètre et 9.9 μm pour la hauteur et ceux de 5 μm respectivement de 0.98 μm et 9.9 μm . La sur-gravure des micropiliers réalisée sur ce lot d'échantillons pour compenser la baisse de hauteur pendant la gravure de la cavité permet d'obtenir une hauteur de micropiliers finale de 17.5 μm , assez proche des 20 μm recherchés mais pourra être intensifiée lors de la fabrication de prochains échantillons. L'identification d'une diminution de hauteur de micropilier de 0.22 μm par micron de cavité gravé permettra une meilleure optimisation de la profondeur de gravure initiale à appliquer aux micropiliers.

Les données reportées dans le Tableau 4-7 résultant de mesures ponctuelles à certains endroits de la puce, une observation par profilomètre interférométrique est réalisée sur

l'intégralité de la surface d'une des puces afin de caractériser l'homogénéité des micropiliers en termes de hauteur. Pour ce faire un balayage de toute la surface de la puce, présenté en Figure 4-18, est réalisé sur l'échantillon CVUMS_LETI_1_P12_E6 à l'aide d'un profilomètre interférométrique WYKO GTX avec une résolution de $0.9 \mu\text{m}\cdot\text{pixel}^{-1}$.

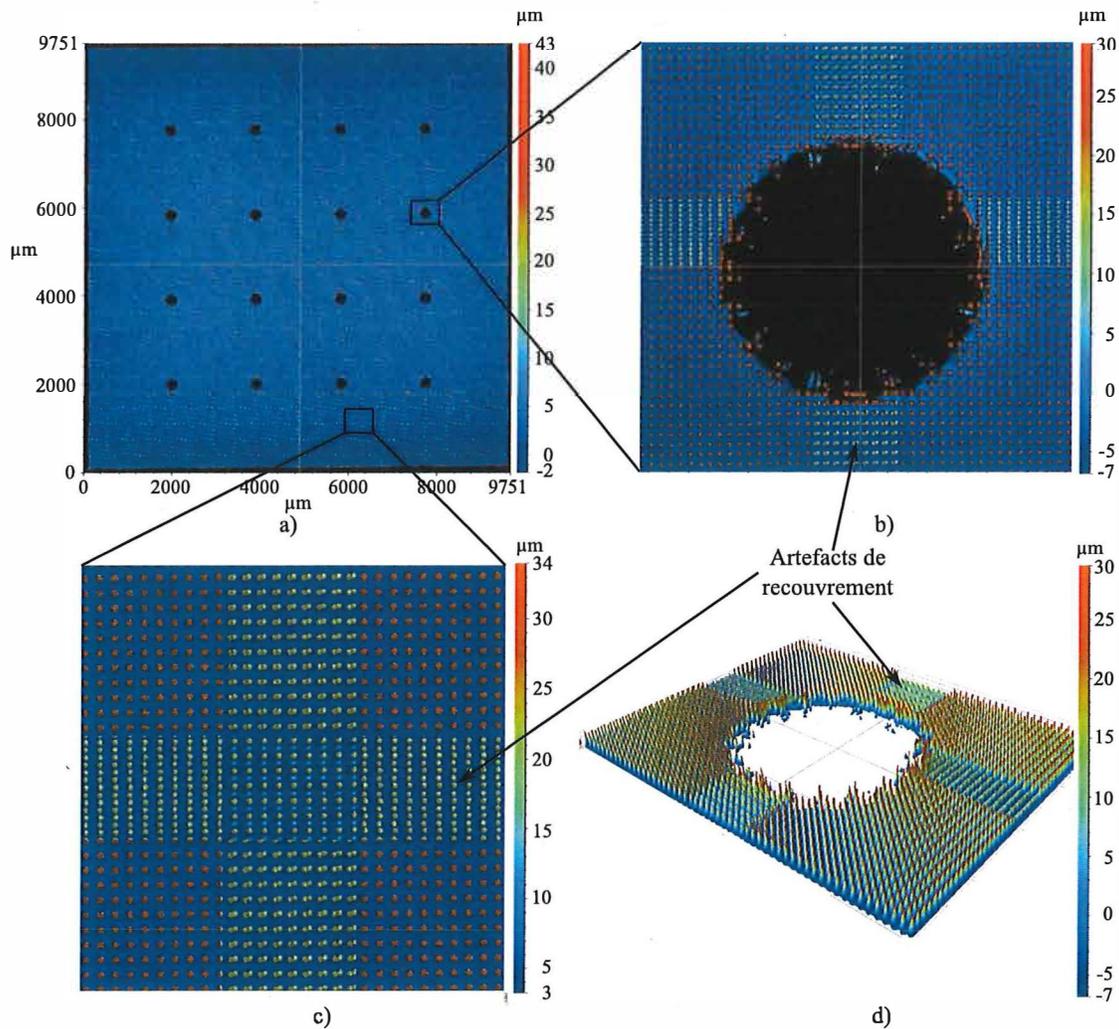


Figure 4-18 : Balayages par profilomètre interférométrique de l'échantillon CVUMS_LETI_1_P12_E6 (a) et représentation en 3D (d).

Cette résolution ne permet pas d'estimer le diamètre ou la forme des micropiliers mais est suffisante pour différencier le fond de la cavité du sommet des micropiliers et obtenir une répartition de leur hauteur. Chaque balayage ne pouvant être réalisé que sur une surface maximale de $400 \times 400 \mu\text{m}^2$, la mesure sur une surface de puce de $1 \times 1 \text{ cm}^2$ est obtenue par un assemblage de 546 balayages avec un recouvrement de 15% entre 2 surfaces mesurées successives. Cette méthode d'acquisition entraîne l'apparition d'artefacts de recouvrement au niveau de l'image, où une mesure de hauteur moitié moins importante par rapport à la

hauteur de micropiliers réelle est mesurée. Cet effet de recouvrement est clairement identifiable sur la Figure 4-18. Les mesures de hauteurs sont présentées sous forme de graphe en Figure 4-19 avec les différentes valeurs de hauteurs mesurées en abscisse et le nombre de fois où elles ont été mesurées en ordonnée. On identifie clairement la présence de 3 populations de hauteurs principales.

- La population au fond de la cavité correspond au fond de la mèche, entre les micropiliers, ce qui explique l'intensité de son pic. Le fait que ce pic ait une largeur entre 3 et 4.5 μm sur le graphe peut s'expliquer par l'irrégularité de topologie dans le fond de la cavité du fait de la gravure DRIE. Deux types de topologies observables par FIB sont données à titre d'exemple dans la Figure 4-19 : celle de gauche présente une marche d'environ 2-3 μm , plutôt présente en périphérie des piliers de support, tandis que celle de droite est présente entre chaque micropilier. La hauteur correspondant au maximum d'intensité de ce pic de population, mesurée à 3.5 μm , est utilisée comme origine pour la mesure des hauteurs de micropiliers.
- La population de micropiliers, située la plus à droite du diagramme, correspond à la répartition de hauteur des micropiliers. Les extrema ainsi que la hauteur moyenne sont renseignés sur la figure en tenant compte de la population de fond de la cavité comme origine.
- La population correspondant aux artefacts de recouvrement, située au milieu des deux populations précédentes.

Cette étude profilométrique permet d'identifier des hauteurs de micropiliers entre 29.34 μm et 30.43 μm avec une valeur moyenne de 29.97 μm . Cette valeur est près de 3 μm supérieure à celle mesurée sur les clichés FIB et MEB. On peut néanmoins en conclure que la hauteur de micropiliers reste relativement homogène à l'échelle de la puce en se trouvant sur une plage de 1.09 μm , ce qui représente une variation d'environ 3.6%.

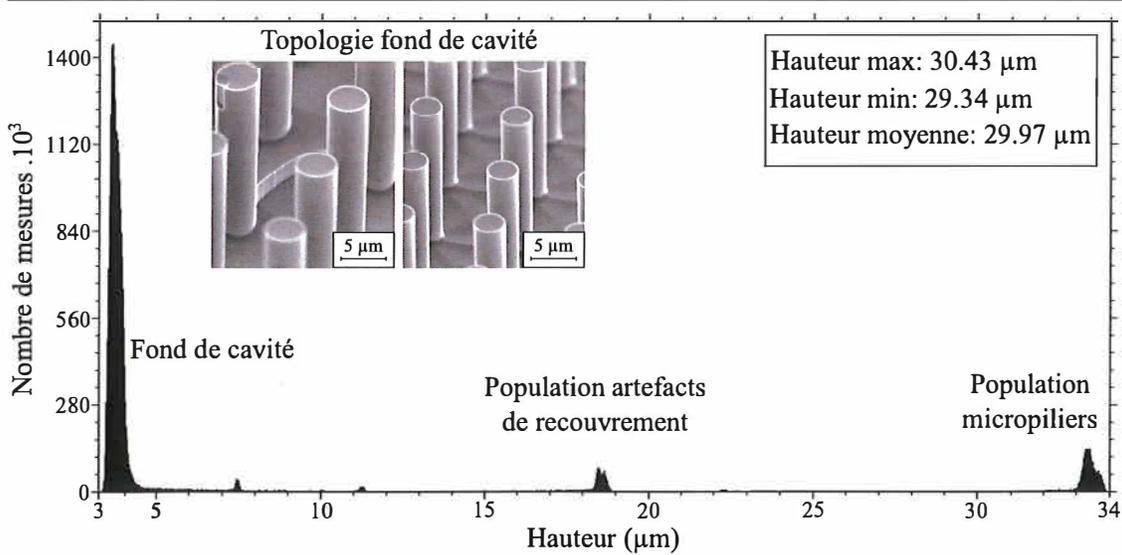


Figure 4-19 : Distribution de hauteur de micropiliers en fin de gravure de la cavité vapeur sur la surface de la puce E6 de l'échantillon CVUMS_LETI_1 par mesure au profilomètre interférométrique.

4.4.6 Collage

Les dispositifs de chambre à vapeur sont formés par collage face avant contre face avant des plaques de silicium, après gravure des micropiliers et de la cavité vapeur, comme schématisé en Figure 4-20. Cette étape est réalisée par collage direct hydrophile $\text{SiO}_2 / \text{SiO}_2$ afin d'obtenir une interface de collage la plus robuste et hermétique possible. Une description de ce procédé est présentée en section 4.1.2.

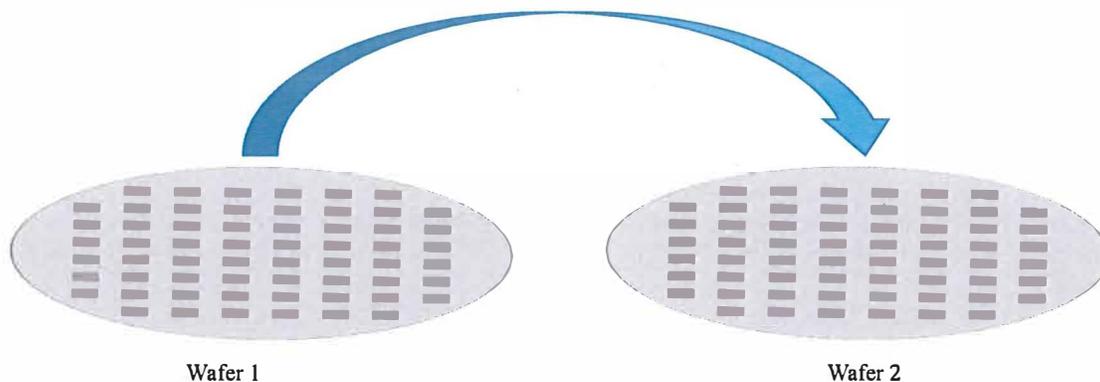


Figure 4-20 : Approche de collage direct FAV / FAV de deux plaques de silicium.

4.4.6.1 Préparation des surfaces de collage

L'étape de collage direct nécessite d'avoir des surfaces de collage parfaitement propres et les plus lisses possibles ($RMS < 0.6 \mu m$) afin de permettre le contact au niveau moléculaire. Pour ce faire, les plaques subissent plusieurs étapes de nettoyage successives à l'issue de la gravure DRIE de la cavité vapeur.

- **Nettoyage post DRIE** : cette étape permet de retirer près de 99% des polymères de gravure utilisés lors de l'étape de passivation et est réalisée en deux étapes de nettoyage, l'une physique et l'autre chimique :
 - Traitement plasma O_2 à $250^\circ C$ pendant 120 secondes.
 - Immersion dans une solution de HF à 1% pendant 60 secondes puis immersion dans une solution de H_2SO_5 suivi d'une oxydation SCl .
- **Nettoyage complémentaire de surface** : cette étape permet à la fois de graver le masque d'oxyde utilisé pour la gravure de la cavité vapeur et de retirer les dernières traces de contaminants. Pour ce faire, les plaques sont immergées dans une solution de HF à 50% à $45^\circ C$ pendant 70 secondes.

À l'issue de ce traitement les surfaces des plaques, en dehors des zones gravées, retrouvent une rugosité quasi similaire à celle d'une plaque neuve comme présenté en Figure 4-21.b. L'intégralité de leur surface, cavités gravées comprises, est exempte de toute contamination chimique ou particulaire. Les plaques subissent ensuite une oxydation thermique en atmosphère H_2O vapeur à $900^\circ C$ pendant 13 min afin de former une couche d'oxyde de silicium thermique de 50 nm d'épaisseur. Cette couche de SiO_2 a pour but de former une surface hydrophile à la fois au niveau des surfaces de collage mais également au niveau de la mèche afin d'augmenter sa mouillabilité et permettre à l'eau de circuler facilement entre les micropiliers pendant son fonctionnement. La mouillabilité des micropiliers oxydés sera caractérisée en section 6.1.4.1.

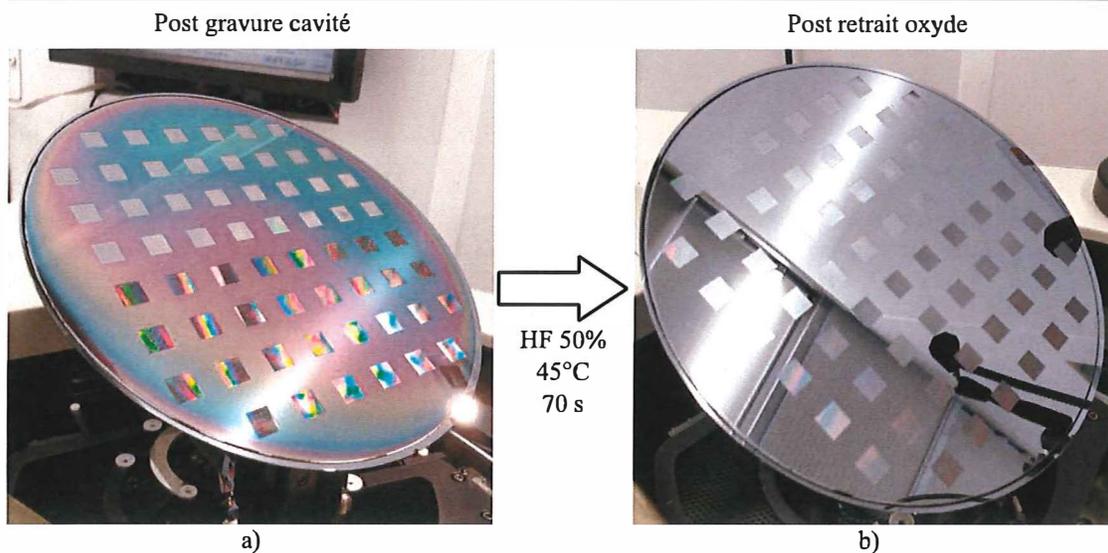


Figure 4-21 : Évolution de la surface des plaques entre la gravure de cavité vapeur (a) et le retrait du masque d'oxyde (b).

4.4.6.2 Collage direct

Après croissance de la fine couche d'oxyde, les plaques subissent un nouveau nettoyage chimique dans une solution de H_2SO_4 , suivi d'un nettoyage RCA avant d'être introduites deux à deux dans la machine de collage. Les faces avant de chaque plaque sont activées par plasma N_2 puis alignées à l'aide de marques spécifiques présentes sur la face avant (description en Annexe H.1) avant d'être mises en contact pour initier le collage. Les équipements mis à disposition ne permettant pas d'effectuer un collage avec alignement sous vide, celui-ci est effectué à pression atmosphérique. Un contrôle de l'alignement est effectué par caméra infra-rouge et un contrôle de la qualité du pré-collage par microscopie acoustique à balayage (SAM), les surfaces collées apparaissant en noir et celles non-collées en blanc. Les plaques pré-collées subissent ensuite un recuit de consolidation à $200^\circ C$ pendant 60 minutes sous atmosphère N_2 . À l'issue du collage, elles sont contrôlées une nouvelle fois par observation SAM de l'interface. Comme présenté en Figure 4-22, les interfaces de collage présentent un aspect très satisfaisant avec des défauts de tailles inférieures au millimètre et très peu nombreux aux abords des cavités. On observe également que malgré le collage sous pression atmosphérique, aucun décollement n'est observé sur la Figure 4-22.b sous l'effet de la surpression dans les cavités pendant le recuit de consolidation. Une observation plus précise à l'échelle d'une puce est présentée en Figure 4-23 et montre que le collage est également effectif au niveau des piliers de support. Une observation MEB en coupe d'un des piliers de support ainsi que de l'interface de collage, présentée en Figure

4-23.b ainsi qu'en Figure 4-24, permet de confirmer aussi bien la qualité du collage que celle de l'alignement dans la mesure où l'interface de collage au niveau du pilier de support est difficilement distinguable et ne semble pas présenter d'aspérités.

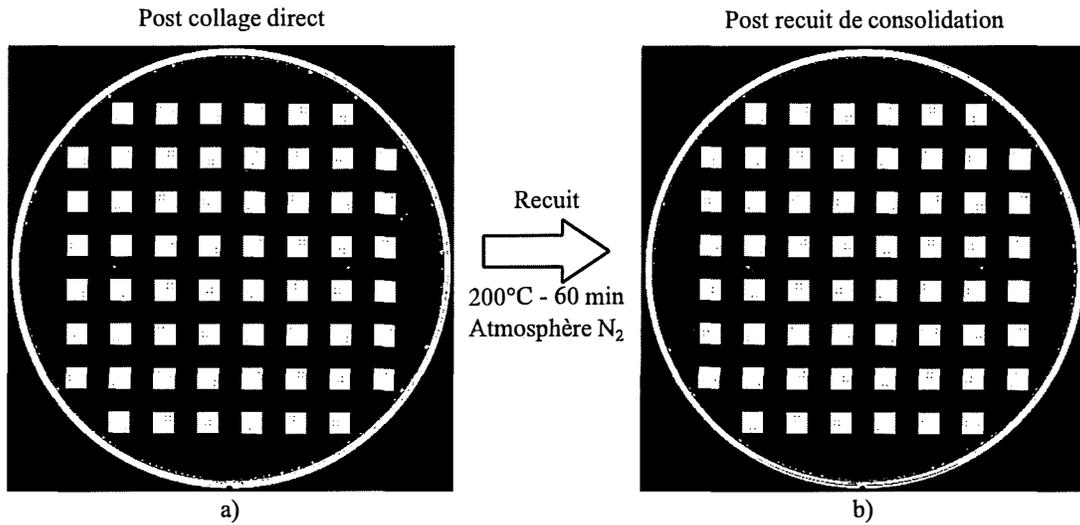


Figure 4-22 : Observation SAM de l'interface de collage avant (a) et après recuit de consolidation (b) sur l'échantillon CVUMS_LETI_1_P01.

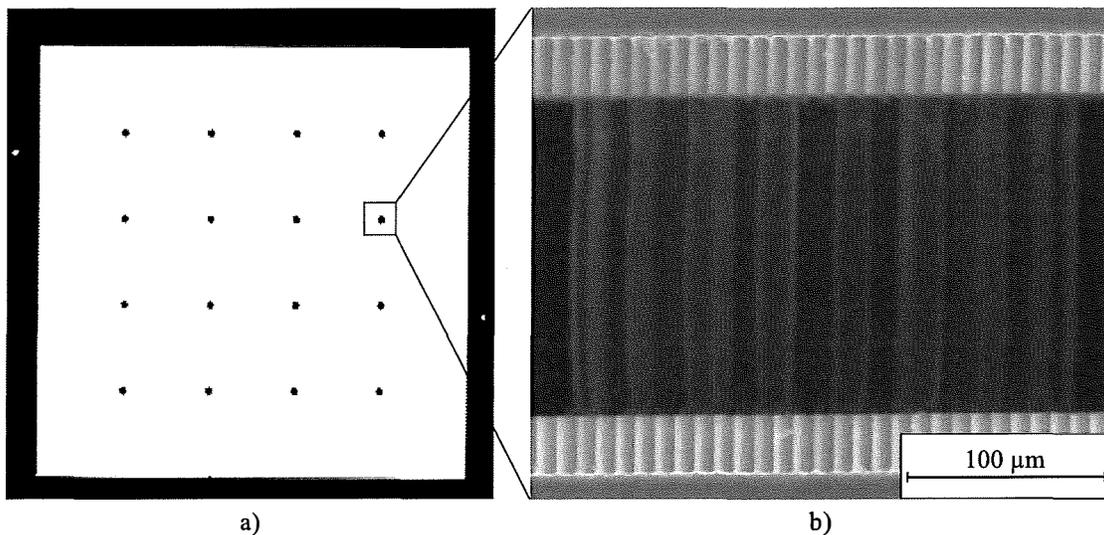


Figure 4-23 : Observation SAM de l'interface de collage après recuit d'activation d'une des chambres à vapeur (a) et observation MEB d'un pilier de support sur une coupe de chambre à vapeur de l'échantillon CVUMS_LETI_1_P01_E5 (b).

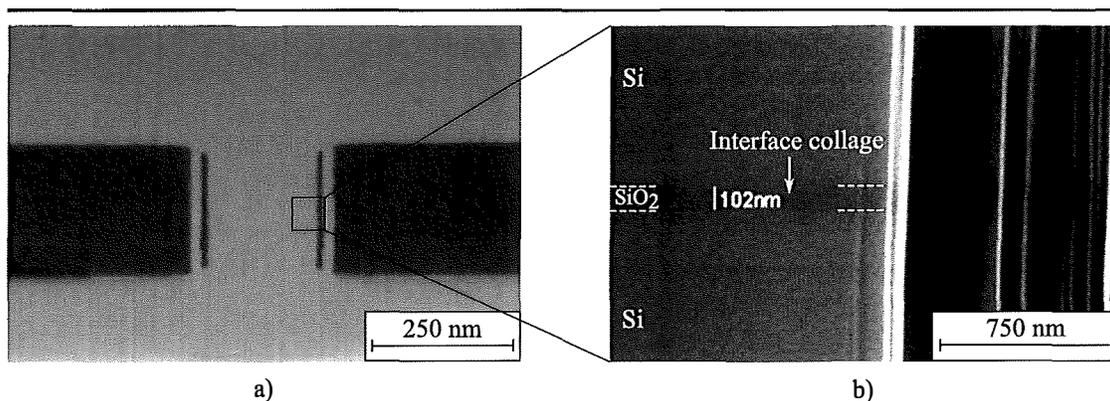


Figure 4-24 : Observation MEB en coupe d'un des piliers de support après recuit d'activation (a). Une observation à plus haute magnitude en augmentant le contraste et la netteté de l'image permet une observation de l'interface de collage SiO₂.

4.4.7 Amincissement

À l'issue de l'étape de collage les plaques sont amincies sur une de leur face, qui sera considérée pour la suite du procédé comme la face avant, jusqu'à atteindre une épaisseur de paroi de 200 μm . Cet amincissement a trois principaux objectifs :

- réduire l'épaisseur des échantillons après collage afin qu'ils soit compatibles avec les machines de salle blanche utilisées dans les étapes suivantes de fabrication, certaines ne pouvant manipuler des plaques d'une épaisseur de 1.4 mm,
- limiter la diffusion latérale de chaleur dans la paroi lors des tests de fonctionnement du dispositif, afin que les conditions expérimentales se rapprochent au maximum de la configuration où la chambre à vapeur est construite directement dans la face arrière de la puce,
- valider la tenue mécanique en fonctionnement lors des tests du dispositif.

L'amincissement n'est réalisé que sur une face pour permettre de conserver en face arrière les motifs d'alignement ainsi que les chemins de découpe et les références des puces pour les prochaines étapes de fabrication. Dans la mesure où l'intégralité de la face arrière des chambres à vapeur sera exposée à la source froide lors des tests de fonctionnement, la diffusion thermique latérale sur cette face n'est pas problématique. Un amincissement des deux côtés des puces pourra être envisagé par la suite sur des échantillons futurs en réalisant une étape intermédiaire de photolithographie et gravure des motifs d'alignement du niveau BICUT sur la face amincie avant d'amincir la face arrière. L'amincissement est réalisé mécaniquement par meulage en deux étapes :

- un amincissement grossier jusqu'à obtenir une épaisseur de paroi de 250 μm ,
- un amincissement fin jusqu'à atteindre une épaisseur de silicium de 200 μm .

L'épaisseur finale est contrôlée par profilomètre interférométrique FRT MicroProf en mesurant l'épaisseur de silicium entre la face avant et l'interface de collage. Les résultats sont présentés dans le Tableau 4-8. La méthode utilisée permet d'atteindre les épaisseurs cibles pour les différents prototypes avec une précision de l'ordre du micron.

En fin d'étape, afin de relâcher les contraintes induites par l'amincissement mécanique, les plaques subissent une gravure chimique HF-HNO₃ de 2-3 μm afin de retirer la couche de silicium écrouie.

Tableau 4-8 : Mesures interférométriques de l'épaisseur entre la face avant des plaques collées et l'interface de collage après amincissement fin.

Prototype	Épaisseurs cibles (μm)	Épaisseurs finales mesurées (μm)				
		P01	P02	P03	P04	P05
CVUMS_LETI_1	305	305.4 \pm 0.8	304.8 \pm 0.2	305.7 \pm 1.1	305.6 \pm 1.0	303.4 \pm 0.7
CVUMS_LETI_2	270	270.2 \pm 0.3	270 \pm 0.2	270.6 \pm 0.6	271.2 \pm 0.4	-

4.4.8 Trou de remplissage

Cette étape permet de réaliser une gravure traversante du silicium de la face arrière pour former un trou de 800 μm de diamètre débouchant sur la cavité vapeur. Le trou ainsi formé sera utilisé pour dégazer l'intérieur de la cavité et procéder à son remplissage à l'aide du fluide de travail. À l'issue de l'amincissement de la face avant, une couche de résine photosensible THB820 de 12 μm est déposée en face arrière de plaque et les motifs de gravure sont réalisés par photolithographie à l'aide du niveau de masque BI HOLE, dont le motif est décrit en Annexe H.2. Le trou est réalisé sur la face arrière afin de ne pas gêner la possible fabrication d'éléments chauffants en face avant sur les prototypes tests. Le procédé de gravure DRIE consistant en une alternance de cycles de gravure et de passivation à l'aide d'un polymère hydrophobe, la gravure du trou de remplissage est réalisée en trois étapes afin de déboucher sur la cavité sans utiliser de polymère de passivation :

- une gravure DRIE standard sur une profondeur de 610 μm ,

-
- une gravure SF_6 isotrope sur $15 \mu\text{m}$ débouchant sur la fine couche d'oxyde,
 - une gravure SiO_2 de 50 nm débouchant sur la cavité.

Le collage ayant été réalisé sous pression atmosphérique et la gravure réalisée à une pression inférieure à 50 mTorr , la cavité est en surpression par rapport à l'atmosphère du réacteur. Au cours de la gravure isotrope, la couche de silicium dans le trou s'amincit jusqu'à ne plus pouvoir supporter mécaniquement cette différence de pression. Un éclatement de la membrane a alors lieu et chasse une partie des débris de silicium hors de la cavité. La gravure SiO_2 finale permet de graver les résidus de membrane d'oxyde dans le cas où celle-ci est juste rompue et n'a pas complètement éclaté. Une observation du trou de remplissage par microscopie optique et MEB est présentée en Figure 4-25. La Figure 4-25.a permet de confirmer que la gravure a bien permis de déboucher sur la cavité et que les micropiliers de la face opposée sont visibles. Des débris de micropiliers sont observables sur la mèche mais ceux-ci restent très peu nombreux ce qui corrobore l'hypothèse d'éjection des débris lors de la rupture de la membrane Si / SiO_2 . La vue en coupe de la Figure 4-25.b permet d'observer la gravure du trou de remplissage avec les deux régimes de gravure du silicium clairement identifiables. Une observation tridimensionnelle de l'intérieur des cavités est également réalisée par tomographie à rayons X et présentée en Figure 4-26. Les réseaux de micropiliers tapissant les parois supérieures et inférieures de la chambre y sont bien définis et bien alignés. Les piliers sont intacts malgré les contraintes capillaires subies lors des étapes de nettoyage humide pré-collage. Ceci tend à confirmer que leurs dimensions en fin de fabrication permettent de résister aux forces capillaires lors de la circulation de fluide. Cette observation permet également de confirmer l'excellente qualité de l'alignement dans la mesure où aucun désalignement n'est observable, que ce soit au niveau des piliers de support ou des parois latérales.

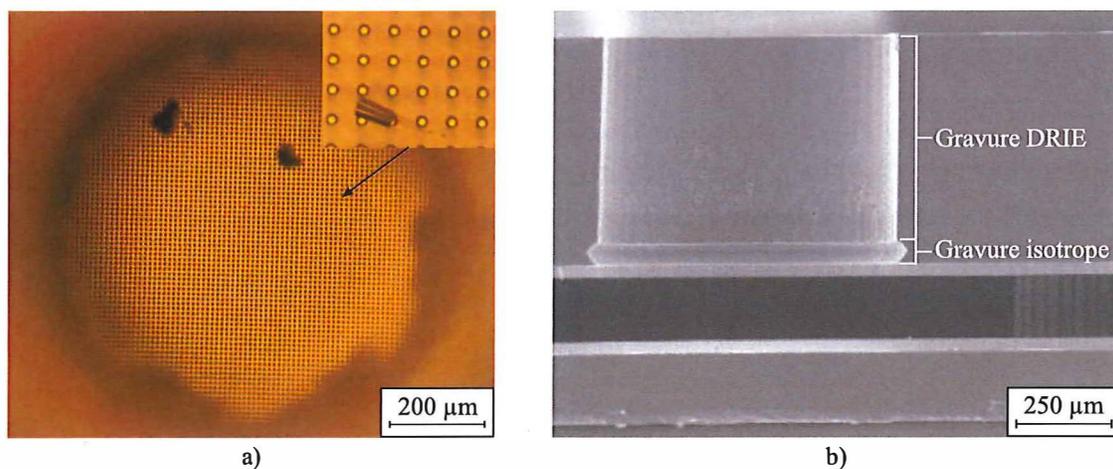


Figure 4-25 : Observation par microscopie optique du trou de remplissage après gravure débouchante (a) et vue MEB en coupe du trou de remplissage après retrait de la photorésine (b).

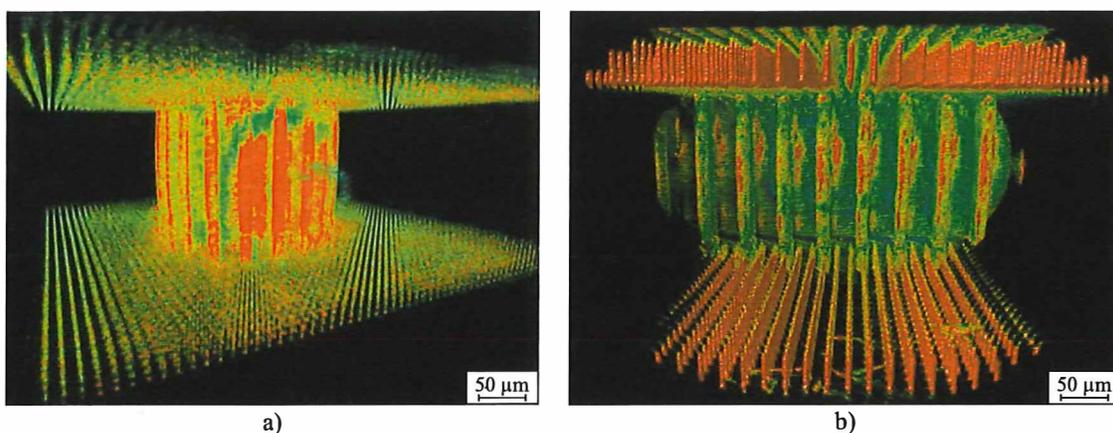


Figure 4-26 : Observation par tomographie par rayons-X 3D au voisinage d'un des piliers de support (a) et d'une des parois latérales (b) à l'intérieur d'une chambre à vapeur en fin d'étape de gravure du trou de remplissage.

À partir du moment où la gravure traversante a été réalisée il n'est plus possible de traiter les prototypes avec des procédés humides afin de ne pas contaminer la cavité interne des chambres à vapeur. Le retrait de résine photosensible est de ce fait réalisé uniquement par plasma O_2 .

4.4.9 Découpe

Les plaques sont ensuite découpées à la scie en puces unitaires comme présenté en Figure 4-27. Lors de cette étape un film photosensible est déposé sur la face arrière afin de protéger le trou de remplissage et éviter que des particules de silicium ou du liquide de

refroidissement de la scie ne puissent y pénétrer. Ce film est par la suite aisément retirable à la pince après exposition UV.

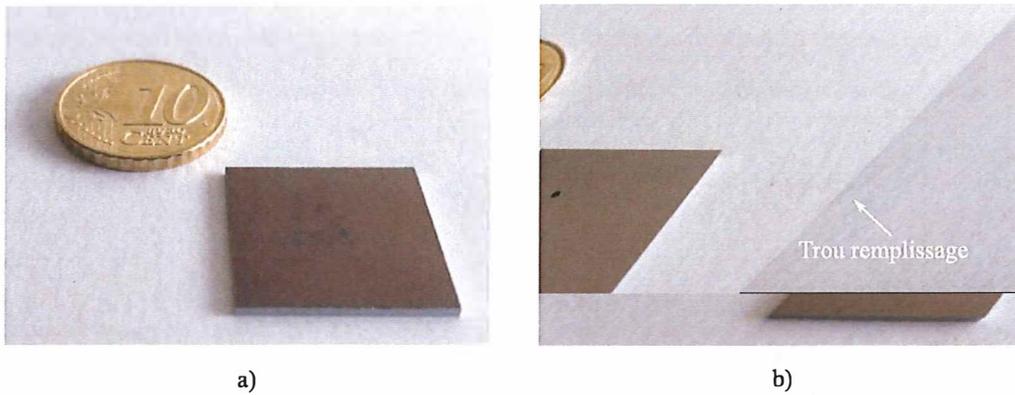


Figure 4-27 : Face avant (a) et face arrière (b) d'une chambre à vapeur après découpe en puce unitaire.

4.5 Conclusion

Cette partie a permis d'aborder le développement du procédé de fabrication de chambres à vapeur ultra-minces en silicium ainsi que la réalisation complète de prototypes. Le développement de la stratégie de fabrication ainsi qu'une première version du procédé ont été réalisés à l'Université de Sherbrooke dans le but de se familiariser avec les différentes étapes et leur enchaînement ainsi que d'identifier les étapes clés et potentiellement bloquantes. Dans un second temps le procédé mis au point a été adapté pour se conformer aux contraintes et restrictions d'une salle blanche semi-industrielle au CEA-LETI. Certaines étapes ont été optimisées pour améliorer la fabrication des différents prototypes et mieux maîtriser la réalisation de certaines parties du dispositif comme les micropiliers composant la mèche en fin de gravure de la cavité vapeur. La validité du procédé de fabrication développé a été prouvée par la réalisation avec succès de la structure de chambre à vapeur. L'étape suivante consistera à remplir et à caractériser le fonctionnement des prototypes réalisés ainsi que leurs performances thermiques.

CHAPITRE 5

CARACTÉRISATION ET PERFORMANCES DES CVUMS

Ce chapitre a pour but de caractériser les dispositifs de CVUMS conçus et fabriqués. Il s'agira notamment de vérifier leur tenue mécanique afin de confirmer le potentiel d'amincissement des parois, discuté dans le Chapitre 3, et de valider la pertinence d'une fabrication par collage direct à basse température. Les performances thermiques du dispositif seront dans un premier temps estimées numériquement, puis testées expérimentalement afin de les comparer à des dispositifs équivalents de la littérature.

5.1 Préparation des échantillons

Cette section a pour but de détailler les différentes étapes de préparation des échantillons pour permettre leur caractérisation, depuis la fin de leur microfabrication jusqu'au montage sur PCB test.

5.1.1 Fabrication des éléments chauffants

Afin de simuler les éléments dissipateurs d'un circuit présent sur la face avant des prototypes et ainsi caractériser leurs performances en fonctionnement, des éléments chauffants sont réalisés sur la face amincie des échantillons CVUMS_LETI_1 et CVUMS_LETI_2 juste avant leur découpe en puces unitaires. Ces éléments, décrits en Figure 5-2, se composent d'un serpentín de $570 \times 520 \mu\text{m}^2$ ainsi que de pistes d'alimentation et de mesure permettant à la fois de le faire chauffer et d'en mesurer la température par une lecture de résistance. Le procédé de fabrication simplifié de ces éléments est présenté en Figure 5-1 et les détails des différentes étapes de fabrication en Annexe G.2. Un dépôt PVD de 500 nm de nickel est réalisé sur l'ensemble de la surface de la plaque, suivi d'un dépôt d'or de 50 nm pour permettre une bonne mouillabilité lors du câblage filaire. Le serpentín ainsi que les pistes de connexion et de mesure sont ensuite réalisés par photolithographie du niveau F1HEAT,

détaillé en Annexe A, puis usinage ionique (IBE pour *Ionic Beam Etching*) avec arrêt sur la couche de silicium. Enfin, le surplus de résine est retiré par plasma afin de ne pas risquer de contaminer l'intérieur de la cavité avec un nettoyage humide. Les éléments chauffants sont également réalisés sur une plaque de silicium sans cavité, collée et amincie dans les mêmes conditions que les échantillons CVUMS_LETI_1.

Un calibrage de l'élément chauffant sur plaque chauffante, détaillé en Annexe I.1, permet d'identifier un coefficient de résistance thermique (CTR) de $0.0074 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ pour l'empilement Ni-Au.

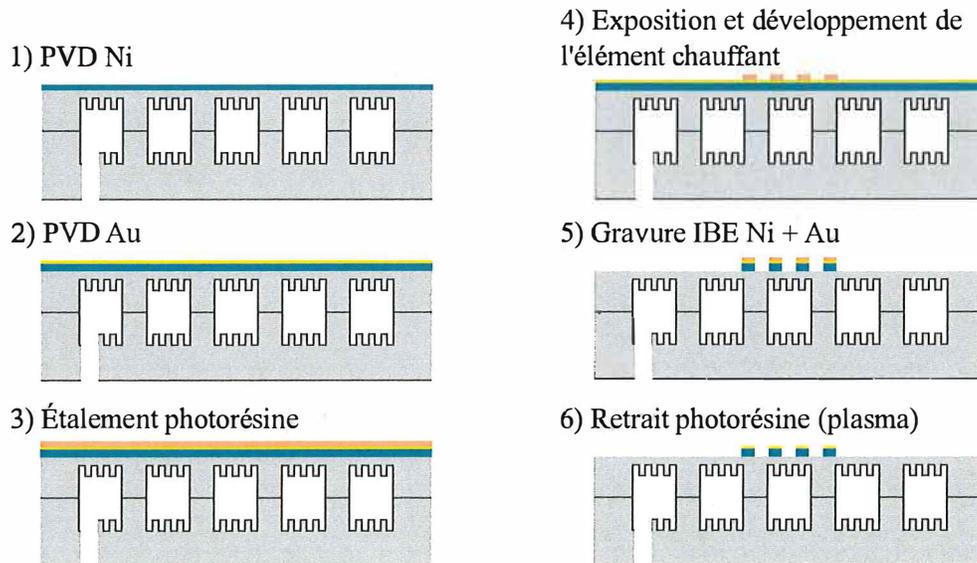


Figure 5-1 : Procédé de fabrication de l'élément chauffant.

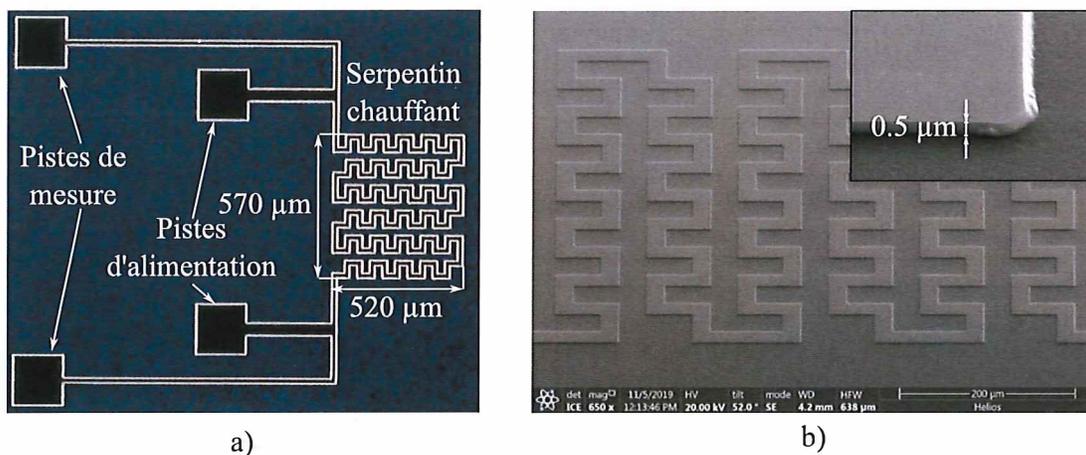


Figure 5-2 : Observation a) sous microscope optique b) et MEB d'un des serpents chauffants et des pistes d'alimentation et de mesure avant câblage.

5.1.2 Remplissage et scellement

Après fabrication de l'élément chauffant, les échantillons sont découpés en puces unitaires de dimensions $1.2 \times 1.2 \text{ cm}^2$ avant d'être remplis. Pour ce faire, un tuyau capillaire en cuivre de diamètre interne de $800 \mu\text{m}$ est soudé sur le trou de remplissage à l'aide d'une résine epoxy (EPO-TEK[®] 353ND-T) résistante thermiquement jusqu'à 225 °C , comme représenté en Figure 5-3-b. Pour des raisons de temps, un banc de remplissage complet permettant la mise sous vide de l'intérieur de la cavité puis l'ajout de liquide (comme décrit en section 2.2.4) n'a pu être mis en place. À défaut, le remplissage est effectué en remplissant totalement la cavité et le tube d'eau dégazée, puis en retirant le surplus à l'aide d'une plaque chauffante : la formation d'une bulle de vapeur en fond de cavité chasse une grande partie du liquide hors de la CVUMS par le tube, puis le liquide continue de s'évaporer. La plaque chauffante est réglée sur 110 °C afin d'avoir une pression de vapeur supérieure à la pression atmosphérique et limiter l'entrée d'air dans la cavité pendant l'évaporation de l'eau hors du tube. Le tuyau est finalement scellé par soudure froide à l'aide d'une pince comme présenté en Figure 5-3-c. La quantité de liquide remplissant la chambre dépend du temps que l'échantillon passe sur la plaque chauffante et est ajustée par essais successifs sur un certain nombre d'échantillons jusqu'à atteindre un volume à peu près équivalent au volume de la mèche et du volume mort du tuyau de remplissage.

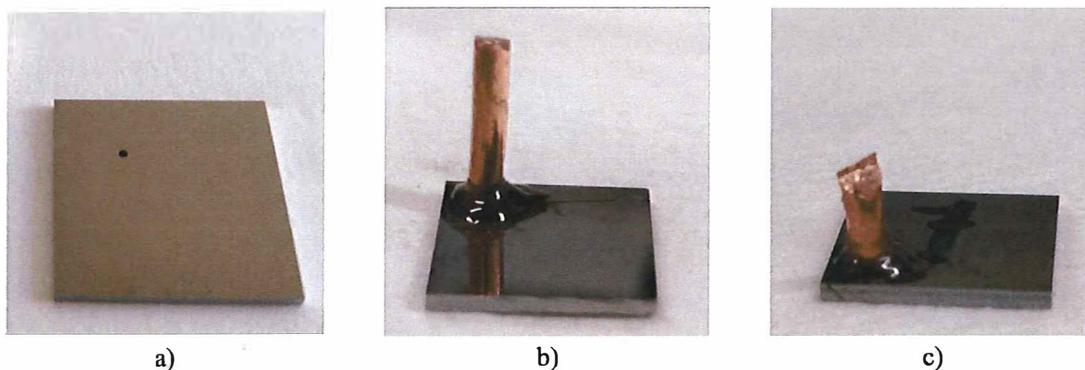


Figure 5-3 : CVUMS a) après microfabrication, b) avec tuyau de remplissage fixé et c) après remplissage et scellement par soudure froide .

L'herméticité du collage du tube et de son scellement est contrôlée en plaçant un échantillon rempli et scellé sur une plaque chauffante à 110 °C pendant plusieurs heures. Après 3h, ce dernier ne présente pas de variation de masse. Le même échantillon est stocké à pression atmosphérique et température ambiante et son évolution de masse suivie sur plusieurs semaines. Les résultats, présentés en Figure 5-4, montrent que la méthode de scellement

présente une herméticité complète durant près d'une semaine avant de progressivement laisser échapper du liquide. Une comparaison avec un échantillon de tuyau rempli et scellé à froid à l'aide d'une soudure froide aux deux extrémités permet de conclure que le défaut d'herméticité provient probablement du joint époxy. La méthode de scellement permet donc une herméticité suffisante pour tester les performances des échantillons dans les jours qui suivent leur remplissage. Cependant une autre approche de jointure du tuyau, comme une soudure métallique après métallisation de la surface de silicium autour du trou de remplissage, doit être privilégiée pour l'application finale afin de permettre une herméticité sur le long terme.

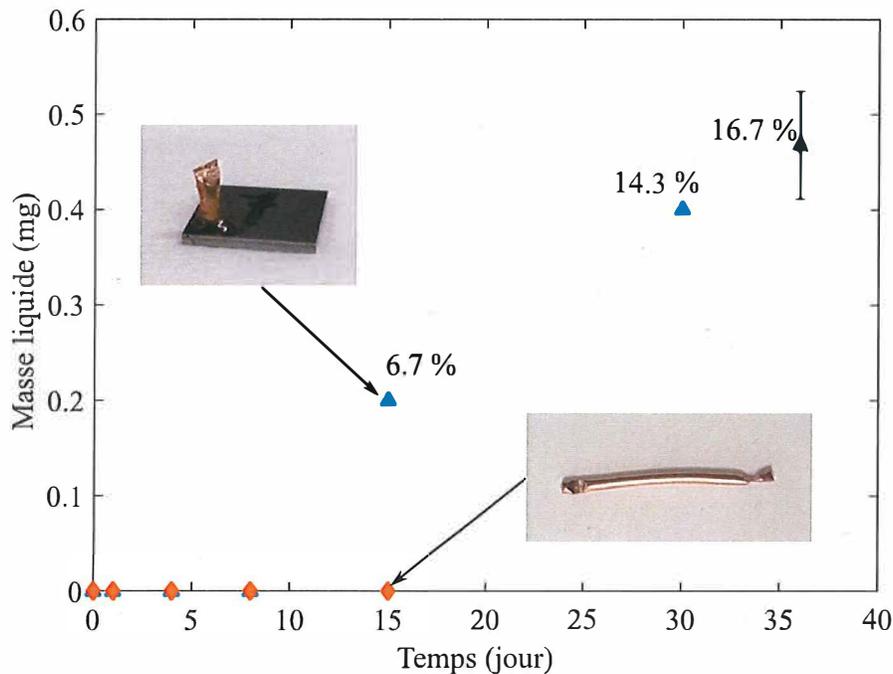


Figure 5-4 : Évolution de la perte d'eau dans la CVUMS, après remplissage et scellement, en fonction du temps de stockage à température ambiante pour deux échantillons.

5.1.3 Montage sur PCB test

Après remplissage et scellement, les échantillons sont collés par époxy au centre d'un PCB test. Ce dernier est spécialement conçu pour permettre un accès direct à la face arrière, comme présenté en Figure 5-5. Les différents éléments chauffants sont ensuite câblés sur le PCB test et une résine résistante en température et à faible CET (EPO-TEK[®] 353ND-T) est coulée sur la face avant afin d'à la fois servir d'isolant thermique et protéger les fils de câblage.

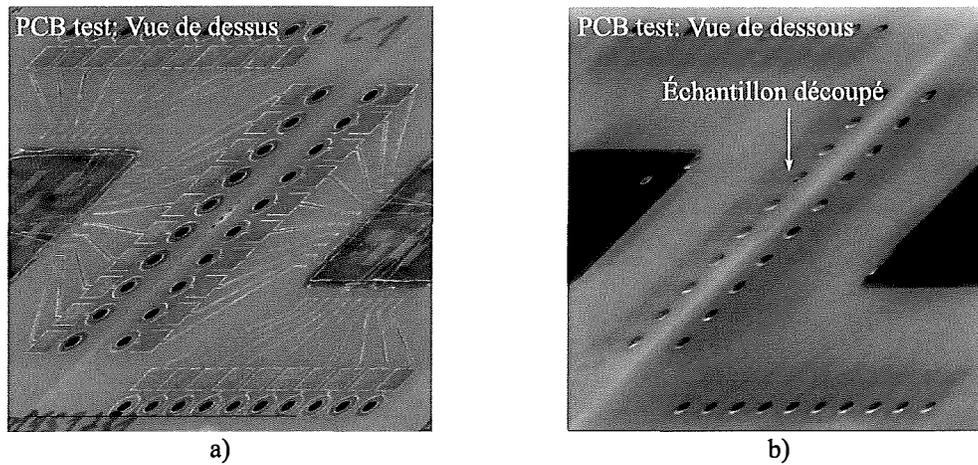


Figure 5-5 : Chambre à vapeur avec élément chauffant monté sur PCB test a) en vue de dessus et b) de dessous, directement après câblage filaire.

5.2 Caractérisations mécaniques

Cette section traite de l'analyse de la robustesse des prototypes réalisés. Il s'agit notamment de caractériser la force de collage développée par le procédé de collage direct à basse température ainsi que la tenue mécanique et l'herméticité du dispositif complet après remplissage sous l'effet d'une montée en température.

5.2.1 Évaluation du collage direct à basse température

5.2.1.1 Caractérisation de la robustesse du collage par mesure d'énergie de collage

Comme nous l'avons vu en section 3.3.1, la limite d'élasticité σ_{elas} est généralement utilisée comme paramètre de résistance à la rupture. Cependant cette valeur dépend entre autres de la configuration de l'assemblage ainsi que du mode de sollicitation. Pour la caractérisation de la tenue mécanique d'un collage, l'énergie de rupture, aussi appelée énergie de collage G lui est préférée. Elle correspond à la quantité d'énergie à fournir pour former une unité de surface de fracture et s'exprime en $J.m^{-2}$. Dans notre cas, G est évaluée à l'aide de la méthode du double levier à déplacement imposé, aussi appelé méthode Maszara [93], [94] et présentée en Figure 5-6. Elle consiste à insérer progressivement une lame d'épaisseur connue au niveau de l'interface de collage en contrôlant la vitesse, puis à mesurer la longueur de décollement qui en résulte. Pour un échantillon en silicium, l'observation de l'interface de collage est réalisée à l'aide d'une caméra IR. La mesure est réalisée sur des échantillons en forme de poutre découpés dans les plaques de silicium après recuit de consolidation et

permet, grâce à un modèle analytique, de remonter à l'énergie de collage [95]. Une baisse de l'ordre de 20 % de cette énergie est à considérer pour une mesure sur ces échantillons par rapport à une mesure pleine plaque [89]. Les mesures sont réalisées sous atmosphère anhydre (humidité contrôlée < 0.1 ppm) afin de s'affranchir de la présence d'eau extérieure à celle déjà présente au niveau de l'interface. Ceci permet d'éviter le phénomène de corrosion sous contrainte induit par la présence d'eau atmosphérique qui impacterait la mesure lors de la mise sous tension des liaisons siloxanes.

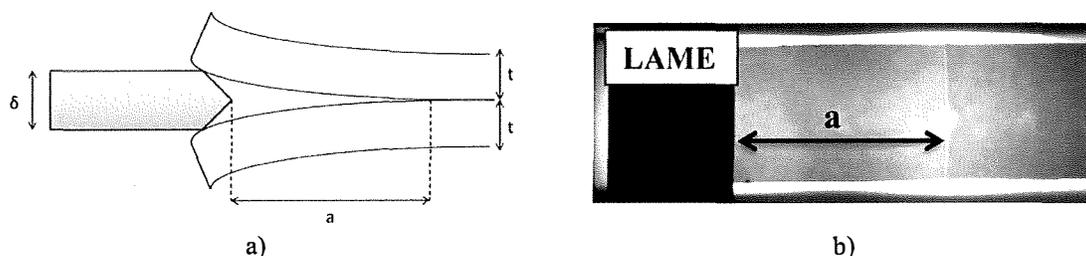


Figure 5-6 : Description de la méthode de mesure Maszara a) et observation IR du décollement d'une barrette échantillon d'un collage $\text{SiO}_2\text{-SiO}_2$ b) [89].

5.2.1.2 Corrosion sous contrainte

Le phénomène de corrosion sous contrainte se produit au niveau d'une interface de collage réunissant les trois conditions suivantes [89]:

- la présence de liaisons siloxanes (Si-O-Si) au niveau de l'interface de collage,
- la présence d'un environnement corrosif ou favorisant le phénomène de corrosion comme la présence d'eau dans l'atmosphère ou au niveau de l'interface de collage,
- l'application d'une tension ou d'une contrainte au niveau de l'interface.

Ce phénomène peut être expliqué par le mécanisme proposé par Michalske et Freiman [92] et décrit en Figure 5-7-b. L'application d'une contrainte fragilise les liaisons Si-O-Si au niveau de l'interface de collage en modifiant leurs angles, les rendant plus aptes à réagir avec les molécules d'eau en présence. Ces dernières agissent comme des ciseaux à l'échelle moléculaire, rompant les liaisons siloxanes pour les remplacer par des groupement silanol Si-OH de chaque côté de l'interface. Le remplacement des liaisons covalentes siloxanes par des interactions hydrogène entraîne une baisse de l'énergie de collage et facilite l'ouverture de l'interface.

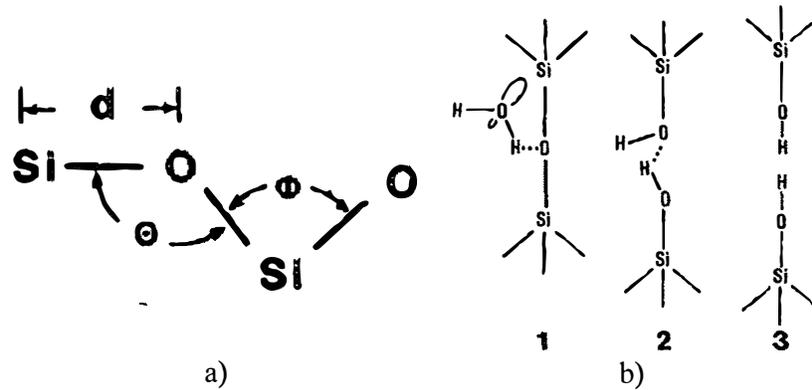


Figure 5-7 : Influence de la corrosion sous contrainte a) sur l'angle des liaisons Si-O-Si et b) processus de corrosion sous contrainte [92].

5.2.1.3 Robustesse des échantillons et influence d'une atmosphère saturée en eau

Les mesures d'énergie de collage sont effectuées sur des éprouvettes échantillons de $1 \times 10 \text{ cm}^2$, découpées dans un assemblage de deux plaques ayant subi le même procédé de collage direct que les échantillons LETI_1 et LETI_2 (collage direct $\text{SiO}_2\text{-SiO}_2$ suivi d'un recuit de consolidation de 60 minutes à $200 \text{ }^\circ\text{C}$) puis stockées en salle blanche pendant 11 mois. Ces mesures, réalisées sous atmosphère anhydre, ont été réalisées avec l'aide du Dr. Vincent Larrey, ingénieur-chercheur au sein de l'équipe collage du CEA-LETI. Afin de comparer l'influence de l'environnement d'opération de chambres à vapeur fonctionnelles sur la robustesse et l'étanchéité du collage, les échantillons sont soumis à différents traitements et conditionnements avant leur caractérisation, résumés dans le Tableau 5-2.

- Une partie est stockée dans un environnement de salle blanche avec une température constante et une humidité ambiante de l'ordre de 40%,
- une autre partie est immergée dans de l'eau DI pendant plusieurs semaines afin de reproduire un environnement saturé comme à l'intérieur d'une CVUMS,
- une troisième partie subit un traitement thermique additionnel à 400°C de 2 h afin d'estimer le potentiel gain en robustesse dans le cas d'un recuit de consolidation à la limite du bilan thermique admissible pour un circuit CMOS,
- une dernière partie est recuite à $400 \text{ }^\circ\text{C}$ pendant 2 h, puis immergée dans l'eau DI pendant plusieurs semaines.

Un exemple de caractérisation de l'énergie de collage est présenté en Figure 5-8. La lame est insérée dans l'échantillon au niveau de l'interface jusqu'à pénétrer sur toute la largeur de l'échantillon ($t = 0 \text{ s}$ sur le graphe), entraînant la formation d'une première zone de

décollement. La lame est ensuite avancée à vitesse constante sur une distance d'environ 6 mm. Dans un premier temps (Figure 5-8-a) cette dernière rattrape le front d'onde de décollement, ce qui se traduit par une diminution de la distance lame/ front de décollement, et graphiquement par une augmentation de l'énergie de collage, jusqu'à atteindre un palier (Figure 5-8-b), pour lequel le front d'onde et la lame avancent à la même vitesse. La lame est ensuite stoppée et l'énergie de collage subit une relaxation, correspondant à une avancée du front d'onde à vitesse de lame nulle (Figure 5-8-c). Ce phénomène est caractéristique de la corrosion sous contrainte où la tension, imposée par la lame sur l'interface de collage, couplée à la présence d'eau vient briser les liaisons siloxanes qui maintiennent les interfaces en contact. Étant donné que la mesure est réalisée en atmosphère anhydre, cette corrosion est due à la présence d'eau à l'interface de collage et l'intensité de la relaxation peut être reliée à la quantité d'eau emprisonnée. Dans ses travaux de thèse, Desomberg [89] indique que la valeur de relaxation peut être reliée au « type » d'eau présente à l'interface, comme résumé dans le Tableau 5-1. Enfin, le front d'onde se stabilise et la valeur finale d'énergie de collage peut être déterminée (Figure 5-8-d).

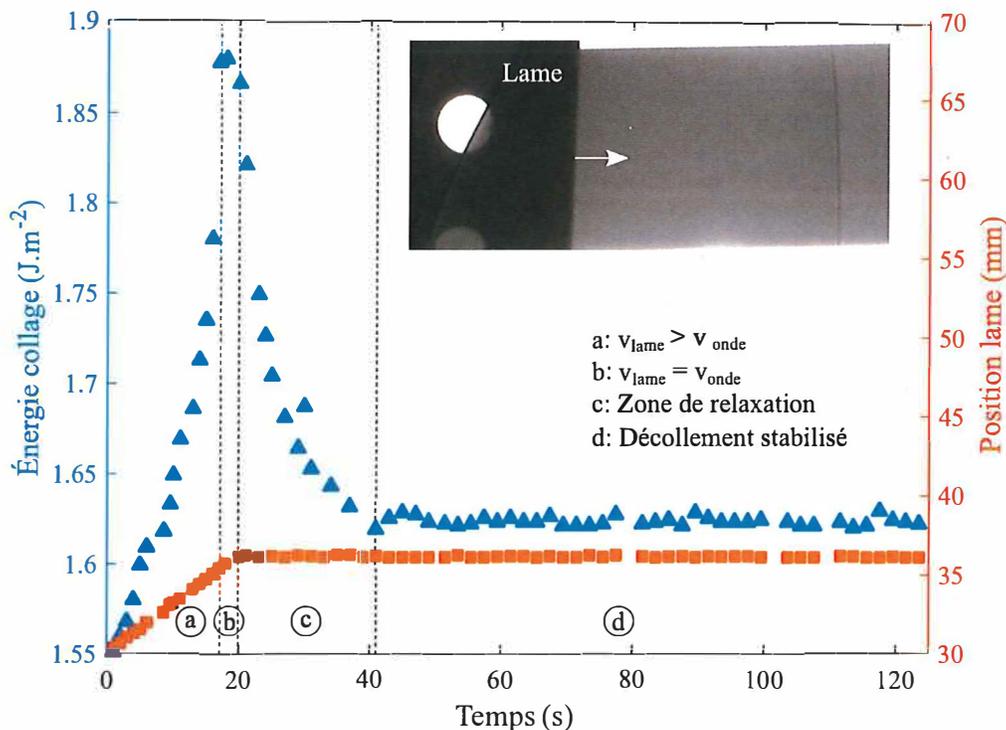


Figure 5-8 : Caractérisation de l'énergie de collage par méthode Maszara réalisée en atmosphère anhydre sur un échantillon recuit à 200°C et conditionné plusieurs mois en atmosphère de salle blanche.

Les résultats des mesures d'énergie de collage des différents échantillons sont présentés en Figure 5-9 et dans le Tableau 5-2. Une caractérisation de la force de collage n'ayant pas été

effectuée directement après l'étape de recuit post collage à 200 °C, nous nous baserons sur les mesures publiées par Fournel *et al.* [92] et réalisées sur les mêmes équipements comme valeur initiale. Ces travaux donnent, pour un recuit à 200 °C, une mesure d'énergie de collage sous atmosphère anhydre de l'ordre de 4 J.m⁻² dans le cas d'un collage SiO₂ / SiO₂ avec activation plasma. Il est observé en Figure 5-9-a, que les échantillons stockés plusieurs mois en environnement de salle blanche présentent une baisse significative de l'énergie de collage en comparaison avec la valeur théorique initiale. De plus, la courbe présente une relaxation de l'ordre de 0.246 J.m⁻², caractéristique de la présence d'eau en abondance au niveau de l'interface. Dans la mesure où la valeur de relaxation initiale de la courbe n'est pas disponible, il n'est pas possible de conclure sur l'évolution de la quantité d'eau à l'interface. Il est à noter que le stockage des échantillons en immersion pendant 2 mois à la suite de la période prolongée en atmosphère de salle blanche ne modifie pas significativement les valeurs d'énergie de collage ni de relaxation. On peut en conclure que le séjour prolongé à une humidité de 40 % a suffi à saturer complètement l'interface de collage en eau et a réduit de plus de moitié l'énergie de collage par rapport à la valeur initiale théorique post recuit.

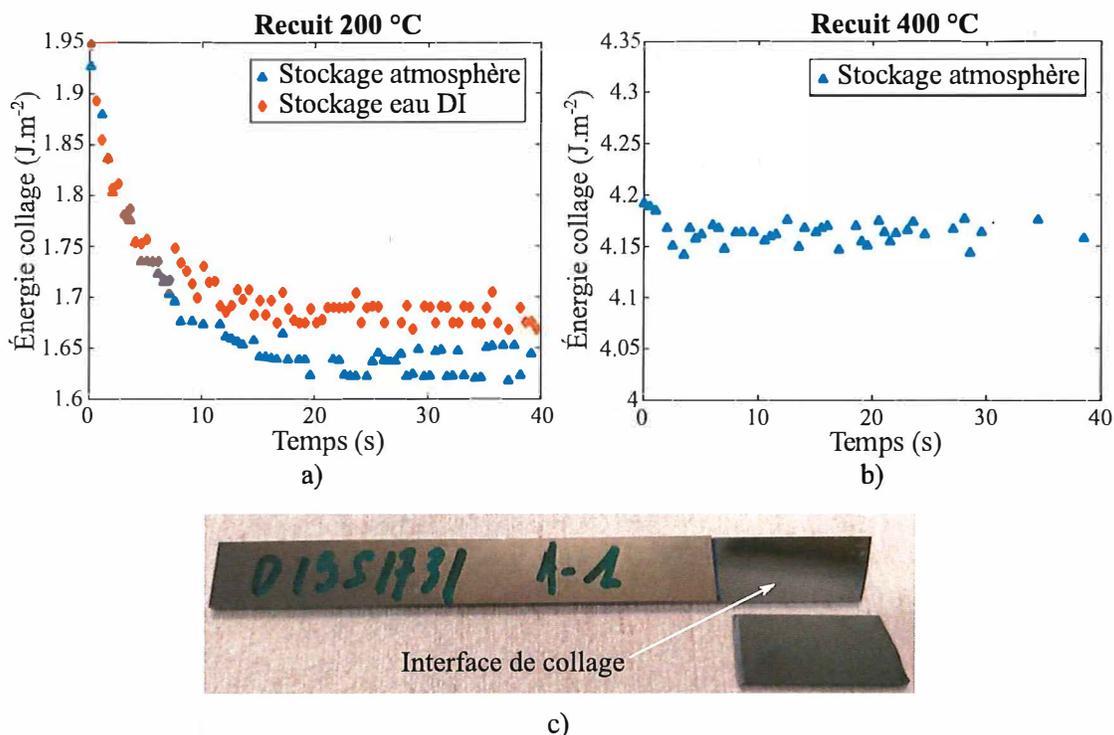


Figure 5-9 : Comparaison de l'évolution de l'énergie de collage à partir de l'arrêt de la lame, avant et après stockage en immersion dans l'eau DI, pour des échantillons recuits à 200 °C pendant a) 1h et b) 400 °C pendant 2h . La mesure post immersion sur l'échantillon recuit à 400 °C entraîne une rupture au niveau de l'interface de collage c).

Dans le cas des échantillons subissant un recuit additionnel de 2 h à 400°C, la mesure de l'énergie de collage est réalisée directement en sortie de four et représentée en Figure 5-9-b. La courbe présente une relaxation très faible estimée à 0.028 J.m⁻², caractéristique d'une interface de collage sèche, et une énergie de collage d'environ 4.2 J.m⁻². Une valeur exacte de l'énergie de collage du même type d'échantillon après 2 mois d'immersion dans l'eau n'a pu être déterminée en raison de la rupture de ce dernier en cours de mesure. Cependant, comme représenté en Figure 5-9-c, la rupture a lieu au niveau de l'interface de collage, ce qui est caractéristique d'une énergie de collage supérieure à l'énergie de fracture du silicium, estimée à 5 J.m⁻² [89]. De ce fait, contrairement à un recuit de consolidation de 200 °C, l'immersion prolongée d'un échantillon recuit à 400 °C ne dégrade pas la qualité du collage. Aucune valeur de relaxation n'ayant été mesurée après immersion, il n'est cependant pas possible de conclure quant à l'évolution de la quantité d'eau à l'interface. Ainsi, dans le cas de la fabrication d'une CVUMS fonctionnant à l'eau, un recuit de consolidation à 400 °C est préférable à un recuit de 200 °C afin de réduire les chances de diffusion d'eau au niveau de l'interface de collage et d'améliorer la robustesse du collage. Afin de conclure sur l'évolution de la présence d'eau à l'interface dans les différentes conditions, cette étude nécessiterait d'être complétée par un plus grand nombre de mesures et par une caractérisation directement après le recuit de consolidation à 200 °C.

Tableau 5-1 : Type d'eau à l'interface de collage en fonction de la valeur de relaxation de l'énergie de collage d'après Desomberg [89].

Valeur de relaxation (mJ.m ⁻²)	Type d'eau à l'interface
0 - 150	Interface sèche
150 - 250	Eau « matricielle »
> 250	Eau abondamment présente

Tableau 5-2 : Énergies de collage et de relaxation pour différentes conditions de collage direct et de stockage.

Condition	T recuit (°C)	Durée recuit (min)	Conditionnement	G (mJ.m ⁻²)	Relaxation (mJ.m ⁻²)
A	200	60	10 mois – atmosphère ambiante	1636 ± 13	243
B	200	60	10 mois – atmosphère ambiante 2 mois – immersion eau DI	1683 ± 9	263
C	400	120	-	4164 ± 9	28
D	400	120	2 mois – immersion eau DI	> 5000	-

5.2.2 Tenue mécanique à la mise sous pression

La tenue mécanique des CVUMS est éprouvée afin d'identifier leurs zones de rupture potentielles. Notamment si le dimensionnement des piliers de support permet une tenue mécanique suffisante des parois amincies sur la gamme de température de fonctionnement prévue par le cahier des charges ; et si la tension appliquée sur l'interface de collage par la pression interne maximale de fonctionnement n'entraîne pas leur décollement en raison du phénomène de corrosion sous contrainte. Pour ce faire, un échantillon partiellement rempli d'eau et scellé est placé sur une plaque chauffante dont la température est augmentée graduellement jusqu'à atteindre la rupture du dispositif. Cette dernière survient à une température de 157°C (correspondant à une pression interne de 6.5 bar) et se traduit par un décollement du joint epoxy assurant l'herméticité autour du tuyau tout en laissant les parois et les interfaces de collage intactes. Cette étude permet à la fois de valider le dimensionnement des piliers de support pour permettre un amincissement des parois jusqu'à 200 µm d'épaisseur, ainsi que l'approche de fabrication par collage direct à basse température.

5.3 Modélisation des performances thermiques d'une CVUMS

Cette section a pour but d'estimer les performances thermiques d'une CVUMS en fonctionnement en termes de résistance thermique et d'homogénéisation de température en se basant sur une modélisation numérique de son fonctionnement.

5.3.1 Description du modèle

5.3.1.1 Modélisation du fonctionnement

La modélisation du fonctionnement de la CVUMS est réalisée à l'aide du logiciel COMSOL[®] multiphysics en se basant sur des mécanismes de transferts de chaleur dans les solides pour les parois et la mèche, et des mécanismes de transferts de chaleur en environnement gazeux couplés avec un écoulement laminaire pour la vapeur. La chambre à vapeur est considérée en géométrie cartésienne et afin d'optimiser le temps de calcul, seul $\frac{1}{4}$ du dispositif est modélisé. Le modèle est étendu à l'ensemble de la géométrie par symétrie, comme représenté en Figure 5-10.

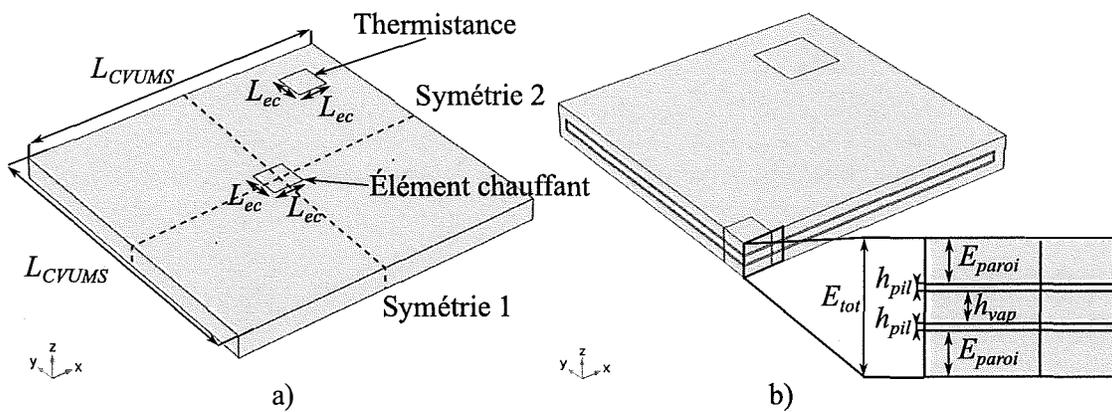


Figure 5-10 : Schématisation complète du dispositif modélisé a) avant et b) après simplification par symétrie.

Paramétrage thermique

Le fonctionnement du dispositif est modélisé en supposant l'application d'une source de chaleur carrée q_{in} de surface S_{evap} et de côté L_{evap} placée au centre de la face avant de la CVUMS, et la mise en contact de la face arrière avec un dissipateur de chaleur. Ce dernier permet d'extraire la quantité de chaleur $q_{out_forcé}$ par convection forcée définie comme :

$$q_{out_forcé} = h_{forcé} S_{cond} (T_{amb} - T_{cond}) \quad (5-1)$$

avec $h_{forcé}$ le coefficient de convection équivalent du système de refroidissement choisi, S_{cond} la surface de la face arrière, T_{cond} la température de la face arrière et T_{amb} la température ambiante. Les parois latérales sont considérées adiabatiques et n'échangent pas

de chaleur avec l'extérieur. L'ensemble de la face avant en dehors de l'évaporateur et de la thermistance est supposée soumise à une convection naturelle q_{out_nat} exprimée comme :

$$q_{out_nat} = h_{nat}(S_{avant} - S_{evap})(T_{amb} - T_{cond}). \quad (5-2)$$

Pour une chambre à vapeur en fonctionnement $q_{out_forcé}$ et q_{out_nat} seront de signe négatif ($T_{cond} > T_{amb}$), ce qui traduit que la chaleur est extraite du système. Par souci de simplification du modèle, la circulation du liquide dans la mèche n'est pas prise en compte, et l'ensemble mèche / liquide est assimilé à une couche solide de conductivité thermique k_{eff} , dont l'expression est détaillée en section 5.3.1.2. Un modèle de conduction thermique dans les solides est appliqué aux parois et à la mèche et un modèle de conduction thermique dans les fluides à la vapeur. Les différents paramètres thermiques appliqués au modèle sont résumés en Figure 5-11.

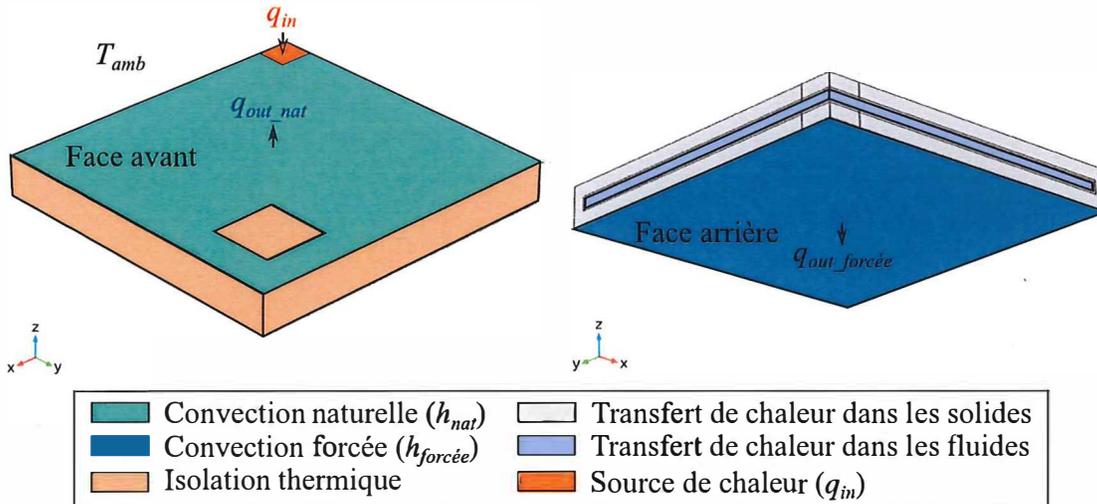


Figure 5-11 : Représentation schématique des différents paramètres thermiques du modèle.

Paramétrage fluidiques

La circulation du liquide dans la mèche n'étant pas prise en compte, la modélisation des écoulements fluidiques est uniquement appliquée au déplacement du fluide de travail sous forme gazeuse dans la cavité vapeur. Ce dernier est modélisé par un écoulement laminaire compressible, généré par la différence de pression au niveau de l'interface mèche / vapeur entre la surface de l'évaporateur et celle du condenseur et exprimée comme :

$$\Delta P_{écoulement_vapeur} = P_{vsat}(T_{evap}) - P_{vsat}(T_{cond}). \quad (5-3)$$

La pression de vapeur saturante du fluide de travail en fonction de la température est exprimée à partir de la formule de Clapeyron :

$$P_{vsat}(T) = P_{ref} \exp \left[\frac{h_{fg_fluide} M_{fluide}}{R_s} \left(\frac{1}{T_{ref}} - \frac{1}{T} \right) \right] \quad (5-4)$$

avec h_{fg_fluide} la chaleur latente d'évaporation du fluide considéré, M_{fluide} sa masse molaire, R_s la constante des gaz parfaits et P_{ref} la pression de vapeur saturante du fluide à la température de référence T_{ref} . Les propriétés de la vapeur sont considérées constantes à l'exception de la chaleur latente d'évaporation, dont l'expression est présentée en Annexe C dans le cas de l'eau, et de la masse volumique, qui peut s'exprimer comme :

$$\rho_{vap} = \frac{p_{sat}(T_{vap})}{R_s T_{vap}} \quad (5-5)$$

en assimilant la vapeur à un gaz idéal, avec T_{vap} la température de la vapeur. Les différents paramètres fluidiques appliqués au modèle sont résumés en Figure 5-12.

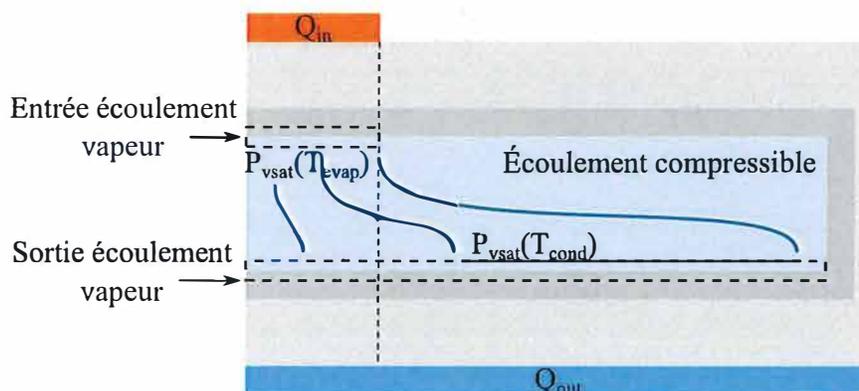


Figure 5-12 : Représentation schématique des différents paramètres fluidiques du modèle.

Couplage thermo-fluidique

Afin de coupler les transferts de chaleur dans les couches solides du modèle avec le transport de chaleur par déplacement de la vapeur résultant de l'évaporation et de la condensation du fluide de travail, ces deux derniers phénomènes sont modélisés par l'ajout d'une source de chaleur q_{e-c} appliquée à l'ensemble des interfaces mèche / vapeur. L'expression de cette source de chaleur est déterminée à partir du flux massique de fluide de travail \dot{m}_{vap} qui s'évapore et se condense et peut s'écrire comme :

$$q_{e-c} = h_{fg} \dot{m}_{vap} \quad (5-6)$$

\dot{m}_{vap} peut quant à lui être relié à la vitesse de l'écoulement de vapeur dans la cavité et s'exprimer comme :

$$\dot{m}_{vap} = \rho_{vap}(T)(u_x + v_y + w_z) \quad (5-7)$$

avec u_x , v_y et w_z les différentes composantes de la vitesse de l'écoulement vapeur. Le signe de q_{e-c} est pris du point de vue de la vapeur et est donc positif dans le cas d'une évaporation (flux de vapeur entrant) et négatif dans le cas d'une condensation (flux de vapeur sortant).

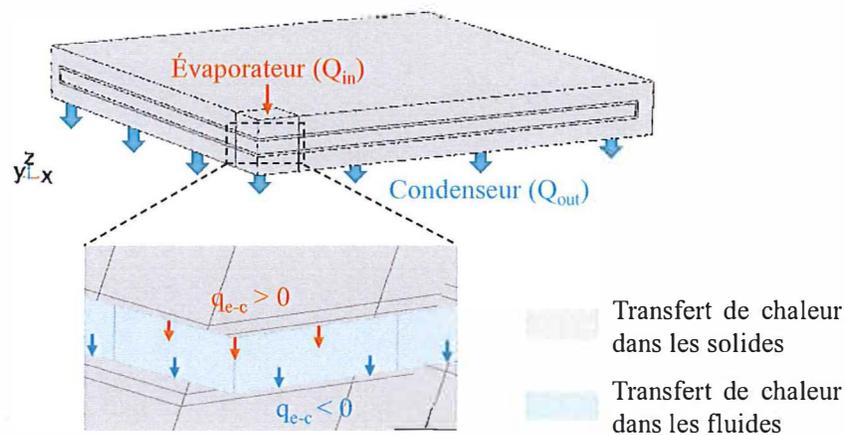


Figure 5-13 : Représentation schématique du couplage thermofluidique.

Dans la mesure où ce modèle ne prend pas en compte la circulation du liquide dans la mèche, il ne prend pas en compte les limites de fonctionnement du dispositif présentées en section 2.1.4 et doit être utilisé en complément du modèle analytique présenté en section 3.3.3 afin de déterminer les puissances maximales de fonctionnement envisageables en fonction des dimensions du dispositif.

5.3.1.2 Conductivité thermique effective de la mèche

Dans le cas d'une mèche composée de micropiliers, la conductivité thermique effective est considérée comme anisotrope afin de différencier les transferts de chaleur latéraux et transversaux.

Conductivité thermique latérale

Perpendiculairement au flux de chaleur, une mèche de micropiliers remplie peut être assimilée à un matériau composé de strates successives de solide et de liquide et s'exprime comme [96]:

$$k_{eff,lat} = \frac{k_{liq}k_{sol}}{\varepsilon k_{liq} + (1 - \varepsilon)k_{sol}} \quad (5-8)$$

avec k_{sol} et k_{liq} respectivement les conductivités thermiques du solide et du liquide et ε la porosité de la mèche.

Conductivité thermique transversale à l'évaporateur

La conductivité thermique effective transversale de la mèche dépend de la capacité de la mèche à conduire la chaleur depuis la paroi jusque dans la vapeur. Une manière de déterminer cette conductivité consiste à établir le circuit thermique équivalent emprunté par la chaleur et d'en calculer la résistance thermique globale. Cette approche est particulièrement applicable aux cas des mèches composées de micropiliers comme l'ont montré les travaux de Adera *et al.* [97] et Liu *et al.*[73] et est schématisée en Figure 5-14. Elle permet entre autres de prendre en compte la variation radiale de la courbure du ménisque en fonction de la différence de pression entre le liquide et la vapeur, qui peut s'exprimer comme [73]:

$$\kappa(r) = \frac{P_{vap}(r) - P_{liq}(r)}{2\gamma_{lv}} \quad (5-9)$$

La surface de la mèche est décomposée en cellules unitaires de côté p_{pil} organisées en rangées circulaires de courbures de ménisques identiques. Soit i la $i^{ème}$ rangée en partant du centre de l'évaporateur, le nombre de cellules unitaires par rangée s'écrit :

$$n_i = \frac{2\pi r_i}{p_{pil}} \quad (5-10)$$

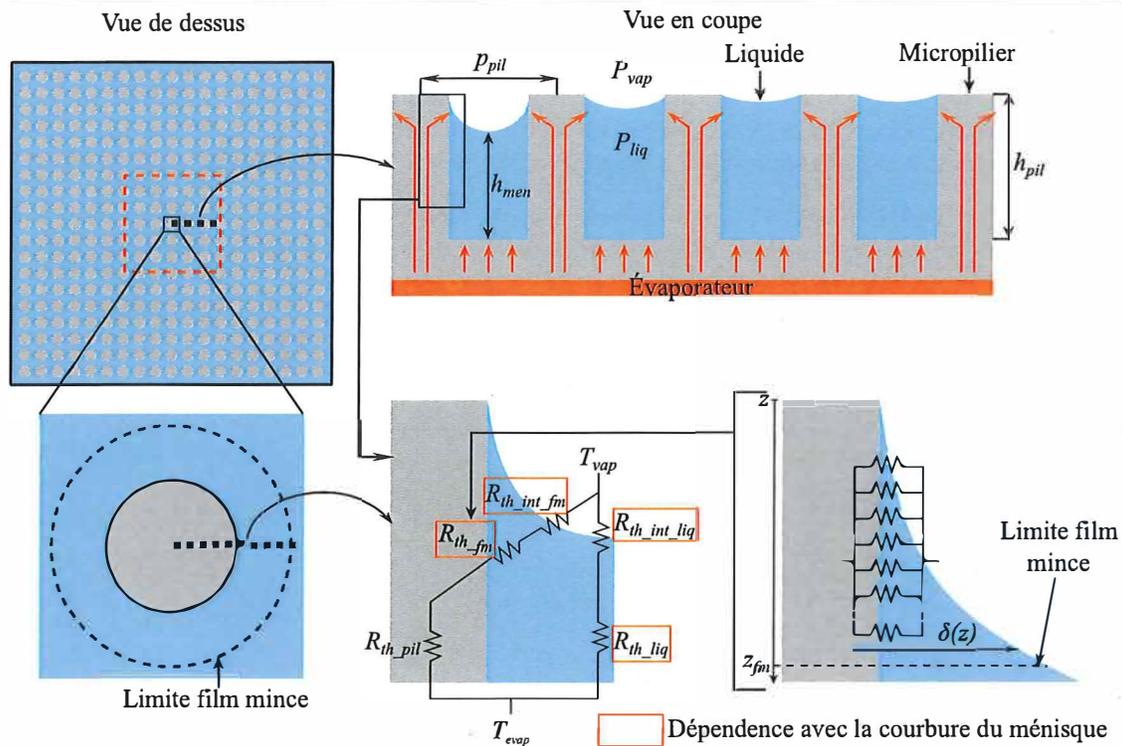


Figure 5-14 : Représentation schématique de la variation radiale de forme du ménisque au niveau de l'évaporateur et représentation du circuit thermique au niveau d'une cellule unitaire de micropiliers.

Dans une cellule unitaire, la chaleur peut emprunter deux chemins thermiques distincts, soit en traversant la couche de liquide, soit en traversant le micropilier. Pour une source de chaleur située à la base de la mèche, le flux de chaleur peut être considéré comme monodimensionnel, parallèlement le long du micropilier et à travers le liquide. En considérant la mèche complètement remplie de liquide et un point d'accroche du ménisque situé au niveau du bord supérieur du micropilier, les résistances thermiques associées s'expriment :

$$R_{th_pil} = \frac{h_{pil}}{(1 - \varepsilon)p_{pil}^2 k_{sol}} \quad (5-11)$$

et

$$R_{th_liq} = \frac{h_{men}}{\varepsilon p_{pil}^2 k_{liq}} \quad (5-12)$$

avec h_{pil} la hauteur du micropilier et h_{men} la hauteur du ménisque. En supposant le rayon de pore $r_p \ll h_{pil}$, $h_{men} \approx h_{pil}$ et le rapport de ces deux résistances s'exprime comme :

$$\frac{R_{th_pil}}{R_{th_liq}} = \frac{\varepsilon k_{liq}}{(1 - \varepsilon)k_{sol}}. \quad (5-13)$$

Dans le cas d'une mèche composée de micropiliers en silicium ($k_{Si} = 150 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) et remplie avec de l'eau ($k_{eau} = 0.6 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$), la porosité est généralement comprise entre 0.5 et 0.9 pour des utilisations de type caloducs ou chambres à vapeur et on en déduit que $R_{th_pil} \ll R_{th_liq}$. On s'attend alors à ce que la majorité de la chaleur soit conduite à travers le micropilier. Un certain nombre d'études ont montré que dans cette configuration, plus de 50 % de l'évaporation a lieu sur une faible surface du ménisque, le long de la zone d'accroche du liquide en haut du pilier, appelée film mince ou encore micro-région [98], [99]. Cette zone se caractérise par une épaisseur maximale de liquide δ_{max} comprise entre 1 et 10 μm selon les études. Dans le cas de micropiliers cylindriques et en négligeant les variations de profil du ménisque autour du pilier, la résistance thermique associée au passage de ce film mince peut s'exprimer comme [73] :

$$R_{th_fm} = \left[2k_{liq}\pi \int_0^{z_{fm}} \frac{\left(\delta(z) + \frac{d_{pil}}{2}\right) \sqrt{1 + \left(\frac{d\delta(z)}{dz}\right)^2}}{\delta(z)} dz \right]^{-1} \quad (5-14)$$

avec z_{fm} la hauteur maximale du film mince et δ son épaisseur. Enfin, la résistance thermique d'interface R_{th_int} caractérise la facilité à transporter l'énergie thermique depuis le liquide vers la vapeur et inversement, en considérant l'interface à l'échelle atomique et les mouvements des molécules proches de l'interface. Cette résistance peut s'exprimer à l'aide de l'équation de Schrage [100] :

$$R_{th_int} = \frac{1}{S_{int}} \frac{2 - \vartheta}{\vartheta} \left(\frac{T_{vap} v_{fg}}{h_{fg}^2} \right) \sqrt{\frac{2\pi R_s T_{vap}}{M}} \left(1 - \frac{P_{vap} v_{fg}}{2h_{fg}} \right)^{-1} \quad (5-15)$$

avec S_{int} la surface de l'interface considérée, ϑ le coefficient d'accommodation caractérisant le rapport entre le ratio expérimental d'évaporation et le ratio d'évaporation maximal théorique, T_{vap} la température de la vapeur, v_{fg} la différence de volume spécifique entre le liquide et la vapeur, h_{fg} la chaleur latente d'évaporation, M la masse molaire du liquide et R_s la constante des gaz parfaits. Le coefficient d'accommodation est choisi avec une valeur

de 0.1, en comparaison avec des travaux similaires traitant de l'évaporation d'eau dans une matrice de micropiliers cylindriques en atmosphère saturée [73], [97]. Il est observé que plusieurs des résistances thermiques présentées ci-dessus, identifiées par un encadré rouge sur la Figure 5-14 sont dépendantes de la courbure du ménisque, soit en modifiant la hauteur de liquide, soit en influant sur la hauteur du film mince et la surface d'évaporation.

La résistance thermique totale d'une cellule s'exprime alors :

$$R_{th_cell} = \left[\left(\frac{1}{R_{th_pil} + R_{th_fm} + R_{th_int_fm}} \right) + \left(\frac{1}{R_{th_liq} + R_{th_int_liq}} \right) \right]^{-1}. \quad (5-16)$$

Soit m le nombre de rangées sur la surface de l'évaporateur, la résistance thermique équivalente de la mèche s'exprime comme :

$$R_{th_evap} = \left(\sum_{i=1}^m n_i (R_{th_cell,i})^{-1} \right)^{-1} \quad (5-17)$$

et la conductivité thermique équivalente de la mèche comme :

$$k_{eff_trans_evap} = \frac{h_{pil}}{R_{th_evap} S_{evap}}. \quad (5-18)$$

Conductivité thermique transversale au condenseur

La détermination de la conductivité thermique équivalente de la mèche au niveau du condenseur est effectuée selon une approche similaire à celle réalisée par Kim *et al.* [101]. Par rapport à l'évaporateur, il est considéré que la vapeur se condense de façon homogène sur toute la surface du condenseur et les résistances thermiques des piliers solides et du liquide sont considérées en parallèle. En considérant une mèche intégralement remplie de fluide liquide, la condensation entraîne la formation d'un film mince de liquide en surface des micropiliers au niveau du condenseur, comme décrit en Figure 5-15. En considérant une courbure de ménisque quasi uniforme sur toutes les surfaces du condenseur, ces résistances s'expriment comme :

$$R_{th_pil_cond} = \frac{h_{pil}}{(1 - \varepsilon) S_{cond} k_{sol}} \quad (5-19)$$

et

$$R_{th_liq_cond} = \frac{h_{men}}{\varepsilon S_{cond} k_{liq}} \quad (5-20)$$

La résistance thermique globale de la mèche au condenseur et la conductivité thermique équivalente associée s'expriment alors :

$$R_{th_cond} = \left(\frac{1}{R_{th_pil_cond} + R_{th_tf_cond} + R_{th_in_tf_cond}} + \frac{1}{R_{th_liq_cond} + R_{th_int_liq}} \right)^{-1} \quad (5-21)$$

et

$$k_{eff_trans_cond} = \frac{h_{pil}}{R_{th_cond} S_{cond}} \quad (5-22)$$

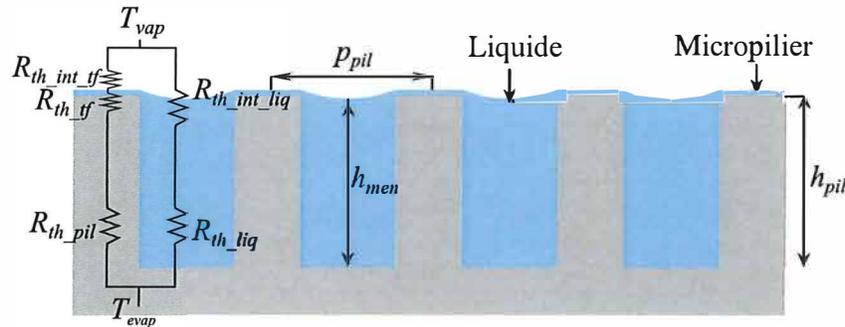


Figure 5-15 : Représentation schématique du circuit thermique au niveau d'une cellule unitaire de micropilier au condenseur.

5.3.2 Performances thermiques théoriques

Le modèle numérique présenté dans la section 5.3.1 est utilisé afin d'estimer les performances d'une chambre à vapeur fabriquée en face arrière d'une puce de 200 μm d'épaisseur, telle que présentée en section 4.2 avec la même structure interne que le prototype LETI_1, et de les comparer à des dissipateurs de chaleur en cuivre et en silicium de mêmes dimensions. La fixation du dispositif en cuivre est envisagée à la fois par thermocompression directement sur la face arrière de la puce en silicium après dépôt d'une couche de 50 nm de SiO_2 et de cuivre, et à l'aide d'une couche d'adhésif thermique de 25 μm d'épaisseur, afin d'éviter la formation de contraintes importantes, résultats de la différence de CET entre le cuivre et le silicium. Les différents systèmes étudiés présentent une surface carrée de 1 x 1 cm^2 ainsi que la même épaisseur totale. Dans le cas du répartiteur de chaleur en cuivre fixé par thermocompression, la couche d'oxyde de 50 nm d'épais est négligée dans le calcul, et le détail des différentes couches composant les systèmes est présenté dans le Tableau 5-3. La conductivité thermique de l'adhésif est estimée à 3 $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ en considérant

la présence de charges métalliques. Un point chaud de $1 \times 1 \text{ mm}^2$ est modélisé au centre de la face avant et délivre une puissance thermique comprise entre 0.2 et 4 W. Un coefficient de convection de $1000 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ [102] est appliqué sur la face arrière afin de simuler un refroidissement par convection forcée liquide, et toutes les autres surfaces sont considérées comme exposées à un écoulement naturel d'air à une température proche de la température ambiante, dont le coefficient de convection thermique est de l'ordre $10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ [102]. Des conductivités thermiques effectives de mèche respectivement de $30.8 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et $19.6 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ au niveau de l'évaporateur et du condenseur ont été déterminées à l'aide des expressions détaillées en section 5.3.1.2.

Tableau 5-3 : Épaisseur totale des différentes couches composant les dispositifs comparés.

Matériau	Épaisseur de la couche (μm)			
	<i>Si plein</i>	<i>Cu (adhésif)</i>	<i>Cu (thermocompression)</i>	<i>CVUMS</i>
Si	600	200	200	400
Cu	-	400	375	-
Adhésif thermique	-	-	25	-
SiO ₂	-	-	0.05	-
Mèche	-	-	-	60
Cavité vapeur	-	-	-	140

Les différentes solutions de refroidissement sont comparées en termes de température maximale à l'équilibre, de résistance thermique et d'homogénéité de température sur la face avant. La résistance thermique est évaluée en comparant la température moyenne du point chaud avec celle de la face arrière et s'exprime comme :

$$R_{th} = \frac{T_{av_pc} - T_{av_FAR}}{q} \quad (5-23)$$

avec T_{av_pc} la température moyenne du point chaud, T_{av_FAR} la température moyenne de la face arrière et q la puissance thermique injectée dans le point chaud. Le profil thermique de chacun des systèmes ainsi que les températures maximales et la résistance thermique équivalente sont présentés en Figure 5-16 pour une puissance de fonctionnement de 4 W. Le répartiteur de chaleur en cuivre ainsi que la CVUMS présentent de meilleures performances de refroidissement qu'un dispositif en silicium plein de même épaisseur. La CVUMS

présente les meilleures capacités de dissipation du point chaud avec une température maximale inférieure de 3.7 °C en comparaison avec un dissipateur en cuivre fixé par thermocompression et inférieure de 11 °C en comparaison d'un dissipateur en cuivre maintenu par l'adhésif. Elle présente également la résistance thermique la plus basse.

Le modèle développé permet également d'analyser l'écoulement de vapeur dans la cavité. Un exemple est représenté en Figure 5-17 dans le cas de la CVUMS évoquée ci-dessus et fonctionnant à une puissance de 4 W. Le maximum de vitesse de l'écoulement de vapeur est atteint au niveau de la sortie de l'évaporateur.

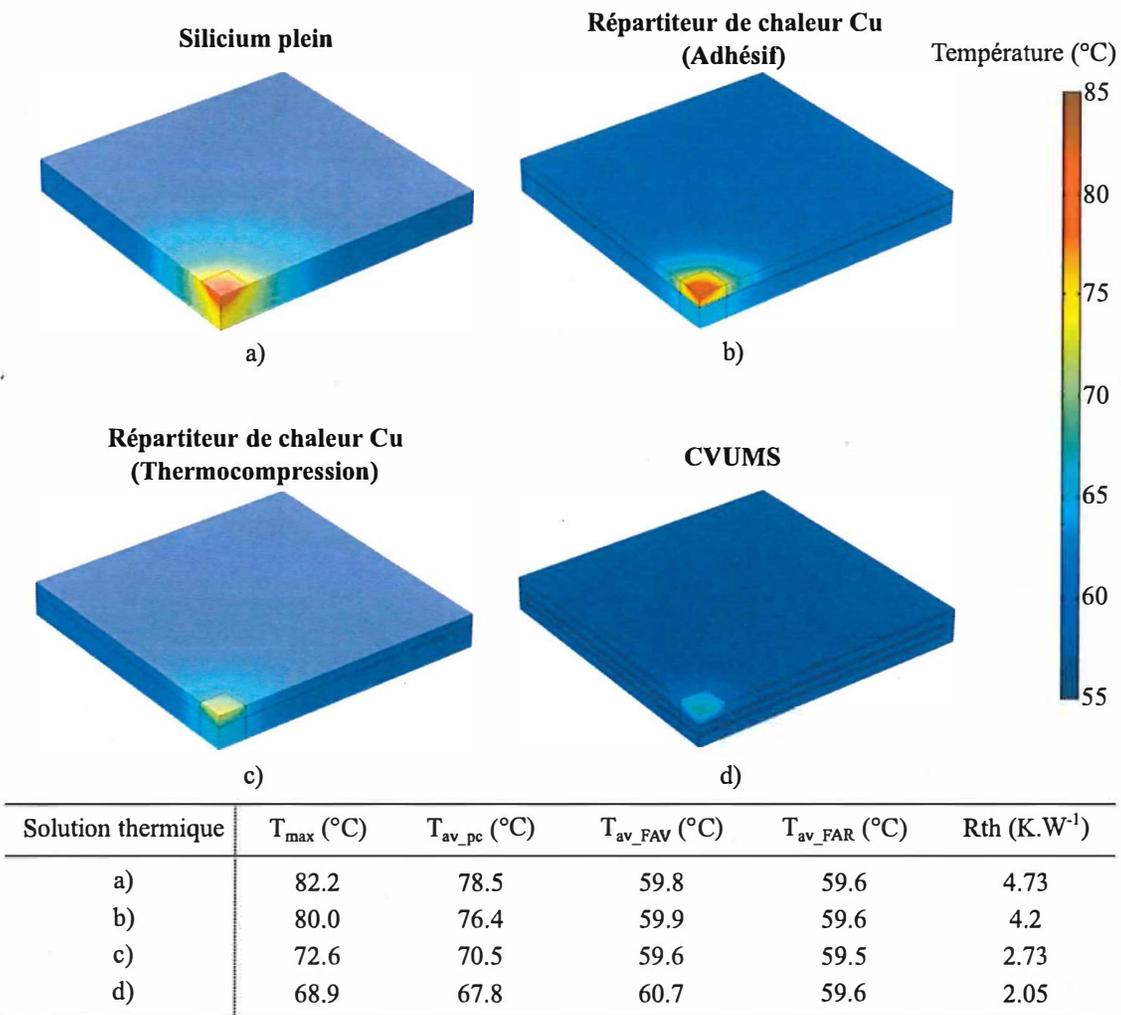


Figure 5-16 : Comparaison des champs de température ainsi que des températures maximales du système (T_{max}), moyennes au point chaud (T_{av_pc}), moyennes de la face avant (T_{av_FAV}) et moyennes au condenseur (T_{av_FAR}) pour différentes solutions de répartition de chaleur d'un point chaud de 1 mm² alimenté par une puissance de 4W.

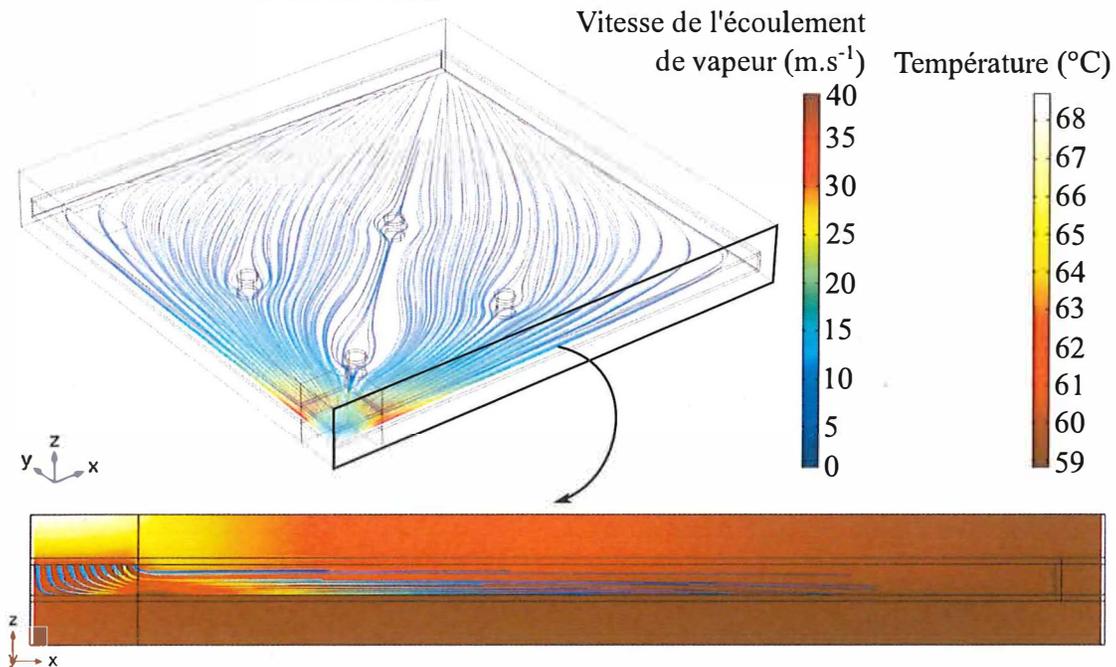


Figure 5-17 : Représentation des lignes de champ de vitesse de vapeur d'une CVUMS alimentée par une puissance de 4 W issue du modèle COMSOL.

Les résultats en terme d'homogénéisation de température sur la face avant sont présentés en Figure 5-18. La CVUMS démontre les meilleures performances de répartition de chaleur avec des différences maximales de température de 4, 12 et 18 °C plus basses en comparaison respectivement avec le cuivre fixé en thermocompression, celui fixé avec l'adhésif et le silicium plein. Bien que le cuivre fixé en thermocompression en face arrière de la puce présente de meilleures performances thermiques que celui fixé par adhésif, ce dernier est techniquement préféré afin d'éviter les contraintes thermomécaniques provenant de la différence de dilatation thermique entre le silicium et le cuivre. Ceci renforce l'intérêt d'une CVUMS directement intégrée dans la face arrière de la puce comme répartiteur de chaleur.

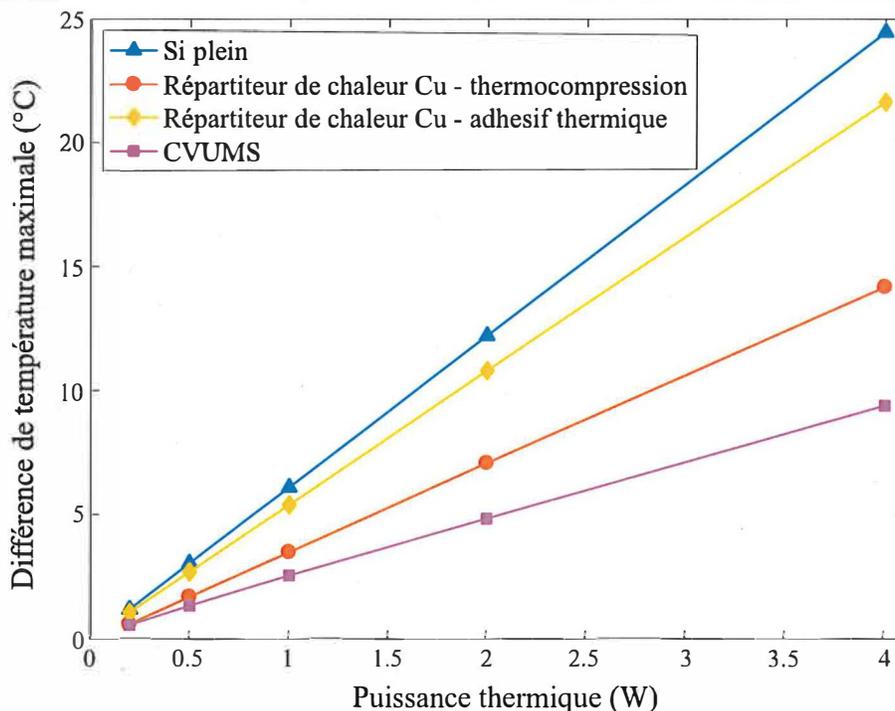


Figure 5-18 : Comparaison de la différence de température maximale sur la face avant de la puce pour différentes solutions de refroidissement passif de mêmes dimensions.

5.3.3 Amélioration des performances thermiques

Le modèle numérique présenté en section 5.3.1 est utilisé pour estimer la température en différentes localisations de la chambre à vapeur. Ces températures sont utilisées pour déterminer la résistance thermique théorique de chaque couche qui peut s'exprimer comme :

$$R_{th,layer_n} = \frac{(T_{border,n-1} - T_{border,+1})}{q} \quad (5-24)$$

avec $T_{border,n-1}$ et $T_{border,n+1}$ les températures moyennes des interfaces supérieures et inférieures de la couche et q le flux de chaleur traversant la couche. La résistance globale de la CVUMS est déterminée en additionnant les résistances thermiques des différentes couches. En supposant que la majorité de la chaleur est transmise de façon transversale à travers le silicium, la surface considérée pour le calcul de la température moyenne d'interface correspond à celle du point chaud pour les couches précédant l'espace vapeur. Un exemple est représenté en Figure 5-19 dans le cas d'une CVUMS dont les différents paramètres sont détaillés dans le Tableau 5-4.

Tableau 5-4 : Paramètres du modèle.

Paramètres	Valeurs
Épaisseur parois (μm)	200
Épaisseur mèche (μm)	30
Épaisseur vapeur (μm)	140
Dimensions CVUMS (cm^2)	1 x 1
Dimensions point chaud (μm^2)	1000 x 1000
Puissance de fonctionnement (W)	4
Température ambiante ($^{\circ}\text{C}$)	21
Convection en face arrière ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$)	1000

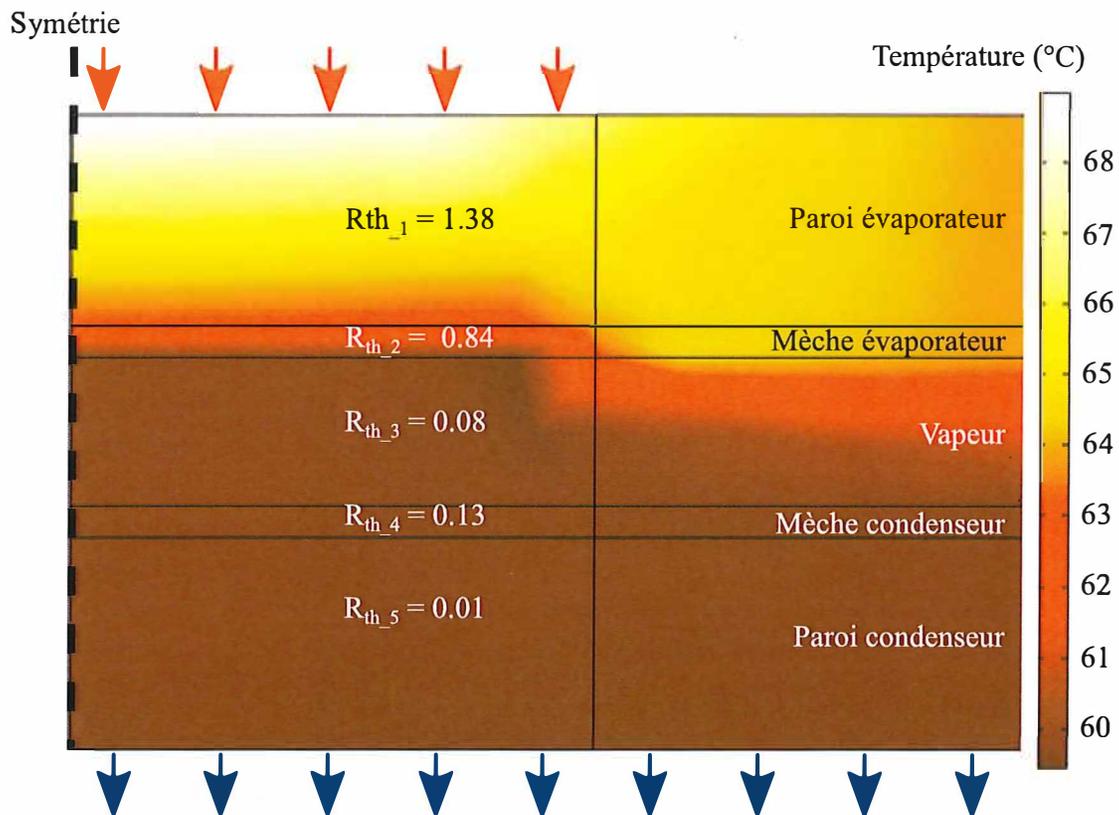


Figure 5-19 Cartographie thermique d'une coupe latérale symétrique d'une CVUM d'après le modèle développé. Un point chaud de $1 \times 1 \text{ mm}^2$ alimenté par une puissance de 4 W est appliqué au centre du dispositif. Les résistances R_{th_1} à R_{th_5} correspondent aux résistances thermiques des différentes couches du dispositif.

Comme présenté en Figure 5-19, les contributions principales à la résistance thermique globale proviennent des parois et de la mèche. De cette manière, l'amélioration des performances thermiques de la CVUMS passe par un amincissement des épaisseurs de ces différentes couches ou encore par une amélioration de la conductivité thermique effective. Dans la mesure où la cavité vapeur présente une résistance thermique négligeable devant celles des parois et de la mèche, réduire sa hauteur n'améliore pas significativement la conductivité effective de la CVUMS et ne présente un avantage qu'en terme d'intégration en réduisant l'épaisseur totale. Dans le cas d'un amincissement des parois, le nombre de piliers de support doit être réévalué afin de compenser l'affaiblissement de leur tenue mécanique, entraînant une augmentation des pertes de charge par friction lors du déplacement de la vapeur. L'amincissement de la mèche conduit quant à lui à une baisse de sa perméabilité et une augmentation des pertes de charge par friction lors du déplacement du liquide. L'amincissement de ces différentes couches conduit à une baisse de la puissance maximale de fonctionnement de la CVUMS. La conductivité thermique de la mèche peut, quant à elle, être améliorée par une diminution de la résistance R_{th_pil} des micropiliers, ce qui se traduit, à épaisseur de mèche constante, par une augmentation du ratio de solide et donc une baisse de la porosité, comme observable au niveau de l'équation (5-11). Cela conduit également à une augmentation des frottements lors de la circulation du liquide et une baisse de la limite capillaire. Une autre piste d'optimisation de la conductivité thermique effective de la mèche, limitant l'impact sur les performances capillaires, est discutée en section 6.1.

5.4 Caractérisations thermiques des CVUMS

5.4.1 Banc de test thermique

Les différents échantillons sont caractérisés à l'aide du banc de test présenté en Figure 5-20. Il se compose d'une source d'alimentation en courant continu SOLIDEC SDRD alimentant l'élément chauffant au centre de la puce, d'un dissipateur de chaleur en aluminium de $31 \times 31 \times 10 \text{ mm}^3$, percé pour permettre le passage du tuyau de remplissage, et fixé à la face arrière de l'échantillon à l'aide de graisse thermique (RS PRO Silicone thermal grease, $5 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) d'environ $100 \mu\text{m}$ d'épaisseur. Un ventilateur (Forcecon Brushless motor F783) fonctionnant à une tension de 3 V permet le refroidissement actif du dissipateur de chaleur. Ces différents éléments sont montés sur un support réalisé en impression 3D permettant de diriger l'intégralité du flux d'air sur le dissipateur thermique. L'élément chauffant situé au centre de la puce ainsi qu'un autre en bord de puce de même qu'une

thermistance CTN de 10 k Ω localisée sur le radiateur sont connectés à un convertisseur analogique-numérique MCP3004 afin d'enregistrer les variations de résistance.

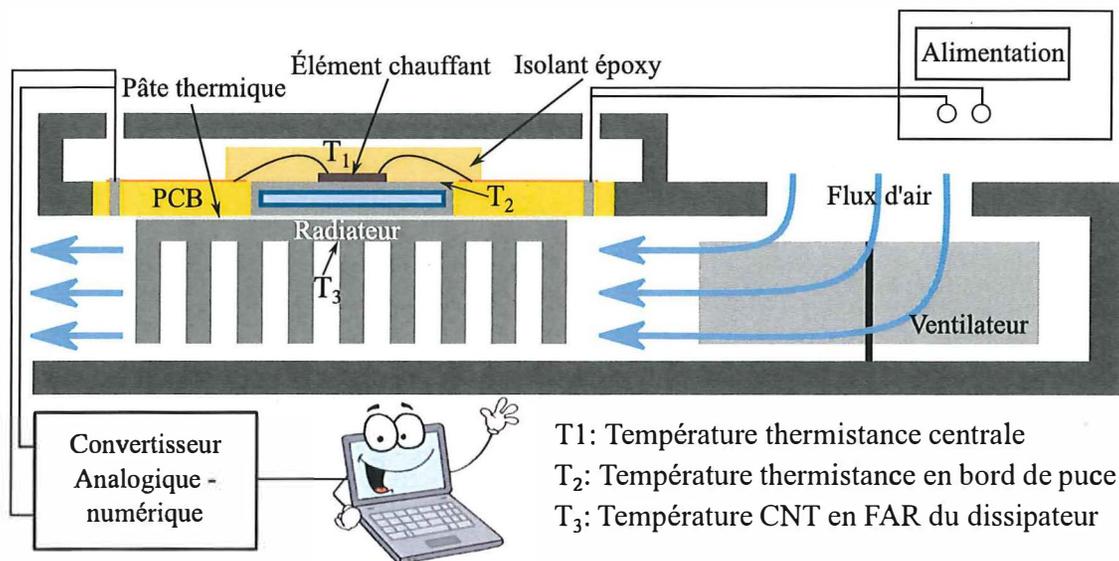


Figure 5-20 : Représentation en coupe du banc de caractérisation thermique.

5.4.2 Caractérisation des échantillons

Les échantillons de chambre à vapeur LETI_1, préparés selon le procédé présenté en section 5.1, sont caractérisés à l'aide du banc de tests présenté dans la section 5.4.1. Des échantillons de silicium pleins de mêmes dimensions ainsi qu'une chambre à vapeur vide uniquement remplie d'air et dont le trou de remplissage a été scellé avec de l'adhésif kapton sont également testés à titre de comparaison. Les différents échantillons sont placés sur le banc de test et alimentés avec une puissance comprise entre 1 et 5 W. Pour chacune des puissances testées, les dispositifs sont laissés en fonctionnement pendant 5 min, durée à partir de laquelle le régime stationnaire semble être atteint. À l'issue de ce temps, la température au centre et au bord de la plaque ainsi que la température de la face arrière sont mesurées sur une durée de 1 min. Les résultats en termes de température du point chaud, de résistance thermique et de variation de température sur la face avant sont tracés respectivement en Figure 5-21, Figure 5-22 et Figure 5-23. Les performances théoriques des prototypes LETI_1 et LETI_2 sont également estimées à l'aide du modèle présenté en section 5.3 et les échantillons de silicium plein et de CVUMS vide sont utilisés afin de calibrer les différents paramètres extérieurs, résumés dans le Tableau 5-5. Le coefficient d'échange effectif sur la face avant correspond à celui d'une exposition à une convection naturelle comme explicité en section 5.3.2. Celui appliqué à la face arrière est déterminé par calibrage en faisant

correspondre les résultats de températures sous COMSOL avec les résultats expérimentaux sur le banc de test, dans le cas d'un échantillon de silicium plein.

Tableau 5-5 : Paramètres de modélisation du banc de test.

Paramètres	Valeurs
Dimensions du dissipateur de chaleur en aluminium	31 x 31 x 10 mm ³
Coefficient d'échange effectif (face avant)	10 W.m ⁻² .K ⁻¹
Coefficient d'échange effectif (face arrière)	580 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Épaisseur de la graisse thermique	100 μm
Conductivité thermique effective de la graisse thermique	5 W.m ⁻¹ .K ⁻¹

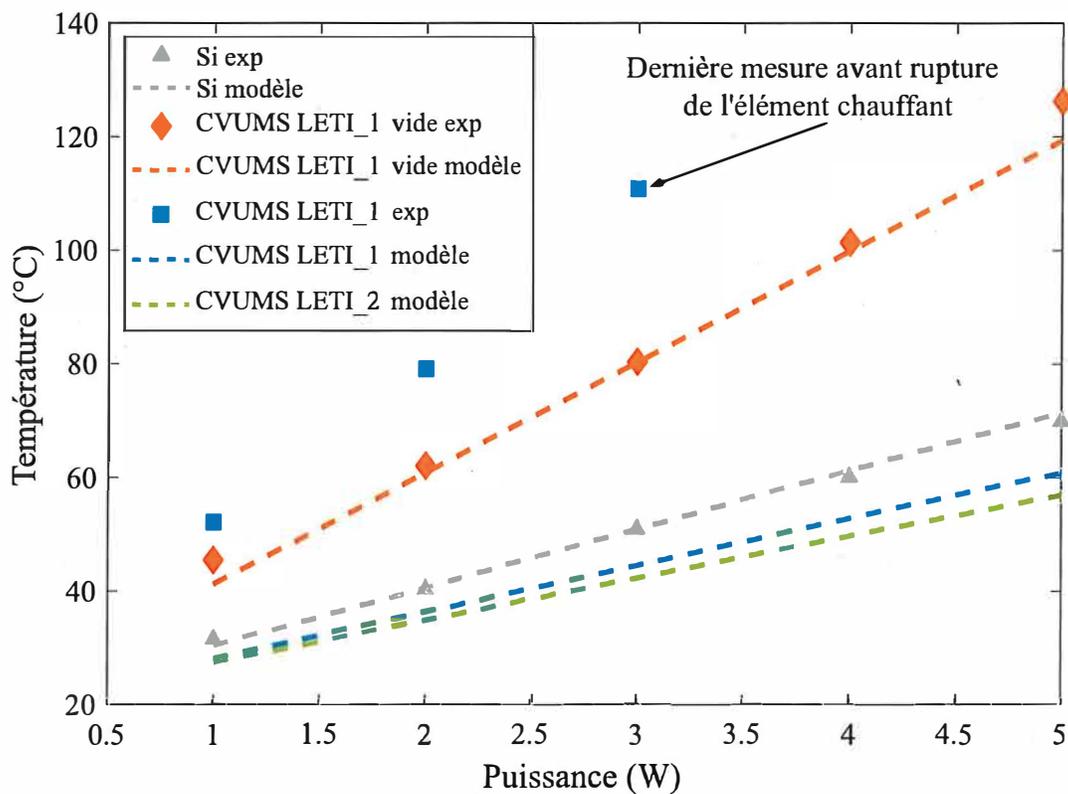


Figure 5-21 : Température moyenne du point chaud en fonction de la puissance moyenne de fonctionnement.

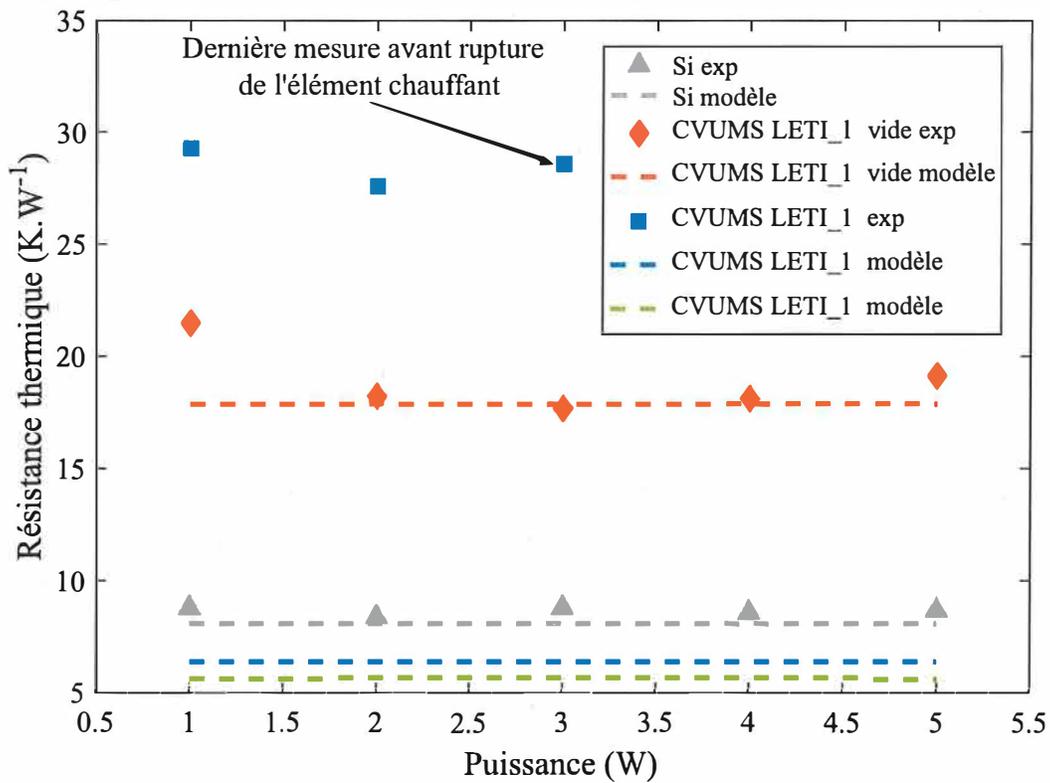


Figure 5-22 : Comparaison des résistances thermiques des différents échantillons testés.

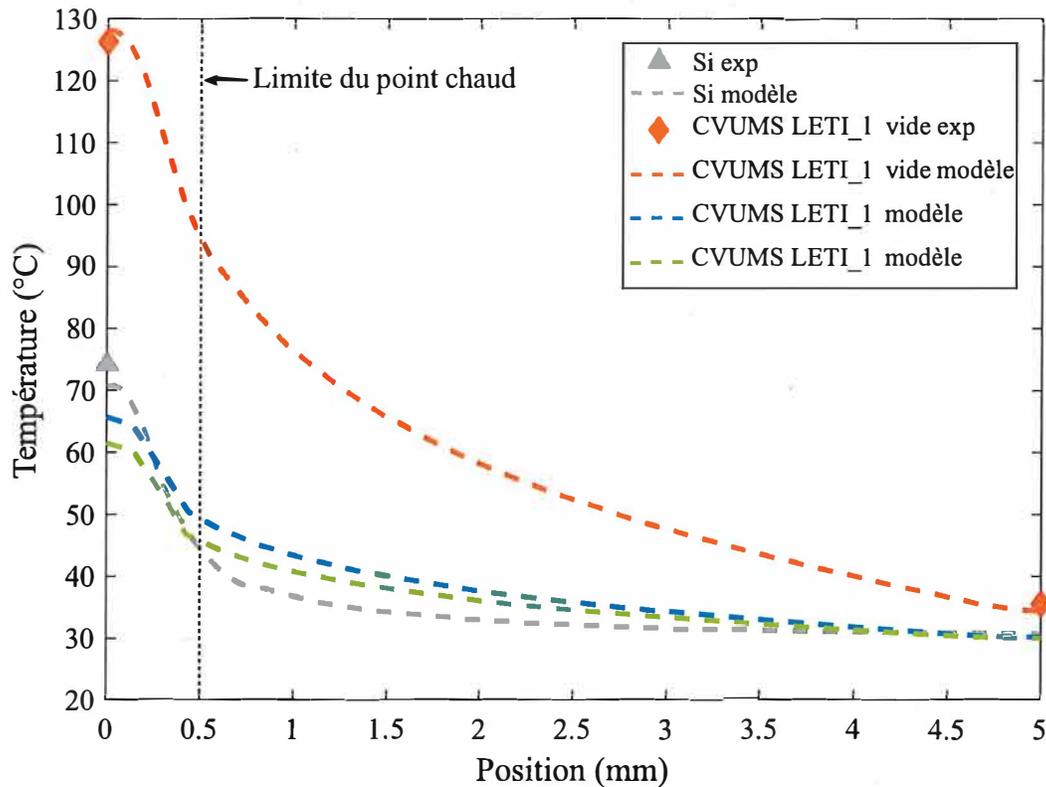


Figure 5-23 : Variation de la température entre le centre et le bord de la puce pour une puissance de fonctionnement de 4 W.

Les résultats correspondant aux échantillons modélisés de chambres à vapeur sont considérés comme les performances optimales qui pourraient être atteintes dans le cas d'un remplissage efficace évitant la présence de gaz non condensables. En termes de température du point chaud, pour un flux de chaleur de 5 W, les prototypes LETI_1 et LETI_2 permettent théoriquement un refroidissement respectivement de 13 °C et de 17 °C plus efficace que le silicium à dimensions équivalentes. Ils permettent également théoriquement une meilleure homogénéisation de la température à la surface de la puce avec une différence de température de 35.4 °C pour LETI_1, 31.4 °C pour LETI_2 et 39.8 °C pour le silicium entre le centre et le bord de la puce. Les résistances thermiques globales (chambre à vapeur + dissipateur de chaleur en aluminium) des prototypes modélisés sont également plus faibles que l'échantillon de silicium avec des valeurs de 6.5 K.W⁻¹ et 5.7 K.W⁻¹ pour LETI_1 et LETI_2 contre 8.6 K.W⁻¹ pour le silicium. L'estimation des performances des prototypes montre que le prototype LETI_2 présente une résistance thermique plus faible que le LETI_1 ainsi que de meilleures capacités de refroidissement et d'homogénéisation de température sur la face avant. Il a également été conçu plus fin afin d'améliorer son intégrabilité. Cependant, de par sa conception il reste limité à une puissance maximale de fonctionnement de 5 W. Le prototype LETI_2 serait de fait à privilégier pour des applications jusqu'à 5 W et le prototype LETI_1 au-delà.

Le prototype de CVUMS LETI_1 rempli, caractérisé expérimentalement, présente des performances très éloignées de celles modélisées, avec une résistance thermique plus de 4 fois supérieure et une température au niveau du point chaud 2.5 fois plus importante pour un fonctionnement à 3 W. La mesure de température en bord de puce de l'échantillon LETI_1 n'a pu être mesurée expérimentalement en raison d'un dysfonctionnement de la thermistance associée. Ces différences de température et de résistance thermique peuvent s'expliquer par la présence du joint époxy en face arrière permettant de fixer le tuyau de remplissage qui n'est pas présent sur les autres échantillons. Le joint empêche l'échange thermique sur près d'un quart de la surface de la face arrière, ce qui limite significativement l'extraction de chaleur. Cette hypothèse est appuyée par le fait que sur l'ensemble des courbes, les performances expérimentales du prototype LETI_1 sont significativement moins bonnes que celles du même prototype, vide, sans tuyau de remplissage, qui devrait présenter une conductivité thermique équivalente plus faible. Par ailleurs, le remplissage n'ayant pas été réalisé de manière optimale, la très probable présence de gaz non condensables contribue également à réduire les performances expérimentales du prototype en comparaison avec les

valeurs théoriques. Une méthode de scellement plus efficace du tuyau de remplissage à l'aide d'un joint métallique opéré par soudure ou brasure permettrait de réduire la surface isolée au niveau du condenseur.

Les résistances surfaciques corrigées théoriques R_{th_surf}'' du prototype LETI_1 et d'un dispositif similaire dont les parois du condenseur et de l'évaporateur sont amincies à 200 μm (tel que décrit en section 5.3.2) sont comparées avec d'autres chambres à vapeur en silicium et en cuivre de la littérature (références en section 2.3.3) en Figure 5-24. Après amincissement de l'ensemble des parois, le prototype LETI_1 atteindrait l'épaisseur la plus fine des dispositifs en silicium recensés, avec un facteur de mérite R_{th_surf}'' bien meilleur en comparaison des dispositifs de la littérature. Le développement d'un tel dispositif fonctionnel présente de ce fait un intérêt notable pour adresser une solution de refroidissement à haut niveau d'intégration à la problématique de points chauds au sein des puces microélectroniques.

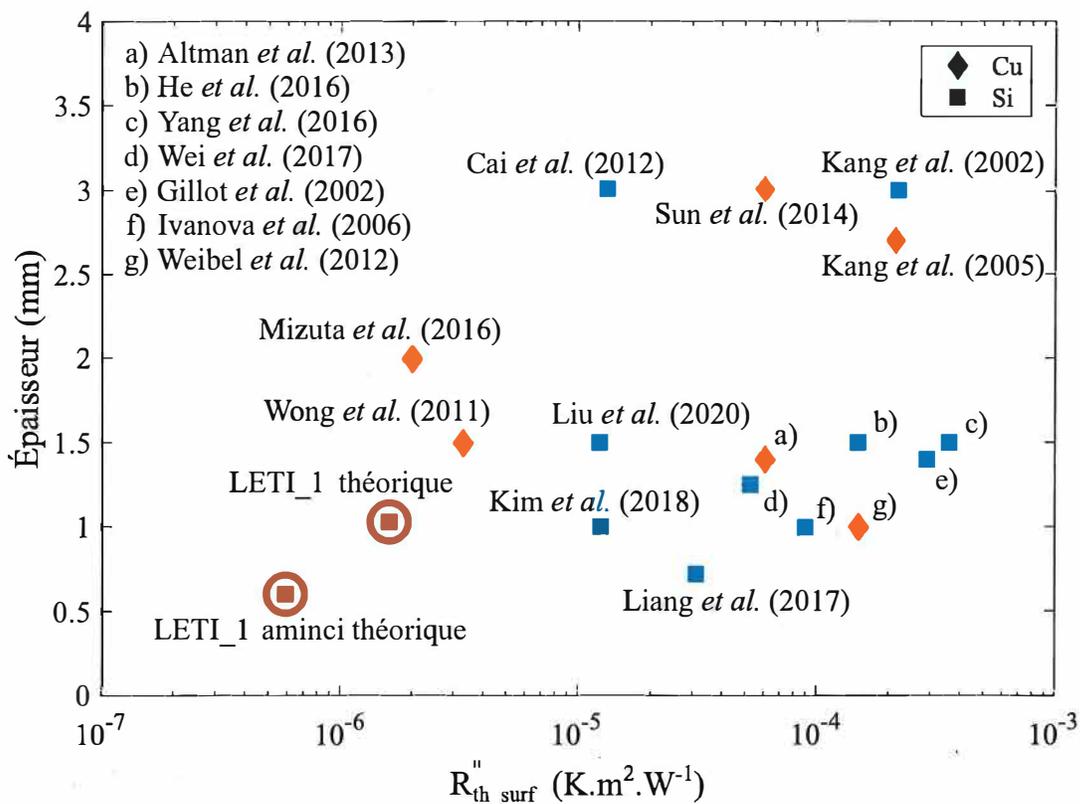


Figure 5-24 : Comparaison de la résistance thermique corrigée R_{th_surf}'' théorique des prototypes LETI_1 partiellement et complètement amincis avec les dispositifs développés dans la littérature.

5.5 Conclusion

La validité de l'utilisation d'une étape de collage direct à basse température activé par plasma pour la réalisation de chambres à vapeur en silicium a été évaluée par mesure d'énergie de collage et par résistance mécanique à haute température. Dans le cas de CVUMS fonctionnant à l'eau, un recuit de consolidation à 200 °C permet la diffusion et le stockage d'eau à l'échelle moléculaire au niveau de l'interface, ce qui fait décroître l'énergie de collage et peut entraîner des problèmes d'herméticité sur le long terme. Il a été montré que l'utilisation d'un recuit à 400 °C permet de pallier ces problèmes et présente, après un stockage prolongé en immersion dans l'eau des énergies de collage plus de deux fois supérieures. Par ailleurs, les tests de tenue mécanique montrent que les dispositifs expérimentaux supportent une montée en température jusqu'à 157 °C, au-delà des limites imposées par le cahier des charges, et présentent une herméticité satisfaisante jusqu'à une semaine après le remplissage et le scellement. Ceci permet de valider la pertinence de l'approche de collage proposée. Il restera cependant à vérifier la tenue mécanique des micropiliers de la mèche lorsque le dispositif repli est soumis à des températures négatives afin de confirmer que le gel de l'eau n'entraîne pas leur rupture.

Un modèle numérique, adapté de la littérature afin d'intégrer la circulation de la vapeur, permet d'estimer les performances thermiques d'une CVUMS afin de les comparer avec celles d'autres dispositifs de refroidissement passifs de la littérature. La CVUMS présente de meilleurs résultats que le silicium ou qu'un répartiteur de chaleur en cuivre en termes de résistance thermique et d'homogénéisation de température, à dimensions équivalentes de l'ensemble puce / répartiteur. De plus, en considérant à la fois leur compacité et les dimensions des points chauds auxquels ils s'adressent, les dispositifs complètement amincis présentent des performances thermiques théoriques bien supérieures à celles des dispositifs de la littérature, ce qui encourage à poursuivre leur développement. Un banc de test a été développé afin de pouvoir tester les prototypes réalisés. Cependant ces derniers n'atteignent pas les performances escomptées, probablement en raison de l'étape de remplissage qui reste à réaliser correctement avec une étanchéité satisfaisante.

CHAPITRE 6

PISTES D'AMÉLIORATION DE CVUMS

Ce chapitre traite de pistes d'améliorations potentielles de la CVUMS en termes de performances et d'intégration. Il s'agira notamment d'améliorer la conductivité thermique effective de la mèche sans en dégrader les performances fluidiques, ainsi que de proposer une approche de remplissage et de scellement ne nécessitant pas d'ajout de tuyau de remplissage. Ces différentes approches ont été étudiées séparément mais n'ont pas encore pu être implémentées sur un dispositif complet.

6.1 Mèche bi-poreuse à base de silicium poreux

Cette section aborde la fabrication et la caractérisation de mèche en silicium à deux niveaux de porosité, composée de micropiliers de silicium porosifiés en surface, dans le but d'améliorer les performances fluidiques et thermiques.

6.1.1 Amélioration des performances fluidiques et thermiques

Performances thermiques

Comme représenté en Figure 6-1, la présence d'une couche poreuse supplémentaire en surface des micropiliers permet au liquide de circuler sur l'intégralité de sa surface, là où pour un micropilier classique ce dernier n'est en contact qu'avec les surfaces latérales. Comme il sera présenté plus en détail en section 6.1.2, la porosification du silicium permet la formation de pores connectés dont les dimensions sont généralement inférieures au micron, bien en-dessous de l'épaisseur de film mince généralement considérée comme zone d'évaporation. De ce fait, la totalité de la surface des pores de surface est considérée comme une source d'évaporation additionnelle, en comparaison avec des micropiliers standards. Cela se traduit par l'ajout d'un chemin thermique supplémentaire en parallèle de celui passant par le film mince. Dans la mesure où la résistance thermique prédominante sur le chemin du micropilier est dépendante de la surface du film mince, l'ajout de cette micro

structuration de surface devrait permettre de réduire la résistance thermique équivalente globale. Cette approche rajoute néanmoins une résistance thermique correspondant à la couche de silicium poreux, dont la valeur dépend principalement de sa porosité, de son type de structure et de son épaisseur. Il conviendra alors de faire en sorte que l'ajout de cette résistance ne dégrade pas le gain en performance résultant de l'augmentation de la surface d'évaporation et que cet ajout ne réduise pas la limite d'ébullition au point qu'elle devienne prédominante.

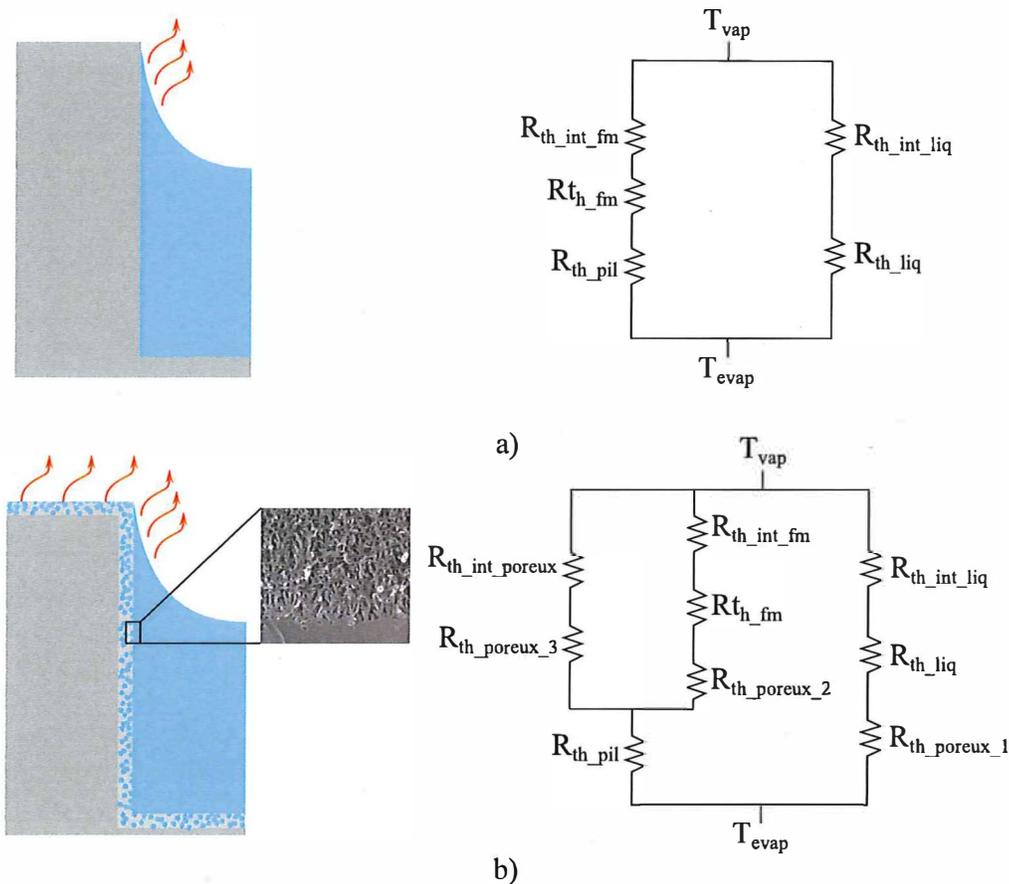


Figure 6-1 : Représentation schématique des zones d'évaporation et des circuits thermiques équivalents dans le cas de micropiliers a) non porosifiés et b) porosifiés.

6.1.2 Porosification du silicium

La porosification du silicium est généralement réalisée à l'aide d'un procédé d'anodisation électrochimique dans une solution électrolytique à base d'acide fluorhydrique (HF). La plaque de silicium à porosifier est immergée dans l'électrolyte, contenu dans une cellule d'anodisation, et connectée à l'anode, tandis qu'un métal inerte fait office de cathode. Dans ces conditions, un mécanisme de formation de la couche poreuse a été proposé par Lehmann

et Gösele [103], [104]. Sous l'action d'un champ électrique, une charge positive polarise une des liaisons Si-H à la surface de l'échantillon de silicium et permet la formation d'une liaison Si-F par attaque d'un ion F^- (Figure 6-2-A). La formation de cette liaison a pour effet de polariser une liaison Si-H adjacente, conduisant à la formation d'une nouvelle liaison Si-F et à la libération de dihydrogène gazeux (Figure 6-2-B et C). Il s'en suit la polarisation et l'attaque des liaisons Si-Si par SiF_2 (Figure 6-2-D), conduisant à la libération d'une molécule de SiF_4 et à la passivation des atomes de silicium en surface par des molécules d'hydrogène (Figure 6-2-E). Ces attaques localisées entraînent la formation d'inhomogénéités de surface où vont se concentrer les charges positives et où va continuer de se propager la gravure.

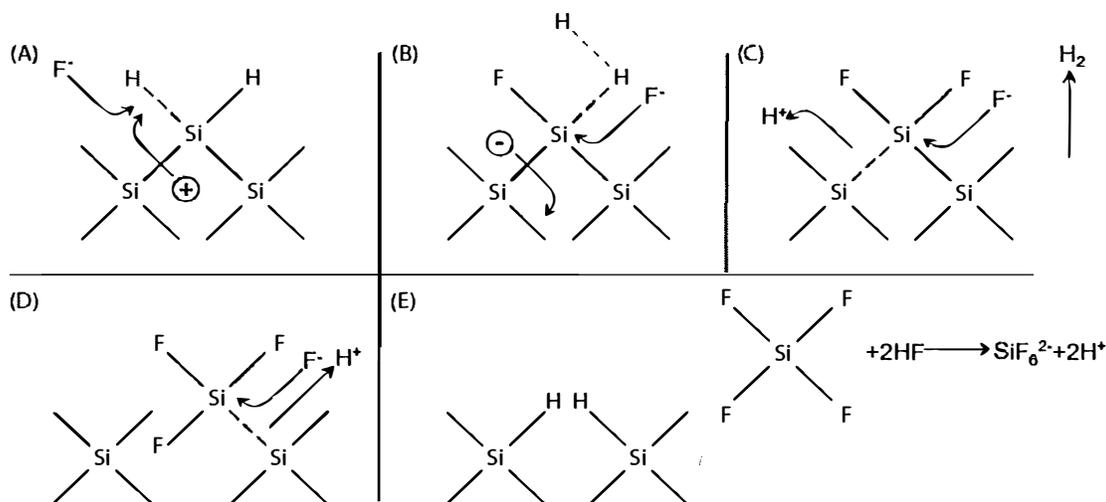


Figure 6-2 : Représentation schématique des différentes étapes du procédé de porosification du silicium d'après Lehmann et Gösele [103], [104].

En fonction des conditions d'anodisation, trois types de couches poreuses peuvent être réalisés : microporeuse, mésoporeuse et macroporeuse. Ils sont généralement classifiés selon la taille des pores comme présenté en Figure 6-3.

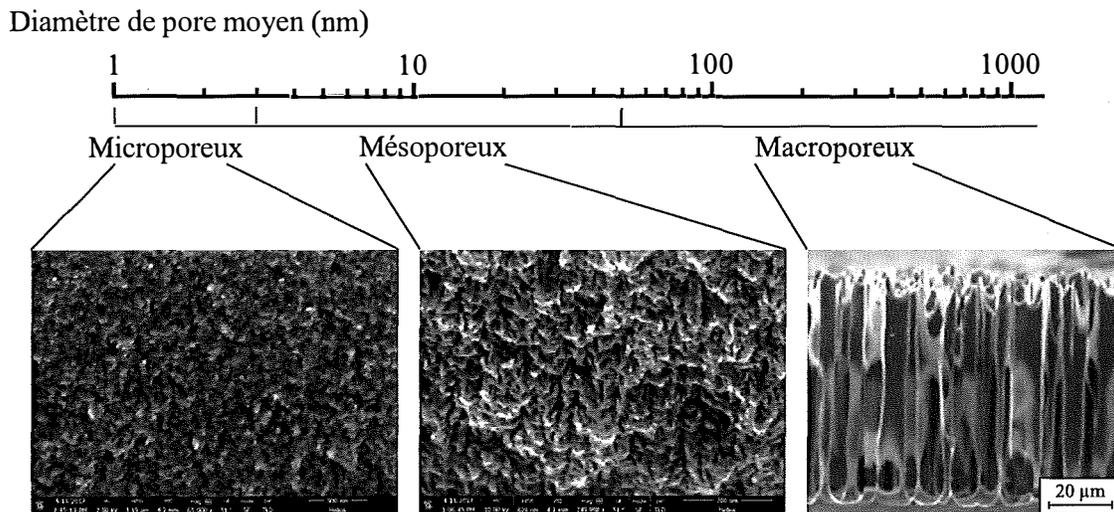


Figure 6-3 : Classification des différents types de silicium poreux selon leur taille de pores.

Tableau 6-1 : Classification des différents types de silicium poreux selon leur taille de pores [104].

Classification Si poreux	Taille pores	Taille cristallites
Microporeux	$\leq 2 \text{ nm}$	$\leq 2 \text{ nm}$
Mésoporeux	$2 \text{ nm} \leq d_{pore} \leq 50 \text{ nm}$	$2 \text{ nm} \leq d_{pore} \leq 50 \text{ nm}$
Macroporeux	$\geq 50 \text{ nm}$	$\geq 50 \text{ nm}$

La variation des différents paramètres d'anodisation tels que la densité de courant, la composition de l'électrolyte, l'illumination ou non de la face arrière ou encore le dopage du substrat de silicium permettent d'aboutir à de grandes diversités de morphologies de la couche poreuse. Les effets de ces principaux paramètres sont présentés ci-dessous.

- Le dopage du substrat : Le type de morphologie de la couche de silicium poreux est dans un premier temps contrôlé par son niveau de dopage ainsi que des conditions d'illumination. Les différents types de morphologie de silicium poreux généralement obtenus pour différents types de substrats sont présentés dans le Tableau 6-2.

Tableau 6-2 : Type de silicium poreux produit en fonction du dopage du substrat de base [105].

Type de substrat Si	Résistivité ($\Omega.cm$)	Illumination (Oui/Non)	Type de Si poreux
p	1	Non	Microporeux
p ⁺	$10^{-3} - 10^{-2}$	Non	Mésoporeux
n	1	Non	Macroporeux
n	1	Oui	Épaisseur ≤ 100 nm \Rightarrow microporeux
n	1	Oui	Épaisseur ≥ 100 nm \Rightarrow macroporeux
n ⁺	$10^{-3} - 10^{-2}$	Non	Mésoporeux

- La densité de courant** : Pour une concentration de HF constante dans l'électrolyte, une augmentation de la densité de courant J entraîne une augmentation de la porosité. Comme schématisé en Figure 6-4, pour de faibles densités de courant, sous l'action du champ électrique, les trous s'accumulent au fond des cavités et la gravure est fortement anisotrope. En augmentant la densité de courant, la surface de pores polarisée augmente, accentuant la gravure latérale. Au-delà d'une certaine valeur de densité de courant, la diffusion des ions fluorures devient le seul paramètre limitant. Le champ électrique se trouve localisé au niveau des défauts de surface qui deviennent les sites de gravure préférentiels, avec pour effet de lisser la surface du substrat. La gravure passe d'un régime d'anodisation à un régime d'électropolissage.

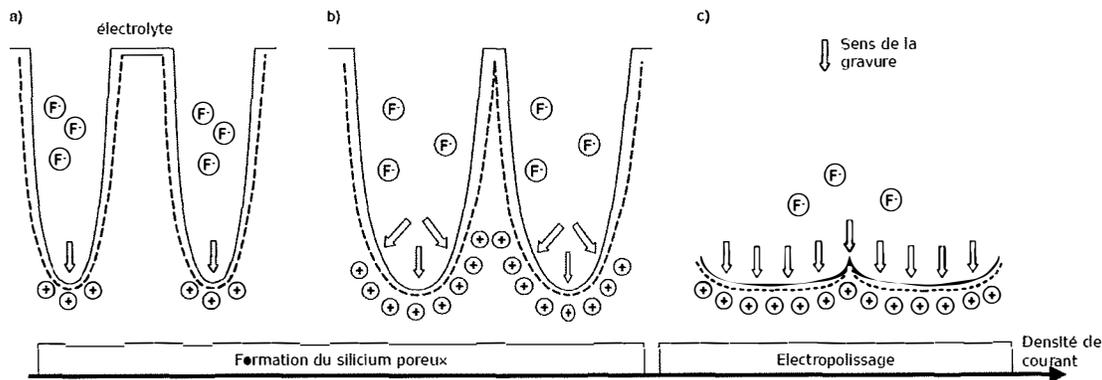


Figure 6-4 : Effet d'une augmentation de la densité de courant à concentration en HF constante dans l'électrolyte sur la porosification du silicium d'après Populaire [105] : a) gravure très anisotrope à faible densité de courant, b) augmentation latérale de la taille des pores, c) régime d'électropolissage.

- La composition de l'électrolyte : À densité de courant constante, augmenter la concentration en HF de l'électrolyte entraîne une réduction de la porosité, comme schématisé en Figure 6-5. Les faibles concentrations de HF entraînent des vitesses de gravures faibles et favorisent de ce fait la gravure latérale du silicium et l'élargissement des pores; tandis que les fortes concentrations se caractérisent par des gravures fortement anisotropes. Il est à noter que de ce fait, le régime d'électropolissage survient à des densités de courant plus faibles à faible concentration de l'électrolyte en HF que dans le cas de fortes concentrations.

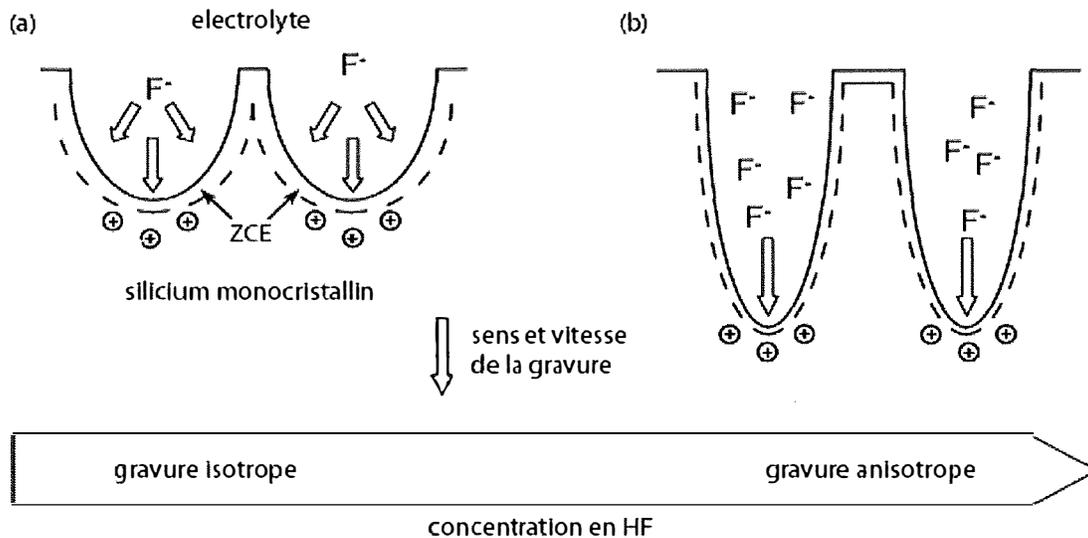


Figure 6-5 : Effet d'une augmentation de concentration en HF de l'électrolyte à densité de courant constante sur la porosification du silicium selon Populaire [105].

6.1.3 Fabrication de micropiliers de silicium porosifiés

Du fait de sa structure ramifiée avec des pores connectés entre eux, un silicium poreux de type mésoporeux est sélectionné pour cette étude, afin de permettre la circulation du fluide de travail. Ce dernier est réalisé dans une cellule d'anodisation à double réservoir telle que schématisée en Figure 6-6. Par rapport à une cellule simple, ce montage présente l'avantage de polariser la plaque de silicium par contact électrolytique et de ne pas nécessiter la métallisation de la face arrière pour permettre le passage du courant. Cela permet de limiter le nombre d'étapes préliminaires et le risque de contamination métallique.

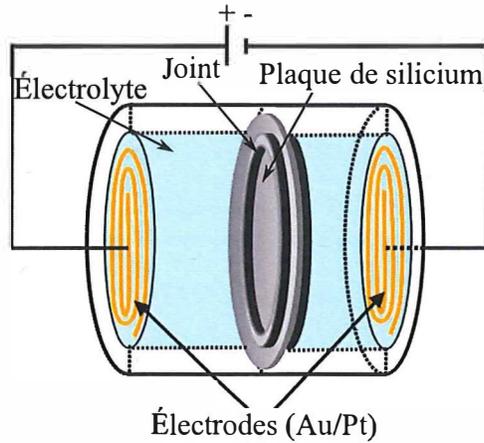


Figure 6-6 : Schéma d'une cellule d'anodisation à double bain d'après Mery [106].

Afin de comparer les performances thermiques et fluidiques de la mèche bi-poreuse avec celles d'une mèche monoporeuse, des échantillons de réseaux de micropiliers de $5 \times 1 \text{ cm}^2$ porosifiés et non porosifiés sont réalisés. Le procédé de fabrication de ces échantillons est présenté en Figure 6-7. Dans un premier temps, les micropiliers de silicium de $60 \mu\text{m}$ de diamètre et de $60 \mu\text{m}$ d'espacement sont réalisés par photolithographie puis gravure DRIE sur une profondeur de $50 \mu\text{m}$ (étapes 1 à 4) à partir de plaques de silicium dopés p^+ . Une partie des échantillons est mise de côté afin de servir de référence et le reste est porosifié sur une profondeur de $1 \mu\text{m}$ selon les conditions expérimentales présentées dans le Tableau 6-3. Les échantillons sont ensuite rincés à l'eau DI puis à l'éthanol et séchés sous azote.

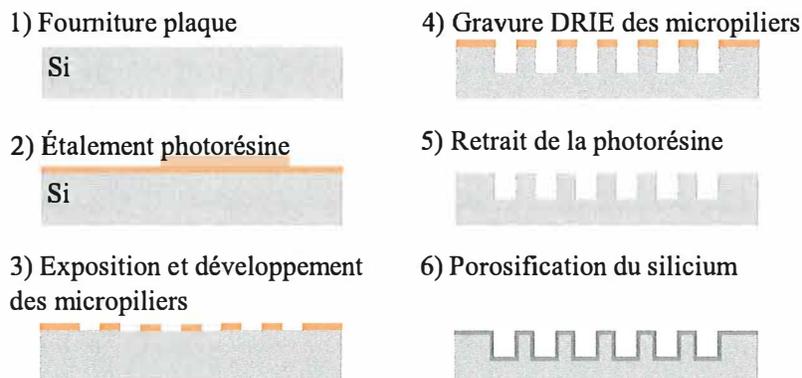


Figure 6-7 : Procédé de fabrication des réseaux de micropiliers porosifiés.

Tableau 6-3 : Paramètres de porosification.

Substrat	Résistivité ($\Omega \cdot \text{cm}$)	Densité courant ($\text{mA} \cdot \text{cm}^{-2}$)	Durée de porosification (min)	Composition électrolyte	Concentration HF (%)
p ⁺	0.01-0.02	12.7	15	HF-Ethanol	15

Une observation MEB en coupe de la couche de silicium poreux est réalisée sur un échantillon clivé et présentée en Figure 6-8. La couche de silicium poreux recouvre l'intégralité de la structure de la mèche et est homogène sur toute sa profondeur. Elle présente des pores connectés de 10 à 30 nm de diamètre environ avec une porosité d'environ 0.6, estimée par analyse numérique des images MEB. La surface de la couche poreuse présente une rugosité importante.

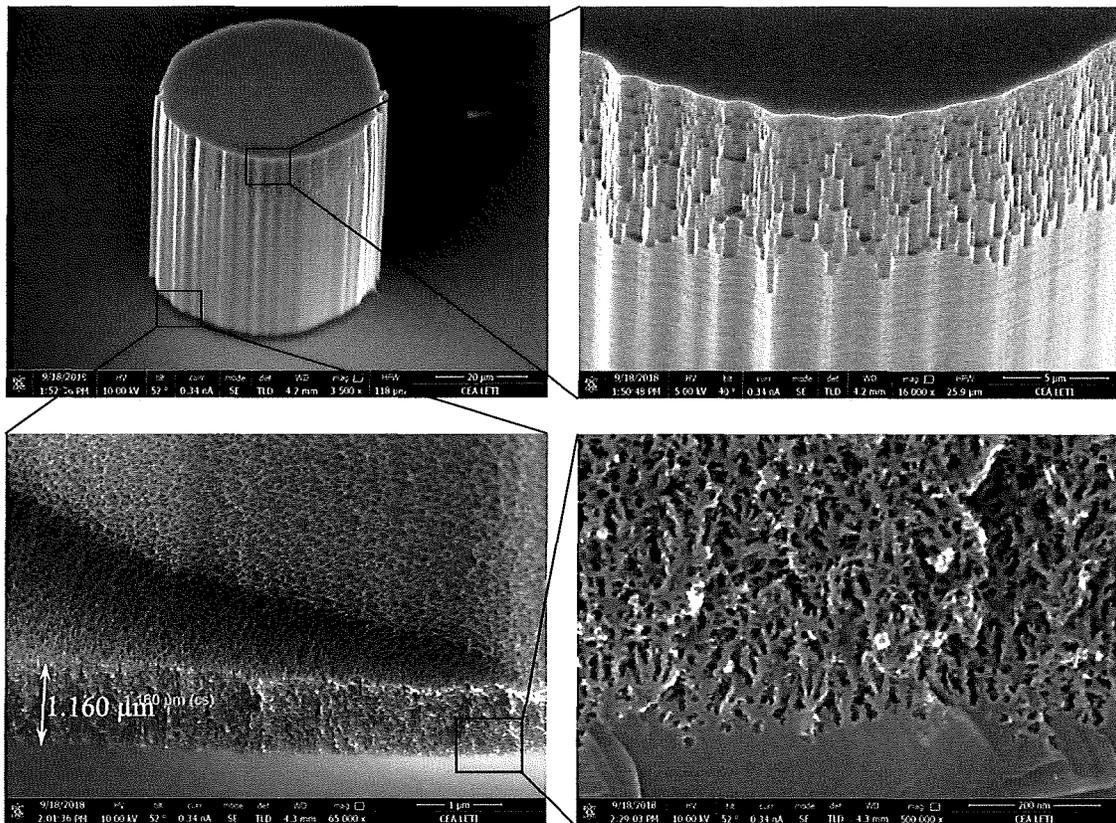


Figure 6-8 : Observation MEB d'un micropilier de silicium porosifié sur une épaisseur d'environ 1 μm .

6.1.4 Caractérisation des échantillons

6.1.4.1 Mouillabilité et imprégnation des structures poreuses

Mouillabilité des échantillons

Les différents échantillons n'ayant pas été oxydés, leur surface est naturellement hydrophobe. Afin de les rendre hydrophiles, les différents échantillons subissent un nettoyage plasma ($O_2 - 150 W$) pendant 5 min. La mouillabilité des échantillons avant et après traitement est mesurée par angle de goutte et les résultats présentés en Figure 6-9. Les échantillons porosifiés que ce soit sur silicium plein ou sur le réseau de micropiliers présentent une mouillabilité inférieure par rapport au silicium non porosifié. Il est à noter que dans le cas des micropiliers porosifiés, la surface présente un caractère superhydrophobe qui peut être expliqué par une rugosité de surface à deux échelles, induite par les micropiliers et la rugosité de surface résultant de leur porosification, visible en Figure 6-8. Cette double rugosité de surface conduit à la formation d'une goutte déposée sur les micropiliers par effet lotus. Le traitement plasma permet néanmoins de rendre les surfaces super hydrophiles avec un angle de contact inférieur à 5° . Cela se traduit, dans le cas des micropiliers porosifiés et non porosifiés, par un remplissage complet de l'espace interpilier. Les mesures d'angle de goutte sont réitérées à différents temps après le traitement plasma pour estimer la durée d'hydrophilisation de la surface et les résultats sont présentés dans le Tableau 6-4. En les conservant à atmosphère ambiante, les surfaces conservent un caractère superhydrophile jusqu'à plusieurs heures après le traitement et une mouillabilité suffisante pour remplir l'espace interpilier jusqu'à plus de 24h. Il est recommandé de ne pas attendre au-delà de cette durée afin de procéder au remplissage afin de s'assurer de remplir convenablement la mèche, un remplissage directement après le traitement hydrophilisant étant idéal. Il restera cependant à analyser l'évolution de la mouillabilité en fonction du temps lorsque les structures sont immergées afin de vérifier qu'une fois remplie, la mèche garde un caractère suffisamment hydrophile tout au long de la durée de vie du dispositif.

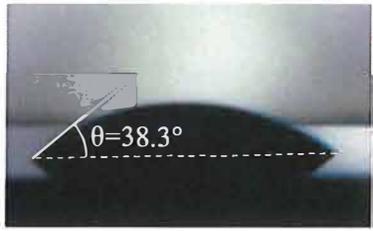
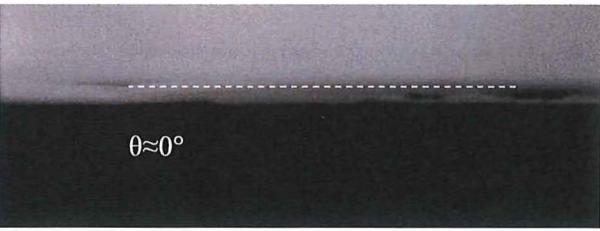
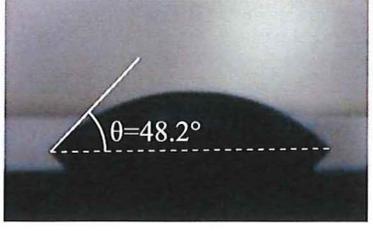
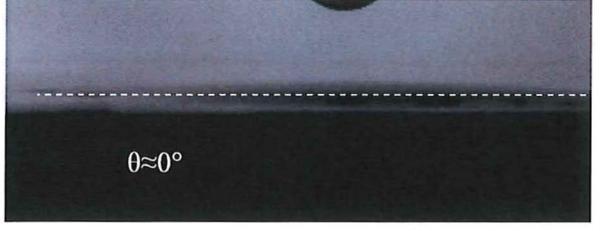
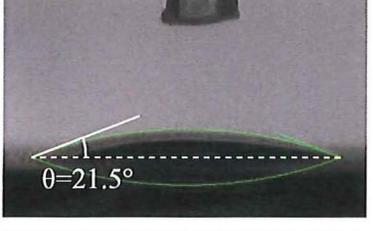
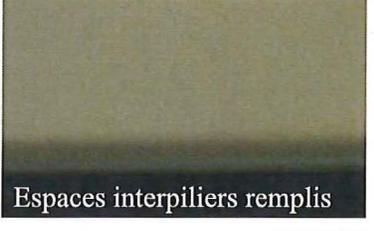
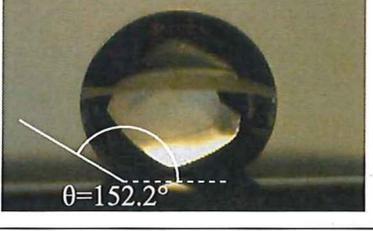
		Avant traitement plasma	Après traitement plasma
Si plein	Non porosifiés	 $\theta=38.3^\circ$	 $\theta \approx 0^\circ$
	Porosifiés	 $\theta=48.2^\circ$	 $\theta \approx 0^\circ$
Micropiliers	Non porosifiés	 $\theta=21.5^\circ$	 Espaces interpiliers remplis
	Porosifiés	 $\theta=152.2^\circ$	 Espaces interpiliers remplis

Figure 6-9 : Angle de contact avant et après traitement plasma O_2 , 150 W, 5 min dans le cas de micropiliers et de silicium plein porosifiés et non porosifiés.

Tableau 6-4 : Évolution de la mouillabilité des échantillons en fonction du temps.

Échantillon	Angle de contact (°)				
	<i>Avant traitement</i>	$t=0$	$t=1h$	$t=3h$	$t=24h$
Si	38.3	4.1	4.1	6.2	8.3
Si poreux	48.2	4.1	4.1	6.4	16
Micropiliers Si	21.5	Mèche remplie	Mèche remplie	Mèche remplie	Mèche remplie
Micropiliers Si poreux	152.3	Mèche remplie	Mèche remplie	Mèche remplie	Mèche remplie

Imprégnation de la structure poreuse

Afin de vérifier que le traitement plasma traite également les surfaces internes de la structure poreuse, et que cette dernière permette la circulation du fluide de travail, un test d'évaporation est réalisé sur des échantillons de silicium sans micropiliers, porosifiés selon les conditions détaillées dans le Tableau 6-3 sur une épaisseur de 10 μm . Une goutte de liquide est déposée sur chacun des échantillons et l'évaporation à atmosphère et température ambiante est suivie par mesure de masse. Les résultats sont présentés en Figure 6-10 dans le cas de l'eau et de l'éthanol.

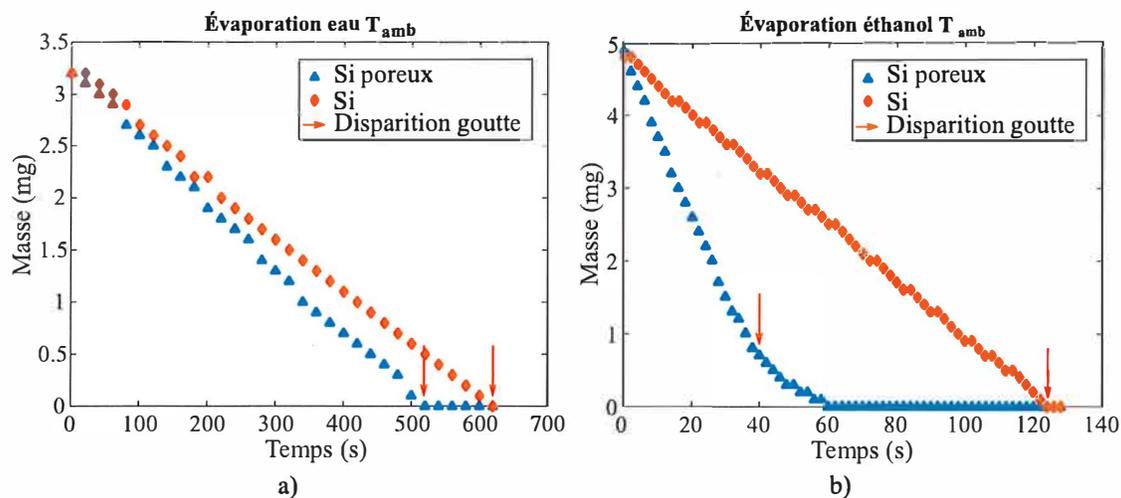


Figure 6-10 : Comparaison de l'évaporation d'un même volume a) d'eau et b) d'éthanol sur un échantillon de silicium poli et de silicium mésoporeux. La flèche rouge indique le moment où la goutte de liquide déposée a totalement disparu visuellement.

Il est observé que, dans le cas des échantillons porosifiés, la goutte de liquide déposée s'étale sur une plus grande surface en comparaison des échantillons de silicium que ce soit pour l'éthanol ou l'eau. Cela se traduit par une surface d'évaporation plus importante et donc une évaporation plus rapide, comme observé en Figure 6-10 en comparant les pentes des courbes des échantillons porosifiés ou non. Cela peut s'expliquer par la rugosité de surface importante issue de la porosification, observable en Figure 6-8, qui agit comme une fine couche capillaire. Dans le cas de l'eau, et de l'éthanol évaporé sur l'échantillon de silicium poli, l'évaporation se produit à vitesse constante et la disparition visuelle de la goutte de liquide sur l'échantillon se produit au moment où la masse de liquide restant devient nulle. L'évaporation de l'éthanol sur la structure poreuse présente une tendance différente. Dans un premier temps l'évaporation se produit à vitesse constante jusqu'à disparition de la goutte de liquide. A ce stade, environ 1 mg de liquide ne s'est pas évaporé et la vitesse d'évaporation diminue jusqu'à évaporation complète du liquide. Ce résultat tend à prouver qu'une partie de l'éthanol a imbibé la structure poreuse, et n'est pas totalement évaporée lorsque l'éthanol présent en surface de l'échantillon disparaît. L'évaporation à l'intérieur de la surface de pores explique également le changement de pente de la courbe par rapport à l'évaporation de surface. Cette mesure ne permet cependant pas de conclure quant à la diffusion latérale du liquide dans la structure mésoporeuse. Cette tendance n'étant pas observée dans le cas de l'eau, on peut en conclure qu'en l'état, contrairement à l'éthanol, l'eau n'imbibe pas la structure poreuse et le traitement plasma ne permet certainement pas d'atteindre les surfaces internes de la couche poreuse.

6.1.4.2 Caractérisation fluidique

Les performances microfluidiques de la mèche sont déterminées à l'aide d'une mesure de montée de liquide. Cette approche consiste à mettre en contact un échantillon de mèche orienté verticalement avec un réservoir de fluide de travail afin d'y observer la montée de liquide sous l'effet de la capillarité, comme décrit en Figure 6-11. L'échantillon est relié à une balance de précision afin de pouvoir mesurer l'évolution de masse durant la montée du liquide et une caméra permet de suivre l'avancée de son front. L'échantillon est placé dans un bécher fermé laissant uniquement passer la tige de fixation pendant la mesure, afin de travailler dans un environnement saturé en fluide de travail et ainsi limiter l'évaporation du liquide dans la mèche durant la mesure. De ce fait, la montée du liquide dans la structure

poreuse dépend uniquement des effets de capillarité, de viscosité et d'hydrostatique. En connaissant les dimensions de l'échantillon et de la structure de mèche, pour un instant donné, la combinaison de la hauteur du front de liquide et de la masse de liquide dans la mèche permet de déterminer la hauteur moyenne de liquide entre les piliers.

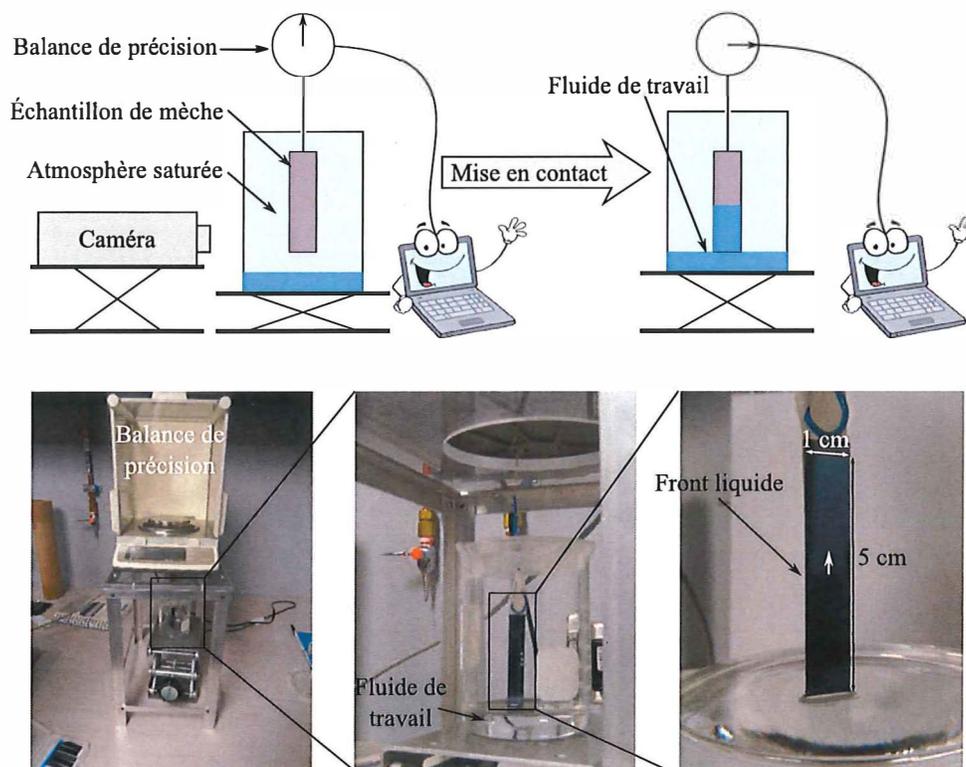


Figure 6-11 : Description du banc de montée de liquide.

Les mesures sont réalisées sur des échantillons de mèche de $5 \times 1 \text{ cm}^2$ non porosifiés et porosifiés selon les paramètres présentés en section 6.1.3. Étant donné qu'en l'état, l'eau n'imbibe pas la structure poreuse, les mesures sont réalisées avec de l'éthanol. Les résultats sont présentés en Figure 6-12.

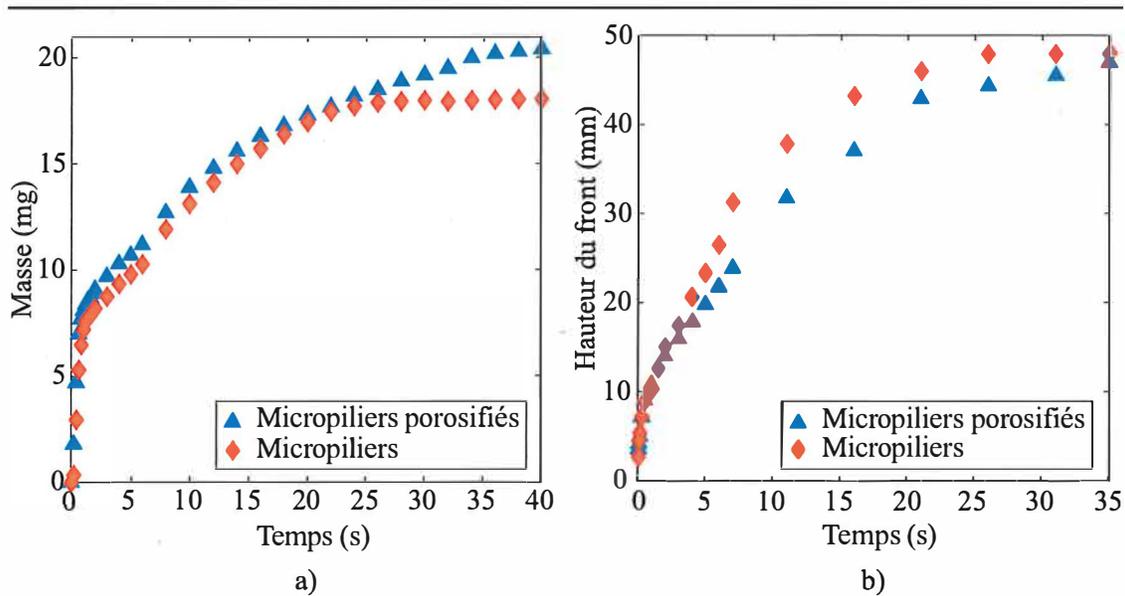


Figure 6-12 : Évolution a) de la masse et b) de la hauteur de liquide dans des échantillons de micropiliers porosifiés et non porosifiés pendant la mesure de montée de liquide avec de l'éthanol.

La porosification des micropiliers ne présente pas de variations significatives des performances, aussi bien au niveau du suivi en masse que du suivi en hauteur. Néanmoins, à hauteur équivalente du front de liquide, une masse plus importante est présente dans l'échantillon. Cela peut s'expliquer par le remplissage de la structure poreuse. Néanmoins ce remplissage n'entraîne pas de modification significative des performances fluidiques.

6.1.4.3 Caractérisation thermique

Les performances thermiques des échantillons de mèche porosifiés et non porosifiés sont comparées par mesure du temps nécessaire à évaporer un volume de liquide donné. Ces mesures sont réalisées à l'aide du banc de test présenté en Figure 6-13. Les échantillons, préalablement traités par plasma oxygène, sont placés sur un support chauffant sur une balance de précision permettant de suivre l'évolution de la masse en fonction du temps. À $t = 0$, un volume de $15 \mu\text{L}$ de liquide est injecté sur l'échantillon et la masse est mesurée jusqu'à évaporation complète du liquide.

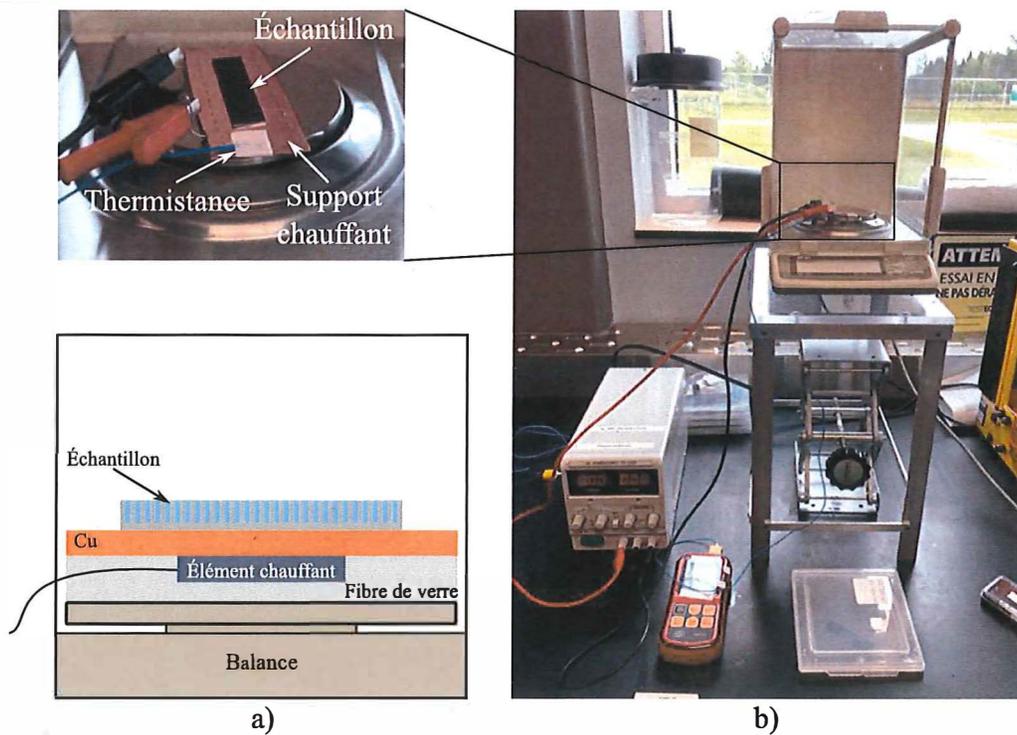


Figure 6-13 : Représentations a) schématique en coupe d'un échantillon et b) du banc de mesure d'évaporation de liquide dans les mèches de micropiliers.

Les mesures sont réalisées pour de l'eau et de l'éthanol à température ambiante et à 60 °C et les résultats sont présentés en Figure 6-14.

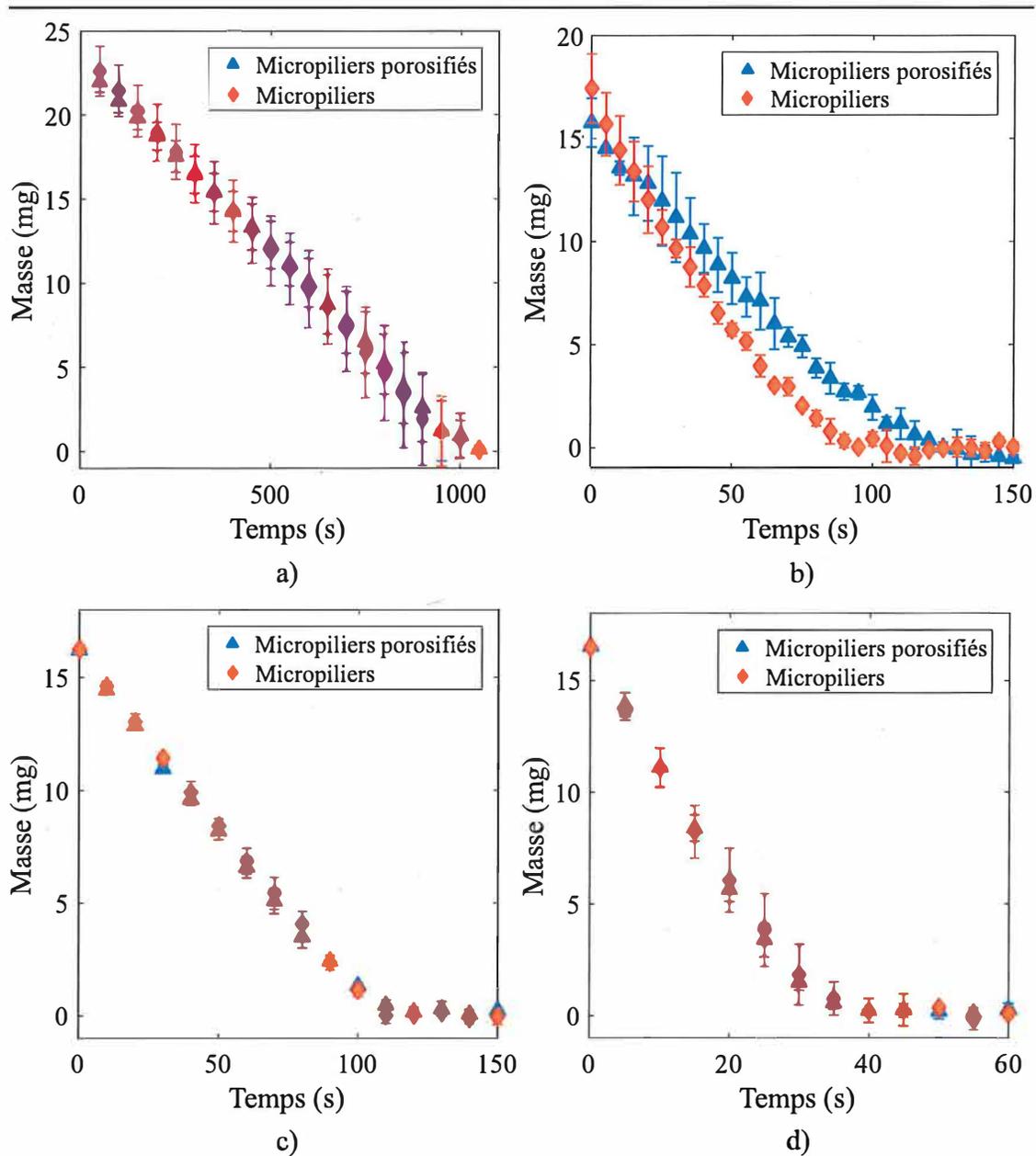


Figure 6-14 : Suivi en masse de l'évaporation d'une goutte d'eau à température ambiante (a) et à 60 °C (b) et d'une goutte d'éthanol à température ambiante (c) et à 60 °C (d) sur une matrice de micropiliers porosifiés et non porosifiés.

À température ambiante (Figure 6-14-a et Figure 6-14-c), la vitesse d'évaporation est identique dans les deux types de structures quel que soit le liquide utilisé. Cela peut s'expliquer par le fait que dans le cas d'une évaporation à température ambiante, dans un environnement non saturé, l'intégralité de la surface du ménisque interpilier génère de la vapeur. De ce fait la surface d'évaporation supplémentaire provenant de la surface des pores n'est pas significative et la vitesse d'évaporation n'est pas significativement modifiée.

Dans le cas des échantillons chauffés, l'évaporation de l'eau (Figure 6-14-b) semble moins efficace dans une matrice de micropiliers porosifiés en comparaison avec les piliers classiques. Cela s'explique par le fait que, comme abordé en section 6.1.4.2, en l'état, l'eau n'imbibe pas la structure poreuse. Les piliers porosifiés présentent alors la même surface d'évaporation que les piliers classiques à la différence que la structure poreuse vide agit comme une couche isolante thermiquement, ce qui réduit les performances thermiques de la mèche. Dans le cas de l'éthanol qui, lui, imbibe la structure porosifiée, aucune différence significative n'est observée quant aux performances thermiques bien que la surface d'évaporation devrait être augmentée. Deux pistes d'explications peuvent être avancées :

- La structure porosifiée permet bien une augmentation de la surface d'évaporation. Cependant la conductivité thermique très faible de cette dernière contrebalance cet effet de sorte que la résistance thermique globale ne varie pas significativement en comparaison avec des micropiliers classiques.
- La convection en surface de l'échantillon n'est pas suffisante pour évacuer l'éthanol évaporé, créant une saturation locale juste au-dessus de la surface d'évaporation. La vitesse d'évaporation n'est alors plus dépendante des performances de la mèche mais de l'extraction de l'éthanol gazeux en surface de l'échantillon.

Bien que théoriquement cette approche présente des résultats prometteurs, ces derniers n'ont pu être mis en évidence expérimentalement pour le moment. Une étude plus approfondie serait nécessaire afin de conclure sur l'intérêt de cette approche et dimensionner précisément la couche de silicium poreux afin d'en optimiser les performances.

6.2 Remplissage et scellement sans trou de remplissage

Dans cette section, une approche innovante de remplissage et de scellement ne nécessitant pas de percer l'une des parois et applicable à un dispositif de type chambre à vapeur en silicium a été étudiée. Une telle approche présente un certain nombre d'avantages :

- S'affranchir de la présence d'un trou de remplissage pour remplir le dispositif permet de réduire le nombre d'étapes et donc le coût de fabrication du dispositif. Dans le procédé de fabrication proposé dans ce manuscrit, présenté en Figure 4-8 et détaillé en Annexe G.2, cela représente un gain de huit sous-étapes de fabrication dont une
-

étape de gravure profonde traversante divisée en plusieurs sous-étapes, qui compte parmi les plus coûteuses.

- L'application collective du remplissage et du scellement à l'échelle d'une plaque complète permet de rendre la fabrication de CVUMS davantage compatible avec une production industrielle, là où l'ensemble des dispositifs en silicium de la littérature procède à un remplissage et un scellement unitaire.
- La réduction du nombre de sources potentielles de fuites pendant le fonctionnement. La seule possibilité de fuites reste l'interface de collage entre les plaques.
- L'absence de bouts de tubes sur l'une des parois en fin de remplissage permet d'atteindre des épaisseurs totales plus faibles et des surfaces planes de part et d'autre de la CVUMS. Ceci permet d'augmenter les possibilités d'intégration d'un tel dispositif.

Les différentes expérimentations décrites dans cette section ont été réalisées au 3IT de Sherbrooke sur une machine de collage AML Wafer Bonder (Applied Microengineering Ltd - AWB-04). Ne pouvant être présent à Sherbrooke au moment de ces manipulations, elles ont été supervisées depuis la France et réalisées par Rajesh Pandiyan et Amrid Amnache, post-doctorants dans le groupe Micros du Pr. Fréchette. Leurs contributions et leur expérience a permis de pouvoir mener à bien cette partie du projet.

6.2.1 Description de l'approche

L'approche envisagée consiste à réaliser un collage direct hydrophile sur cavité, comme ceux réalisés dans le Chapitre 4, mais cette fois-ci en intégrant le liquide de travail directement dans les cavités juste avant de les sceller. Le collage est réalisé sous vide afin de chasser un maximum de gaz non condensables de la cavité avant sa fermeture. Cette approche nécessite une machine de collage permettant à la fois de régler l'espacement entre les plaques avant leur mise en contact ainsi que d'appliquer une certaine force de part et d'autre des plaques et de les chauffer. Le procédé complet de remplissage et de collage envisagé est présenté en Figure 6-15. Les plaques, préalablement gravées pour former les cavités vapeur et les micropiliers, sont positionnées face à face sur les supports et alignées (étape 1). L'enceinte est ensuite mise sous vide et les plaques sont chauffées afin de dégazer les parois des cavités (étape 2). Les interfaces de collage sont rapprochées à l'espacement minimal permettant l'ouverture du dispositif (étape 3) pour remplir les cavités avec le fluide de travail sélectionné

(étape 4). Une quantité de liquide supérieure au volume opérationnel est introduite dans les cavités afin de compenser les pertes par évaporation dans la suite du procédé. L'enceinte est refermée et les plaques de silicium sont rapprochées le plus possible sans mise en contact des interfaces de collage (étape 5). L'enceinte est mise sous vide et le faible espace entre les plaques permet de réduire les pertes de liquide par évaporation (étape 6). Lorsqu'un vide suffisant est atteint, les plaques sont éloignées pour permettre le retrait d'un maximum de gaz non condensables des cavités (étape 7), puis rapidement mises en contact (étape 8) pour initier le collage. Le surplus de liquide dans les cavités permet de ne pas l'évaporer en totalité. Enfin, le recuit de consolidation est réalisé tout en appliquant une pression sur les parois externes des plaques afin de contrebalancer l'augmentation de pression dans les cavités et maintenir les interfaces de collage en contact (étape 9).

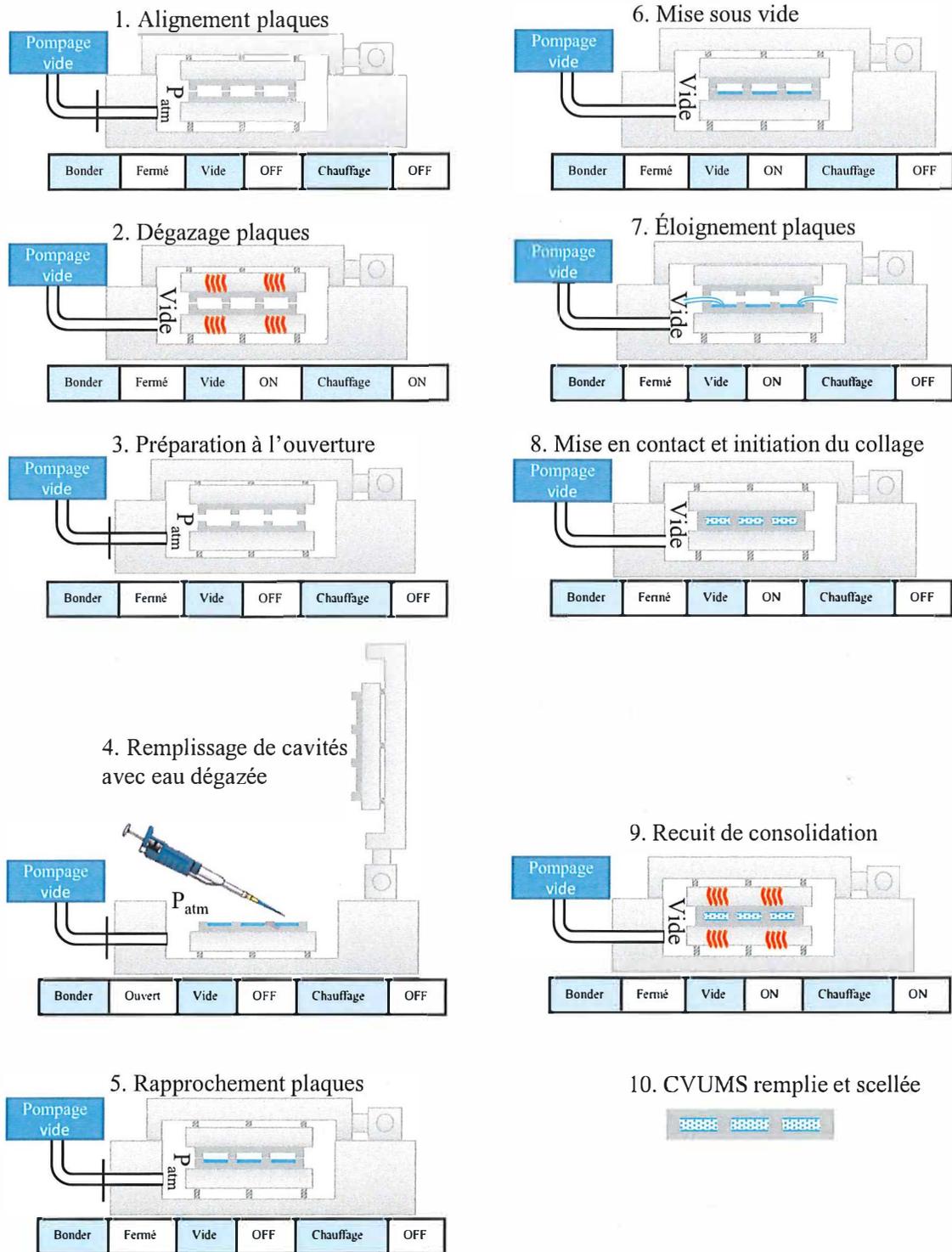


Figure 6-15 : Description du procédé de remplissage et de scellement sans trou envisagé.

6.2.2 Collage SiO₂ – Si

Les différentes expérimentations sont effectuées sur des plaques de 100 mm de diamètre réalisés suivant le procédé de fabrication UdeS décrit en section 4.3.3.1 et en Figure 4-6 en s'arrêtant à l'étape de fabrication 19 sans réaliser les étapes 11 à 17. La gravure des micropiliers n'ayant pas été optimisée pour ces échantillons, ces derniers s'écroulent à l'étape de gravure humide de l'oxyde et ces échantillons ne se composent que de cavités avec piliers de support. Ces échantillons ayant été réalisés en quantité limitée, les différents essais sont réalisés en utilisant des plaques de silicium avec cavité comme plaques de base et des plaques vierges comme capots de fermeture afin d'augmenter le nombre d'échantillons réalisables. Un certain nombre d'échantillons a été nécessaire afin d'optimiser le procédé de collage direct à basse température sur cavité au 3IT. Les détails de cette optimisation ne sont pas présentés dans ce manuscrit. Parmi les différents essais, un collage direct SiO₂-Si activé par plasma O₂ in-situ a été identifié comme présentant la meilleure énergie de collage et est utilisé pour expérimenter le collage sur des cavités remplies de liquide.

Afin d'évaluer la faisabilité du procédé de collage sur cavité remplie, les étapes 4 à 8 et 8 à 9 sont réalisées séparément.

Évacuation des gaz non condensables

Les différents essais n'ont pas permis de valider la réalisation des étapes 4 à 8. Le temps mis par l'appareil de collage pour espacer les plaques puis les remettre en contact, de l'ordre de la minute, reste trop important vis-à-vis du faible volume de liquide introduit pour totalement remplir les cavités inférieures (de l'ordre de 5 µL/cavité).

Recuit de consolidation en présence d'eau

Pour l'évaluation de cette étape, douze cavités sont remplies de 5 µL d'eau chacune en centre de plaque, comme présenté en Figure 6-16-a, et le collage est réalisé à pression atmosphérique. Un recuit de consolidation de 200 °C est considéré. Dans ces conditions, la force développée par la pression de vapeur dans les cavités est estimée à 1719 N, comme indiquée dans le tableau récapitulatif en Annexe J, et une force de 2000 N est appliquée sur les parois de la plaque de silicium. L'enceinte est mise sous vide, puis le recuit est initié en enregistrant l'évolution de la pression dans l'enceinte. Les résultats sont présentés dans le

Tableau 6-5. Il est observé que, au fur et à mesure que la température augmente, la pression de la chambre augmente également jusqu'à atteindre une pression de 9 mbar à 150 °C avant de subitement redescendre à $1.46.10^{-4}$ mbar. En fin de recuit, les plaques sont collées de façon satisfaisante. Cependant, les cavités centrales semblent complètement vides en observation IR (Figure 6-16-b) et une mesure de masse indique que toute l'eau s'est échappée des cavités. Cela peut s'interpréter comme un déplacement de l'eau hors des cavités sous l'effet de la pression, avec un débit maximal aux alentours de 150°C. Une fois toute l'eau évaporée, la pression redescend dans l'enceinte. L'augmentation de la force appliquée avec la température peut s'expliquer par l'expansion thermique du silicium, dans la mesure où la machine de collage ne possède pas de stabilisation automatique de la force appliquée. Un second essai en appliquant une force plus importante de 7000 N a été réalisé afin de maintenir les interfaces complètement fermées, mais la même tendance est observée. De plus, la force appliquée conduit à la rupture des échantillons.

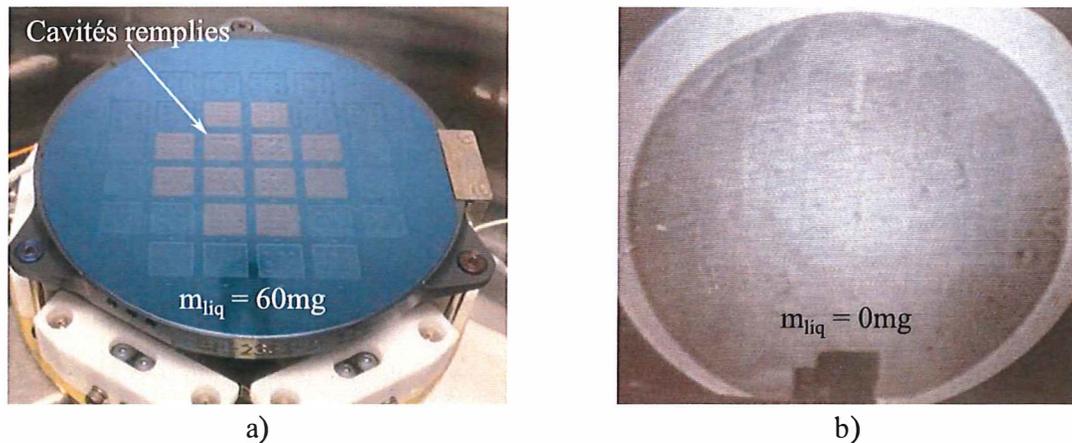


Figure 6-16 : Plaque microstructurées a) après remplissage de 12 cavités centrales avec de l'eau et b) observation par caméra IR après recuit de consolidation de 200 °C.

Tableau 6-5 : Évolution de la pression dans la chambre de collage pendant l'étape de recuit de consolidation pour deux forces différentes appliquées sur les plaques.

Essais	Force appliquée (N)	Température (°C)	Pression dans l'enceinte de collage (mbar)
Essai 1	2000	25	1.67 ^{E-4}
	2100	50	2.57 ^{E-3}
	2135	100	1.2 ^{E-2}
	2150	150	9
	2270	200	1.46 ^{E-4}
Essai 2	7000	40	2.74 ^{E-4}
	7031	50	3.29 ^{E-4}
	7069	75	7.8 ^{E-3}
	7106	100	3.2 ^{E-3}
	7169	120	1.6 ^{E-2}
	7169	130	7.4 ^{E-1}
	7169	140	1.1
	7169	150	1.5 ^{E-2}
	7169	153	7.1 ^{E-3}

Une explication possible pour la non herméticité des plaques pendant le recuit peut provenir de l'aspect de l'interface de collage avant recuit. Comme représenté en Figure 6-17, à température ambiante, le collage est assuré par des liaisons covalentes localisées, cependant l'interface possède également des cavités pouvant emprisonner de l'eau. Dans le cas où ces cavités seraient reliées par percolation, une augmentation de pression dans les cavités pourrait permettre son écoulement. En augmentant la température de recuit, les zones de contact augmentent et les cavités se referment progressivement, ce qui explique que cette herméticité n'est pas observée dans le cas des échantillons LETI, où l'eau est introduite une fois le recuit effectué.

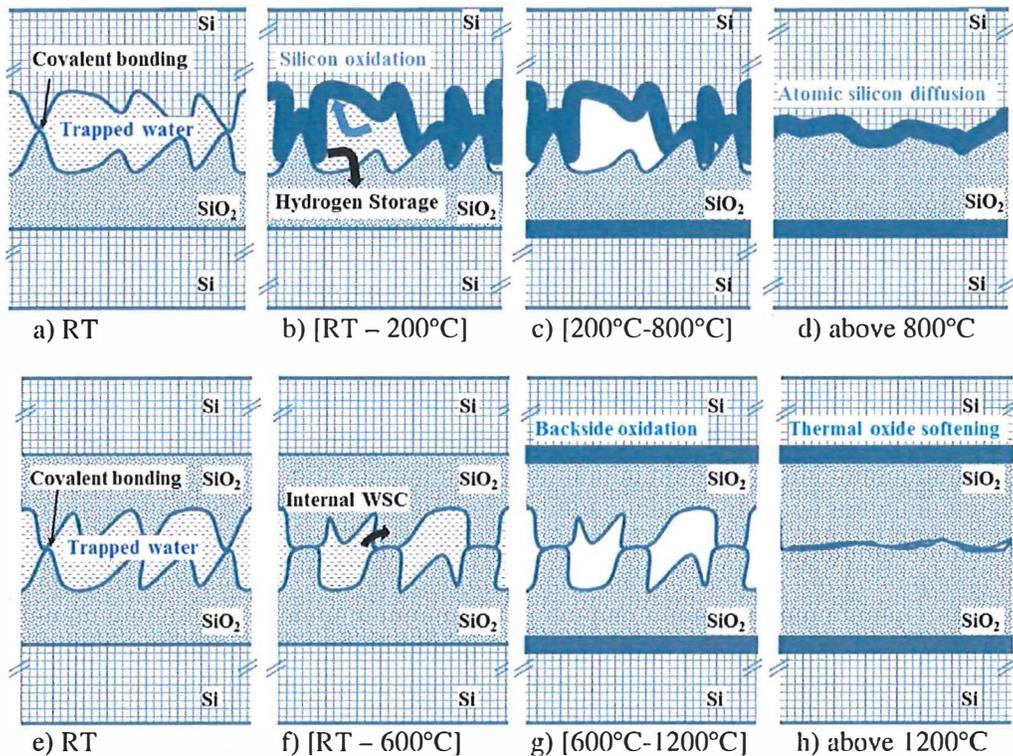


Figure 6-17 : Vues schématiques des interfaces de collage en fonction de la température de recuit post collage d'après Fournel *et al.*[92].

En conclusion, l'approche envisagée de collage sans trou de remplissage n'est pas réalisable en l'état. En dehors de l'évaporation totale du liquide en même temps que les gaz non condensables, le collage initial n'assure pas une herméticité suffisante pour conserver le liquide dans les cavités lors du recuit post collage.

6.2.3 Collage Au-Au

Afin de solutionner les deux problématiques que sont la conservation du liquide dans les cavités pendant le retrait des gaz non condensables et le recuit de consolidation, un collage Au-Au est envisagé. Il présente l'avantage de pouvoir être réalisé à température ambiante, sans besoin de recuit, et de conduire à des énergies de collage plus importantes que dans le cas d'un collage direct oxyde – oxyde basse température. De plus, le choix de l'or comme couche intermédiaire métallique permet d'assurer au joint de collage une résistance à la corrosion et à l'oxydation. Cette approche de collage a été étudiée dès 2005 avec les travaux d'Okada *et al.* [107] qui ont mis en évidence la possibilité de coller deux plaques de silicium avec quelques dizaines de nanomètres d'or en surface à température ambiante, avec une

force de collage de 7 MPa. Kurashima *et al.* [108] ainsi que Yamamoto *et al.* [109] ont plus récemment démontré l'efficacité de ce collage en réalisant des cavités scellées hermétiquement à température ambiante, sous vide ou sous pression atmosphérique, respectivement à l'aide d'anneau d'or déposés par électroplacage ou encore à l'échelle du wafer après dépôt d'une couche de 15 nm d'or sur chacune des faces à coller. Ces dernières expérimentations ont permis de d'atteindre des forces de collage de l'ordre de 250 MPa. Pour la réalisation de nos échantillons, les plaques avec cavités sont désoxydées à l'aide d'une solution de HF et une couche d'accroche de 5 nm de titane suivie d'une couche de 15 nm d'or sont déposées par évaporation sur les surfaces de collage. Le procédé de collage réalisé est schématisé en Figure 6-18. Une plaque avec cavités est placée sur le support inférieur de la machine de collage et les cavités sont remplies d'eau comme précédemment (étape 1). Le capot est ensuite positionné en utilisant des lames de rasoir d'une épaisseur de 100 μm comme séparateur, ce qui permet un espace entre les interfaces de collage plus faible que dans l'approche précédente (étape 2). L'enceinte est ensuite mise sous vide afin d'évacuer un maximum de gaz non condensables. Le collage est initié à température ambiante en profitant de la flexibilité du silicium. Une pointe vient appuyer au centre de la plaque afin de mettre la partie centrale en contact tout en conservant les séparateurs (étape 3). L'enceinte est ensuite ouverte et les séparateurs retirés manuellement (étape 4). Le collage se propage alors vers les extrémités de la plaque comme représenté en Figure 6-19 et après trois jours la majorité de la surface des échantillons est collée. L'eau injectée initialement est toujours visible sur les images IR après le collage. Il est à noter qu'un nettoyage efficace est nécessaire avant l'injection de l'eau afin que l'or soit rendu suffisamment hydrophile, ce qui n'a pas été optimisé sur notre procédé comme on peut le voir en Figure 6-19-a où les cavités métallisées sont hydrophobes.

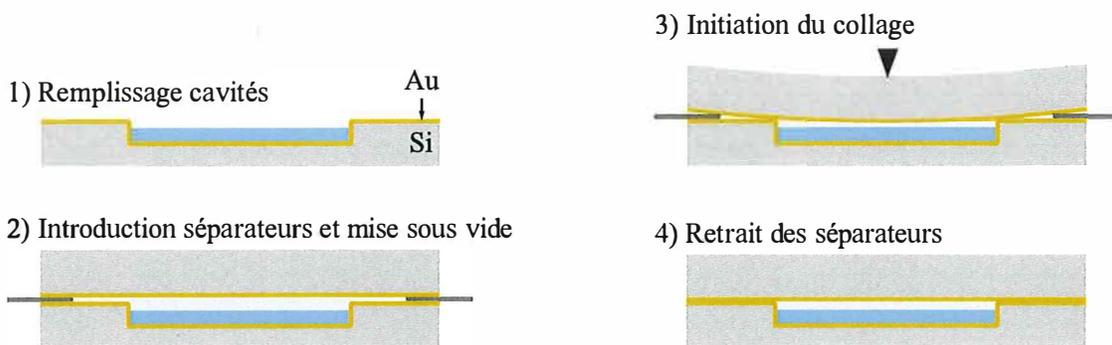


Figure 6-18 : Procédé de remplissage et de collage Au-Au des cavités à température ambiante.

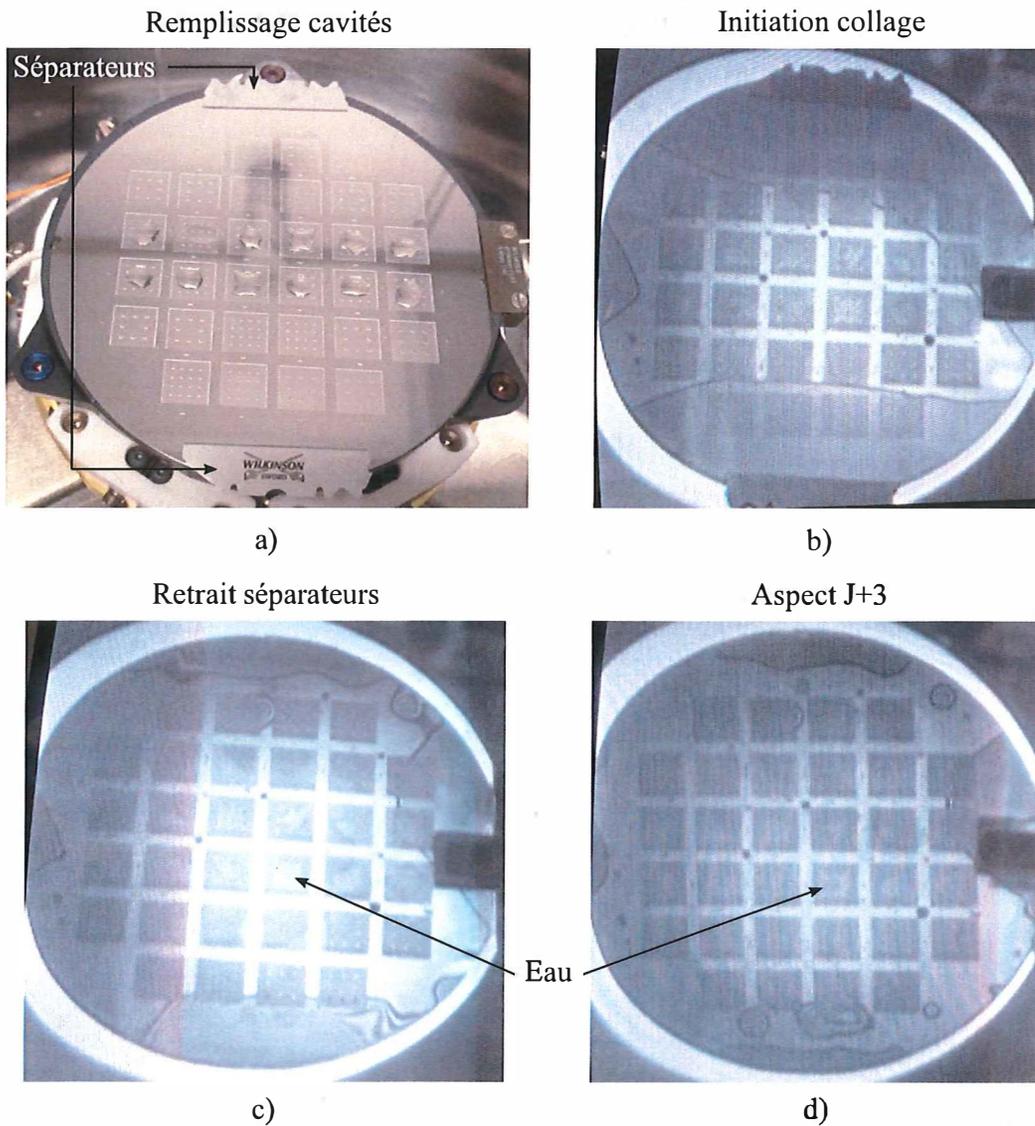


Figure 6-19 : Remplissage des cavités et observation par caméra IR de l'évolution de la surface de collage dans le cas d'un collage Au-Au à température ambiante.

L'herméticité du collage ainsi que sa tenue mécanique sont ensuite évaluées en effectuant des recuits de 5 min sur plaque chauffante à des températures croissantes et en observant l'évolution de l'interface de collage et de la masse de liquide emprisonnée. Les résultats sont présentés en Figure 6-20 ainsi que dans le Tableau 6-6. Jusqu'à 100 °C l'interface de collage reste inchangée et l'eau est encore présente dans les cavités, même si une variation de masse de liquide de l'ordre de 4 % est observée par rapport à l'échantillon à J+3 à température ambiante. Cette variation peut en partie s'expliquer par la non-herméticité de la cavité D6, observable en Figure 6-20-d, initialement remplie de liquide mais dont le collage ne scelle pas l'intégralité du pourtour. À 150 °C, la plaque inférieure se brise localement au niveau

d'une des cavités, mais le reste de l'ensemble demeure inchangé. De l'eau est toujours observable en caméra IR dans les cavités centrales. La structure collée finit par exploser en morceaux à 194 °C, soit pour une pression de vapeur de 14.3 bar. Cette rupture montre que la force du collage a été supérieure à la tenue mécanique du silicium.

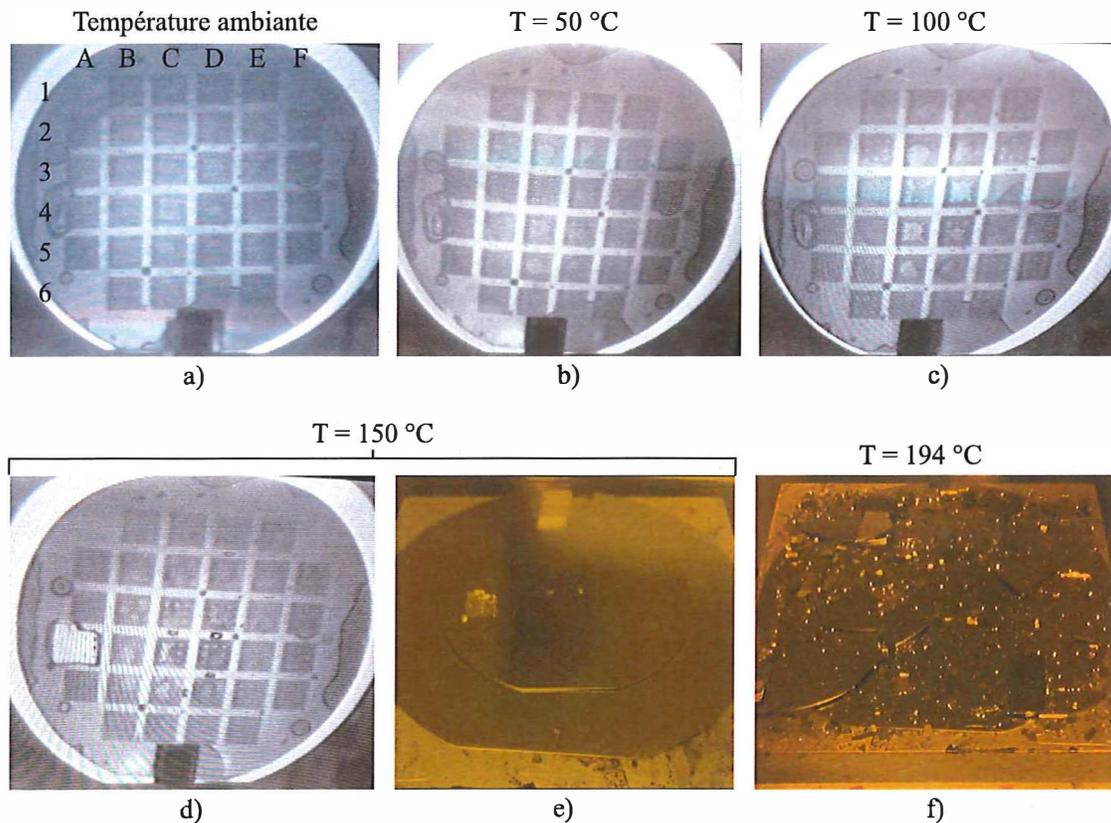


Figure 6-20 : Évolution de l'interface de collage en fonction de la température. Chaque palier de température est maintenu sur une durée de 5 min.

Tableau 6-6 : Évolution de la masse de liquide emprisonnée en fonction de la température de recuit.

Température	T_{amb}	$T_{amb} (J+3)$	50 °C	100 °C	150 °C
Masse liquide (mg)	97.4	72.3	71.75	69.1	-

En conclusion, le collage direct Au-Au à température ambiante présente une alternative prometteuse au collage direct hydrophile à basse température pour la réalisation de dispositifs sans trou de remplissage dans la mesure où il est simple de mise en œuvre, ne nécessitant pas de recuit de consolidation, et offre une très bonne tenue mécanique. L'utilisation de séparateurs très fins permet de réduire la vitesse d'évaporation du liquide

dans les cavités mais limite cependant le remplissage fonctionnel aux cavités au centre de la plaque uniquement. Une étude plus approfondie serait nécessaire pour conclure sur son herméticité afin d'identifier si l'eau évaporée provient de l'ensemble des cavités ou bien plutôt de cavités présentes à la périphérie dont le scellement n'est pas complet. Dans le cas d'une intégration en face arrière de puce active ou sous forme d'interposeur, la couche d'or peut être déposée directement après le retrait du masque oxyde en fin de gravure des micropiliers afin d'avoir une interface de collage la plus propre et lisse possible. Dans la mesure où ce dépôt sera également appliqué à la surface de la cavité vapeur et des micropiliers, il conviendra de réaliser un traitement plasma juste avant le remplissage afin de s'assurer de la bonne mouillabilité de la structure de mèche. Un dépôt de l'or avant la gravure de la cavité et des micropiliers permettrait d'éviter de recouvrir la structure de mèche. Cependant cette approche est à éviter dans la mesure où les nettoyages post-DRIE ne permettent pas de retrouver une surface de qualité suffisante pour effectuer le collage à température ambiante, idéalement réalisé directement après le dépôt d'or. Le dépôt d'une barrière de diffusion du côté de la puce active devra également être considéré afin d'éviter la migration de l'or dans le silicium et la détérioration des performances du circuit.

6.3 Conclusion

Deux approches d'amélioration de dispositifs de types CVUMS ont été étudiés. La porosification en surface des micropiliers de silicium composant la mèche permet de réaliser une structure à deux niveaux de porosité afin d'optimiser les performances fluidiques et capillaires de la mèche. Le gain théorique en terme de performances n'a cependant pas pu être démontré expérimentalement et nécessiterait un développement plus approfondi. Une approche de remplissage et de scellement à l'échelle de la plaque ne nécessitant pas de trou de remplissage a été développée et permet la fabrication de cavités vapeurs remplies, très résistantes mécaniquement. Une étude plus poussée reste nécessaire afin de réduire au maximum la quantité de gaz non condensables présents dans les cavités après scellement et évaluer leur herméticité. Une prochaine étape consisterait à implémenter ces approches d'optimisation sur des dispositifs de chambres à vapeur fonctionnels.

CHAPITRE 7

CONCLUSIONS PERSPECTIVES

GÉNÉRALES ET

La gestion thermique et plus particulièrement des points chauds est devenue l'un des aspects les plus critiques dans la conception de composants électroniques, particulièrement dans le cas d'applications nomades compactes. Le but de cette thèse a été de développer un système de refroidissement compact, autonome et performant qui puisse être intégré directement en face arrière d'une puce de faible ou moyenne puissance afin d'en réduire l'impact des points chauds. Les systèmes de refroidissement actifs étant difficilement intégrables dans de tels dispositifs, du fait de leur encombrement, leur consommation d'énergie ou encore leur besoin d'entretien, et les dispositifs de refroidissement passifs classiques présentant des performances limitées, la solution proposée prend la forme d'une chambre à vapeur ultramince en silicium. En plus de présenter des performances proches de celles des systèmes actifs, ces dispositifs permettent une intégrabilité au plus proche de la source de chaleur tout en permettant une indépendance énergétique et un fonctionnement autonome et auto-ajustable.

État de l'art

La revue bibliographique a permis de montrer que les dispositifs de types caloducs et chambres à vapeur bénéficient de connaissances théoriques et pratiques déjà bien développées. Pour les applications en microélectronique, la grande majorité de ces dispositifs est réalisée en métal pour une intégration à l'échelle du substrat, en considérant l'intégralité de la puce comme source chaude, et avec des épaisseurs supérieures au millimètre. À dimensions équivalentes la majorité des dispositifs en silicium présente des performances inférieures à celle des dispositifs en cuivre. La démonstration de dispositifs en silicium d'épaisseur totale inférieure au millimètre a été identifiée dans la littérature, cependant ces dispositifs ne sont pas fonctionnels dans toutes les directions du fait de leur conception et ne sont de ce fait pas compatibles avec l'ensemble des applications nomades.

En termes de fabrication, plusieurs approches existent d'ores et déjà pour concevoir de tels dispositifs à partir d'un assemblage de deux ou trois plaques de silicium. Cependant, aucune n'a été envisagée pour être compatible avec une intégration directement dans le silicium de la face arrière. Par ailleurs, la totalité des dispositifs en silicium présentent des trous pour leur remplissage et nécessitent l'ajout de tuyaux pour remplir le liquide. Il y a donc une opportunité de développer un dispositif compatible avec une intégration directement en face arrière de puce, au plus près des zones de formation des points chauds, et permettant de supprimer la résistance thermique d'interface de collage. La réalisation de tels dispositifs et leur remplissage sans avoir recours à un trou de remplissage permettrait à la fois de ne pas ajouter d'épaisseur supplémentaire tout en limitant le nombre d'étapes de fabrication et l'ajout de possibles sources de défaillance.

Conception

Un cahier des charges a été établi afin de guider le dimensionnement du dispositif de chambre à vapeur. Le silicium et l'oxyde de silicium ont été sélectionnés comme matériaux composant les parois et la mèche du dispositif, et l'eau comme fluide de travail pour des questions de compatibilité chimique et de performances.

Un modèle analytique simplifié se basant sur les limites de fonctionnement d'une chambre à vapeur a été développé afin d'étudier son potentiel de miniaturisation. En considérant un dispositif de $1 \times 1 \text{ cm}^2$, ce modèle permet d'envisager un amincissement de l'ensemble mèche / cavité vapeur au-delà de $200 \mu\text{m}$ pour des puissances de fonctionnement inférieures à 10 W. Une analyse de la tenue mécanique et des limites de microfabrication des micropiliers composant la mèche permet également de limiter leurs dimensions.

Une analyse numérique a permis d'étudier le potentiel d'amincissement des parois en fonction de l'introduction de piliers de support à l'intérieur de la cavité vapeur. L'utilisation de ces piliers permet d'améliorer significativement la tenue mécanique des parois et d'envisager leur amincissement jusqu'à $200 \mu\text{m}$ d'épaisseur. Il faut néanmoins prendre en compte que l'ajout de ces piliers a un impact direct sur la limite capillaire, dont l'ordre de grandeur en fonction du nombre et de la surface des piliers reste à déterminer.

Fabrication

Un procédé de fabrication de prototypes de chambre à vapeur compatible CMOS a été développé en salle blanche académique sur des plaques de 100 mm au sein du 3IT de Sherbrooke pour envisager leur fabrication directement en face arrière des puces. Ce procédé a par la suite été adapté aux contraintes d'une salle blanche semi-industrielle sur des plaques de 200 mm et a permis la réalisation de prototypes complets. Certaines étapes ont été optimisées afin de permettre deux gravures profondes successives, pour former la cavité vapeur et les micropiliers composant la mèche, tout en conservant au maximum les dimensions prévues. Une étape de collage direct $\text{SiO}_2 - \text{SiO}_2$ a été réalisée afin d'assembler les prototypes avec un budget thermique compatible avec la présence d'un circuit CMOS.

Caractérisation

La pertinence de l'utilisation d'une méthode de collage direct hydrophile basse température pour l'assemblage des dispositifs a été évaluée en déterminant l'évolution de l'énergie de collage dans le cas d'un environnement saturé en eau. Il en résulte que dans le cas d'un recuit post collage de 2h à 200 °C, les échantillons présentent une dégradation de leur énergie de collage au cours du temps, tandis que dans le cas d'un recuit à 400 °C, l'énergie de collage est plus élevée et reste stable malgré une immersion de plusieurs semaines. Cette dernière condition est donc à privilégier pour la réalisation de dispositifs futurs.

Les performances thermiques des dispositifs ont été estimées à l'aide d'un modèle numérique simplifié simulant les phénomènes d'évaporation et de condensation du fluide mais en ne tenant pas compte de la circulation sous forme liquide. L'application de ce modèle aux dimensions des dispositifs fabriqués permet d'envisager des performances supérieures à un dispositif de refroidissement passif classique. Une différence de température de 4 °C au niveau de la source chaude a été identifiée pour une puissance de fonctionnement de 4 W en comparaison d'un répartiteur de chaleur en cuivre de même épaisseur. Le modèle prévoit également une amélioration de l'homogénéité de la température en face avant du dispositif.

Un banc de test a été réalisé afin de pouvoir caractériser les performances thermiques des prototypes. Des thermistances permettent à la fois le chauffage et la mesure de la température à l'aide d'une méthode quatre pointe. Ces mesures sont réalisées en différents endroits de la face avant et de la face arrière et l'extraction de chaleur est assurée par un ventilateur. Les prototypes sont remplis à l'aide d'un tuyau de cuivre fixé hermétiquement en face arrière de

la chambre à vapeur, en regard du trou de remplissage, à l'aide d'une résine époxy. Cependant la présence de cette résine isole thermiquement près d'un tiers de la surface du condenseur et la caractérisation de ces échantillons conduit à des résultats très éloignés des prévisions du modèle. Une autre approche de scellement du tuyau de remplissage sur la chambre devrait être considérée pour la fabrication de prototypes futurs en privilégiant les approches de frittage ou de soudure.

Optimisation

La porosification des micropiliers de silicium composant la mèche a été étudiée afin de réaliser une mèche à deux niveaux de porosité entièrement composée de silicium. Une telle structure devrait théoriquement permettre une amélioration des performances de la mèche en comparaison avec des micropiliers classiques sans en réduire les performances fluidiques. Ce gain en performance n'a pour le moment pas encore pu être mis en évidence.

Une approche de remplissage et de scellement Au-Au à température ambiante d'une chambre à vapeur en silicium, sans trou de remplissage, a été développée. Bien que le procédé reste à optimiser, il constitue une étape importante vers le développement d'une solution de remplissage et de scellement collective à l'échelle d'une plaque, plus compatible avec une production industrielle.

Perspectives

Afin d'améliorer les performances des prototypes il serait intéressant de réaliser un banc de remplissage permettant le retrait d'une plus grande quantité de gaz non condensable et d'améliorer la précision de la quantité de fluide de travail injectée.

Bien que le procédé de fabrication développé soit compatible avec la présence de circuits CMOS sur la face avant, les différents prototypes ont jusqu'à présent été réalisés et caractérisés séparément. Une prochaine étape consisterait à réaliser des prototypes intégrés sur puce et de caractériser le fonctionnement de ces dernières pour éprouver l'efficacité d'une telle approche de refroidissement. Par exemple, une intégration sur un capteur d'image permettrait d'observer directement les performances de refroidissement par comparaison du courant d'obscurité avec celui issu d'un capteur non équipé de chambre à vapeur.

En terme de modélisation, le modèle de dimensionnement de la partie interne de la chambre à vapeur pourrait être retravaillé pour intégrer les pertes de charges vapeur liées à la présence des piliers de support.

Afin de réduire les forces de frottement et ainsi augmenter les performances des dispositifs, une étude pourrait être menée sur l'intégration d'une mèche en micropiliers à dimensions et espacement variables. Ceci permettant d'optimiser d'avantage l'écoulement liquide et réduire les forces de frottement dans les zones où de fortes performances capillaires ne sont pas nécessaires.

De récentes études considèrent l'utilisation de nano fluides afin d'augmenter les performances du fluide de travail. Ces fluides se composent de nano particules en suspension colloïdale qui permettent entre autre d'augmenter la conductivité thermique effective du liquide et donc d'améliorer les performances de conduction de chaleur de la mèche à la fois à l'évaporateur et au condenseur. Il est également possible d'utiliser de tels fluides pour former au fur et à mesure des cycles d'évaporation un agrégat poreux autour des piliers au niveau qui permettent d'augmenter la surface d'évaporation comme le montrent les récents travaux de Kim *et al.* [101]. L'intégration d'un tel fluide pourrait permettre une amélioration des performances des dispositifs considérés dans ce manuscrit.

Contributions

Les contributions de ce travail à la gestion thermique des points chauds d'une puce dans un environnement nomade compact peuvent se résumer par :

- Une méthode de dimensionnement permettant d'estimer à la fois le potentiel de miniaturisation de l'ensemble cavité vapeur / mèche et de l'épaisseur des parois ;
 - le développement d'un procédé de fabrication compatible avec une intégration directement dans le silicium de la face arrière d'une puce et réalisé dans un environnement semi industriel sur des plaques de silicium de 200 mm ;
 - l'étude d'une approche de fabrication des dispositifs par collage direct basse température ainsi que de la pertinence de son utilisation vis-à-vis de la robustesse du dispositif final ;
 - le développement d'un modèle de fonctionnement simplifié intégrant la circulation de la vapeur dans la cavité vapeur et permettant d'estimer les performances thermiques d'une chambre à vapeur;
-

- le développement d'un procédé de fabrication et de remplissage novateur ne nécessitant pas de trou de remplissage ;
 - l'étude d'une mèche à deux niveaux de porosité composée de micropiliers de silicium porosifiés.
-

RÉFÉRENCES

- [1] G. Martin et H. Chang (2001). System-on-Chip design. Dans *ASICON 2001. 2001 4th International Conference on ASIC Proceedings*. IEEE, Shanghai, China, pp. 12–17.
- [2] M. Sadaka, I. Radu, et L. Di Cioccio (2010). 3D integration: Advantages, enabling technologies & applications. Dans *2010 IEEE International Conference on Integrated Circuit Design and Technology*. IEEE, Grenoble, France, pp. 106–109.
- [3] I. Savidis, B. Vaisband, et E. G. Friedman (2015). Experimental Analysis of Thermal Coupling in 3-D Integrated Circuits. *IEEE Transactions on Very Large Scale Integration (VLSI) Systems*, volume 23, numéro 10, pp. 2077–2089.
- [4] K. Triantopoulos, M. Casse, L. Brunet, P. Batude, C. Fenouillet-Beranger, B. Mathieu, M. Vinet, G. Ghibaudo, et G. Reimbold (2017). Thermal effects in 3D sequential technology. Dans *2017 IEEE International Electron Devices Meeting (IEDM)*. volume 7.6. IEEE, San Francisco, CA, USA, pp. 1–4.
- [5] STMicroelectronics (2015). *VG6640 - 1.3 megapixel high dynamic range image sensor* (Fiche technique). STMicroelectronics, 7 p.
- [6] S. Xie, A. A. Prouza, et A. Theuwissen (2020). A CMOS-Imager-Pixel-Based Temperature Sensor for Dark Current Compensation. *IEEE Transactions on Circuits and Systems II: Express Briefs*, volume 67, numéro 2, pp. 255–259.
- [7] D.-L. Lin, C.-C. Wang, et C.-L. Wei (2010). Quantified Temperature Effect in a CMOS Image Sensor. *IEEE Transactions on Electron Devices*, volume 57, numéro 2, pp. 422–428.
- [8] H. Oprins, V. O. Cherman, B. Vandeveld, G. Van der Plas, P. Marchal, et E. Beyne (2012). Numerical and experimental characterization of the thermal behavior of a packaged DRAM-on-logic stack. Dans *2012 IEEE 62nd Electronic Components and Technology Conference (ECTC)*. IEEE, San Diego, CA, USA, pp. 1081–1088.
- [9] H. Louahlia et S. Yon (2015). *Dissipation thermique dans les composants / systèmes électroniques* (Rapport technique - NAE-1214-01R1A). AREELIS - LUSAC, Cherbourg, France, 46 p.
- [10] D. B. Tuckerman et R. F. W. Pease (1981). High-performance heat sinking for VLSI. *IEEE Electron Device Letters*, volume 2, numéro 5, pp. 126–129.
- [11] Z. Yan, R. Zhao, F. Duan, T. Neng, K. Chuan, K. Fah, P. Keong, et Y. Sheng (2011). Spray Cooling. Dans *Two Phase Flow, Phase Change and Numerical Modeling*, volume 1. InTech, Melbourne, Australia, pp. 285–310.
- [12] Y. Madhour, M. Zervas, G. Schlottig, T. Brunschwiler, Y. Leblebici, J. R. Thome, et B. Michel (2013). Integration of intra chip stack fluidic cooling using thin-layer solder bonding. Dans *2013 IEEE International 3D Systems Integration Conference (3DIC)*. IEEE, San Francisco, CA, USA, pp. 1–8.
- [13] S. Snyder, J. Thompson, A. King, E. Walters, P. Tyler, et M. R. Weatherspoon (2014). Thermally enhanced 3 dimensional integrated circuit (TE3DIC) packaging. Dans *2014 IEEE 64th Electronic Components and Technology Conference (ECTC)*. IEEE, Orlando, FL, USA, pp. 601–608.
- [14] R. Prieto, J. P. Colonna, P. Coudrain, N. Chevrier, K. N. Assigbe, S. Cheramy, et A. Farcy (2016). Thermo-mechanical assessment of copper and graphite heat spreaders for compact packages. Dans *2016 22nd International Workshop on Thermal Investigations of ICs and Systems (THERMINIC)*. IEEE, Budapest, Hongrie, pp. 19–22.

-
- [15] Y. Ni, Y. Chalopin, et S. Volz (2013). Few layer graphene based superlattices as efficient thermal insulators. *Applied Physics Letters*, volume 103, numéro 141905, pp. 1–5.
- [16] S. Subrina, D. Kotchetkov, et A. A. Balandin (2009). Heat Removal in Silicon-on-Insulator Integrated Circuits With Graphene Lateral Heat Spreaders. *IEEE Electron Device Letters*, volume 30, numéro 12, pp. 1281–1283.
- [17] A. Barua, Md. S. Hossain, K. I. Masood, et S. Subrina (2012). Thermal Management in 3-D Integrated Circuits with Graphene Heat Spreaders. *Physics Procedia*, volume 25, pp. 311–316.
- [18] L.-M. Collin, J.-P. Colonna, P. Coudrain, M. R. S. Shirazy, S. Cheramy, A. Souifi, et L. G. Frechette (2019). Add-On Microchannels for Hotspot Thermal Management of Microelectronic Chips in Compact Applications. *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, volume 9, numéro 3, pp. 434–445.
- [19] S. Bae, H. Kim, Y. Lee, X. Xu, J.-S. Park, Y. Zheng, J. Balakrishnan, T. Lei, H. Ri Kim, Y. I. Song, Y.-J. Kim, K. S. Kim, B. Özyilmaz, J.-H. Ahn, B. H. Hong, et S. Iijima (2010). Roll-to-roll production of 30-inch graphene films for transparent electrodes. *Nature Nanotechnology*, volume 5, numéro 8, pp. 574–578.
- [20] A. Faghri (1995). *Heat pipe science and technology*. Taylor & Francis, Boca Raton, Fla., 874 p.
- [21] X. Yang, Y. Y. Yan, et D. Mullen (2012). Recent developments of lightweight, high performance heat pipes. *Applied Thermal Engineering*, volume 33–34, pp. 1–14.
- [22] N. Blet, S. Lips, et V. Sartre (2017). Heats pipes for temperature homogenization: A literature review. *Applied Thermal Engineering*, volume 118, pp. 490–509.
- [23] N. Le Grand-Piteira (2006). *Ruissellement avec effets de mouillage: Gouttes et méandres sur un plan incliné*. Thèse de doctorat, Université Paris 7 - Denis Diderot, Paris, 233 p.
- [24] S. Ujereh, T. Fisher, et I. Mudawar (2007). Effects of carbon nanotube arrays on nucleate pool boiling. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 50, numéro 19–20, pp. 4023–4038.
- [25] H. S. Ahn, N. Sinha, M. Zhang, D. Banerjee, S. Fang, et R. H. Baughman (2006). Pool Boiling Experiments on Multiwalled Carbon Nanotube (MWCNT) Forests. *Journal of Heat Transfer*, volume 128, numéro 12, pp. 1335–1342.
- [26] J. A. Weibel, S. V. Garimella, J. Y. Murthy, et D. H. Altman (2011). Design of Integrated Nanostructured Wicks for High-Performance Vapor Chambers. *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, volume 1, numéro 6, pp. 859–867.
- [27] J. J. Zhou, F. Noca, et M. Gharib (2006). Flow conveying and diagnosis with carbon nanotube arrays. *Nanotechnology*, volume 17, numéro 19, pp. 4845–4853.
- [28] Y. Li, Z. Li, W. Zhou, Z. Zeng, Y. Yan, et B. Li (2016). Experimental investigation of vapor chambers with different wick structures at various parameters. *Experimental Thermal and Fluid Science*, volume 77, pp. 132–143.
- [29] D. Zhou et C. Y. Zhao (2011). Experimental investigations on heat transfer in phase change materials (PCMs) embedded in porous materials. *Applied Thermal Engineering*, volume 31, numéro 5, pp. 970–977.
- [30] S. Ryu, J. Han, J. Kim, C. Lee, et Y. Nam (2017). Enhanced heat transfer using metal foam liquid supply layers for micro heat spreaders. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 108, pp. 2338–2345.
- [31] M. Wei, S. Somasundaram, B. He, Q. Liang, C. S. Tan, et E. N. Wang (2014). Experimental characterization of Si micropillar based evaporator for advanced vapor
-

-
- chambers. Dans *16th Electronics Packaging Technology Conference (EPTC)*. IEEE, Singapore, pp. 335–340.
- [32] S. Ryu, W. Lee, et Y. Nam (2014). Heat transfer and capillary performance of dual-height superhydrophilic micropost wicks. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 73, pp. 438–444.
- [33] C. Byon et S. J. Kim (2014). Study on the capillary performance of micro-post wicks with non-homogeneous configurations. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 68, pp. 415–421.
- [34] A. Tamayol et M. Bahrami (2009). Analytical determination of viscous permeability of fibrous porous media. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 52, numéro 9–10, pp. 2407–2414.
- [35] C. Byon et S. J. Kim (2011). The effect of meniscus on the permeability of micro-post arrays. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, volume 21, numéro 115011, pp. 1–7.
- [36] R. Ranjan, A. Patel, S. V. Garimella, et J. Y. Murthy (2012). Wicking and thermal characteristics of micropillared structures for use in passive heat spreaders. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 55, numéro 4, pp. 586–596.
- [37] Y. Nam, S. Sharratt, G. Cha, et Y. S. Ju (2011). Characterization and Modeling of the Heat Transfer Performance of Nanostructured Cu Micropost Wicks. *Journal of Heat Transfer*, volume 133, numéro 101502, pp. 1–7.
- [38] C. Ding, P. Bogorzi, N. Srivastava, M. Sigurdson, C. Meinhart, et N. C. MacDonald (2009). Super wetting of micro and nano structured titania surfaces. Dans *TRANSDUCERS 2009 - International Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference*. IEEE, Denver, CO, USA, pp. 401–404.
- [39] Tanya Liu, S. Lingamneni, J. Palko, M. Asheghi, et K. E. Goodson (2016). Optimization of hybrid wick structures for extreme spreading in high performance vapor chambers. Dans *15th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm)*. IEEE, Las Vegas, NV, USA, pp. 30–36.
- [40] H. Azarkish, A. Behzadmehr, T. Fanaei Sheikholeslami, S. M. H. Sarvari, et L. G. Fréchette (2015). Water evaporation phenomena on micro and nanostructured surfaces. *International Journal of Thermal Sciences*, volume 90, pp. 112–121.
- [41] M. Ivanova (2005). *Conception et réalisation de fonctions thermiques intégrées dans le substrat de composants électroniques de puissance. Apport de la gestion des flux thermiques par des mini et micro caloducs*. Thèse de doctorat, INP Grenoble, Grenoble, France, 156 p.
- [42] A. Faghri (2014). Heat pipes: review, opportunities and challenges. *Frontiers in Heat Pipes*, volume 5, numéro 1, pp. 1–48.
- [43] A. Faghri (2012). Review and Advances in Heat Pipe Science and Technology. *Journal of Heat Transfer*, volume 134, numéro 123001, pp. 1–18.
- [44] G. P. Peterson (1994). *An introduction to heat pipes: modeling, testing, and applications*. Wiley, New York, 356 p.
- [45] F. Lefèvre et M. Lallemand (2006). Coupled thermal and hydrodynamic models of flat micro heat pipes for the cooling of multiple electronic components. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 49, numéro 7–8, pp. 1375–1383.
- [46] C. Romestant (2000). *Études théoriques et expérimentales de caloducs et thermosiphons soumis à de fortes accélérations*. Thèse de doctorat, Université de Poitiers, Poitiers, France, 733 p.
- [47] B. Zohuri (2016). Heat Pipe Manufacturing. Dans *Heat Pipe Design and Technology*, 2nd edition. Springer International Publishing, Switzerland, pp. 395–430.
-

-
- [48] Y. Avenas, C. Schaeffer, et C. Gillot (2004). Caloducs plats en silicium pour composants électroniques. *Techniques de l'Ingénieur*, numéro 16, pp. 1–7.
- [49] M. Wei, B. He, Q. Liang, S. Somasundaram, C. S. Tan, et E. N. Wang (2017). Study of Ultra-Thin Silicon Micropillar Based Vapor Chamber. Dans *3rd World Congress on Mechanical, Chemical, and Material Engineering (MCM'17)*. Rome, Italy, p. 124_1-124_8.
- [50] S.-W. Kang et D. Huang (2002). Fabrication of star grooves and rhombus grooves micro heat pipe. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, volume 12, numéro 5, pp. 525–531.
- [51] A. Lai (2005). *Conception et réalisation de caloducs silicium pour les applications spatiales*. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, Grenoble, France, 125 p.
- [52] R. Rulliere (2006). *Étude expérimentale et théorique de diffuseurs thermiques diphasiques - Application au refroidissement de systèmes dissipatifs*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Lyon, France, 156 p.
- [53] M. Gao, Y. Cao, et M. A. Zampino (2010). Ceramic Miniature Heat Pipes and Liquid Charging Methods. *Heat Transfer Engineering*, volume 31, numéro 7, pp. 564–569.
- [54] K. Jones, Y. Cao, et M. Gao (2001). *Embedded Heat Pipes in Ceramics Electronic Packages and Filling Process* (Rapport technique - AFRL-PR-WP-TR-2001-2035). Florida International University, Miami, Florida, USA, 46 p.
- [55] T. P. Cotter (1984). Principles and prospects for micro heat pipes. Dans *5th International heat pipe conference*. Tsukuba, Japan, pp. 1–9.
- [56] Y. Cao, M. Gao, et E. Pinilla (1997). Fabrication and test of a filling station for micro/miniature devices. Dans *IECEC-97 Proceedings of the Thirty-Second Intersociety Energy Conversion Engineering Conference*. volume2. IEEE, Honolulu, HI, USA, pp. 1509–1513.
- [57] R. Hopkins (1996). *Flat Miniature Heat Sinks and Heat Pipes with Micro Capillary Grooves: Manufacturing, Modeling and Experimental Study*. Thèse de master, University of Connecticut, Storrs, CT, USA.
- [58] Y. Avenas (2002). *Étude et réalisation de caloducs plats miniatures pour l'intégration en électronique de puissance*. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, Grenoble, France, 194 p.
- [59] Q. Cai, B. Chen, et C. Tsai (2012). Design, development and tests of high-performance silicon vapor chamber. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, volume 22, numéro 35009, pp. 1–9.
- [60] J. A. Weibel, S. S. Kim, T. S. Fisher, et S. V. Garimella (2012). Experimental Characterization of Capillary-Fed Carbon Nanotube Vapor Chamber Wicks. *Journal of Heat Transfer*, volume 135, numéro 21501, pp. 1–7.
- [61] D. Deng, Q. Huang, Y. Xie, X. Huang, et X. Chu (2017). Thermal performance of composite porous vapor chambers with uniform radial grooves. *Applied Thermal Engineering*, volume 125, pp. 1334–1344.
- [62] K. Mizuta, R. Fukunaga, K. Fukuda, S. Nii, et T. Asano (2016). Development and characterization of a flat laminate vapor chamber. *Applied Thermal Engineering*, volume 104, pp. 461–471.
- [63] Z. Sun, X. Chen, et H. Qiu (2014). Experimental investigation of a novel asymmetric heat spreader with nanostructure surfaces. *Experimental Thermal and Fluid Science*, volume 52, pp. 197–204.
- [64] B. He, M. Wei, S. Somasundaram, C. S. Tan, et E. N. Wang (2016). Experiments on the ultrathin silicon vapor chamber for enhanced heat transfer performance. Dans *15th*
-

-
- IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm)*. IEEE, Las Vegas, NV, USA, pp. 569–573.
- [65] S. B. Kim, K. H. Kim, S. P. Jang, et M. A. Kedzierski (2018). Thermal characteristics of silicon wafer-based TVCs (thin vapor chambers) with disk-shape using DI water. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 127, pp. 526–534.
- [66] J. Liang, M. S. Bakir, et Y. Joshi (2017). Microfabricated thin silicon vapor chamber for low profile thermal management. Dans *16th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm)*. IEEE, Orlando, FL, USA, pp. 529–336.
- [67] S.-W. Kang, S.-H. Tsai, et M.-H. Ko (2004). Metallic micro heat pipe heat spreader fabrication. *Applied Thermal Engineering*, volume 24, numéro 2–3, pp. 299–309.
- [68] S.-C. Wong, S.-F. Huang, et K.-C. Hsieh (2011). Performance tests on a novel vapor chamber. *Applied Thermal Engineering*, volume 31, numéro 10, pp. 1757–1762.
- [69] D. H. Altman, A. Gupta, T. E. Dubrowski, D. J. Sharar, N. R. Jankowski, et M. T. North (2013). Analysis and Characterization of Thermal Expansion-Matched Wick-Based Multi-Chip Passive Heat Spreaders in Static and Dynamic Environments. Dans *International Technical Conference and Exhibition on Packaging and Integration of Electronic and Photonic Microsystems*. volume2: Thermal Management. ASME, Burlingame, CA, USA, pp. 1–13.
- [70] K.-S. Yang, K.-L. Ho, K.-H. Chien, et J.-C. Shyu (2016). Heat transfer of vapor chamber with different types of microchannels. *International Journal of Green Energy*, volume 13, numéro 13, pp. 1325–1333.
- [71] C. Gillot, Y. Avenas, N. Cezac, G. Poupon, C. Schaeffer, et E. Fournier (2002). Silicon heat pipes used as thermal spreaders. Dans *ITherm 2002. Eighth Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems*. IEEE, San Diego, CA, USA, pp. 1052–1057.
- [72] M. Ivanova, A. Lai, C. Gillot, N. Sillon, C. Schaeffer, F. Lefevre, M. Lallemand, et E. Fournier (2006). Design, fabrication and test of silicon heat pipes with radial microcapillary grooves. Dans *Thermal and Thermomechanical Proceedings 10th Intersociety Conference on Phenomena in Electronics Systems, 2006. IITHERM 2006*. IEEE, San Diego, CA, pp. 545–551.
- [73] T. Liu, M. T. Dunham, K. W. Jung, B. Chen, M. Asheghi, et K. E. Goodson (2020). Characterization and thermal modeling of a miniature silicon vapor chamber for die-level heat redistribution. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 152, numéro 119569, pp. 1–15.
- [74] K. E. Petersen (1982). Silicon as a mechanical material. *Proceedings of the IEEE*, volume 70, numéro 5, pp. 420–457.
- [75] J. Vedde et P. Gravesen (1996). The fracture strength of nitrogen doped silicon wafers. *Materials Science and Engineering: B*, volume 36, numéro 1–3, pp. 246–250.
- [76] M. Tilli, M. Paulastro-Krockel, T. Motooka, et V. Lindroos (2015). *Handbook of Silicon Based MEMS Materials and Technologies*, volume 1. Elsevier, 636 p.
- [77] D. Chandra (2009). *Capillary Force in High Aspect-Ratio Micropillar Arrays*. Thèse de doctorat, University of Pennsylvania, Philadelphie, USA, 133 p.
- [78] D. Chandra et S. Yang (2009). Capillary-Force-Induced Clustering of Micropillar Arrays: Is It Caused by Isolated Capillary Bridges or by the Lateral Capillary Meniscus Interaction Force?. *Langmuir*, volume 25, numéro 18, pp. 10430–10434.
- [79] D. Chandra et S. Yang (2010). Stability of High-Aspect-Ratio Micropillar Arrays against Adhesive and Capillary Forces. *Accounts of Chemical Research*, volume 43, numéro 8, pp. 1080–1091.
-

-
- [80] T. Tanaka (1993). Mechanism of Resist Pattern Collapse. *Journal of The Electrochemical Society*, volume 32, numéro 12, pp. 6059–6064.
- [81] Y. Koito, H. Imura, M. Mochizuki, Y. Saito, et S. Torii (2006). Numerical analysis and experimental verification on thermal fluid phenomena in a vapor chamber. *Applied Thermal Engineering*, volume 26, numéro 14–15, pp. 1669–1676.
- [82] S. Q. Cai, Y.-C. Chen, et A. Bhunia (2016). Design, development and tests of a compact thermofluid system. *Applied Thermal Engineering*, volume 102, pp. 1320–1327.
- [83] B. Danh Le (2013). *Modélisation discrète en mécanique de la rupture des matériaux fragiles*. Thèse de doctorat, Université de Strasbourg, Strasbourg, France, 127 p.
- [84] Q. Cai, A. Bhunia, C. Tsai, M. W. Kendig, et J. F. DeNatale (2013). Studies of material and process compatibility in developing compact silicon vapor chambers. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, volume 23, numéro 6, pp. 1–9.
- [85] Y. Mita, M. Sugiyama, M. Kubota, F. Marty, T. Bourouina, et T. Shibata (2006). Aspect Ratio Dependent Scalloping Attenuation in Drie and an Application to Low-Loss Fiber-Optical Switches. Dans *19th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. IEEE, Istanbul, Turkey, pp. 114–117.
- [86] J. Yeom, Y. Wu, et M. A. Shannon (2003). Critical aspect ratio dependence in deep reactive ion etching of silicon. Dans *TRANSDUCERS '03. 12th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems. Digest of Technical Papers (Cat. No.03TH8664)*. volume 2. IEEE, Boston, MA, USA, pp. 1631–1634.
- [87] M. R. Howlader, H. Itoh, T. Suga, et M. Kim (2006). Sequential Plasma Activated Process for Silicon Direct Bonding. *ECS Transactions*, volume 3, numéro 6, pp. 191–202.
- [88] H. Takagi, Y. Kurashima, et T. Suga (2016). Surface Activated Wafer Bonding; Principle and Current Status. *ECS Transactions*, volume 75, numéro 9, pp. 3–8.
- [89] J. Desomberg (2018). *Etude de l'influence des propriétés mécaniques des surfaces sur l'énergie de collage direct*. Thèse de doctorat, Université Grenoble Alpes, Grenoble, France, 249 p.
- [90] D. Li, Z. Shang, S. Wang, et Z. Wen (2013). Low temperature Si/Si wafer direct bonding using a plasma activated method. *Journal of Zhejiang University SCIENCE C*, volume 14, numéro 4, pp. 244–251.
- [91] C. Rauer (2014). *Collage de silicium et d'oxyde de silicium: mécanismes mis en jeu*. Thèse de doctorat, Université de Grenoble, Grenoble, 163 p.
- [92] F. Fournel, C. Martin-Cocher, D. Radisson, V. Larrey, E. Beche, C. Morales, P. A. Delean, F. Rieutord, et H. Moriceau (2015). Water Stress Corrosion in Bonded Structures. *ECS Journal of Solid State Science and Technology*, volume 4, numéro 5, pp. P124–P130.
- [93] W. P. Maszara, G. Goetz, A. Caviglia, et J. B. McKitterick (1988). Bonding of silicon wafers for silicon-on-insulator. *Journal of Applied Physics*, volume 64, numéro 10, pp. 4943–4950.
- [94] F. Fournel, L. Continni, C. Morales, J. Da Fonseca, H. Moriceau, F. Rieutord, A. Barthelemy, et I. Radu (2012). Measurement of bonding energy in an anhydrous nitrogen atmosphere and its application to silicon direct bonding technology. *Journal of Applied Physics*, volume 111, numéro 104907, pp. 1–7.
- [95] G. Sendeckyj, S. Wang, W. Steven Johnson, W. Stinchcomb, N. Pagano, M. El-Zein, et K. Reifsnider (1988). Evaluation of GIC of a DCB Specimen Using an Anisotropic Solution. *Journal of Composites Technology and Research*, volume 10, numéro 4, pp. 151–155.
-

-
- [96] S. Bories, M. Abdelkader, P. Marc, et Q. Michel (2008). Transfert de chaleur dans les milieux poreux - Conduction, convection, rayonnement. *Techniques de l'Ingénieur*, numéro BE8250, pp. 1–22.
- [97] S. Adera, D. Antao, R. Raj, et E. N. Wang (2016). Design of micropillar wicks for thin-film evaporation. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 101, pp. 280–294.
- [98] R. Ranjan, J. Y. Murthy, et S. V. Garimella (2009). Analysis of the Wicking and Thin-Film Evaporation Characteristics of Microstructures. *Journal of Heat Transfer*, volume 131, numéro 10, pp. 1–11.
- [99] H. Wang, S. V. Garimella, et J. Y. Murthy (2007). Characteristics of an evaporating thin film in a microchannel. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 50, numéro 19–20, pp. 3933–3942.
- [100] V. P. Carey (2008). *Liquid-vapor phase-change phenomena: an introduction to the thermophysics of vaporization and condensation processes in heat transfer equipment*, 2nd ed edition. Taylor and Francis, New York, 742 p.
- [101] S. B. Kim, M. S. Park, et S. P. Jang (2020). Radius effect on the thermal resistance of disk-shaped thin vapor chambers (TVCs) using Al₂O₃ nanofluids. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, volume 154, numéro 119769, pp. 1–10.
- [102] P.-Y. Lagrée (2008). Le coefficient d'échange, son importance dans les transferts thermiques - La conduction. Dans *Cours ENSTA - Conduction et Coefficient d'échange*. Paris, France, p. 2.1-2.24.
- [103] V. Lehmann et U. Gösele (1991). Porous silicon formation: A quantum wire effect. *Applied Physics Letters*, volume 58, numéro 8, pp. 856–858.
- [104] L. T. Canham (2014). *Handbook of Porous Silicon*, volume 1. Springer, Malvern, UK, 1017 p.
- [105] C. Populaire (2005). *Propriétés physiques du silicium poreux: traitements et applications aux microsystèmes*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Villeurbanne, France, 196 p.
- [106] E. Mery (2006). *Intégration du silicium poreux dans des microsystèmes fluidiques: application aux laboratoires sur puce*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Lyon, France, 214 p.
- [107] H. Okada, T. Itoh, J. Frome, T. Gessner, et T. Saga (2005). Room temperature vacuum sealing using surfaced activated bonding with Au thin films. Dans *The 13th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems, 2005. Digest of Technical Papers. TRANSDUCERS '05*. volume 1. IEEE, Seoul, Korea, pp. 932–935.
- [108] Y. Kurashima, A. Maeda, et H. Takagi (2016). Room-temperature wafer scale bonding using smoothed Au seal ring surfaces for hermetic sealing. *Japanese Journal of Applied Physics*, volume 55, numéro 016701, pp. 1–6.
- [109] M. Yamamoto, Y. Kunimune, T. Matsumae, Y. Kurashima, H. Takagi, Y. Iguchi, Y. Honda, T. Suga, T. Itoh, et E. Higurashi (2020). Room-temperature pressureless wafer-scale hermetic sealing in air and vacuum using surface activated bonding with ultrathin Au films. *Japanese Journal of Applied Physics*, volume 59, numéro SBBB01, pp. 1–4.
- [110] J. G. Collier et J. R. Thome (1996). *Convective boiling and condensation*, 3. ed. in paperback edition. Clarendon Press, Oxford, 586 p.
- [111] M. Holmgren (2006). *XSteam, Thermodynamic properties of water and steam* (Logiciel). Online.
- [112] B. R. Gebart (1992). Permeability of Unidirectional Reinforcements for RTM. *Journal of Composite Materials*, volume 26, numéro 8, pp. 1100–1133.
-

-
- [113] T. G. Gutowski, Z. Cai, S. Bauer, D. Boucher, J. Kingery, et S. Wineman (1987). Consolidation Experiments for Laminate Composites. *Journal of Composite Materials*, volume 21, numéro 7, pp. 650–669.
- [114] T. A. K. Sadiq, S. G. Advani, et R. S. Parnas (1995). Experimental investigation of transverse flow through aligned cylinders. *International Journal of Multiphase Flow*, volume 21, numéro 5, pp. 755–774.
- [115] W. H. Zhong, I. G. Currie, et D. F. James (2006). Creeping flow through a model fibrous porous medium. *Experiments in Fluids*, volume 40, numéro 1, pp. 119–126.
- [116] K. Yazdchi, S. Srivastava, et S. Luding (2011). Microstructural effects on the permeability of periodic fibrous porous media. *International Journal of Multiphase Flow*, volume 37, numéro 8, pp. 956–966.
-

Annexe A

Modèle COMSOL® de simulation de point chaud

Le modèle simule de façon très simplifiée la présence d'un point chaud sur une puce pour en estimer le profil thermique en fonction de la variation de plusieurs paramètres. Le modèle utilisé est présenté en Figure A-1.

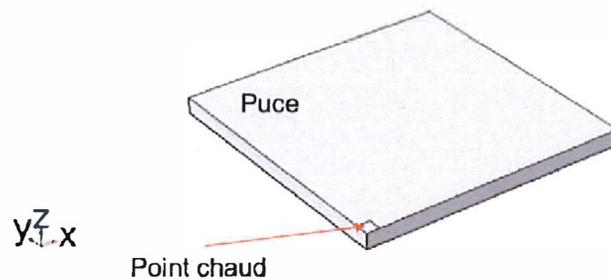


Figure A-1 : Représentation d'un quart de la puce modélisée. Le point chaud est situé au centre de la puce.

La puce est considérée en contact avec l'atmosphère extérieure sur la face avant et les côtés et en contact avec un bloc métallique sur la face arrière. Les différents paramètres de l'étude sont résumés dans le Tableau A-1.

Tableau A- 1 : Paramètres de l'étude.

Paramètres	Étude épaisseur de plaque	Étude dimensions point chaud
Épaisseur de la puce (μm)	50 - 750	100
Dimensions de la puce (cm^2)	1	1
Dimensions du point chaud (μm^2)	500 x 500	50 x 50 – 500 x 500
Puissance de fonctionnement (W)	1	1
Convection face avant ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$)	20	20
Convection face arrière ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$)	500	500

Annexe B

Limite d'ébullition

On considère la formation d'une bulle de vapeur lors de l'ébullition d'un liquide dans une mèche. Nous considérerons pour cette étude le cas d'une mèche de micropiliers. On suppose la formation d'une bulle de vapeur au niveau d'un site de nucléation de rayon de nucléation r_b comme décrit sur la Figure B-1.

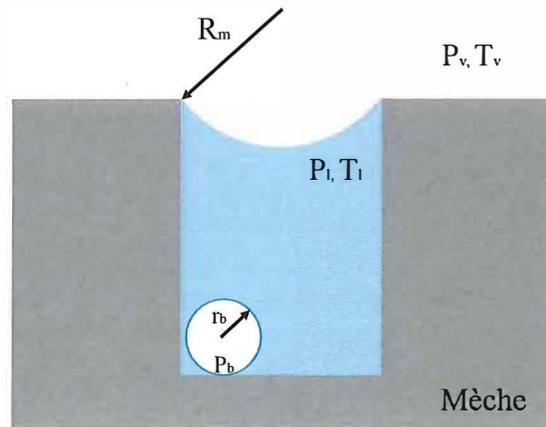


Figure B-1 : Croissance d'une bulle de vapeur dans une mèche de micropiliers.

Soit P_b la pression de vapeur dans la bulle et P_l la pression de liquide directement autour de celle-ci. La bulle n'existe que si la pression de vapeur dans celle-ci égale celle du liquide et de la pression capillaire induite par sa courbure :

$$P_b = P_l + \frac{2\sigma}{r_b} \quad (\text{B-1})$$

Par ailleurs du fait de l'existence d'un ménisque à l'interface liquide-vapeur en haut de la structure capillaire et en négligeant les effets de la gravité, la pression du liquide peut être déterminée à l'aide de l'équation (2-1). En combinant les équations (2-1) et (B-1), la pression de la bulle devient :

$$P_b - P_v = 2\sigma \left(\frac{1}{r_b} - \frac{1}{R_m} \right) \quad (\text{B-2})$$

Soit $P_{v,m}$ la pression de vapeur saturante correspondant à la température T_m locale directement autour de la bulle, P_b s'exprime également [110] :

$$P_b = P_{v,m} \exp\left(-\frac{2\sigma\rho_v}{P_v r_b \rho_l}\right) \approx P_{v,m} \left(1 - \frac{2\sigma\rho_v}{P_v r_b \rho_l}\right) \quad (\text{B-3})$$

Par combinaison des équations (B-2) et (B-3) on obtient alors :

$$P_{v,m} - P_v = 2\sigma \left(\frac{1}{r_b} - \frac{1}{R_m} + \frac{\rho_v}{r_b \rho_l}\right) \quad (\text{B-4})$$

Le phénomène d'ébullition est initié lorsque le liquide est en surchauffe dans la structure capillaire. C'est-à-dire qu'il existe une différence de température ΔT_{eb} suffisante entre la température de la vapeur et la température de saturation du liquide. Par application de l'équation de Clausius-Clapeyron pour les systèmes (P_v, T_v) et $(P_{v,m}, T_m)$ on obtient :

$$\ln\left(\frac{P_{v,m}}{P_v}\right) = \frac{h_{lv}}{R} \left(\frac{T_m - T_v}{T_v T_m}\right) \quad (\text{B-5})$$

$$\Delta T_{eb} = T_m - T_v = \frac{RT_m T_v}{h_{lv}} \ln(1 - \alpha) \quad (\text{B-6})$$

avec R la constante des gaz parfaits et $\alpha = \frac{2\sigma}{P_v} \left(\frac{1}{r_b} - \frac{1}{R_m}\right) + \frac{2\sigma\rho_v}{P_v r_b \rho_l}$

Pour une application de chambre à vapeur remplie avec de l'eau, un rayon de nucléation de l'ordre de $0.1 \mu\text{m}$ [20] et une température de fonctionnement comprise entre 0°C et 150°C , $\alpha \leq 0.1$ et on peut estimer $T_m T_v \approx T_v^2$ et $\frac{2\sigma}{P_v} \left(\frac{1}{r_b} - \frac{1}{R_m}\right) \gg \frac{2\sigma\rho_v}{P_v r_b \rho_l}$. On obtient alors :

$$\Delta T_{eb} = \frac{2\sigma R T_v^2}{h_{lv} P_v} \left(\frac{1}{r_b} - \frac{1}{R_m}\right) \quad (\text{B-7})$$

En appliquant la loi des gaz parfaits cette expression devient alors :

$$\Delta T_{eb} = \frac{2\sigma T_v}{h_{lv} \rho_v} \left(\frac{1}{r_b} - \frac{1}{R_m}\right) \quad (\text{B-8})$$

Cette expression permet de déterminer l'écart de température minimal entre la température locale autour de la bulle dans le liquide et celle de la vapeur qui entraîne l'ébullition. Pour $\Delta T > \Delta T_{eb}$ la pression à l'intérieur de la bulle devient supérieure à celle de la pression capillaire de la mèche et du liquide combinées, ce qui entraîne la croissance de la bulle et le début de l'ébullition.

Soit k_{eq} la conductivité équivalente de la mèche selon l'axe de propagation du flux de chaleur et S la surface de l'évaporateur, en appliquant la loi de Fourier à ce dernier on obtient :

$$q_b = -k_{eq} \overrightarrow{\text{grad}}(T) S \quad (\text{B-9})$$

Dans le cas d'un caloduc cylindrique :

$$q_b = \frac{4\sigma\pi L_e k_{eq} T_v}{h_{lg}\rho_v \ln(r_i/r_v)} \left(\frac{1}{r_b} - \frac{1}{R_m} \right) \quad (\text{B-10})$$

Dans le cas d'un caloduc plat ou d'une chambre à vapeur la limite d'ébullition devient alors :

$$q_b = \frac{2\sigma S_{\text{point chaud}} k_{eq} T_v}{h_{lg}\rho_v e_{\text{mèche}}} \left(\frac{1}{R_m} - \frac{1}{r_b} \right) \quad (\text{B-11})$$

Annexe C

Évolution des différents paramètres de l'eau en fonction de la température

Certaines propriétés de l'eau varient en fonction de la température selon qu'elle soit sous forme liquide ou vapeur. Dans la mesure où les travaux de modélisation et de dimensionnement amènent à considérer certains de ces paramètres, il est important d'identifier ces variations afin de pouvoir déterminer si elles doivent être prises en compte ou si elles peuvent être négligées. L'évolution des principales propriétés de l'eau liquide et vapeur qui nous intéressent pour traiter la question des chambres à vapeur en fonction de la température est représentée graphiquement en Figure C-1 et en Figure C-2. Les conductivités thermiques, masses volumiques, de l'eau à l'état liquide et vapeur de même que la tension de surface et la pression de vapeur saturante en fonction de la température sont déterminées à partir du programme Matlab XSteam [111]. Ce dernier se base sur la formulation industrielle des propriétés thermodynamiques de l'eau et de la vapeur de 1997 adoptée par l'association internationale des propriétés de l'eau et de la vapeur (standard IAPWS-IF97) valide entre 0°C et 350°C. Les variations de viscosité dynamique et de chaleur latente de vaporisation sont quant à elles estimées par approximation polynomiale de valeurs tabulées avec une erreur relative respectivement inférieures à 3% et 1% d'après le standard IAPWS R12-08. Ces approximations sont présentées ci-dessous.

$$\mu_{liq}(T) = 3.3169 \cdot 10^{-11} T^4 - 9.0565 \cdot 10^{-9} T^3 + 9.5868 \cdot 10^{-7} T^2 - 5.4205 \cdot 10^{-5} T + 1.7655 \cdot 10^{-3} \quad (C-1)$$

$$h_{fg}(T) = \frac{A(1 - T_r)^{(B - C \cdot T_r + D \cdot T_r^2)}}{M_{eau}} \quad (C-2)$$

avec: $A = 5.2053 \cdot 10^8$ $B = 0.3199$ $C = 0.212$ $D = 0.25785$ $T_r = \frac{T}{T_c}$

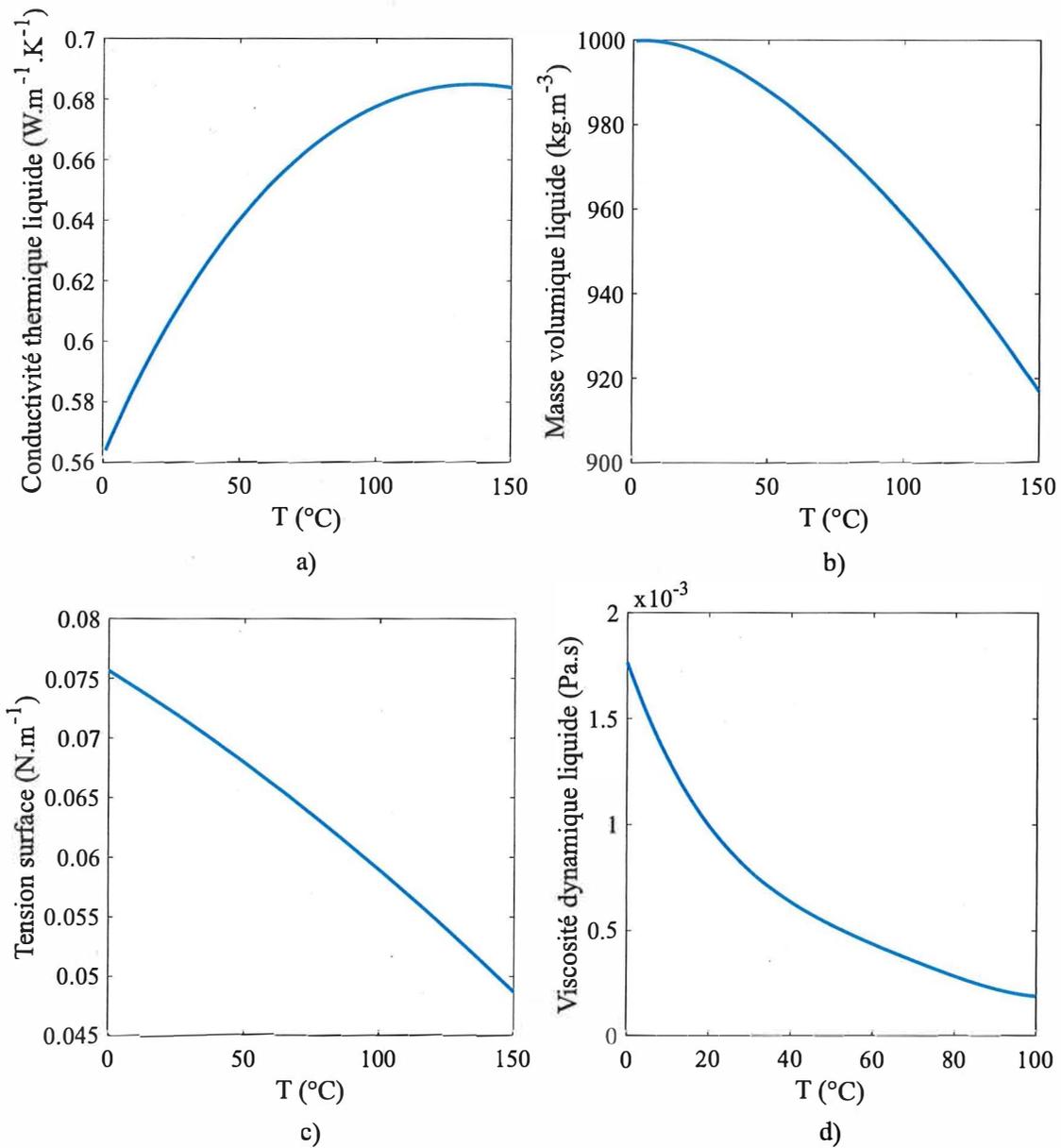


Figure C-1 : Évolution a) la conductivité thermique, b) la masse volumique, c) la tension de surface et d) la viscosité dynamique de l'eau liquide en fonction de la température sur la gamme de fonctionnement correspondant au cahier des charges.

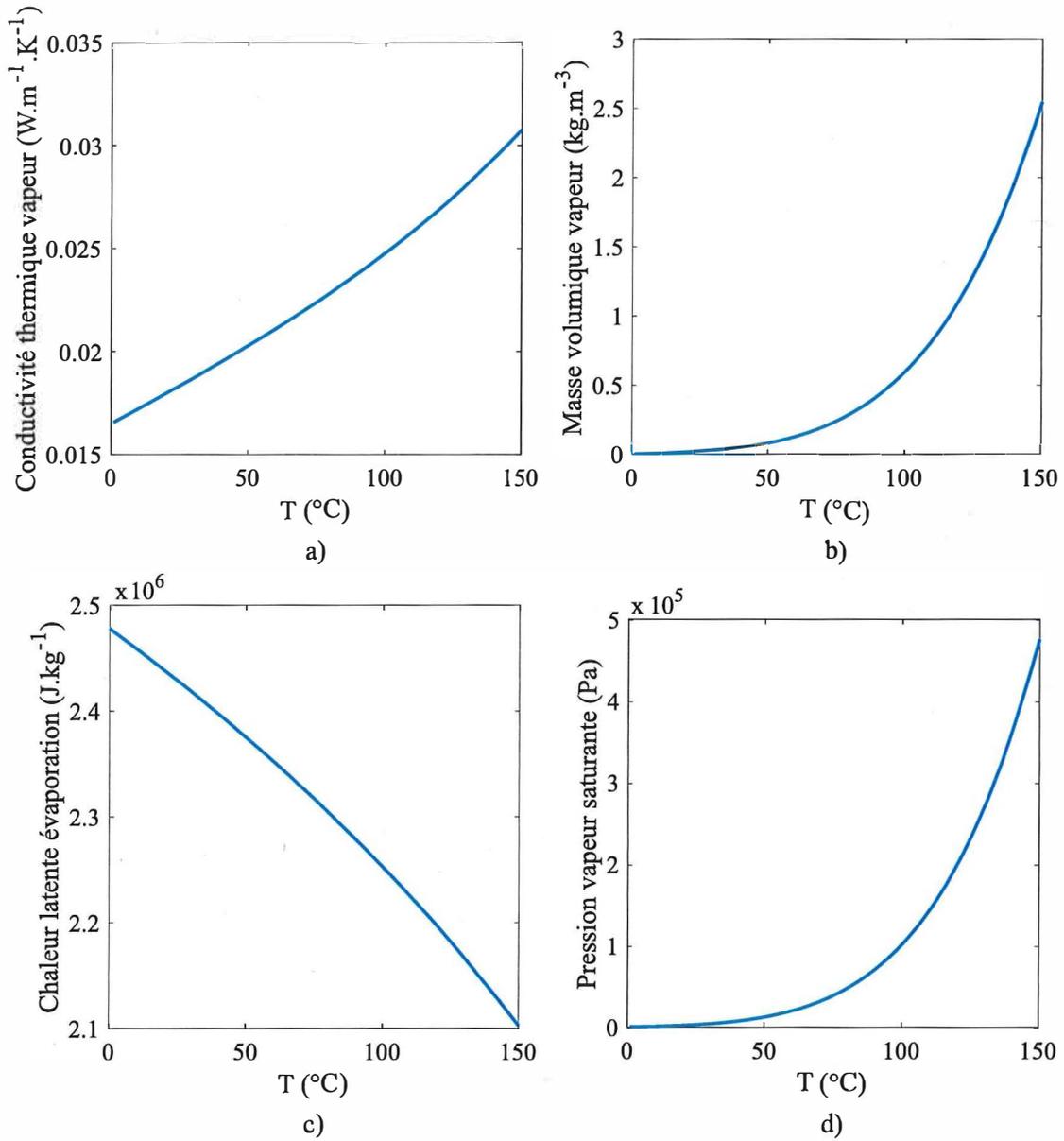


Figure C-2 : Évolution de a) la conductivité thermique, b) la masse volumique, c) la chaleur latente d'évaporation et c) la pression de vapeur saturante de la vapeur d'eau en fonction de la température sur la gamme de fonctionnement correspondant au cahier des charges.

Annexe D

Tenue mécanique du réseau de micropiliers

D.1 Déformation latérale d'un micropilier lors du remplissage

Comme expliqué en section 3.3.2, pendant le remplissage de la mèche, les piliers au niveau du front de déplacement du liquide se retrouvent dans une situation de pont capillaire. Tanaka *et al.*[80] ont montré que dans cette situation, la déformation latérale du micropilier peut être calculée en assimilant le pilier à une poutre cylindrique, encadrée à l'une de ses extrémités et libre à l'autre, soumise à une charge linéique ω_L répartie uniformément sur sa longueur, comme représenté en Figure D-1.

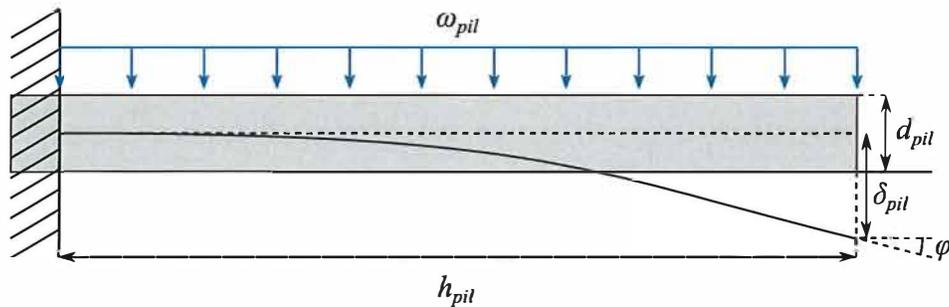


Figure D-1 : Schéma d'un micropilier en flexion avec les différents paramètres.

Les relations de résistance des matériaux donnent dans cette configuration :

$$\delta_{pil} = \frac{\omega_L h_{pil}^4}{8EI}, \quad (D-1)$$

$$I = \frac{\pi d_{pil}^4}{64}, \quad (D-2)$$

et

$$\varphi = \frac{\omega_L h_{pil}^3}{6EI}. \quad (D-3)$$

En considérant le pilier soumis à la différence de pression de Laplace, la charge linéique peut s'exprimer par:

$$\omega_L = \frac{P_L d_{pil} \pi}{2}, \quad (D-4)$$

avec
$$P_L = \frac{2\gamma_{lv} \cos(\theta - \varphi)}{s_{pil} - \delta_{pil}}. \quad (D-5)$$

D'après Tanaka *et al.*[80], cette configuration permet d'exprimer :

$$\tan \varphi = \frac{4\delta_{pil}}{3h_{pil}} \quad (D-6)$$

d'où
$$\cos \varphi = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{4\delta_{pil}}{3h_{pil}}\right)^2}} \quad (D-7)$$

et
$$\sin \varphi = \frac{\frac{4\delta_{pil}}{3h_{pil}}}{\sqrt{1 + \left(\frac{4\delta_{pil}}{3h_{pil}}\right)^2}}. \quad (D-8)$$

En considérant $\delta_{pil} \ll h_{pil}$:

$$\cos \varphi \approx 1 \quad (D-9)$$

et
$$\sin \varphi \approx \frac{4\delta_{pil}}{3h_{pil}}. \quad (D-10)$$

En combinant les équations (D-1), (D-2), (D-4), (D-5), (D-9) et (D-10), la déformation latérale du micropilier s'exprime comme :

$$-\delta_{pil}^2 + \delta_{pil} \left(s_{pil} - \frac{32 \sin(\theta) h_{pil}^3 \gamma_{lv}}{3E d_{pil}^3} \right) - \frac{8 h_{pil}^4 \gamma_{lv} \cos \theta}{E d_{pil}^3} = 0 \quad (D-11)$$

d'où

$$\delta_{pil} = \frac{s_{pil}}{2} - \frac{16 \sin(\theta) h_{pil}^3 \gamma_{lv}}{3E d_{pil}^3} \pm \sqrt{A} \quad (D-12)$$

avec
$$A = \left(\frac{s_{pil}}{2} - \frac{16 \sin(\theta) h_{pil}^3 \gamma_{lv}}{3E d_{pil}^3} \right)^2 - \frac{8 h_{pil}^4 \gamma_{lv} \cos \theta}{E d_{pil}^3} \quad (D-13)$$

Selon la valeur de A , plusieurs situations se présentent :

- $A < 0$: pas de solution réelle. Il n'y a pas de position d'équilibre et le micropilier s'effondre sur le micropilier adjacent, entraînant un agrégat de micropiliers.
- $A = 0$: il existe une position d'équilibre unique correspondant à la déformation latérale critique $\delta_{pil,c} = \frac{s_{pil}}{2} - \frac{16 \sin(\theta) h_{pil}^3 \gamma_{lv}}{3E d_{pil}^3}$.
- $A > 0$: il existe deux positions d'équilibre correspondant à une position d'équilibre stable et une position d'équilibre instable comme représenté en Figure D-2-b, telles que :

$$\delta_{pil,1} = \frac{s_{pil}}{2} - \frac{16 \sin(\theta) h_{pil}^3 \gamma_{lv}}{3E d_{pil}^3} - \sqrt{A} \quad (D-14)$$

$$\delta_{pil,2} = \frac{s_{pil}}{2} - \frac{16 \sin(\theta) h_{pil}^3 \gamma_{lv}}{3E d_{pil}^3} + \sqrt{A} \quad (D-15)$$

Lorsque deux solutions existent, la valeur de δ_{pil} la plus faible correspond à la position d'équilibre stable. Il s'agit de la première position atteinte lorsque le micropilier se déforme latéralement. Lors du remplissage, lorsque le micropilier se déforme à partir de sa position initiale, il atteindra de ce fait la position $\delta_{pil,1}$ et son expression sera retenue par la suite pour exprimer la déformation latérale du micropilier.

Ces différentes positions sont représentables en comparant la force de Laplace F_L appliquée sur le pilier avec la force de retour élastique F_E , qui dans le cas d'un pilier circulaire s'exprime comme [77]:

$$F_E = \frac{3\sqrt{2}\pi E d_{pil}^4 \delta_{pil}}{64 h_{pil}^3} \quad (D-16)$$

La condition d'équilibre du micropilier vérifie alors $F_L = F_E$ et les positions d'équilibre sont identifiables visuellement en traçant ces deux forces en fonction de δ_{pil} , comme représenté en Figure D-2-b.

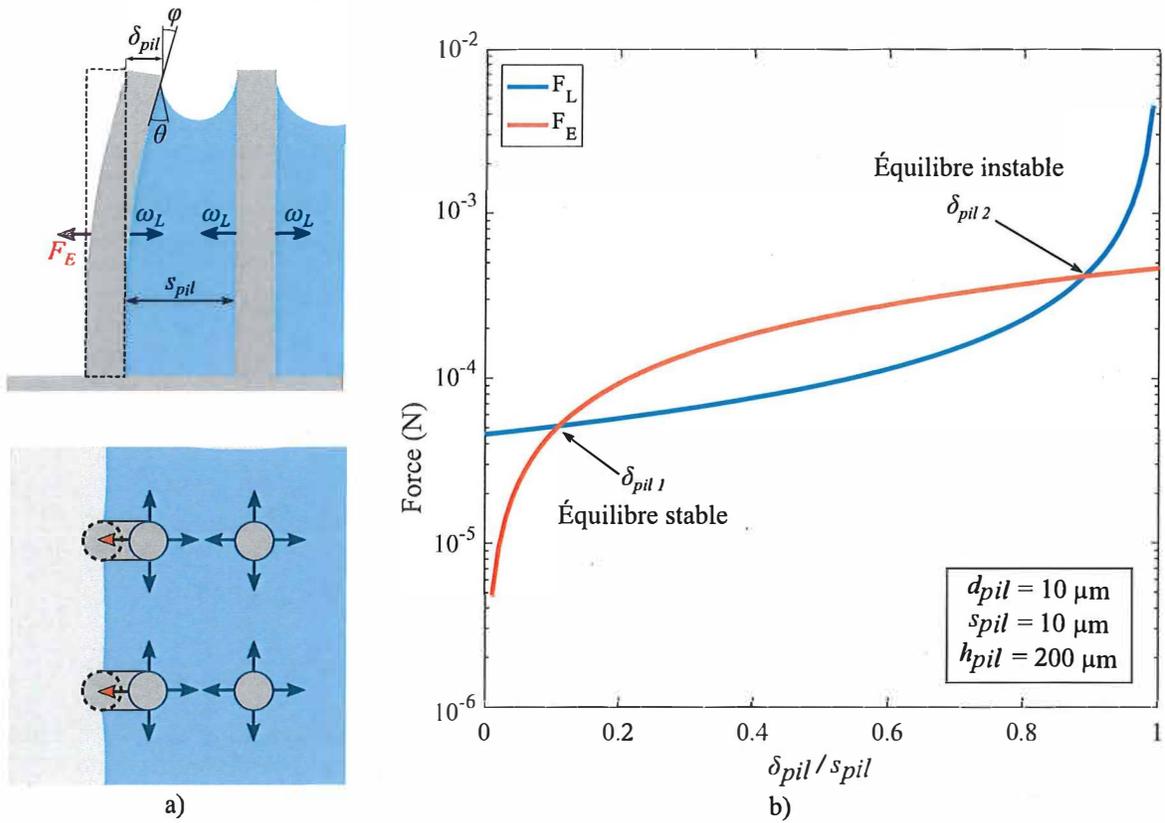


Figure D-2 : a) Représentation de la déformation latérale des piliers ainsi que des forces latérales mises en jeu. b) Les valeurs de F_E et F_L ainsi que les positions d'équilibre stables et instables δ_{pil_1} et δ_{pil_2} sont tracées dans le cas d'un exemple de configuration de mèche.

D.2 Contrainte maximale dans un micropilier en flexion

Comme précédemment, le micropilier en flexion est considéré comme une poutre cylindrique encastree à l'une de ses extrémités, tel que représenté en Figure D-1. Dans cette configuration, ce dernier est le plus sollicité au niveau de son encastrement et la contrainte maximale correspond à la somme de la contrainte maximale de cisaillement à l'encastrement τ_{max} et de la contrainte maximale issue de la sollicitation en flexion $\sigma_{flex,max}$, définies comme :

$$\tau_{max} = \frac{4T_{y,max}}{3S_{pil}} \quad (D-17)$$

et

$$\sigma_{flex,max} = \frac{M_{f,max}}{I} W_{pil} \quad (D-18)$$

avec $T_{y,max}$ l'effort tranchant maximal, S_{pil} la section du micropilier, $M_{f,max}$ le moment fléchissant maximal et W_{pil} la demi hauteur du micropilier. Dans le cas d'une charge uniformément répartie sur la longueur, ces expressions peuvent s'exprimer comme :

$$T_{y,max} = \omega_L h_{pil} \quad (D-19)$$

et

$$M_{f,max} = \frac{\omega_L h_{pil}^2}{2}. \quad (D-20)$$

Par combinaison des équations (D-2), (D-4), (D-5) et (D-17) à (D-20), la contrainte maximale $\sigma_{pil,max}$ en base de pilier s'exprime comme :

$$\sigma_{pil,max} = \frac{16\gamma_{lv} \cos(\theta - \varphi) h_{pil}}{(s_{pil} - \delta_{pil})d_{pil}} \left(\frac{h_{pil}}{d_{pil}} + \frac{1}{3} \right). \quad (D-21)$$

Annexe E

Miniaturisation de l'épaisseur interne

E.1 Sélection du modèle de perméabilité

Plusieurs modèles ont été développés dans la littérature pour calculer la perméabilité dans le cas d'un réseau de micropiliers en arrangement quadratique. Certains d'entre eux sont présentés dans le Tableau E-1 et comparés avec des résultats expérimentaux issus de la littérature, présentés en Figure E-1, afin d'identifier le modèle le plus cohérent avec notre étude.

Tableau E-1 : Modèles de perméabilité de la littérature.

Référence	Modèle	Domaine validité
Byon <i>et al.</i> [35]	$K = \frac{S_{p\dot{u}}^2}{4\pi} \ln \left((1 - \varepsilon)^{-1/2} - 0.738 + (1 - \varepsilon) - 0.887(1 - \varepsilon)^2 + 2.038(1 - \varepsilon)^3 \right)$	$\varepsilon \geq 0.75$
Tamayol <i>et al.</i> [34]	$K = d^2 \left[\frac{12(\sqrt{\pi} - 1) [2 - g(\varepsilon)]}{\phi' \sqrt{\phi'}} \frac{1}{2} + \frac{18 + 12(\phi' - 1)}{\sqrt{\phi'(1 - \phi')^2}} + \frac{18\sqrt{\phi'} \left[\tan^{-1} \left(\frac{1}{\sqrt{\phi' - 1}} \right) \right]}{(\phi' - 1)^{5/2}} \right]^{-1}$ $\varepsilon = 1 - \frac{\pi d^2}{45^2}, \quad g(\varepsilon) = 1.274\varepsilon - 0.274, \quad \phi' = \frac{\pi}{4(1 - \varepsilon)}$	
Tamayol <i>et al.</i> [34]	$K = d^2 \left[\frac{\pi}{24\phi'} + \left[\left(\sqrt{\frac{\pi}{4\phi} - 1} \right)^3 + 2 \right] \sqrt{\frac{\phi}{9\pi} - \left(\frac{\pi}{8} + \frac{\phi}{8} \right)} \right] \frac{1 - \phi}{2}$	
Ranjan <i>et al.</i> [36]	$K = \frac{6.9d_{p\dot{u}}^2 \varepsilon^{8.43}}{(1 - \varepsilon)^{-2.88}}$	

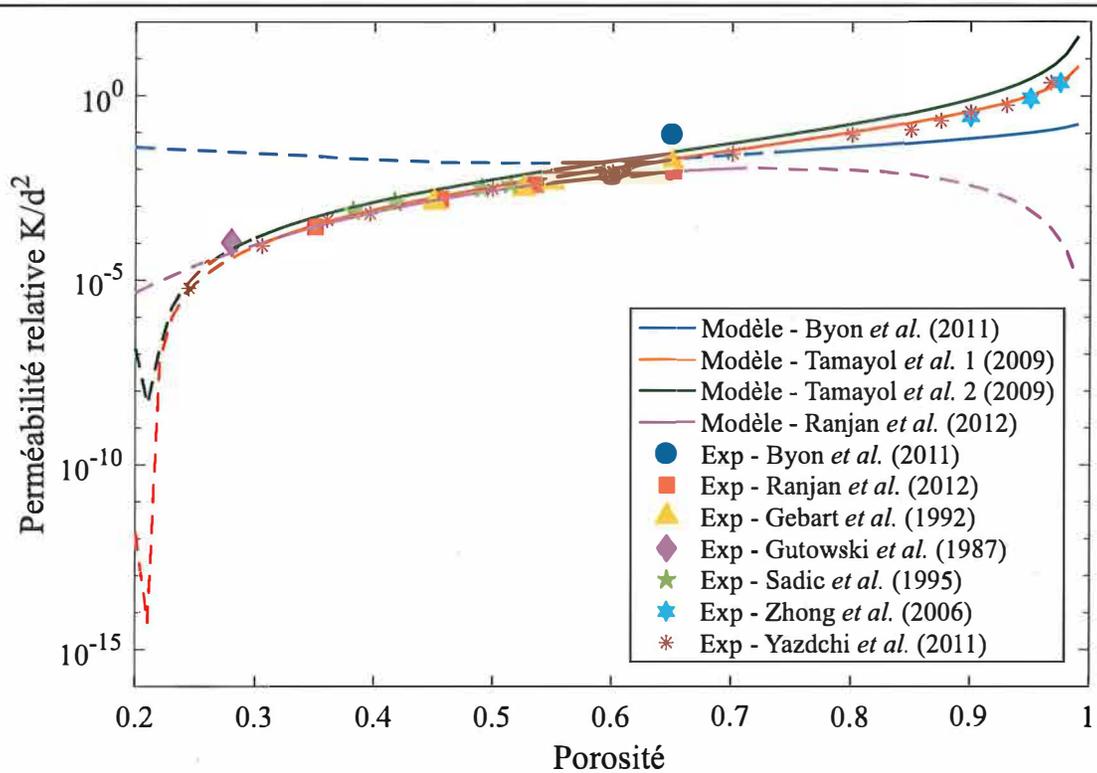


Figure E- 1 : Comparaison de différents modèles de calcul de la perméabilité de réseaux quadratiques de micropiliers avec des résultats expérimentaux. Les courbes en trait plein correspondent aux domaines de validité des différents modèles et les parties de courbes en pointillés aux extrapolations en dehors du domaine de validité.

Le modèle Tamayol *et al.* 1 correspond le mieux aux données expérimentales, surtout pour les fortes porosités, sur une plage de porosités comprises entre 0.25 et 1. Il sera donc utilisé pour le calcul de la perméabilité de la mèche dans notre étude.

Tableau E-1 : Données expérimentales de perméabilité issues de la littérature.

Référence	Diamètre (μm)	Pitch (μm)	Porosité	K exp (m^2)	K/d ²
Byon <i>et al.</i> [35]	60	90	0.65	3.20E-11	8.89E-03
Ranjan <i>et al.</i> [36]	200	220	0.35	1.16E-11	2.90E-04
	200	240	0.455	6.26E-11	1.57E-03
	200	260	0.54	1.56E-10	3.90E-03
	200	280	0.60	2.64E-10	6.60E-03
	200	300	0.65	3.57E-10	8.93E-03
Gebart <i>et al.</i> [112]	82	125.8	0.65	1.00E-10	1.49E-02
	82	111	0.55	3.00E-10	4.46E-02
	82	108	0.53	2.00E-11	2.97E-03
	82	100.4	0.45	9.00E-12	1.34E-03
Gutowsky <i>et al.</i> [113]	8	8.4	0.28	7.00E-15	1.09E-04
Sadiq <i>et al.</i> [114]	6.35E+05		0.59	3.90E-03	9.67E-03
	6.35E+05		0.49	1.23E-03	3.05E-03
	6.35E+05		0.39	3.02E-04	7.49E-04
	1.59E+05		0.61	2.51E-04	9.95E-03
	1.59E+05		0.51	9.79E-05	3.88E-03
	1.59E+05		0.42	3.28E-05	1.30E-03
Zhong <i>et al.</i> [115]	3.18E+03		0.98	2.36E+01	2.33E+00
	3.18E+03		0.95	9.00E+00	8.90E-01
	3.18E+03		0.90	2.93E+00	2.90E-01
Yazdchi <i>et al.</i> [116]			0.24		6.17E-06
			0.31		8.91E-05
			0.36		4.37E-04
			0.40		6.46E-04
			0.50		2.95E-03
			0.60		8.91E-03
			0.70		2.69E-02
			0.80		8.91E-02
			0.85		1.26E-01
			0.88		2.19E-01
		0.90		3.72E-01	
		0.93		5.75E-01	
		0.97		2.29E+00	

E.2 Profil de vitesse de vapeur

On considère un écoulement de vapeur radial tel que décrit en Figure 3-7, et les hypothèses exposées en section 3.3.3.1. En considérant le terme convectif dans la direction axiale négligeable, l'équation de conservation du moment

$$\rho \left(v_{r,vap} \frac{\partial v_{r,vap}}{\partial r} \right) = -\frac{\partial P_{vap}}{\partial r} + \mu_{vap} \left[\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial (r v_{r,vap})}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 v_{r,vap}}{\partial z^2} \right] \quad (\text{E-1})$$

peut se simplifier en

$$\frac{\partial P_{vap}}{\partial r} = \mu_{vap} \frac{\partial^2 v_{r,vap}}{\partial z^2}. \quad (\text{E-2})$$

En intégrant l'équation (E-2) sur la hauteur de la cavité vapeur :

$$\frac{1}{\mu_{vap}} \frac{\partial P_{vap}}{\partial r} = \frac{z^2}{2} v_{r,vap} + c_1 z + c_2, \quad (\text{E-3})$$

avec c_1 et c_2 les constantes d'intégration. En négligeant les frictions liquide-vapeur à l'interface, une condition de non-glissement est appliquée à cette interface, conduisant aux conditions frontières :

$$v_{r,vap} \left(r, \frac{h_{vap}}{2} \right) = v_{r,vap} \left(r, -\frac{h_{vap}}{2} \right) = 0. \quad (\text{E-4})$$

On en déduit l'expression du profil de vitesse radiale dans la cavité vapeur :

$$v_{r,vap} = -\frac{h_{vap}^2}{8\mu_{vap}} \frac{d P_{vap}}{dr} \left(1 - \frac{4z^2}{h_{vap}^2} \right). \quad (\text{E-5})$$

Cela correspond à un profil de vitesse radiale parabolique de vitesse maximale $v_{r,vap,max}$ localisée en $z = 0$ et de valeur :

$$v_{r,vap} = -\frac{h_{vap}^2}{8\mu_{vap}} \frac{d P_{vap}}{dr}. \quad (\text{E-6})$$

Annexe F

Optimisation du nombre de piliers

Cette annexe a pour but de référencer les résultats bruts de contrainte principale et déformation maximales calculées à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics dans le cas d'une chambre à vapeur telle qu'étudiée en section 3.4 ainsi que les surfaces totales de piliers exposées à la vapeur.

Tableau F- 1 : Propriétés mécaniques du silicium utilisées pour les modélisations à l'aide du logiciel COMSOL

Masse volumique Si (kg.m^{-3})	Module d'Young (GPa)	Coefficient de Poisson
2329	179	0.28

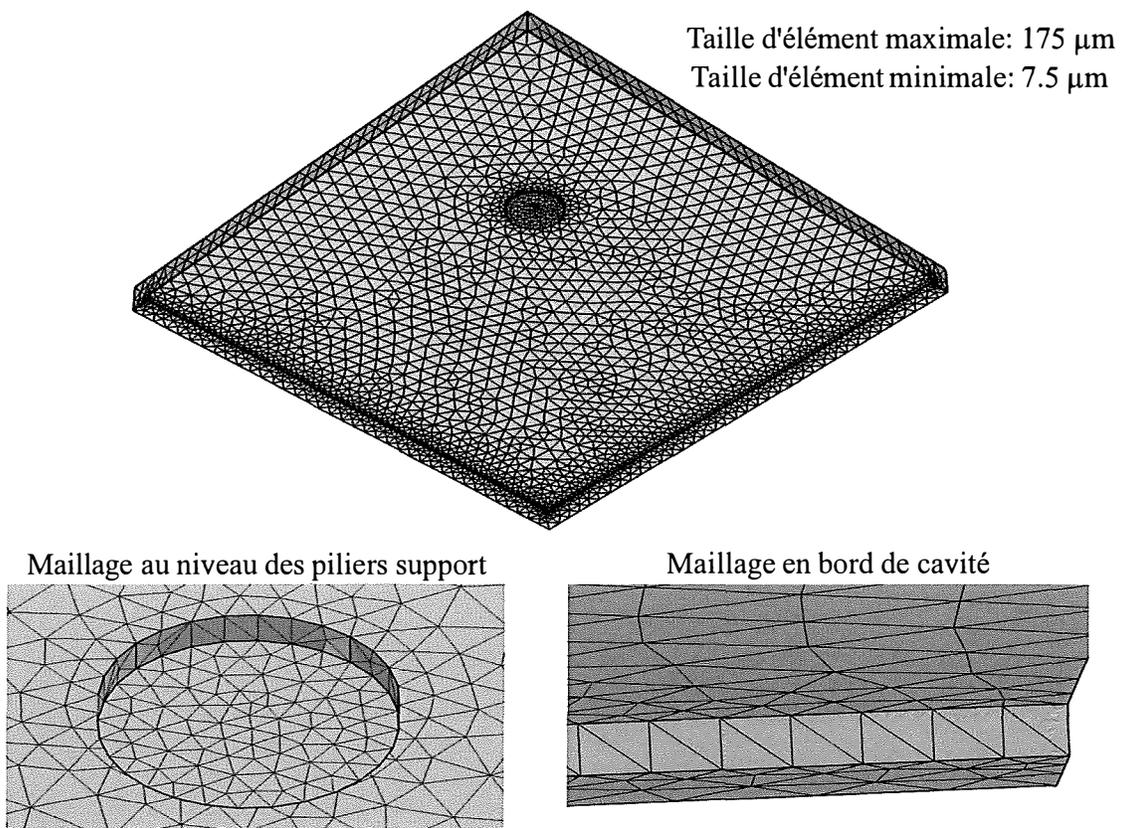


Figure F- 1 : Description du maillage utilisé pour l'étude de l'optimisation des parois.

Tableau F- 2 : Contrainte principale maximale en MPa calculée pour différentes épaisseurs de parois et différents nombres et diamètres de piliers de support. Ces valeurs sont comparées à la limite propre à la rupture du silicium σ_p prenant en compte un coefficient de sécurité de 2.

Nombre piliers	Épaisseur paroi (μm)	Diamètre pilier (μm)								
		200	300	400	500	600	700	800	900	1000
4	100	1485.3	1204.8	925.0	868.0	722.2	684.3	530.6	514.0	522.5
	200	651.2	384.0	310.8	297.9	253.8	243.6	195.2	184.2	169.1
	300	473.6	264.6	192.5	176.2	157.2	149.7	126.0	110.7	110.2
	400	462.4	220.2	158.2	129.7	114.1	111.7	96.1	86.6	78.8
	500	421.0	215.8	140.9	118.9	93.8	90.3	72.5	63.5	62.3
9	100	880.9	753.7	471.1	384.4	334.8	325.5	272.2	259.7	236.9
	200	347.7	257.6	163.3	140.8	126.8	123.4	107.3	92.2	105.8
	300	268.4	142.3	110.8	89.7	78.6	75.5	66.6	60.6	54.0
	400	245.2	127.2	83.9	71.0	62.5	58.5	48.4	43.5	42.3
	500	240.3	119.4	78.3	61.6	52.6	47.0	39.6	35.9	31.1
16	100	582.8	360.4	303.7	233.0	218.5	192.2	155.1	138.9	121.6
	200	218.5	133.5	105.3	91.1	85.7	75.2	58.2	54.0	50.0
	300	186.4	95.9	72.5	60.3	52.7	50.5	39.9	37.5	34.4
	400	173.5	84.0	57.0	48.8	38.6	37.4	29.0	27.2	24.0
	500	164.2	80.4	52.5	40.2	33.3	29.9	23.1	21.3	18.9
25	100	360.2	236.5	212.2	146.8	127.9	122.8	92.4	83.2	70.7
	200	151.6	96.0	68.9	61.6	49.3	48.1	39.2	33.5	32.4
	300	127.3	65.4	48.0	37.9	34.7	30.7	26.5	23.8	21.9
	400	118.3	57.2	40.2	30.7	25.7	25.0	19.7	17.2	15.8
	500	115.3	52.5	36.0	27.3	22.4	19.5	16.1	13.5	12.5
Légende	$\sigma_p = 220 \text{ MPa}$	$\sigma > \sigma_p$				$\sigma < \sigma_p$				

Tableau F- 3 : Déformation des parois supérieure et inférieure selon Oz pour différentes épaisseurs de parois et différents nombres et diamètres de piliers de support.

Nombre piliers	Épaisseur paroi (μm)	Diamètre pilier (μm)								
		200	300	400	500	600	700	800	900	1000
4	100	21.04	18.74	17.00	15.59	14.12	12.79	11.54	10.39	9.32
	200	3.00	2.68	2.41	2.21	2.01	1.83	1.66	1.51	1.36
	300	0.99	0.88	0.80	0.74	0.67	0.61	0.56	0.51	0.47
	400	0.49	0.42	0.38	0.35	0.32	0.29	0.27	0.25	0.22
	500	0.31	0.25	0.22	0.20	0.18	0.17	0.15	0.14	0.13
9	100	4.49	4.02	3.54	3.08	2.66	2.38	2.17	1.97	1.79
	200	0.64	0.57	0.51	0.46	0.43	0.39	0.36	0.33	0.31
	300	0.24	0.21	0.20	0.18	0.17	0.16	0.15	0.14	0.13
	400	0.14	0.12	0.11	0.10	0.09	0.09	0.08	0.08	0.07
	500	0.11	0.08	0.07	0.06	0.06	0.06	0.05	0.05	0.05
16	100	2.20	1.91	1.62	1.36	1.14	1.01	0.90	0.80	0.71
	200	0.33	0.29	0.25	0.22	0.20	0.18	0.16	0.15	0.13
	300	0.14	0.11	0.10	0.09	0.08	0.08	0.07	0.06	0.06
	400	0.09	0.07	0.06	0.05	0.05	0.04	0.04	0.04	0.03
	500	0.07	0.05	0.04	0.04	0.03	0.03	0.03	0.02	0.02
25	100	0.92	0.76	0.63	0.54	0.47	0.41	0.37	0.33	0.29
	200	0.15	0.12	0.11	0.10	0.09	0.08	0.07	0.07	0.06
	300	0.07	0.06	0.05	0.04	0.04	0.04	0.03	0.03	0.03
	400	0.05	0.04	0.03	0.03	0.02	0.02	0.02	0.02	0.02
	500	0.04	0.03	0.02	0.02	0.02	0.02	0.01	0.01	0.01

Tableau F- 4 : Surface totale des piliers de support en contact avec la vapeur en mouvement dans une chambre à vapeur en fonction de leur nombre et de leur diamètre pour une épaisseur de cavité vapeur de 100 μm .

Diamètre pilier (μm)	Nombre piliers de support			
	4	9	16	25
200	0.25	0.57	1.01	1.57
300	0.38	0.85	1.51	2.36
400	0.50	1.13	2.01	3.14
500	0.63	1.41	2.51	3.93
600	0.75	1.70	3.02	4.71
700	0.88	1.98	3.52	5.50
800	1.01	2.26	4.02	6.28
900	1.13	2.54	4.52	7.07
1000	1.26	2.83	5.03	7.85

Annexe G

Procédés de fabrication détaillés

G.1 Procédé générique détaillé

FAV/FAR : Face avant/face arrière

Description détaillée du procédé développé au 3IT de Sherbrooke. Le développement du procédé s'est arrêté juste avant l'étape de collage. Pour un gain de place dans le Tableau G-2 la recette complète du nettoyage RCA, incluant les pré-étapes de nettoyage est indiquée ci-dessous. Les détails des recettes de gravure RIE et DRIE sont présentés dans le Tableau G-1.

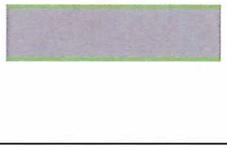
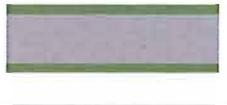
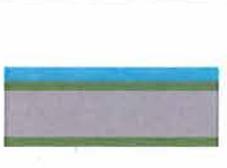
Nettoyage RCA :

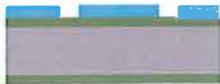
- Opticlear : 5 min
- Acétone : 5 min
- Méthanol ou IPA : 5 min
- Rinçage eau D.I. : 2 min
- H_2O_2 / H_2SO_4 (1:1) : 15 min
- Rinçage eau D.I.: 2 min
- $\text{H}_2\text{O}:\text{NH}_4\text{OH}:\text{H}_2\text{O}_2$ (5:1:1) (solution RCA standard SC-1) 75°C : 15 min
- Rinçage eau D.I. : 2 min
- $\text{H}_2\text{O}:\text{HF}$ (50:1) : 10 s
- Rinçage court : 30 s
- $\text{H}_2\text{O}:\text{H}_2\text{O}_2:\text{HCl}$ (5:1:1) (sauce RCA standard SC-2) 75°C : 15 min
- Rinçage eau D.I.: 2 min
- Séchage azote 3 min

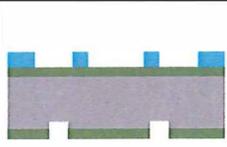
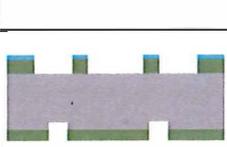
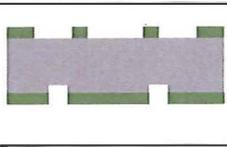
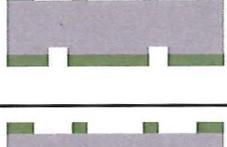
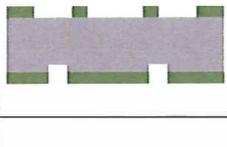
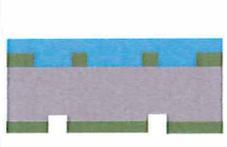
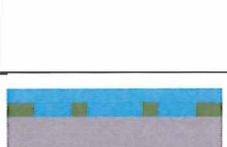
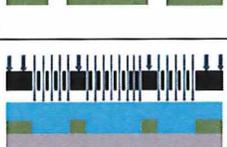
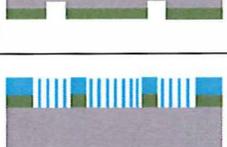
Tableau G- 1 : Paramètres de gravure RIE et DRIE des différentes recettes utilisées au 3IT.

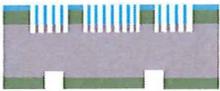
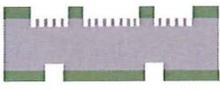
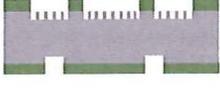
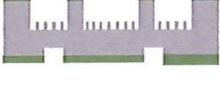
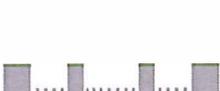
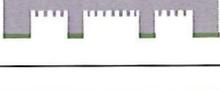
Recette	Tps/cycle (s)	Débit (sccm)							Pression (mTorr)	Puissance (W)	T (°C)
		He	O ₂	CF ₄	Ar	H ₂	C ₄ F ₈	SF ₆			
CF4ETCH	-	16	-	20.0	0.6	0.2	-	-	2	612	0
SF6ETCH	-	21	-	-	-	-	-	130	26	-	20
STS20-3	Passivation	5	21	-	-	-	-	110	16	605	20
	Gravure	6	21	12.7	-	-	-	130	14	614	20
DEEP	Passivation	7	21	-	-	-	-	85	17	603	20
	Gravure	13	21	13	-	-	-	90	30	608	20
O2CLEAN	-	-	45	-	-	-	-	-	21	810	20

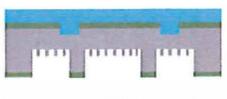
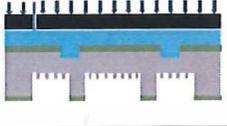
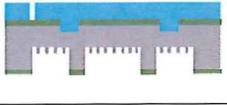
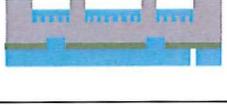
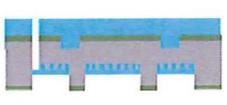
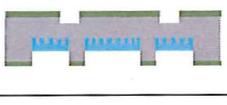
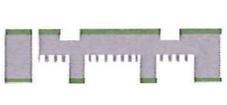
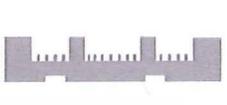
Tableau G- 2 : Procédé de fabrication générique détaillé.

Étape	Sous étape	Face traitée	Action	Équipement	Recette	Évolution wafer
Préparation wafer	1.01	-	Fourniture plaque	-	100 mm p-type (100) DSP Ω : 10-20 Ohm.cm Épaisseur : 500-550 μ m	
	1.02	FAV/FAR	Nettoyage RCA	Banc humide	Cf. RCA	
	1.03	FAV/FAR	Croissance oxyde thermique	Demande de service	Épaisseur : 2 μ m Vapeur H ₂ O 1050°C – 1h10	
	1.04	FAV/FAR	Contrôle épaisseur oxyde	Ellipsomètre	-	
Marquage FAR	2.01	FAV/FAR	Préparation surface	Plasmale	Plasma O ₂ 150 W - 5 min - 300 mT	
	2.02	FAR	Étalement résine face arrière	Étaleuse polos 8"	1) Déshydratation : 180°C - 5 min - plaque chauffante 2) Résine : AZ1518(+) Épaisseur: 2.2 - 2.4 μ m rpm / tps: 2000 - 60s	

	2.03	FAR	Recuit durcissement I	Plaque chauffante	T : 130°C Durée : 4 min	
	2.03	FAR	Alignement et exposition	Aligneuse (806)	Masque 1 -1 λ : 365 nm – 90 mJ.cm ⁻²	
	2.04	FAR	Développement	Banc humide	1) Développeur : MF319 Immersion - 30 s 2) Rinçage eau DI - robinet débit moyen 3) Séchage N ₂	
	2.05	FAR	Contrôle motifs	Microscope optique		
	2.06	FAR	Contrôle épaisseur résine	Profilomètre		
	2.07	FAR	Gravure RIE oxyde + Si	AOE	Recette : CF4ETCH Profondeur : 4 μm Durée : 10 min	
	2.08	FAR	Retrait résine	AOE	RR41 Resist Remover T : 70°C Immersion - 30 min	
	2.09	FAR	Contrôle épaisseur gravure	Profilomètre		
Masque dur	3.01	FAV	Étalement résine face avant	Étaleuse Polos 8"	1) Déshydratation : 180°C - 5 min - plaque chauffante 2) Primer rpm/tps : 5000 – 60 s 3) Résine : AZ1518 (+) Épaisseur : 2.2 μm rpm/tps : 4000 - 60 s	
	3.02	FAV	Recuit durcissement I	Plaque chauffante	T : 115°C Durée : 1 min	

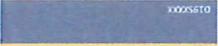
	3.03	FAV	Alignement et exposition	Aligneuse (806)	Masque 1 -2 λ : 365 nm - 90 mJ.cm ⁻²	
	3.04	FAV	Développement	Banc développement	MF319 1) Immersion : 45 s 2) Rinçage eau DI - robinet débit moyen 3) Séchage N ₂	
	3.05	FAV	Gravure RIE	AOE	Recette : CF4ETCH Prof : 2 µm Durée : 5 min	
	3.06	FAV	Retrait résine	Banc humide	1) Acétone - 5 min - Immersion 2) Rinçage Eau DI 3) Séchage N ₂	
	3.07	FAV	Contrôle gravure oxyde	Microscope optique / Ellipsomètre		
Micropiliers	4.01	FAV/FAR	Préparation surface	Plasmaline	Plasma O ₂ 150 W - 5 min - 300 mT	
	4.02	FAV	Étalement résine face avant	Étaleuse polos 8"	1) Déshydratation : 180°C - 5 min - plaque chauffante 2) Primer rpm/tps : 5000 - 60 s 3) Résine : AZ9245 (+) Épaisseur : 4 µm rpm/tps: 4000 - 60s	
	4.03	FAV	Recuit durcissement I	Plaque chauffante	T : 110°C Durée : 3 min	
	4.04	FAV	Alignement et exposition	Aligneuse 806	Masque 1 -3 λ : 365 nm - 180 mJ.cm ⁻²	
	4.05	FAV	Développement	Banc humide	1) AZ400K 1:4 Immersion - 2x2 min 2) Rinçage eau DI - robinet débit faible - 4	

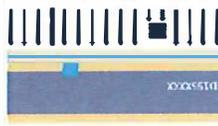
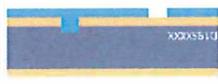
					3) Séchage N ₂ pression légère	
	4.06	FAV	Gravure piliers DRIE	ASE - STS	Recette : STS20_03 Profondeur visée : 50 µm	
	4.07	FAV	Retrait résine	ASE-STS	Plasma O ₂ Recette O2Clean 6 min	
	4.08	FAV	Contrôle micropiliers	Microscope optique / MEB		
Cavité vapeur	5.01	FAV	Gravure DRIE	STS - ASE	Recette DEEP Profondeur visée : 150 µm	
	5.02	FAV	Gravure isotrope	STS - ASE	Recette SF6ETCH 30s - 1 min	
	5.03	FAV/FAR	Nettoyage restes résine	Banc humide	Nettoyage piranha 1) H ₂ SO ₄ / H ₂ O ₂ - 4:1 20 min 2) Rinçage eau DI - Immersion - 2 min 3) Rinçage eau DI - cascade - 2 min 4) Séchage N ₂	
	5.04	FAV	Contrôle profondeur gravure	Microscope / Profilomètre		
Trou remplissage	6.01	FAR	Étalement résine face arrière	Étaleuse polos 8"	1) Déshydratation : 180°C - 5 min - plaque chauffante 2) Résine: Z9245 (+) Épaisseur: 5.7 µm rpm/tp s: 2000 - 60 s	
	6.02	FAR	Recuit durcissement I	Plaque chauffante	110°C 60 s	
	6.03	FAR	Étalement 2 ^e couche résine face arrière	Étaleuse polos 8"	Résine : Z9245 (+) Épaisseur : 4 µm 2000 rpm - 60 s	

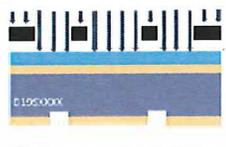
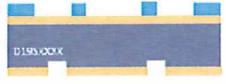
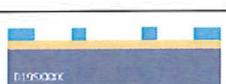
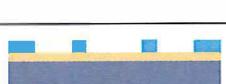
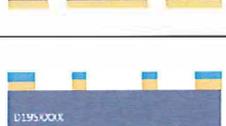
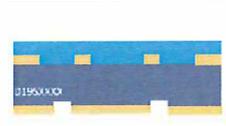
	6.04	FAR	Recuit durcissement 2	Plaque chauffante	110°C 40 s	
	6.05	FAR	Alignement et exposition	Aligneuse 806	Masque I-4 $\lambda : 365 \text{ nm} - 800 \text{ mW.cm}^{-2}$	
	6.06	FAR	Développement	Banc de développement	AZ400K 1:4 3 min	
	6.07	FAV	Protection cavités vapeur	Dispense pipette	AZI518	
	6.08	FAR	Gravure trou remplissage	STS - ASE	Recette : DEEP Environ 650 cycles prof: 150 μm	
	6.09	FAR	Retrait résine	STS - ASE	Recette O2Clean 10 min	
	6.10	FAV/FAR	Retrait résine	Banc humide	1) Acétone - 5 min - Immersion 2) Rinçage Eau DI 3) Séchage N ₂	
Collage	7.01	FAV/FAR	Désoxydation	Banc humide	1) Hf 50% - Immersion - 90 s 2) Rinçage eau D.I. - 3 min 3) Séchage azote	
	7.02	FAV/FAR	Nettoyage RCA	Banc humide	Cf. RCA	
	7.03	FAV/FAR	Croissance oxyde thermique hydrophile	Four	Épaisseur : 100 nm atm O ₂ 1050°C - 1h18	

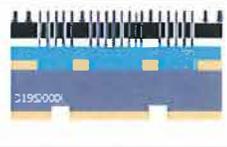
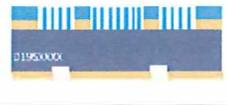
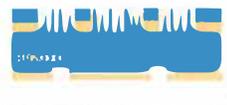
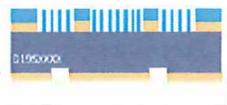
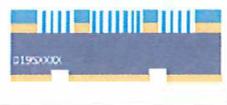
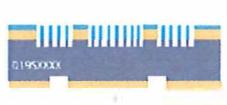
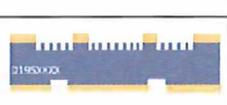
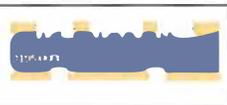
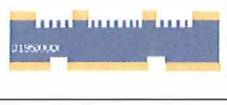
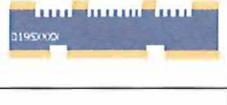
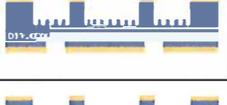
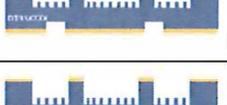
G.2 Procédé LETI détaillé

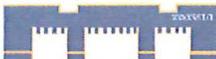
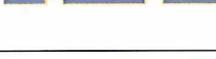
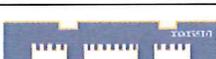
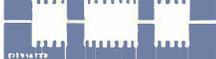
Tableau G- 3 : Procédé de fabrication LETI détaillé. Les étapes réalisées dans la salle blanche du bâtiment 41 sont représentées en orange et celles réalisées dans celle du BHT en vert.

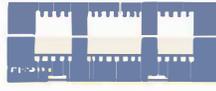
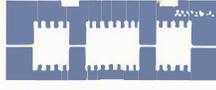
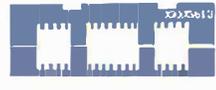
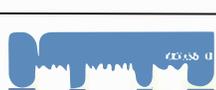
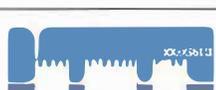
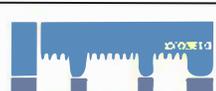
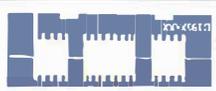
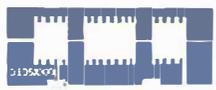
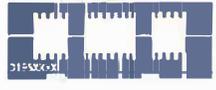
Étape	Sous étape	Face traitée	Action	Recette	Évolution wafer
Préparation wafer	1.01	FAV/FAR	Fourniture plaque	200 mm p-type Monitor DSP Ω : 5-20 Ohm.cm Épaisseur : 725 μm	
	1.02	FAR	Marquage	Marquage laser	
	1.03	FAV/FAR	Nettoyage substrat	Nettoyage SC1 avec acide Caro - immersion	
	1.04	FAV/FAR	Oxydation thermique	Épaisseur : 2 μm Vapeur H ₂ O 1050°C – 11h45	
	1.05		Retournement plaque		
Marquage FAR	2.01	FAR	Étalement résine	1) Promoteur HMDS 2) Résine : Fuji GKR4602 Épaisseur : 3.3 μm Détourage 3mm	
	2.02	FAR	Alignement - exposition	Masque VAC2 – Mark_MI_MA8 Exposition : 50 mJ.cm ⁻²	
	2.03	FAR	Développement	Développeur : TMA 238	
	2.04	FAR	Gravure RIE SiO ₂	Recette : Oxyde_1 Profondeur : 2 μm Durée : 5 min	
	2.05	FAR	Gravure RIE Si	Recette : Si_1 Profondeur : 1 μm Durée : 200 s	
	2.06	FAR	Retrait résine I	Plasma O ₂ – CF ₄ Température : 250°C	

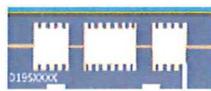
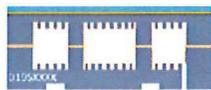
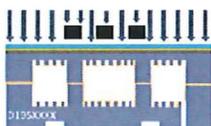
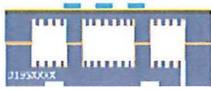
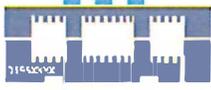
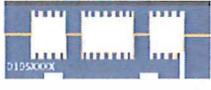
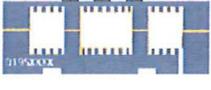
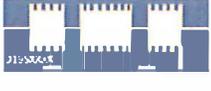
2.07	FAR	Retrait résine 2	$H_2SO_5 + SCl$	
2.08	-	Transfert 41-BHT		
2.09	FAR	Étalement résine	1) Promoteur HMDS 2) Résine : JSR335 Épaisseur : 3 μm Détourage 3 mm	
2.10	FAR	Recuit préexposition		
2.11	FAR	Alignement et exposition	Masque VAC2 – B1CUT Exposition : 120 $mJ.cm^{-2}$	
2.12	FAR	Développement	TMA238 – 1 min	
2.13	FAR	Recuit durcissement		
2.14	FAV	Décontamination	Eau régale – 40°C – 1 min HF-HNO ₃ – 25°C – 1 min	
2.15	-	Transfert BHT-41		
2.16	FAR	Gravure RIE SiO ₂	Recette : Oxyde_1 Profondeur : 2 μm Durée : 5 min	
2.17	FAR	Gravure RIE Si	Recette : Si_2 Profondeur : 1 μm Durée : 200 s	
2.18	FAR	Retrait résine 1	Plasma O ₂ – N ₂ Temps : 250°C	
2.19	FAR	Retrait résine 2	$H_2SO_5 + SCl$	
2.20	-	Transfert 4-BHT		

Masque dur	3.01	-	Retournement plaque	-	
	3.02	FAV	Étalement résine	1) Promoteur HMDS 2) Résine : JSR335 Épaisseur : 3 µm Détourage : 3 mm	
	3.03	FAV	Recuit préexposition		
	3.04	FAV	Alignement et exposition	Masque VAC2 – FIMSK Exposition : 90 mJ.cm ⁻²	
	3.05	FAV	Développement	TMA238 – 1 min	
	3.06	FAV	Recuit post exposition		
	3.07	FAR	Décontamination	Eau régale – 40°C – 1 min HF-HNO ₃ – 25°C – 1 min	
	3.08	-	Transfert BHT-41		
	3.09	FAV	Gravure RIE SiO ₂	Recette : Oxyde_1 Profondeur : 2 µm Durée : 5 min	
	3.10	FAV	Retrait résine 1	Plasma O ₂ – CF ₄ Température : 250°C	
	3.11	FAV	Retrait résine 2	H ₂ SO ₄ + SCI	
	3.12	-	Transfert 41-BHT		
Micropiliers	4.01	FAV	Étalement résine	1) Promoteur HMDS 2) Résine : JSR335 Épaisseur : 3 µm Détourage 3 mm	
	4.02	FAV	Recuit préexposition		

	4.03	FAV	Alignement et exposition	Masque VAC2 – FIPIL Exposition : 90 mJ.cm ⁻²	
	4.04	FAV	Développement	TMA 238 – 2 min	
	4.05	FAV	Recuit post exposition		
	4.06	FAR	Décontamination	Eau régale – 40°C – 1 min HF-HNO ₃ – 25°C – 1 min	
	4.07		Transfert BHT-41		
	4.08	FAV	Gravure DRIE	Recette : Micropiliers_1 Profondeur : 40 µm Durée : 240 cycles	
	4.09	FAV	Retrait résine 1	Plasma O ₂ – N ₂ - CF ₄ Température : 250°C	
	4.10	FAV/FAR	Retrait résine 2	HF 1% - 10 s	
	4.11	FAV	Retrait résine 3	H ₂ SO ₅ + SC1	
	4.12	FAV	Observation		
Cavité vapeur	5.01	FAV	Gravure DRIE	Recette : Cavité_3 Profondeur : 65 µm Durée : 310 cycles	
	5.02	FAV	Retrait résine 1	Plasma O ₂ – N ₂ - CF ₄ Température : 250°C	
	5.03	FAV	Retrait résine 2	HF 1% - 60 s	
	5.04	FAV	Retrait résine 3	H ₂ SO ₅ + SC1	
	5.05	FAV	Observation		

Collage	6.01	FAV/FAR	Nettoyage post DRIE	HF 50% - 45°C - 70 s	
	6.02	FAV/FAR	Nettoyage pré oxydation		
	6.03	FAV/FAR	Oxydation thermique	Épaisseur : 50 nm Vapeur H ₂ O 900°C - 13 min	
	6.04	FAV/FAR	Nettoyage pré collage	H ₂ SO ₅ + RCA	
	6.05	FAV	Collage direct	Activation Plasma N ₂ Pression atmosphérique Collage oxyde - oxyde Contrôle alignement : caméra IR	
	6.06	FAV/FAR	Recuit consolidation	N ₂ - 200°C - 60 min	
	6.07	Interface collage	Contrôle défectivité	140 MHz	
Amincissement	7.02	FAV	Contrôle épaisseur		
	7.02	FAV	Amincissement grossier	Épaisseur cible : 1090 µm	
	7.03	FAV	Mesure épaisseur		
	7.04	FAV	Amincissement fin	Épaisseur cible : 1030 µm	
	7.05	FAV	Mesure épaisseur		
	7.06		Transfert 41-BHT		

	7.07	FAV/FAR	Relâchement contraintes	HF/HNO ₃	
	7.08	-	Retournement plaques		
Trou de remplissage	8.01	FAR	Gravure oxyde	HF 49% - 25°C - 120 s	
	8.02	FAR	Étalement	1) Promoteur HMDS 2) Résine : THB820 Épaisseur : 12 µm Détourage 1 mm	
	8.03	FAR	Alignement et exposition	Masque VAC2 - BIHOLE Exposition : 400 mJ.cm ⁻²	
	8.04	FAR	Développement	TMA238 + MIF826	
	8.05	FAR	Gravure DRIE Si	Recette : Trou_1 Profondeur : 610 µm Durée : 70 min	
	8.06	FAR	Gravure DRIE Si	Recette : Trou_2 (SF ₆ pur) Profondeur : 15 µm Tps : 4 min	
	8.07	FAR	Gravure DRIE SiO ₂	Recette : Oxyde_2 Profondeur : 50 nm Tps : 90 s	
	8.08	FAR	Retrait résine	Plasma O ₂	
Élément chauffant	9.01	FAV	Dépôt Ni	500 nm - 4 kW	
	9.02	FAV	Dépôt Au	50 nm - 4 kW	

	9.03	FAV	Étalement	Résine : JSR420 Épaisseur : 1.5 μm Détourage : 3 mm	
	9.04	FAV	Recuit préexposition		
	9.05	FAV	Alignement et exposition	Masque VAC2 – FIHEAT Exposition : 60 $\text{mJ}\cdot\text{cm}^{-2}$	
	9.06		Développement	TMA238 – 1 min	
	9.07		Recuit durcissement		
	9.08		Fluage résine	180°C – N_2 – P_{atm} – 15 min	
	9.09		Gravure IBE	420 mA – 28 min	
	9.10		Retrait résine	Plasma O_2 3 min 250°C	

Annexe H

Jeu de masque VAC2

H.1 Descriptif du jeu de masque

Le jeu de masque est réalisé pour des plaques de silicium de 200 mm de diamètre et se compose de 5 niveaux de masque avec le motif complet à appliquer sur le wafer (1X) et d'un niveau de masque pour *stepper* (définition en bas de page 109) avec motifs photo-répétables. Ce dernier est utilisé en premier pour servir de référence pour l'alignement des masques suivants afin de garantir une meilleure précision en comparaison avec un alignement au *notch* (définition en bas de page 109) du wafer. Les différents niveaux de masques sont décrits dans le Tableau 4-2. La stratégie d'alignement des différents niveaux consiste à réaliser dans un premier temps des marques de référence au *stepper* en s'alignant au *notch* de la plaque de silicium ; celui-ci permettant une meilleure précision de l'alignement initial en comparaison avec l'aligneuse 1X utilisée par la suite. Le niveau 1 est ensuite réalisé sur la face arrière de la plaque et servira de référence pour l'alignement de l'ensemble des autres niveaux.

60 motifs principaux de chambre à vapeur sont disposés en 8 lignes et 8 colonnes (moins un motif à chaque coin) centrés sur le centre de la plaque et espacés en X et en Y de 1 cm. La disposition sur la plaque est symétrique par rapport à l'axe Y pour toutes les structures à l'exception des micropiliers. Une zone de 5 mm est laissée libre de tout motif tout autour des extrémités de la plaque.

Tableau H- 1 : Description des différents niveaux du jeu de masque VAC2. Les niveaux B correspondent à des niveaux appliqués à la face arrière et F à la face avant.

	Niveau	Numéro niveau	Polarité résine	Polarité fond	CD min (μm)	Alignement
Plaque 1	MARQUES M1 MA8	00	+	Noir		<i>Notch</i>
	BICUT	01	+	Noir	10	01/01
	FIMSK	02	+	Noir	5	02/01
	F1PIL	03	+	Noir	2	03/01
Plaque 1 collée sur plaque 1	BIHOLE	04	+	Noir	800	04/01
	FIHEAT	05	+	Clair	20	05/01

Les motifs d'alignement pour la machine de collage (EVG GEMINI) sont disposés symétriquement par rapport à l'axe Y sur le niveau FIMSK et sont présentés en Figure H-1. Les marques gauche et droite sont réalisées de sorte qu'elles puissent s'imbriquer lors de l'alignement FAV-FAV des plaques pendant le collage, comme représenté en Figure H-1-a.

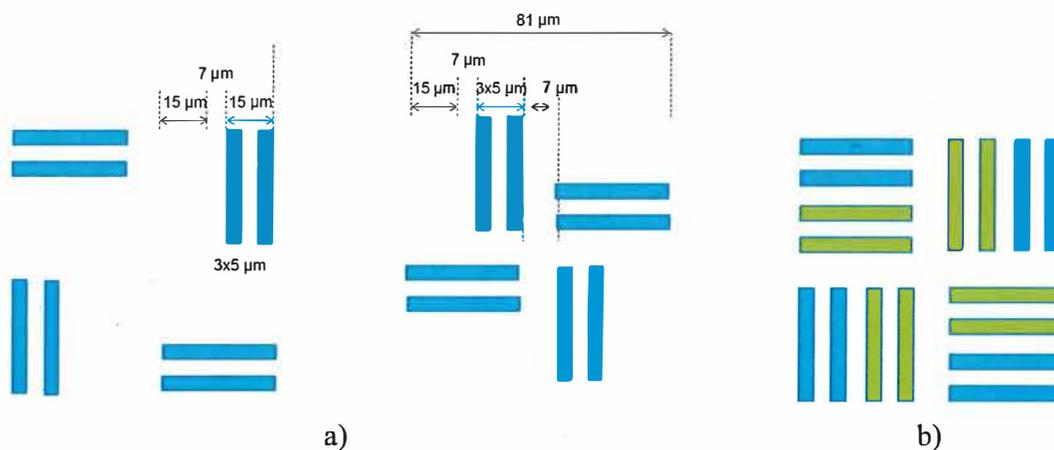


Figure H-1 : a) Marques d'alignement gauche et droite et b) représentation de l'imbrication lors du collage face à face sur EVG Gemini.

H.2 Descriptif par niveau

BICUT

Niveau en face arrière avec les chemins de découpe et la référence des puces pour permettre leur identification après découpe.

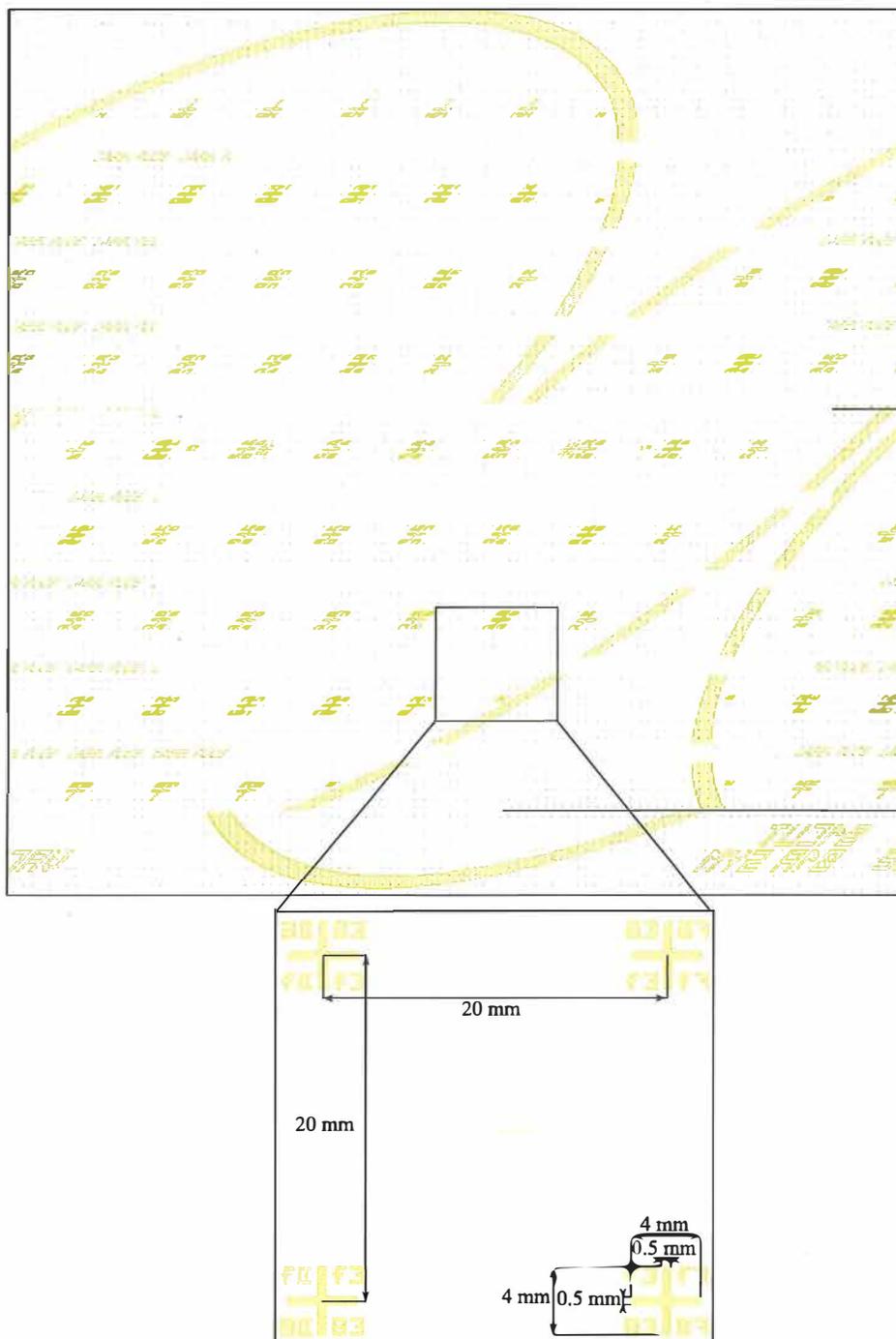


Figure H-2 : Design du niveau de masque BICUT. Les motifs apparaissent en champ clair sur le masque.

F1MSK

Niveau en face avant avec les motifs de cavités vapeurs et de piliers de support. Ce niveau permet de réaliser le masque dur en SiO₂. Taux d'ouverture : 17.42%.

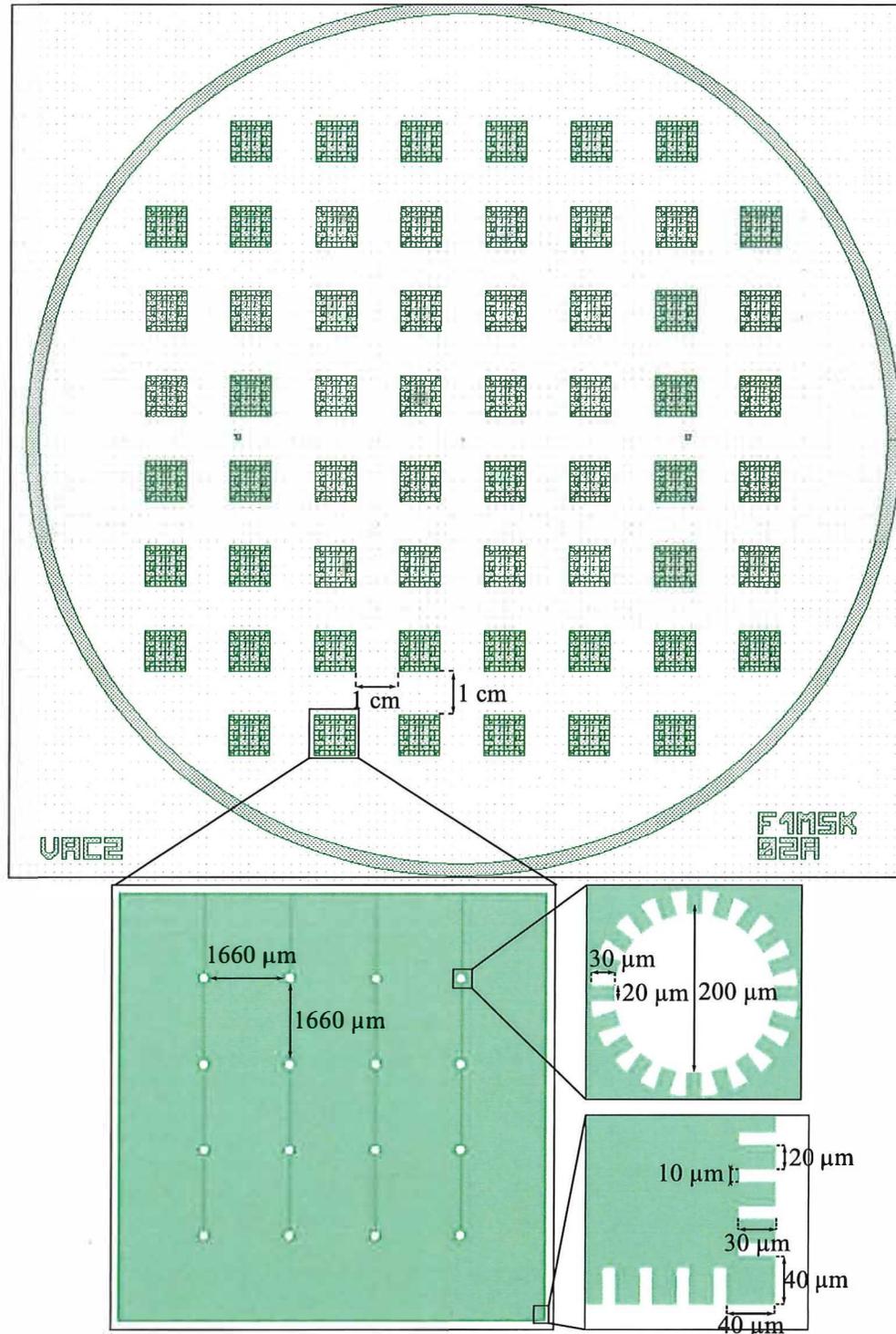


Figure H-3 : Design du niveau F1MSK. Les motifs apparaissent en champ clair sur le masque.

F1PIL

Niveau en face avant avec les motifs de micropiliers et de piliers de support. Ce niveau permet de réaliser la gravure des micropiliers composant la mèche. Deux motifs de micropiliers sont présents sur le masque : un motif A avec des piliers de $3\ \mu\text{m}$ de diamètre et espacés de $4\ \mu\text{m}$ et un motif B avec des piliers de $5\ \mu\text{m}$ de diamètres espacés de $5\ \mu\text{m}$. Taux d'ouverture : 14.98%

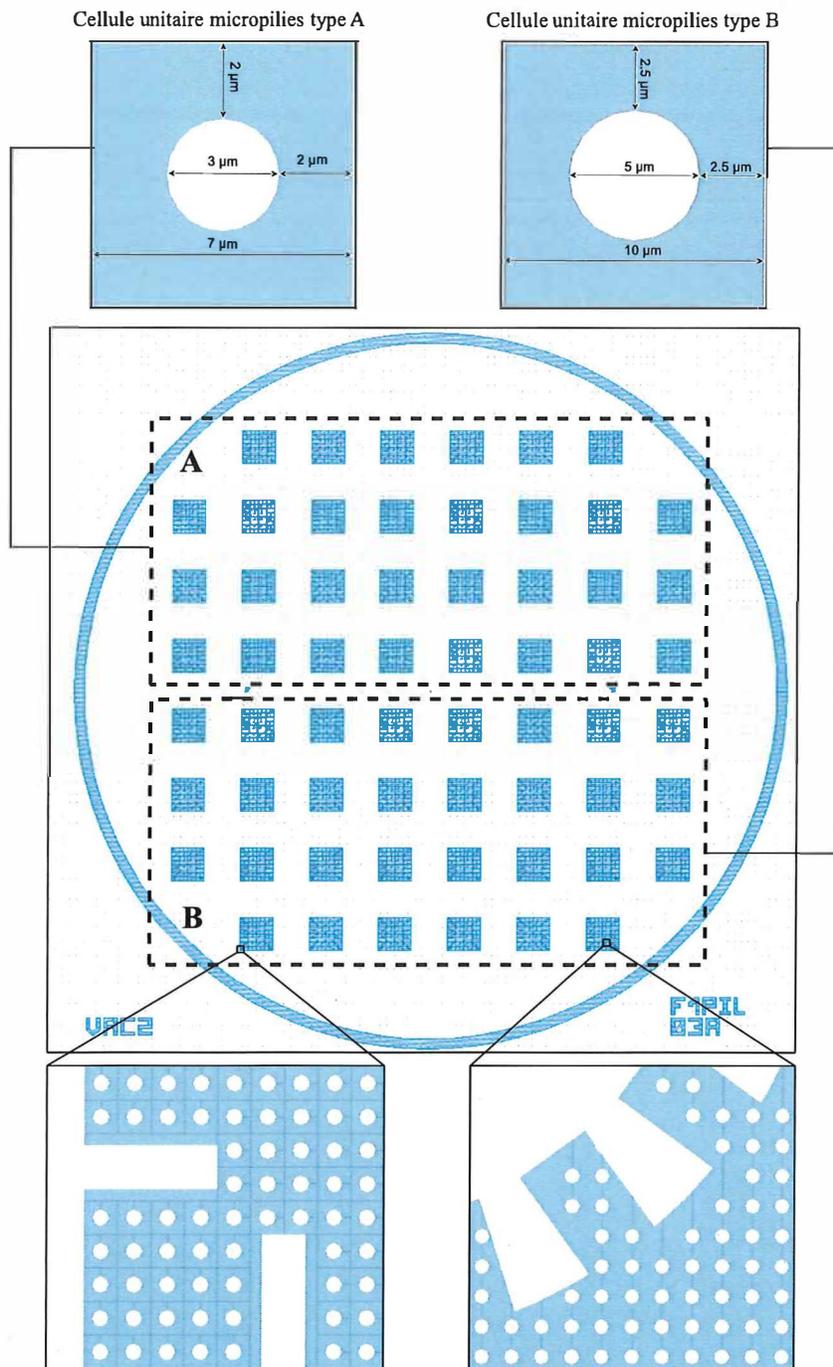


Figure H-4 : Design du niveau F1PIL. Les motifs apparaissent en champ clair sur le masque.

B1HOLE

Niveau en face arrière de plaque après collage, sur la face qui n'a pas été amincie. Ce niveau permet la réalisation des trous de remplissage.

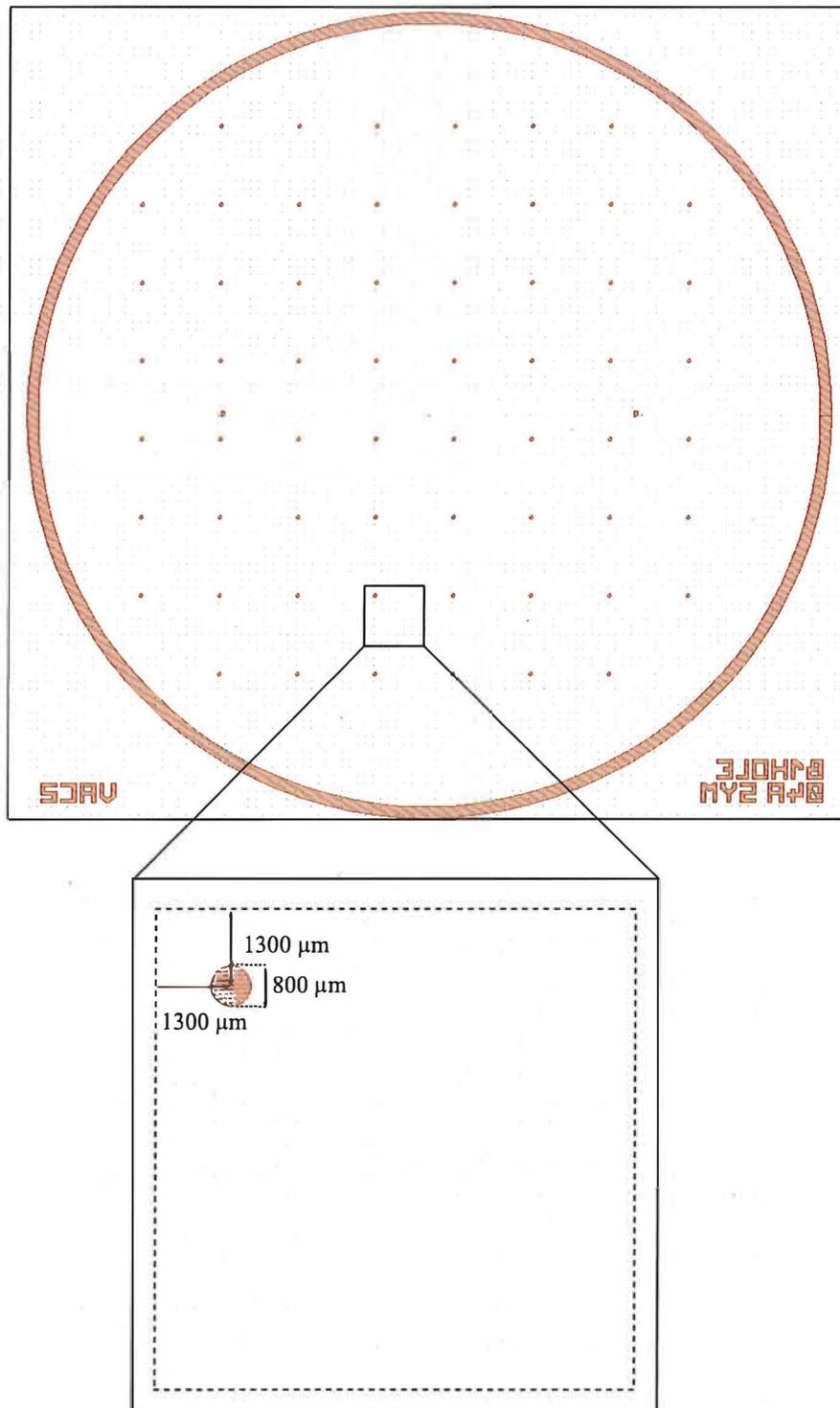


Figure H-5 : Design du niveau B1HOLE. Les motifs apparaissent en champ clair sur le masque. Le cadre pointillé représente la surface de la cavité superposée sur le masque.

F1HEAT

Niveau en face avant de plaque après collage, sur la face amincie. L'alignement se fait par rapport aux marques en face arrière. Ce niveau permet la réalisation des éléments chauffants. Quatre plots sont disponibles pour la soudure de câbles. Les motifs en forme de grilles permettent de réaliser des soudures additionnelles à la main. Certaines sont laissées libres pour pouvoir être connectées à d'autres éléments chauffants selon le besoin.

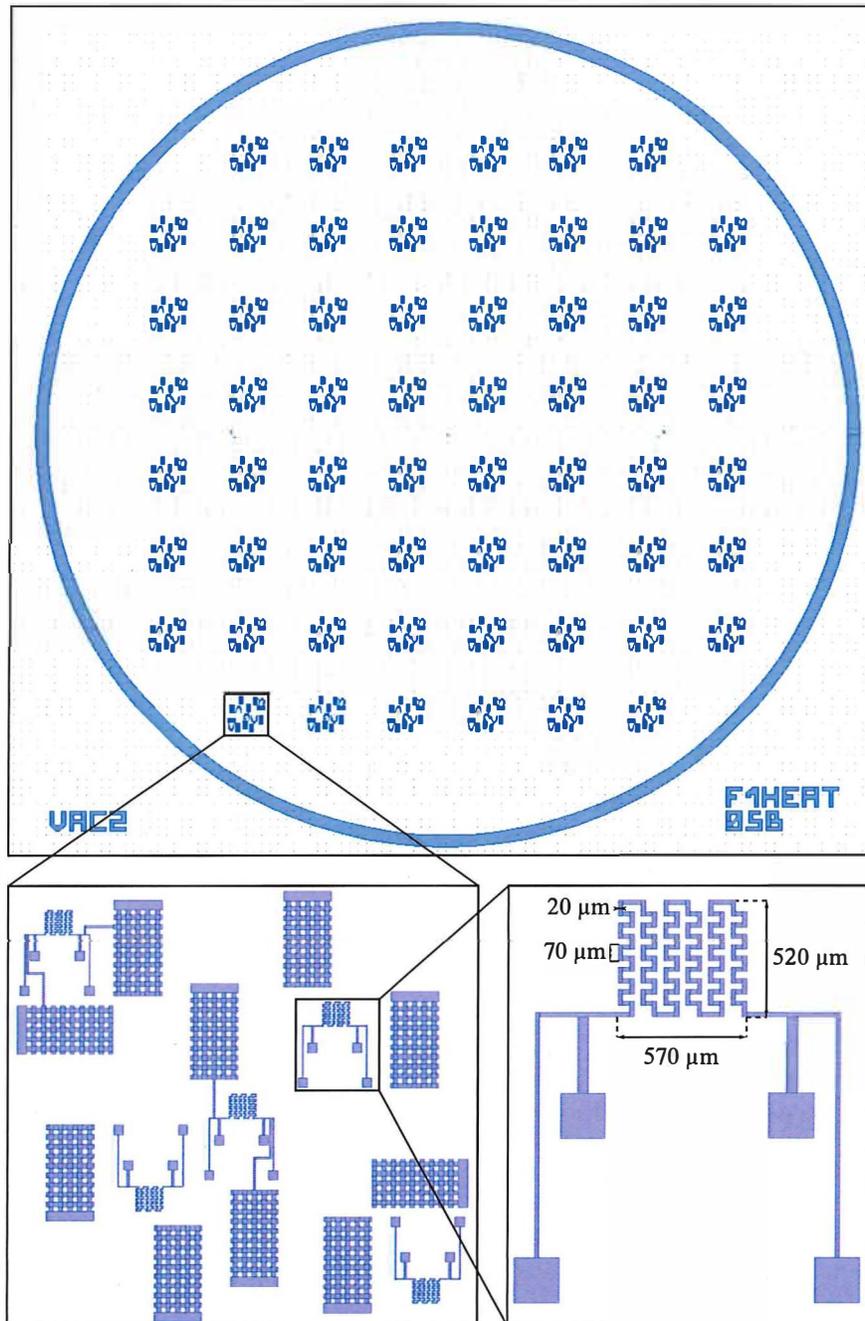


Figure H- 6 : Design du niveau F1HEAT. Les motifs apparaissent en champ sombre sur le masque.

Annexe I

Support aux caractérisations thermiques

I.1 Calibrage de l'élément chauffant

Le calibrage de l'élément chauffant permet de déterminer son coefficient de résistance thermique, afin de relier les valeurs de résistance mesurées par le banc de test avec la température de l'élément chauffant. Pour ce faire, le PCB test présenté en Figure 5-5 est placé sur une plaque chauffante, sans alimenter le serpentin, et les valeurs de résistance mesurées pour différentes températures à l'aide d'un multimètre. Les résultats sont présentés en Figure I-1.

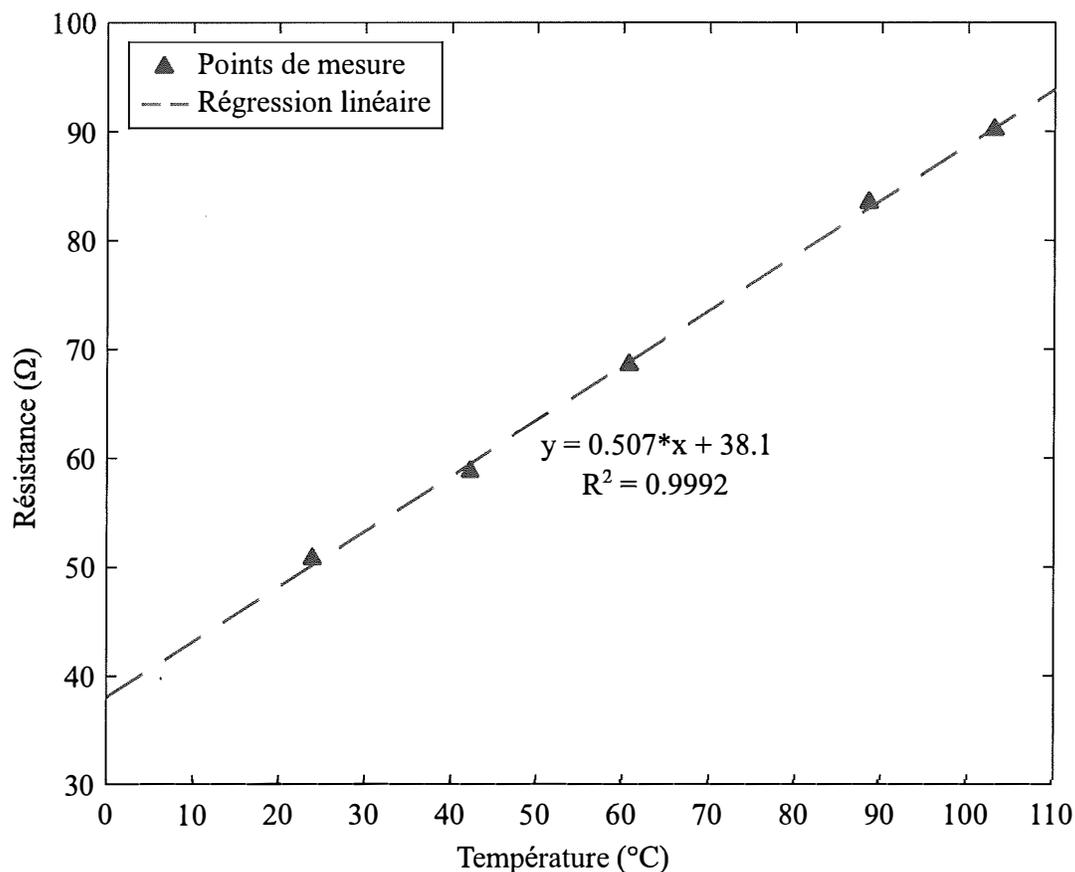


Figure I-1 : Évolution de la résistance de l'élément chauffant Ni-Au en fonction de la température.

L'équation (J-1) permet ensuite de déterminer le coefficient de résistance thermique (CRT). La mesure donne une valeur de $0.0074 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ dans le cas d'un serpentin Ni (0.5 m) – Au (0.05 μm). En comparaison, le CRT du nickel pur est de $0.0067 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ et celle de l'or de $0.003 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$.

$$CRT = \frac{R - R_0}{R_0(T - T_0)} \quad (\text{J-1})$$

I.2 Montage électrique du banc de test thermique

Le montage électrique permettant l'alimentation et la mesure de l'élément chauffant est présenté en Figure I-2. La résistance de l'élément chauffant est estimée à l'aide des relations ci-dessous :

$$V_{serpentin} = 4 * (V_{canal 0} - V_{canal 1}) \quad (\text{J-2})$$

$$I = \frac{V_{canal 1}}{R_2} \quad (\text{J-3})$$

$$R_{serpentin} = \frac{V_{serpentin}}{I} \quad (\text{J-4})$$

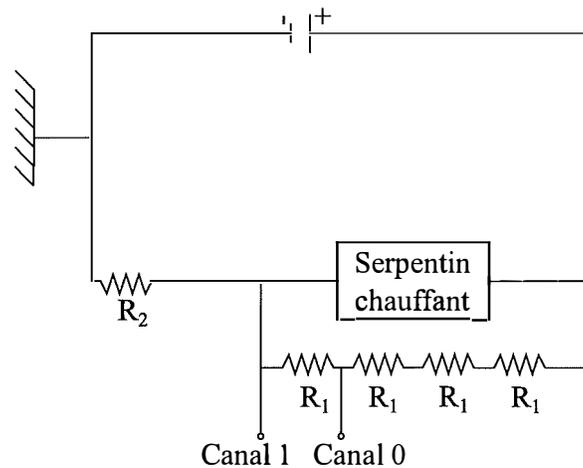


Figure I-2 : Schématisation du montage électrique du banc de test thermique.

Annexe J

Remplissage pendant l'étape de collage

Faisabilité of the insight bonded surface activation baking

Vapor Chamber data
 Numb. VC/wafer: 32
 VC surface: 9.216E-05 m2
 Total VC surface: 0.0039491. m2

Bonder data
 Maximum locc
 Max temp: 560 °C



	Temperature (°C)	Fvc (N)																
		100	110	120	130	140	150	175	200	225	250	275	300	320	340	360	380	400
1	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
2	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
3	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
4	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
5	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
6	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
7	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
8	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
9	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
10	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
11	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
12	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
13	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
14	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
15	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
16	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
17	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
18	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
19	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
20	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
21	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
22	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
23	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
24	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
25	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
26	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
27	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
28	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
29	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
30	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
31	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8
32	100	1.0	1.4	2.0	2.7	3.6	4.8	8.9	15.5	25.5	39.8	59.5	85.9	112.8	146.0	186.7	236.5	300.8



INSA

FOLIO ADMINISTRATIF

THESE DE L'UNIVERSITE DE LYON OPEREE AU SEIN DE L'INSA LYON

NOM : STRUSS

DATE de SOUTENANCE : 18-12-2020

(avec précision du nom de jeune fille, le cas échéant)

Prénoms : Quentin

TITRE : Chambres à vapeur ultra-minces en silicium embarquées pour l'atténuation de points chauds sur les dispositifs de la microélectronique

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2020LYSEI131

Ecole doctorale : Électronique, Électrotechnique et Automatique

Spécialité : Électronique, micro et nanoélectronique, optique et laser

RESUME :

La gestion thermique et plus particulièrement l'atténuation des points chauds est devenue l'un des aspects les plus critiques dans la conception de circuits microélectroniques, notamment dans le cas d'applications nomades compactes. Le travail présenté dans ce manuscrit concerne la conception, la fabrication et la caractérisation d'une chambre à vapeur ultramince en silicium composée d'un réseau capillaire à base de micropiliers. Cette dernière est conçue pour être directement embarquée en face arrière d'une puce CMOS dans le but de réduire l'intensité des points chauds. Une chambre à vapeur est un dispositif de refroidissement passif à changement de phase, dont les cycles d'évaporation et de condensation permettent un transfert de chaleur beaucoup plus performant que les répartiteurs de chaleur traditionnels. Le potentiel de miniaturisation d'un tel dispositif a été étudié à l'aide de modèles analytiques et numériques et permet d'envisager des épaisseurs inférieures à 600 μm dans le cas de puces de $1 \times 1 \text{ cm}^2$ dissipant des puissances jusqu'à 10 W. Un procédé de fabrication compatible avec la présence d'un circuit CMOS sur la face avant a été développé et permet la fabrication de dispositifs à partir de deux plaques de silicium structurés et assemblés à l'aide d'un procédé de collage direct à basse température. Le fonctionnement du dispositif est vérifié expérimentalement et une estimation des performances optimales, réalisée à l'aide d'un modèle numérique, montre des performances supérieures à celles d'un répartiteur de chaleur en cuivre de même épaisseur.

MOTS-CLÉS : Chambre à vapeur silicium, refroidissement passif, transfert de chaleur avec changement de phase, microélectronique, intégration 3D, réseau de micropiliers, dimensionnement, fabrication, étude expérimentale.

Laboratoire (s) de recherche : INL

Directeurs de thèse : Pr. Abdelkader SOUIFI – Pr. Luc G. FRÉCHETTE – Pr. Christian GONTRAND

Président de jury : Pr. Irina GRAUR MARTIN

Composition du jury : Yvan AVENAS (Rapporteur) – Pr. Aida TODRI-SANIAL (Rapporteuse) – Pr. Irina GRAUR MARTIN (Examinatrice) – Pr. Luc G. FRÉCHETTE (co Directeur de thèse) – Pr. Abdelkader SOUIFI (Directeur de thèse)