

UNIVERSITE LILLE 1-SCIENCES ET TECHNOLOGIES
UFR INFORMATIQUE – ELECTRONIQUE – ELECTROTECHNIQUE – AUTOMATIQUE
ECOLE DOCTORALE SCIENCES POUR L'INGENIEUR UNIVERSITE LILLE
NORD-DE-FRANCE – 072

THESE

Présentée par

Zheng YUAN

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE

Spécialité : Micro et Nano Technologies, Acoustique et Télécommunications

ETUDE ET REALISATION DE MICROGENERATEURS THERMOELECTRIQUES PLANAIRE EN TECHNOLOGIE SILICIUM

N° d'ordre : 41034

Dirigée par : Didier LECLERCQ

Co – encadrant : Katir ZIOUCHE

Soutenue le 21 Décembre 2012 devant la commission d'examen

Membres du Jury :

Rapporteurs :

Etienne GAVIOT

ENSIM Université du Maine

Jean Marie DILHAC

LAAS-CNRS Toulouse

Examineurs :

Najib SEMMAR

GREMI-Université d'Orléans

Guillaume SAVELLI

LITEN-CEA

Stéphane LASSUE

LGCgE, Université d'Artois

Tuami LASRI

Université Lille 1 – IEMN-CNRS

Zahia BOUGRIOUA

IEMN-CNRS (invitée)

Directeurs de thèse:

Didier LECLERCQ

Université Lille 1 – IEMN-CNRS

Katir ZIOUCHE

Université Lille 1 – IEMN-CNRS

Remerciements

En préambule de ce mémoire de thèse, je tiens à remercier tous ceux qui m'ont soutenu, supporté, aidé pendant ces trois ans de vie et de recherche et sans qui je n'aurais pas pu réaliser ce travail.

Je remercie vivement Monsieur Etienne GAVIOT, Professeur à l'ENSIM du Mans et à l'Université du Maine, pour l'intérêt qu'il a manifesté en rapportant sur ce travail. Je suis très sensible à sa présence dans ce jury.

Je suis très honoré par la présence de Monsieur Jean Marie DILHAC, Professeur à l'INSA de Toulouse et au LAAS-CNRS, qui a accepté de juger ce travail et d'en rédiger un rapport.

J'exprime également toute ma gratitude à Monsieur Nadjib SEMMAR, Professeur des universités à Polytech'Orléans, à Monsieur Stéphane LASSUE, Professeur à l'université d'Artois et à Monsieur Guillaume SAVELLI (Chercheur au CEA/Liten) pour l'honneur qu'ils me font en participant à ce jury.

Je remercie Monsieur Tuami LASRI, Professeur et Directeur des Etudes Doctorales à l'USTL, responsable du Groupe « MITEC » de l'IEMN, pour son suivi pendant mon parcours à l'université et sa participation au jury de cette soutenance.

J'exprime toute ma gratitude à Monsieur Didier LECLERCQ, Professeur à l'USTL, pour son encadrement pendant toute la durée de ma thèse ainsi que pour tous les enseignements qu'il m'a donnés. Je le remercie sincèrement pour tout ce qu'il a fait et m'a permis de faire pendant ces trois années. La réalisation de ce travail de recherche n'aurait pas été possible sans son aide.

Je remercie sincèrement Monsieur Katir ZIOUCHE, Maître de Conférences à l'USTL pour toute l'assistance qu'il m'a apportée pendant ces trois ans de recherche, pour ses enseignements, pour les réalisations effectuées en salle blanche et pour tous les conseils qu'il m'a donnés. Pendant les trois ans de la thèse, il a consacré beaucoup de temps à m'enseigner la technologie en salle blanche et à répondre à mes questions. La réalisation de ce travail de recherche n'aurait pas été possible sans son aide.

Je souhaite remercier également très chaleureusement Madame Zahia BOUGRIOUA, chargée de recherche au CNRS et à l'IEMN, pour son soutien pendant ma thèse, pour ses enseignements et ses nombreux conseils, pour son aide dans les réalisations effectuées en salle blanche et pour sa contribution à enrichir ma thèse.

Je remercie, Madame LEJEUNE, chargée de recherche au CNRS et à l'IEMN, pour ses nombreux conseils.

Je remercie l'ensemble des cadres et techniciens des centrales de technologie qui ont contribué à ce travail.

Je tiens à remercier ZHENKUN, JIAMING, ZHUANG et tous les thésards qui m'ont accompagné et soutenu pendant ces trois ans.

Sommaire

Liste des symboles	1
Introduction générale.....	3
Chapitre I :Etat de l'art des dispositifs pour la récupération d'énergie et positionnement du microgénérateur thermoélectrique IEMN.....	8
1. Etat de l'art des microsystèmes exploitant la récupération d'énergie	8
1.1 Les différents types de microgénérateurs	8
1.2 Les micros générateurs dédiés à la récupération d'énergie mécanique	9
1.2.1 Les microgénérateurs piézoélectriques.....	9
1.2.2 Les microgénérateurs électromécaniques.....	10
1.2.3 Les microgénérateurs électrostatiques.....	11
1.2.4 Avantages et inconvénients des microgénérateurs pour la récupération d'énergie mécanique	12
1.3 Les microgénérateurs dédiés à la récupération d'énergie radiative	13
1.3.1 Les microgénérateurs photovoltaïques	13
1.3.2 Les antennes pour la récupération d'énergie RF	14
1.4 Les micros générateurs dédiés à la récupération d'énergie thermique	15
1.4.1 Les microgénérateurs pyroélectriques	15
1.4.2 Les microgénérateurs thermoélectriques	16
1.5 Etat de l'art des applications exploitant les microgénérateurs.....	17
2. Les microgénérateurs thermoélectriques	20
2.1 Principes de bases utilisés pour la conception de microgénérateurs thermoélectriques (μ TEGs)	21
2.2 Approche préalable au développement des microgénérateurs réalisés dans ce travail.....	27
2.2.1 Critères d'évaluation des performances des thermogénérateurs	27
2.2.2 Optimisation de la puissance utile délivrée par un thermogénérateur dans son environnement thermique	29
2.2.3 Critères et état de l'art des matériaux utilisés dans la conception de la thermopile	32
3. Elaboration de la structure du micro générateur thermoélectrique développé dans ce travail et comparaison avec des structures proches	36

Chapitre II : Modélisation thermique et optimisation structurelle des microgénérateurs thermoélectriques	39
1. Introduction	39
2. Hypothèses permettant la simplification du modèle	39
2.1 Couche équivalente de la membrane	39
2.2 Calcul de la conductivité thermique de la couche équivalente	41
2.3 Présentation du modèle analytique simplifiée	42
3. Détermination du profil de température le long d'une membrane du μ TEG	43
3.1 Calcul analytique du profil de température sous condition Dirichlet	44
3.2 Calcul numérique 3D du même profil de température - Limites de validité du modèle analytique	48
3.3 Calcul analytique et numérique du profil de température connaissant le flux incident (Φ_I), la température du concentrateur étant à déterminer. Limites de validité du modèle analytique	54
4. Etude et optimisation des paramètres géométriques du μ TEG afin de rendre maximale la puissance utile délivrée	59
4.1 Influence de l'épaisseur de la couche polyimide (e_{poly})	61
4.2 Influence de la surface de contact ($A_{support}$) entre les bossages du concentrateur et la couche de polyimide	62
4.3 Influence de la largeur de la membrane (l_{mem})	63
4.4 Influence de la longueur des membranes (L_m)	65
4.5 Influence de la longueur de contact entre les piliers du concentrateur et les membrane (L_c)	66
4.6 Influence de l'épaisseur des cavités d'air au dessous (e_{Air1}) et au dessus (e_{Air2}) de la membrane	67
4.7 Optimisation de la distance l_p entre le bord du pilier concentrateur et le bord de la membrane	68
4.8 Influence de la largeur l_p de la piste de polySilicium constituant la thermopile	70
5. Géométrie optimisée du μ TEG	70
6. Conclusion	74
Chapitre III : Description des méthodes et procédés mis en œuvre pour réaliser les μ TEGs	75
1. Introduction	75
2. Description des masques	76
3. Réalisation technologique des μ TEGs	77
3.1 Réalisation de la thermopile planaire sur membranes suspendues	78

3.1.1	Nettoyage des substrats	78
3.1.2	Réalisation de la structure bicouche formant la membrane.....	79
3.1.3	Réalisation de la piste en polySilicium	82
3.1.3.1	Dépôt de la couche polySilicium.....	82
3.1.3.2	Réalisation de la piste serpentine du polysilicium.....	83
3.1.4	Métallisation des pistes thermoélectriques et des plots de contact.....	87
3.1.4.1	Métallisation sur les pistes rétrécies de polysilicium	87
3.1.4.2	Recuit d'optimisation de la résistance de contact.....	90
3.1.5	Dépôt et gravure de la couche polyimide	92
3.1.5.1	Déposition de la couche polyimide	92
3.1.5.2	Gravure de la couche polyimide.....	94
3.1.6	Libération des membranes par gravure face arrière du substrat	95
3.1.6.1	Préparation du masque physique de gravure face arrière	95
3.1.6.2	Gravure profonde et sèche du silicium par ICP.....	97
3.2	Fabrication du concentrateur	101
3.2.1	Réalisation de la membrane et la résistance chauffante sur le concentrateur	101
3.2.2	Gravure du substrat silicium constituant le concentrateur.....	102
4.	Conclusion.....	104
Chapitre IV : Caractérisation des microgénérateurs thermoélectrique.....		105
1.	Introduction	105
2.	Caractérisation du polysilicium.....	105
2.1	Caractérisation du pouvoir thermoélectrique du polysilicium.....	107
2.2	Caractérisation des propriétés électriques du polySilicium.....	111
3.	Caractérisation des μ TEGs en polysilicium standard.....	114
3.1	Mesure des résistances électriques	114
3.2	Evaluation des performances des μ TEG réalisés	115
3.2.1	Description du dispositif de mesure	115
3.2.2	Evaluation de l'erreur de mesure liée à un désalignement	116
3.2.3	Tension de sortie à vide en fonction de la densité de flux incidente	117
3.3	Comparaison des gradients de température obtenus expérimentalement et par simulation numérique	119

3.4	Puissance de sortie maximale exploitable	120
4.	Caractérisation de μ TEGs dotés d'une couche de polysilicium améliorée	122
4.1	Caractérisation des μ TEGs à 2 et 5 membranes réalisés avec la couche PolySi No. 2	123
4.2	Caractérisation des μ TEGs à 2 et à 5 membranes réalisés avec la couche PolySi No. 3	126
5.	Conclusion.....	129
	Conclusion générale	131
	Bibliographie.....	134
	Liste des figures	138
	Liste des tableaux.....	142

Liste des symboles

Symboles standards

A	Surface	(m ²)
A _{concentrateur}	Surface du concentrateur exposée dans l'air d'extérieure	(m ²)
A _{membrane}	Surface totale des membranes	(m ²)
A _{support}	Surface totale de contact entre les supports du concentrateur et la couche polyimide	(m ²)
e	Epaisseur	(m)
e _{Air1}	Epaisseur de cavité d'air au dessous de membrane	(m)
e _{Air2}	Epaisseur de cavité d'air au dessus de membrane	(m)
e _c	Epaisseur de résistance thermique de contact	(m)
e _t	Epaisseur de la couche équivalente dans analyse analytique	(m)
e _{is}	Epaisseur de la couche équivalente dans simulation numérique	(m)
F _e	Facteur d'énergie d'un μTEG	(μWK ⁻² cm ⁻²)
i	Largeur de l'interpiste	(m)
I	Courant électrique	(A)
K	Conductance thermique	(W/K)
l	Largeur	(m)
l _m	Largeur de la piste en polySilicium plaquée métaux	(m)
l _p	Largeur de la piste en polySilicium sans métaux	(m)
L	Longueur	(m)
L _m	Longueur des membranes	(m)
N	Nombre des thermocouples d'un μTEG	
N _m	Nombre des membranes	
P	Puissance électrique	(W)
R _e	Résistance électrique	(Ω)
R _{eL}	Résistance électrique de la charge	(Ω)
R _{th}	Résistance thermique	(K/W)
R _{thc}	Résistance thermique de contact	(K/W)
T	Température	(K)
T _a	Température calculée par des équations analytiques	(K)
T _c	Température de la jonction chaude	(K)
T _{con}	Température du concentrateur	(K)
T _f	Température de la jonction froide	(K)
T _{se}	Température de la couche équivalente calculée par des simulations numériques	(K)
T _{sub}	Température du substrat	(K)
V	Tension électrique	(V)
Z	Facteur de mérite	(1/K)
ZT	Facteur de mérite adimensionnelle	

Symboles grecs

α	Pouvoir thermoélectrique	(V/K)
ΔT_{cf}	Différence de température entre la jonction chaude et froide	(K)
ΔT_{cs}	Différence de température entre le concentrateur et le substrat	(K)
ΔT_{sp}	Différence de température entre la source et le puits thermique	(K)
η	Rendement du μ TEG	(%)
λ	Conductivité thermique	(W/m·K)
λ_c	Conductivité thermique de la résistance thermique de contact	(W/m·K)
λ_{eq}	Conductivité thermique de la couche équivalente dans analyse analytique	(W/m·K)
λ_{eqs}	Conductivité thermique de la couche équivalente dans simulation numérique	(W/m·K)
ρ	Résistivité électrique	($\Omega \cdot m$)
σ	Conductivité électrique	($S \cdot m^{-1}$)
Φ	Flux thermique	(W)

Introduction générale

Actuellement, les batteries électrochimiques (Figure 1) sont des sources dominantes d'énergie électrique pour alimenter les systèmes de faible puissance et en particulier les dispositifs électroniques portables. Ce type de source présente les caractères suivants : une haute densité d'énergie, un faible coût et pas de pièce mobile.

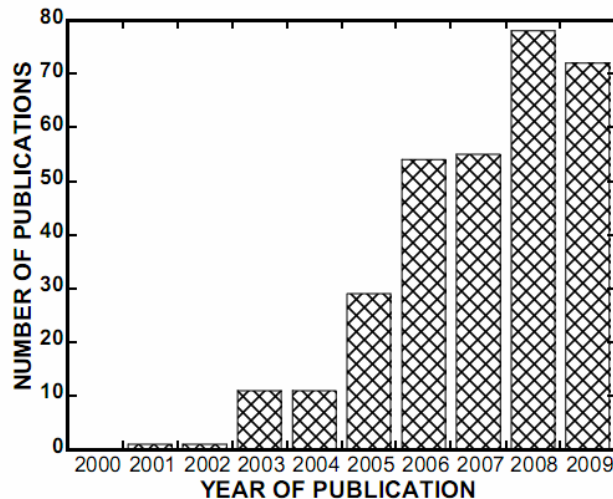


Figure 1 :Pile bouton au lithium

Néanmoins, la durée de vie d'une batterie électrochimique est limitée. Même si elle n'est pas sollicitée en décharge par un appareil consommateur d'électricité, il apparaît une réduction progressive de sa capacité en raison du phénomène bien connu d'autodécharge. En conséquence, le remplacement régulier des batteries devient une tâche inévitable. Pour certaines applications (implant biomédical, capteur de corrosion inséré dans béton, etc.), cette opération est dispendieuse et délicate. Par ailleurs, la miniaturisation des batteries électrochimiques, comparée à celle des circuits électroniques dont la taille a beaucoup diminué dans ces dernières décennies, progresse lentement. Par conséquent, aujourd'hui, l'encombrement relativement important de la batterie électrochimique devient un obstacle à la miniaturisation des dispositifs électroniques. De plus, pour des applications comme les WSN (wireless sensor network) composés de milliers de capteurs distribués dans l'environnement, il est impensable d'envisager une alimentation par batteries électrochimiques qui pourraient constituer une importante source de pollution.

Face à ces inconvénients, il est indispensable de développer des nouvelles microsources de très longue durée de vie, à faible encombrement et sans impact environnemental. L'approche idéale serait de permettre au dispositif électronique de récupérer lui-même l'énergie dans son environnement de travail afin de s'autoalimenter (récupération de l'énergie ambiante ou « energy harvesting »), ce qui constitue un thème de recherche important à l'heure actuelle. Les sources primaires d'énergie ambiante sont très variées, citons par exemple l'énergie vibratoire, le rayonnement solaire, l'énergie thermique induite par des gradients de température, l'énergie électromagnétique, l'énergie cinétique de la pluie, les chaleurs latentes de changement de phase etc.

Avant les années 2000, ce type de source d'énergie n'a pas beaucoup suscité l'attention des chercheurs en raison de sa faible puissance, de son instabilité et du caractère relativement imprévisible de la puissance instantanée disponible. Au cours des dix dernières années, la réduction importante de la consommation d'énergie des systèmes électroniques et la croissance rapide du nombre de dispositifs nomades ont stimulé l'intérêt des chercheurs sur le thème de la récupération d'énergie ambiante (Figure 2).



**Figure 2 : Nombre des publications dans le domaine de récupération d'énergie
(Analyse de Web of Science)**

Désormais, le développement de microsources pouvant puiser l'énergie dans leur environnement immédiat et alimenter des microsystèmes n'est plus considéré comme une utopie.

A l'heure actuelle, la puissance fournie par les microsources existantes (de l'ordre du $\mu\text{W}/\text{cm}^2$ à quelques mW/cm^2) est très variable et dépend beaucoup de la nature de leur environnement et de leurs qualités propres. Le Tableau 1 donne les niveaux de puissance nécessaire à l'alimentation de quelques dispositifs électroniques « nomades »[1]. Il apparaît que les microsources autonomes ne sont pas capables d'alimenter tous ces systèmes compte-tenu de la consommation d'énergie relativement importante de certains d'entre eux comme, par exemple, un smart phone. Cependant, pour certains systèmes à très faible consommation, une alimentation par microsource autonome est réaliste. En effet, par exemple, une montre alimentée par une microsource thermoélectrique a déjà été réalisée par "Seiko Instrument" en fin d'année 1998 (Figure 3), la chaleur du corps humain étant transformée en énergie électrique par un convertisseur thermoélectrique. Dans cette montre, une batterie au lithium est utilisée comme « réservoir d'énergie » pour assurer le fonctionnement de la montre en l'absence de flux thermique (Figure 4[2]).

	Consommation
Smart phone	1W
Lecteur MP3	50mW
Prothèse auditive	1mW
Nœud de réseaux de capteurs sans fil	100 μW
Stimulateur cardiaque	50 μW
Montre à quartz	5 μW

Tableau 1 : Consommation d'énergie des Systèmes électroniques



Figure 3 : Montre alimentée par un micro-générateur thermoélectrique

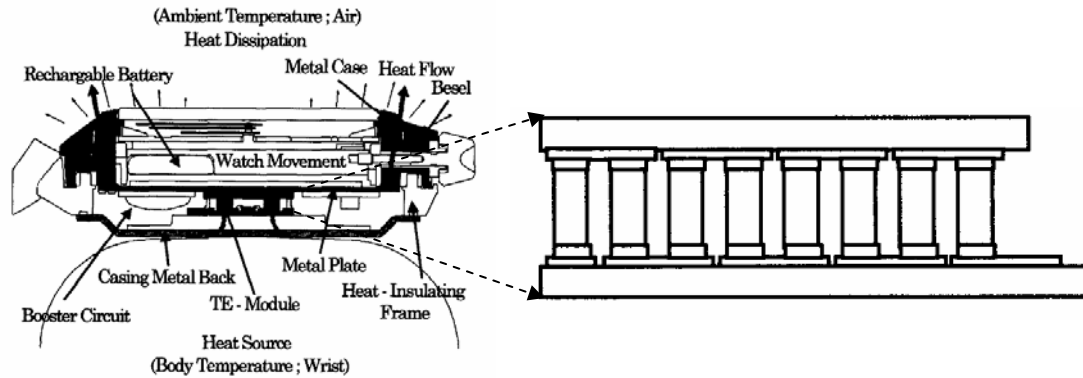


Figure 4 : Schéma de la montre alimentée par un micro générateur thermoélectrique [2]

Les réseaux de capteurs sans fil (Figure 5) constituent une cible très prometteuse pour l'intégration de microsources autonomes. Un tel réseau comporte un grand nombre de nœuds équipés de microcapteurs capables de récolter, de traiter et de transmettre des données environnementales (telles que température, humidité, vibration, pression, pollution, etc.) d'une manière autonome. Compte-tenu du grand nombre de nœuds et de leur environnement de travail, l'utilisation de piles au lithium de durée de vie limitée n'est pas viable. Dans ce cas, la micro source autonome est une solution qui permet aux nœuds de travailler en mode "oubliable", et idéalement biodégradables sur site.

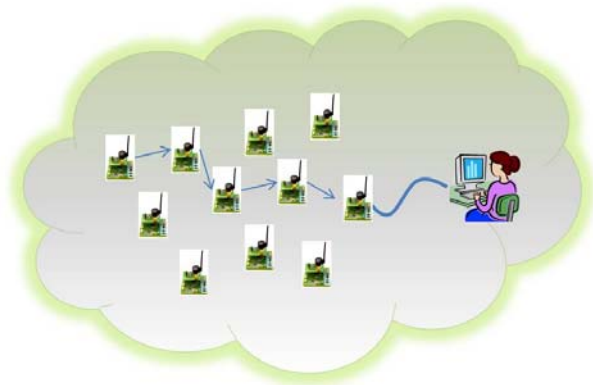


Figure 5 : Représentation d'un réseau typique de capteurs sans fil

Durée du cycle	Période d'activité (%)	Energie en mode veille (mJ)	Energie d'opération par cycle (mJ)	Energie totale par cycle (mJ)	Energie par jour (J)
1s	90.48	0.05	21.53	21.59	1864.95
2s	45.24	0.11	21.53	21.64	934.83
30s	3.02	1.63	21.53	23.16	66.71
1min	1.51	3.27	21.53	24.80	35.71
2min	0.75	6.53	21.53	28.06	20.21
20min	0.08	65.34	21.53	86.87	6.25
1h	0.025	196.02	21.53	217.55	5.22
12h	0.002	2352.24	21.53	2373.77	4.75
24h	0.001	4704.48	21.53	4726.01	4.73

Tableau 2 : Consommation d'un système de capteur sans fil (durée de cycle variant de 1s à 24h) [3]

En réalité, la rétroaction des données récoltées par des nœuds n'est pas un procédé continu et les nœuds du réseau sont en mode veille pendant la plupart du temps (en mode veille, le nœud ne consomme que quelques dizaines micro Watt). Le Tableau 2 [3] donne la consommation d'énergie d'un nœud en fonction de la durée d'un cycle qui correspond à la somme d'une période d'activité suivie d'une période de veille. Quand la période est 1 seconde, le nœud consomme 1864.95J par jour. Cette consommation est trop élevée pour les microsources autonomes actuelles. Mais, lorsque la durée de cycle est supérieure à 20 minutes, la consommation par jour est inférieure à 6.25J et l'alimentation par microsources autonomes devient tout à fait envisageable.

En raison de leur faible puissance et de la forte variabilité de la source d'énergie primaire (soleil, chaleur ...) les microsources autonomes ne peuvent pas alimenter directement les dispositifs électroniques. Par exemple, en mode transmission, la consommation d'un nœud de réseau est de quelques dizaines à quelques centaines milliwatts pendant environ 1 seconde ce qui dépasse largement la puissance délivrable par une microsource. Des dispositifs permettant le stockage et la gestion d'énergie sont donc nécessaires. La Figure 6 donne un exemple d'un circuit de gestion de puissance pour micro générateur [4]. Les deux convertisseurs (RF converter et DC/DC converter) permettent de récupérer simultanément de l'énergie d'origine thermique et électromagnétique, le protocole de charge et décharge de la batterie étant géré par un circuit spécialisé (power supply manager).

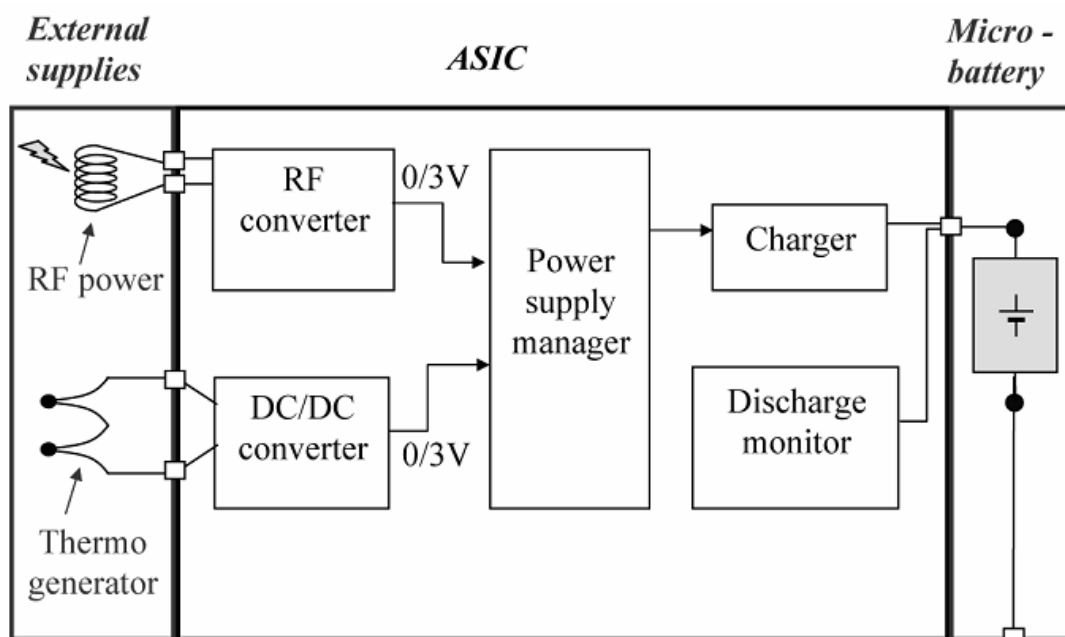


Figure 6 : Illustration d'un circuit de management pour des microsources [4]

Actuellement, il existe une grande variété de circuits de gestion d'énergie adaptés aux différents types de microsources,

- microsources thermiques dont la tension de sortie est faible [5]
- microsources thermiques dont la puissance de sortie est faible [6]
- microsources piézoélectriques [7]

En combinant la technologie de récupération d'énergie et les technologies de gestion et de stockage d'énergie, les perspectives de développement de microsources autonomes sont très importantes.

De nos jours, quelques microsources à récupération d'énergie ambiante commencent à apparaître sur le marché, pour alimenter des capteurs [8], dans le domaine biomédical [9, 10] et dans l'industrie [10]. Des recherches très prometteuses sont menées par le LAAS pour mettre au point des dispositifs autonomes de monitoring des structures dans les avions [11]. Dans ce travail de thèse, nous nous sommes plus particulièrement attachés à concevoir et réaliser une microsource exploitant l'énergie thermique car c'est une source d'énergie disponible un peu partout dans la nature et aussi car l'équipe de recherche à laquelle je me suis intégré possède depuis de nombreuses années des compétences dans le domaine des capteurs thermoélectriques.

Ce manuscrit de thèse s'articule comme suit : j'aborderai dans un premier chapitre l'état de l'art, ensuite seront donnés dans le second chapitre des résultats des modélisations numériques et analytiques, la technologie de fabrication et les résultats de caractérisation font l'objet des chapitres III et IV.

Chapitre I : Etat de l'art des dispositifs pour la récupération d'énergie et positionnement du microgénérateur thermoélectrique IEMN

1. Etat de l'art des microsystèmes exploitant la récupération d'énergie

1.1 Les différents types de microgénérateurs

Il existe de nombreuses sources d'énergie d'origines naturelles ou humaines qui permettent la récupération et le stockage d'énergie sous forme électrique. La Figure 1- 1 illustre quelques unes d'entre elles et les différents procédés de récupération existants [12].

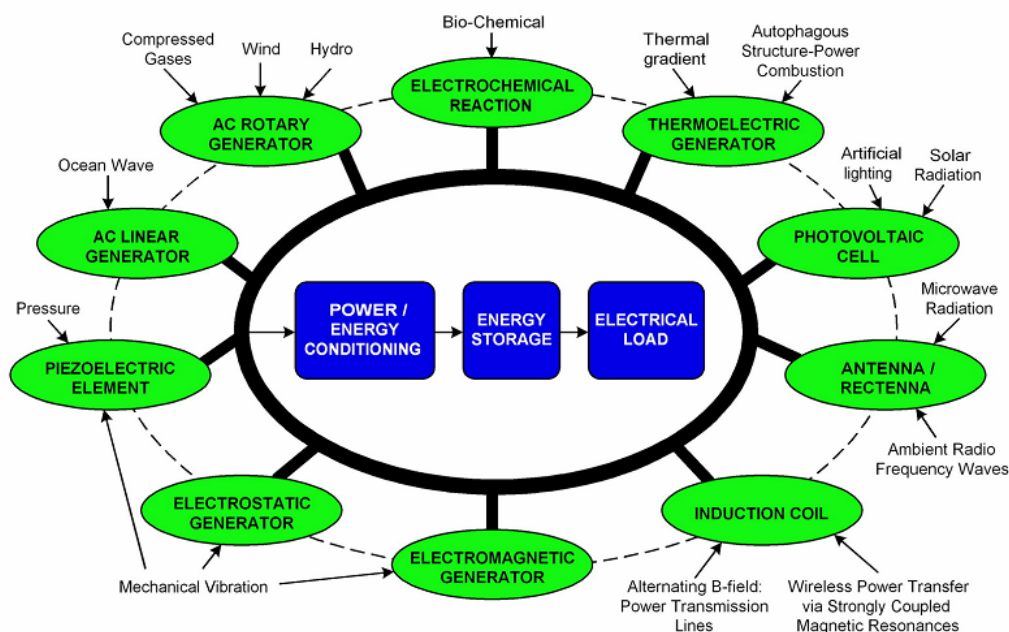


Figure 1- 1 : Exemple de sources et de procédés de récupération d'énergies [12]

Durant la dernière décennie, l'essor des microtechnologies a offert un vaste champ d'applications nouvelles, qui nécessitent aujourd'hui de développer et d'adapter des systèmes miniaturisés de récupération d'énergie électriques.

De nombreuses recherches ont permis le développement de nouvelles familles de microgénérateurs, cependant, il n'existe pas à notre connaissance de système idéal pouvant convenir pour toutes les applications ou microsystèmes. Dans cette partie, nous présentons quelques procédés de récupération et différents types de microgénérateurs ou microsources électriques.

1.2 Les micros générateurs dédiés à la récupération d'énergie mécanique

L'énergie mécanique est généralement liée à la notion de travail, de mouvement, de vibration, de force ou encore de contrainte... Il existe de nombreux procédés qui permettent de transformer cette énergie en une autre forme qui peut être, par exemple, thermique.

Dans la partie suivante, trois types de convertisseurs d'énergie mécanique en énergie électrique sont décrits : les microgénérateurs piézoélectriques, les microgénérateurs électromagnétiques et les microgénérateurs électrostatiques.

1.2.1 Les microgénérateurs piézoélectriques

Il existe de nombreux matériaux dits piézoélectriques :

- Les céramiques (titano-zirconate de plomb PZT),
- Les oxydes ferroélectriques (le titanate de plomb PbTiO_3 , le titanate de baryum BaTiO_3 , le niobiate de potassium KNbO_3 ..),
- Le quartz (SiO_2) et les différents phosphates et arsénates : (GaPO_4 , GaAsO_4 , AlPO_4 etc...),
- Les semiconducteurs (le nitrure d'aluminium (AlN), l'oxyde de zinc (ZnO), etc...),
- Certains polymères (polyvinylidène difluoré PVDF)...

Ces matériaux piézoélectriques possèdent la propriété de se polariser électriquement sous l'action d'une force mécanique (effet direct) et, réciproquement, de se déformer lorsqu'on leur applique un champ électrique (effet inverse).

Ces caractéristiques particulières en font des matériaux de choix pour la réalisation d'actionneurs, de capteurs, de moteurs, de transducteurs. Les piézoélectriques font aussi l'objet de nouvelles applications plus récentes qui visent à récupérer l'énergie environnante.

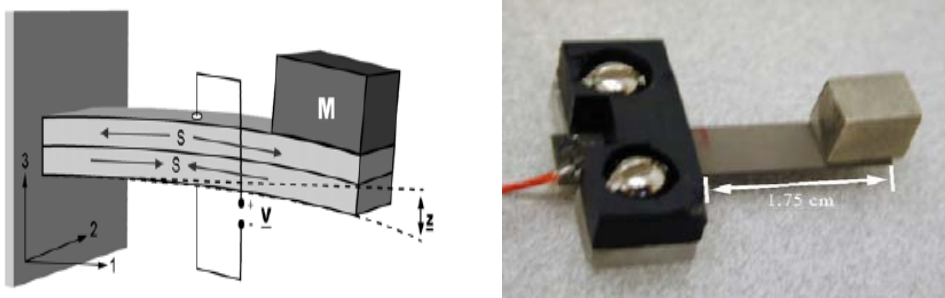


Figure 1- 2 : Exemple de microsource d'énergie piézoélectrique [13]

La Figure 1- 2 donne l'exemple d'un microgénérateur piézoélectrique [13]. Celui-ci est constitué d'une structure suspendue composée de matériau piézoélectrique sensible aux vibrations mécaniques. La déflexion de la poutre entraîne une contrainte mécanique dans le matériau piézoélectrique qui génère une tension liée à sa polarisation électrique interne. Dans le cas unidimensionnel, la polarisation P_l est donnée par l'équation 1-1:

$$P_l = d\delta_s \tag{1-1}$$

où d et δ_s sont respectivement le coefficient piézoélectrique et la contrainte.

La puissance de sortie d'un microgénérateur piézoélectrique peut varier de quelques μW [14] jusqu'à quelques centaines de μW [13]. Ces niveaux d'énergie sont relativement faibles pour justifier l'intégration de ces sources aux microsystèmes.

1.2.2 Les microgénérateurs électromécaniques

Le principe de ce type de microgénérateur est de transformer l'énergie mécanique en énergie électrique en faisant varier un champ magnétique créé par des aimants. Cette variation du champ magnétique à travers un circuit électrique permet la génération d'un champ électrique.

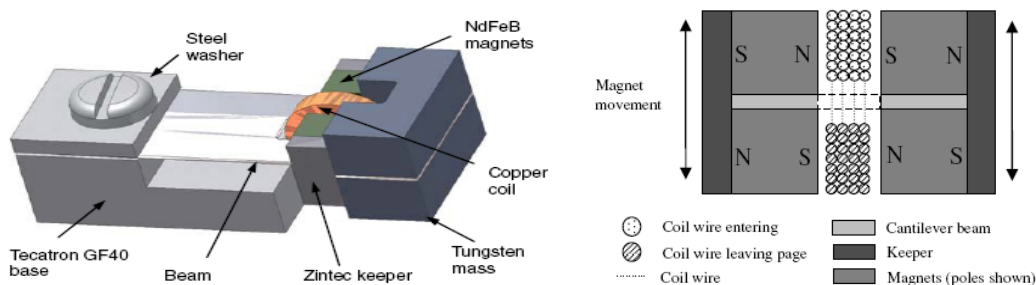


Figure 1- 3 : Microgénérateur à oscillateur électromécanique[15]

Une des techniques développées par Beeby et al [15] consiste à faire osciller des aimants supportés par une poutre. Le flux magnétique généré par ceux-ci traverse un système de bobinage fixe ce qui entraîne l'apparition d'une tension V_s donnée par l'équation 1-2.

$$V_s = N_t \cdot \frac{d\phi_m}{dt} \tag{1-2}$$

où N_t est le nombre de spires de la bobine, Φ_m est le flux magnétique généré (Wb) à travers la bobine.

Beeby montre qu'il est possible de récupérer de faibles niveaux d'énergie vibratoire ambiante à partir d'un microgénérateur de 0.15 cm^3 fabriqués à partir de techniques d'usinage classiques [15]. Celui-ci permet de générer dans une charge adaptée de $4 \text{ k}\Omega$ une puissance de $46 \mu\text{W}$ à une fréquence de 52 Hz .

1.2.3 Les microgénérateurs électrostatiques

Le principe du microgénérateur électrostatique développé par Bartsch et al [16] et par Y. Zhu et al [17], consiste à exploiter les propriétés d'une capacité électrostatique variable. Celle-ci se présente sous forme d'un ensemble de peignes inter digités sensibles aux énergies vibratoires, cf. Figure 1- 4.a. Les variations de la capacité du système sont directement liées aux déplacements latéraux des peignes.

Ce système nécessite une charge initiale de la capacité à une tension V_{in} . Le déplacement des peignes, du à une vibration, entraîne une séparation des surfaces en regard et l'augmentation de l'énergie électrostatique.

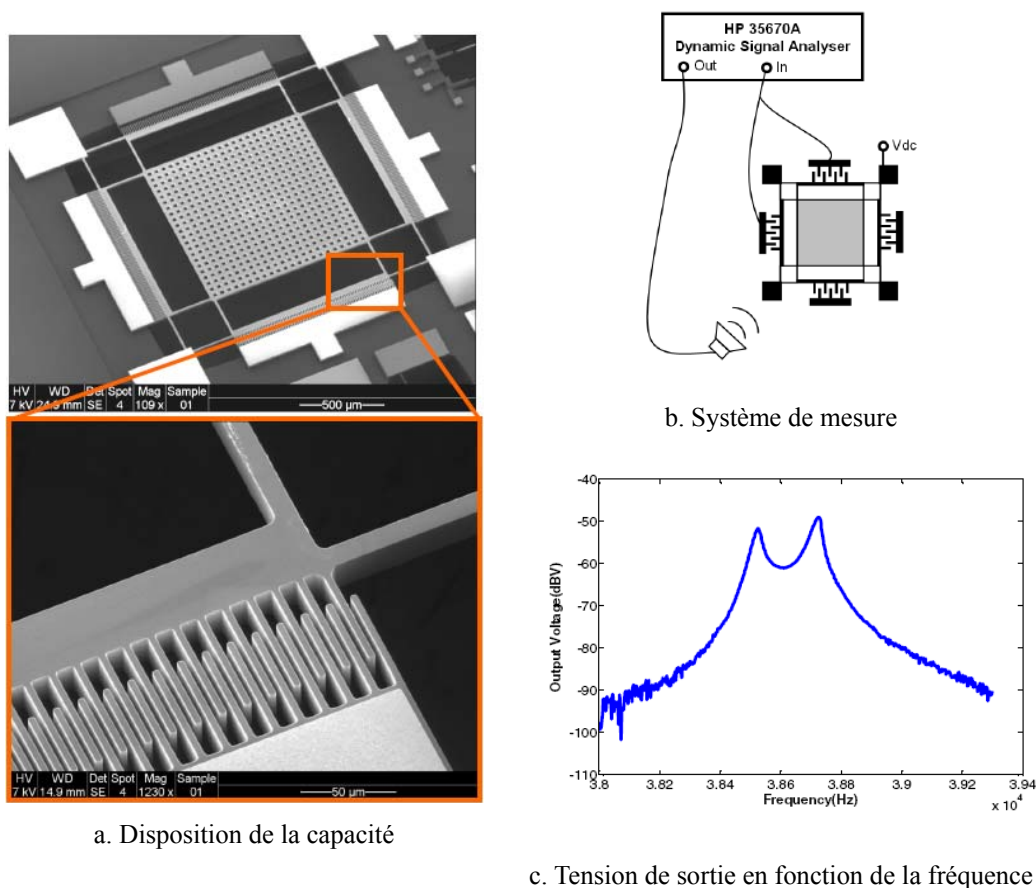


Figure 1- 4 : Microsource électrostatique by Y. Zhu [17]

Deux modes de fonctionnement sont possibles (mode à charge constante ou mode à tension constante). Dans le cas, où on suppose qu'il n'y a pas de perte, les énergies récupérées pendant la diminution de la capacité pour les deux modes sont respectivement données par les équations 1-3 et 1-4 :

$$E_{rQ=cte} = \frac{1}{2} V_{in}^2 \frac{C_{max}}{C_{min}} (C_{max} - C_{min}) \quad (1-3)$$

$$E_{rV_{in}=cte} = \frac{1}{2} (C_{max} - C_{min}) V_{in}^2 \quad (1-4)$$

où V_{in} est la tension de chargement initiale, C_{max} et C_{min} sont respectivement la capacité maximale et la capacité minimale (F).

Les deux fréquences de résonance observées, sur la Figure 1- 4c, sont dues aux deux axes transversaux de déplacement du transducteur. La tension de sortie maximale exploitée dans une charge adaptée de $1 \text{ M}\Omega$ est de 10 mV correspondant à un très faible niveau de puissance $\sim 0.1 \text{ nW}$.

Ce type de microgénérateur électrostatique présente l'avantage d'être parfaitement compatible avec les technologies standards de fabrication des microsystèmes. Cependant, il nécessite d'une part une source d'énergie pour générer la tension initiale et d'autre part l'énergie collectée est parfois perdue lorsque les électrodes se contactent.

1.2.4 Avantages et inconvénients des microgénérateurs pour la récupération d'énergie mécanique

Le Tableau 1- 1 résume certains avantages et inconvénients des trois technologies précédentes, qui sont les plus répandues dans le domaine de la récupération d'énergie mécanique.

Principes physiques	Avantages	Inconvénients
Piézoélectrique	Densité d'énergie élevée	Intégration difficile dans les microsystèmes
Electromagnétique	Ne nécessite pas de source électrique extérieure	Miniaturisation difficile, perte de performance
Electrostatique	Intégration dans les microsystèmes	Nécessite une source d'énergie

Tableau 1- 1 : Principaux avantages et inconvénients des 3 types de microgénérateurs pour la récupération d'énergie mécanique

Des dispositifs électromagnétiques commercialisés pour convertir l'énergie mécanique en énergie électrique existent (i.e. Perpetuum [18] et Ferro solutions [19]). Ces générateurs d'un encombrement relativement important peuvent fournir quelques dizaines de milliwatts sous une fréquence de résonance allant de 50 à 120Hz . La bande passante étant de quelques

hertz autour de la fréquence centrale.

Cependant, la taille de ces générateurs mais aussi leur coût limitent considérablement leur utilisation dans un grand nombre d'applications. Les principaux enjeux consistent à réduire d'une part leur dimension en limitant les pertes de performances et d'autre part à réduire leur coût de fabrication en intégrant ces systèmes dans des technologies compatibles silicium, par exemple.

1.3 Les microgénérateurs dédiés à la récupération d'énergie radiative

Il existe de nombreuses formes d'énergie radiatives. Les deux formes qui nous intéressent dans la suite sont l'énergie solaire et l'énergie radiofréquence RF. Les dispositifs destinés à récupérer ces deux formes d'énergie sont respectivement les générateurs photovoltaïques et les antennes RF.

1.3.1 Les microgénérateurs photovoltaïques

Ce type de microgénérateurs est basé sur l'effet photovoltaïque obtenu par absorption des photons dans un matériau semiconducteur qui génère alors des paires électrons-trous. De manière générale, cette absorption se fait dans la zone de déplétion d'une jonction P-N⁺. Le champ électrique établi dans cette zone entraîne la diffusion des porteurs, accumulant les électrons et les trous dans les régions n⁺ et p respectivement, établissant une tension en circuit ouvert.

Lorsqu'une charge est connectée à ce type de microgénérateur photovoltaïque, les électrons accumulés traversent la charge et se recombinent avec les trous de la région p, générant un courant directement proportionnel à l'intensité de la lumière.

En fonction des matériaux utilisés, l'efficacité d'un générateur photovoltaïque peut varier de 5% à 30%[1]. Les densités de puissance disponibles dans l'environnement (environ 100mW/cm² sous exposition directe) offrent la possibilité d'obtenir des puissances électriques de sorties très élevées, allant jusqu'à 30 mW/cm². Les générateurs photovoltaïques présentent aussi l'avantage d'être facilement intégrables en technologie silicium avec un faible coût de fabrication et une longue durée de vie. Ces caractéristiques font de ces générateurs une technologie de premier choix pour la récupération d'énergie.

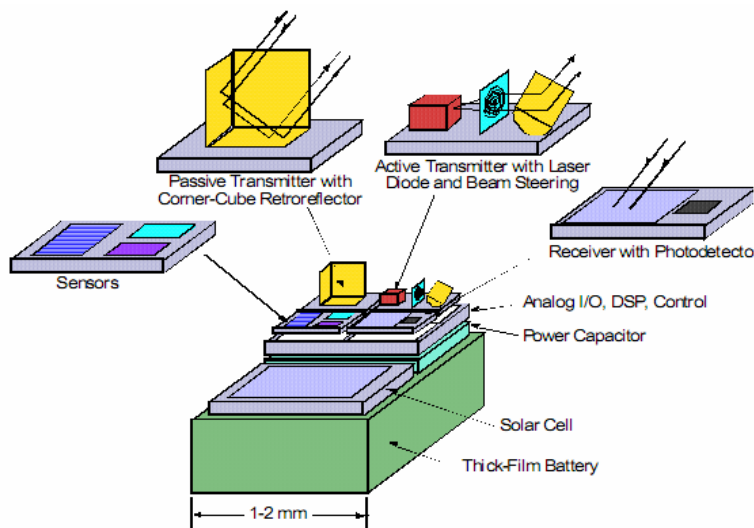


Figure 1- 5 : Architecture d'un nœud de 'Smart dust' alimenté par une cellule photovoltaïque de 2 mm² [20]

La Figure 1- 5 montre un exemple d'application développée qui utilise une mini cellule solaire de 2 mm² pour alimenter un « *smart dust*. » [20]. La contrainte de cette application a été d'intégrer un ensemble de composants dans un volume inférieur au mm³ (les parties capteurs, communication bidirectionnelle, électronique et traitement ainsi que la récupération et le stockage d'énergie). Le microgénérateur photovoltaïque intégré dans le module est capable de générer 1J/jour/mm² sous le soleil.

Cependant, la performance de ce type de générateur est fortement influencée par les conditions extérieures et la luminosité. Pour les applications intérieures, la densité de puissance disponible est jusqu'à 1000 fois plus faible (environ 10 μW/cm²). Il est essentiel de tenir compte de nombreuses contraintes, telle que la météo (temps nuageux, neige...), pour la mise en œuvre d'applications utilisant les générateurs photovoltaïques.

1.3.2 Les antennes pour la récupération d'énergie RF

L'énergie radiofréquence RF existe dans les télécommunications sans fil, telles que GSM, WLAN, etc. Cependant cette source exploitable n'offre que de faibles densités de puissance pour la récupération et le stockage d'énergie, l'atténuation des ondes électromagnétiques augmentant fortement avec l'éloignement de la source RF. A titre d'exemple, l'énergie émise par une station GSM chute de 3 mW/m² à 0.1 mW/m² pour un éloignement qui varie de 25 à 100 m [21]. Pour un WLAN, cette valeur est encore plus faible. De manière générale, les densités de puissances émises par les systèmes sont limitées par de nombreuses normes pour de multiples raisons (interférences électromagnétiques, santé,...) [22].

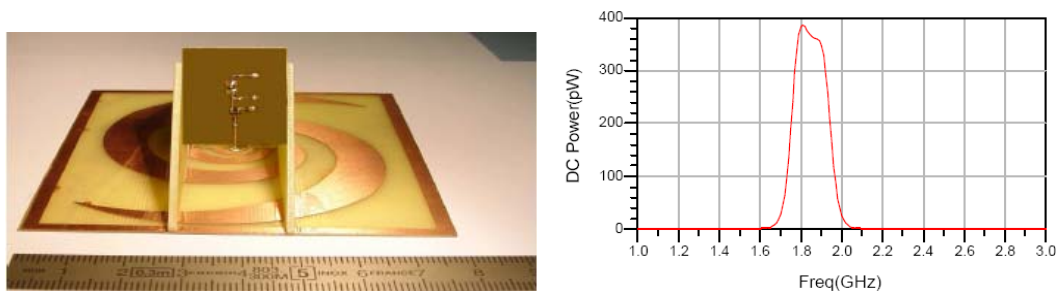


Figure 1- 6 : Dispositif de récupération d'énergie RF (STMicroelectronics) [23]

La Figure 1- 6 montre un système de récupération d'énergie radiofréquence ambiante développé par STMicroelectronics [23]. Celui-ci fonctionne de façon optimale à la fréquence de 1.8 GHz avec un rendement de 0.6 % et une puissance de sortie 400 pW. La dimension de l'antenne étant liée à la fréquence de fonctionnement, ce système ne peut être intégré en microtechnologies.

1.4 Les micros générateurs dédiés à la récupération d'énergie thermique

L'énergie thermique peut être transformée en énergie électrique soit par effet pyroélectrique lié à la variation temporelle de température, soit par effet thermoélectrique lié quant à lui à la variation spatiale de température.

1.4.1 Les microgénérateurs pyroélectriques

L'effet pyroélectrique est basé sur le phénomène de polarisation électrique spontanée en fonction de la température et en absence de tout champ électrique, dans les cristaux démunis de centre de symétrie. Les matériaux couramment utilisés sont des oxydes de plomb, avec une structure cristalline pérovskite (cubique face centrée). Cet effet est analogue à l'effet piézoélectrique, les matériaux pyroélectriques étant polarisés électriquement sous condition d'une variation de température, ce qui permet de récolter une tension aux bornes du matériau.

Le coefficient pyroélectrique p_y est donné par l'équation 1-5 :

$$p_y = \frac{\partial P_l}{\partial T} \quad (1-5)$$

où P_l et T sont respectivement la polarisation et la température du matériau pyroélectrique.

Les matériaux pyroélectriques peuvent rester stables sous haute température (supérieure à 1200°C). Théoriquement, l'efficacité du générateur pyroélectrique est meilleure que celle d'un générateur thermoélectrique [24, 25]. Cependant, la source d'énergie qui correspond aux générateurs pyroélectriques est très rare dans la nature. Un système mécanique est parfois adapté (Figure 1-7) pour créer les conditions de travail du micro générateur pyroélectrique[26]. Ces dispositifs, de quelques mm², ne permettent cependant pas d'obtenir

des puissances de sortie élevées, avec $3 \mu\text{W}$ pour une variation de température de 79.5 K .

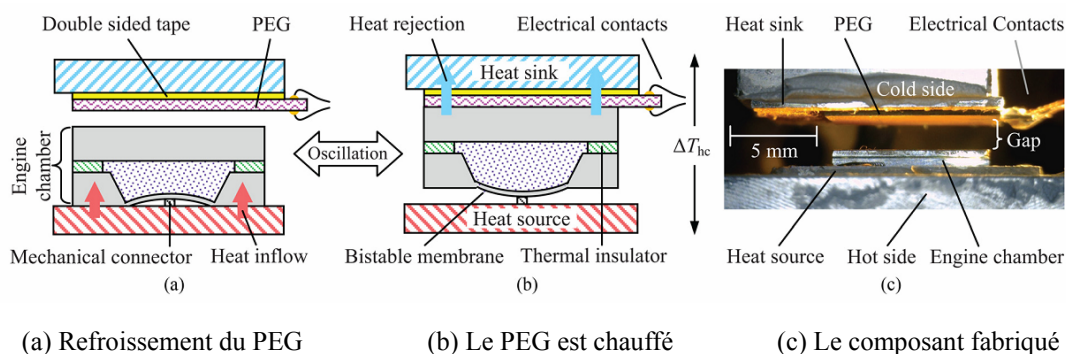


Figure 1- 7 : Illustration d'un générateur pyroélectrique PEG [26]
(Laboratoire Imtek - université de Freiburg)

1.4.2 Les microgénérateurs thermoélectriques

Les générateurs thermoélectriques sont basés sur l'effet « Seebeck », découvert en 1821, permettant de convertir une différence de température en force électromotrice. Pour cela, il suffit de réaliser des assemblages de matériaux conducteurs de natures différentes reliés par des soudures dénommés couramment « Thermocouples ». La tension délivrée par un seul thermocouple étant faible (allant jusqu'à quelques centaines de μV par K), ils sont généralement reliés en série afin de former une thermopile. Nous reviendrons en détail sur ces points dans le paragraphe suivant, puisque c'est l'élaboration de microgénérateurs thermoélectriques qui constitue l'essentiel de ce mémoire.

En dépit de leur très faible rendement, les générateurs thermoélectriques sont utilisés depuis de nombreuses années pour produire de l'électricité car ils présentent de nombreux avantages liés à l'absence de pièces mobiles : fiabilité, facilité de mise en œuvre, longue durée de vie. Une multitude de techniques a été développée, compte tenu du nombre important de sources thermiques disponibles et exploitables, tant dans la nature que dans le monde industriel. A titre d'exemple, il peut être intéressant de consulter le catalogue de la société Canadienne « Global Thermoelectric » qui produit toute une gamme de générateurs thermoélectriques pouvant délivrer plusieurs centaines de watts, l'énergie étant fournie par la combustion du gaz naturel [27].

D'autres générateurs permettant d'alimenter en électricité des sondes spatiales ont été développés depuis 1960. Ces dispositifs nommés RTG (Radioisotope Thermoelectric Generators) sont alimentés par une source chaude constituée d'un combustible nucléaire, du plutonium 238 [28].

Depuis l'apparition des microtechnologies de nombreux laboratoires de recherche se sont impliqués dans l'étude de générateurs thermoélectriques miniatures. Les performances des

microgénérateurs thermoélectriques μ TEGs dépendent principalement de la nature des matériaux thermoélectriques utilisés, mais aussi de la distribution thermique dans le composant et de son mode d'utilisation. Pour la plupart des μ TEGs, les gradients de températures mis en œuvre au niveau des jonctions de la thermopile sont faibles et ils ne permettent pas d'obtenir des tensions de sortie élevées. Pour résoudre ce problème, de nombreux circuits de management sont proposés pour multiplier la tension et stocker l'énergie.

L'efficacité de conversion des μ TEGs, généralement faible, est compensée par l'abondance des sources d'énergies thermiques gratuites, et il est alors possible de récupérer sur des durées importantes des énergies électriques suffisantes pour alimenter des microsystèmes comme nous le verrons dans la suite de ce travail.

1.5 Etat de l'art des applications exploitant les microgénérateurs

Actuellement, une des applications les plus intéressantes des microgénérateurs est le réseau des capteurs sans fil. Le Tableau 1- 2 donne les paramètres des quelques nœuds commercialisés [29]. Il montre que pour assurer le fonctionnement normal d'un nœud, une tension d'alimentation de quelques volts et une puissance de quelques milliwatts sont nécessaires.

Certaines techniques de récupérations ne permettent pas d'obtenir des tensions et puissances suffisantes. Néanmoins, des circuits de management permettent d'adapter les tensions, de gérer, d'économiser et de stocker les énergies électriques créées.

La condition d'abondance de l'énergie exploitable, l'encombrement et la fréquence de fonctionnement des nœuds deviennent parfois les principaux critères de choix des microsources d'énergie.

	Crossbow MICAz	Intel IMote2	Jennic JN5139
Radio standard	IEEE802.15.4/ZigBee	IEEE802.15.4	IEEE802.15.4/ZigBee
Distance couverte	100m(extérieur),30m(intérieure)	30m	1km
Débit de données	250 kbps	250 kbps	250 kbps
Mode veille	15 μ A	390 μ A	2.8 μ A(1.6 μ A)
Processeur	8mA en mode active	31-53mA	2.7+0.325mA/MHz
RX	19.7mA	44mA	34mA
TX	17.4mA (+0dbm)	44mA	34mA (+3dBm)
Tension d'alim (minimum)	2.7V	3.2V	2.7V
Moyenne	2.8mW	12mW	3mW

Tableau 1- 2 : Consommation d'énergie des nœuds commercialisés dans des réseaux des capteurs [29]

La condition préalable pour obtenir une densité d'énergie électrique récupérée élevée est d'avoir une source d'énergie ambiante importante. L'évaluation des sources d'énergie n'est pas évidente car il est difficile d'appréhender toutes les conditions qui constituent un environnement ambiant. Cependant, une estimation des niveaux d'énergie disponible est possible en fonction des différentes sources comme indiqué dans le Tableau 1- 3[1].

Sources d'énergie	Conditions	Energies estimées	Energies récupérables estimées
Lumière ambiante	Intérieur	0.1mW/cm ²	10μW/cm ²
	Extérieur	100mW/cm ²	10mW/cm ²
Vibration/Mécanique	Humaine	0.5m à 1Hz 1m/s ² à 50Hz	4μW/cm ²
	Industrielle	1 m à 5 Hz 10 m/s ² à 1kHz	100μW/cm ²
Energie Thermique	Humaine	20mW/cm ²	30μW/cm ²
	Industrielle	100mW/cm ²	1-10mW/cm ²
Energie RF	Téléphone mobile	0.3μW/cm ²	0.1μW/cm ²

Tableau 1- 3 : Sources d'énergie disponibles et niveaux d'énergie électrique récupérable [1]

Ce tableau montre clairement que les sources d'énergie solaires et thermiques sont plus importantes que les autres sources d'énergie. Les densités de puissance mises en œuvre compensent la faible efficacité de conversion des microgénérateurs développés. Ceci explique l'essor considérable de ces technologies depuis quelques années. En revanche, les faibles niveaux d'énergie RF qui existent dans la téléphonie mobile, n'autorisent pas le développement des systèmes de récupération correspondants, et ce, malgré de meilleurs rendements énergétiques des antennes RF. De ce fait, le développement et la commercialisation de ce type de générateurs sont extrêmement limités.

Outre la densité de puissance, de nombreux autres critères sont essentiels telles la disponibilité du type de source d'énergie, la compatibilité d'intégration, la fiabilité des systèmes correspondants, etc. Les microgénérateurs pyroélectriques et électrostatiques en sont d'autres exemples. Leurs commercialisations sont rares à cause, respectivement, de la carence des sources d'énergie et de la dépendance d'une source de tension extérieure.

Le Tableau 1- 4 donne quelques exemples des microgénérateurs commercialisés. Ces systèmes de récupération répondent à certaines applications actuelles. Ils délivrent des tensions et densités de puissance suffisantes. Cependant, de nombreuses recherches tendent vers la miniaturisation de ces dispositifs avec le souci de réduire les coûts de fabrication en les intégrant par exemple à l'aide des outils de la microtechnologie.

Produit	Principe physique	Tension (V)	Puissance de sortie sur charge adaptée	Dimensions (mm)
STM300 En Ocean [30]	Photovoltaïque	3	13.5 μ W à 200lux	35×12.8×1.1
STM310 En Ocean [30]			33mW à 200lux	50×20×1.1
PMG7-50 Perpetuum[8]	Electromagnétique	3.3	0.1mW-0.4mW à 25mg	Diamètre 26.5 × Hauteur 23
PMG7-60; Perpetuum[8]			2mW-5mW à 100mg	
VEH-460; Ferro Solutions[19]	Electromagnétique	3.3	0.3mW à 20mg 60Hz 5.2mW à 100mg 60Hz	Diamètre 68 × Hauteur 56.4
APA400M-MD; Cedrat[31]	Piézoélectrique	N/A	95mW à 45 μ m, 110Hz	50×32×22
V20W; MIDE[32]	Piézoélectrique	1.9	159 μ W à 250 mg 180 Hz	81×33.2×0.78
HZ-2;HiZ Technology[33]	Thermoélectrique	1.32	400mW à $\Delta T = 80K$	29×29×5.1
TGM-127-1.0-1.3; Kryotherm[34]	Thermoélectrique	1.7	550mW à $\Delta T = 80 K$	30×30×3.6
G2-30-0313; Tellurex[35]	Thermoélectrique	1.72	400mW à $\Delta T = 80K$	30×30×3.3

Tableau 1- 4 : Exemple de microgénérateurs commercialisés pour des systèmes autonomes

Le groupe de recherche MITEC (Microtechnology and Instrumentation for Thermal and Electromagnetic Characterization) du laboratoire IEMN où j'ai effectué mon travail de thèse, a acquis depuis de nombreuses années une grande expérience dans les domaines des microcapteurs thermoélectriques et de la mesure thermique. Deux familles de capteurs ont été développées pour la mesure de flux thermiques [36] et la mesure de rayonnements infrarouges [37, 38] et de nombreuses applications ont été mises en œuvre. Dernièrement, une partie de l'activité du groupe s'est orientée vers l'intégration de microgénérateurs thermoélectriques en technologie silicium compatible CMOS. L'objectif du travail, décrit dans la suite, est de concevoir un μ TEG destiné à la récupération de toutes les formes d'énergies thermiques. Le système mis en œuvre permet de collecter la chaleur, qu'elle soit de nature radiative, conductive ou convective, et de la transformer en électricité via la thermoélectricité.

2. Les microgénérateurs thermoélectriques

Comme nous l'avons écrit précédemment, les générateurs thermoélectriques sont des dispositifs qui permettent de convertir directement des gradients de température en énergie électrique par l'intermédiaire de l'effet Seebeck. Des matériaux conducteurs ici notés « N » et « P » possédant des caractéristiques thermoélectriques différentes sont assemblés en série pour former un thermocouple (N correspondant à une conduction électrique assurée par des électrons et P assurée par des trous). Lorsque les jonctions des matériaux sont soumises à une différence de température, il apparaît une tension aux bornes du thermocouple (Figure 1- 8).

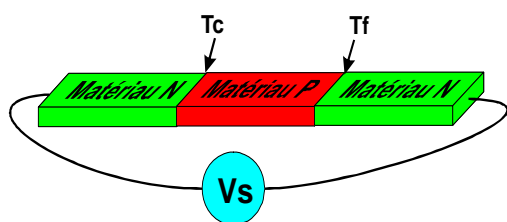


Figure 1- 8 : Effet Seebeck

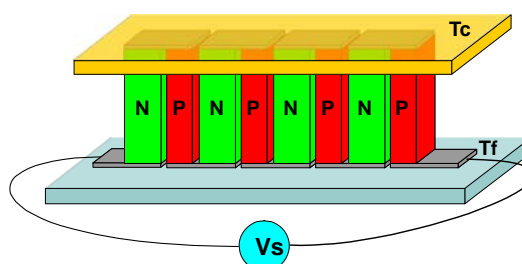


Figure 1- 9 : Exemple de thermopile à structure thermique verticale

La tension de sortie V_s générée par le thermocouple peut être exprimée par intégration du champ de température entre les deux jonctions , soit:

$$V_s = \int_{T_f}^{T_c} (\alpha_N(T) - \alpha_P(T)) dT \quad (1-6)$$

avec α_N et α_P les pouvoirs thermoélectriques (coefficients Seebeck) des matériaux conducteurs de types N et P

T_c et T_f , respectivement les températures des jonctions chaude et froide.

Les pouvoirs thermoélectriques α_N et α_P sont a priori dépendants de la température, cependant, si les gradients de température le long des thermoéléments sont faibles, l'équation 1-6 peut se ramener à :

$$V_s = \alpha_{NP} \Delta T_{cf} \quad (1-7)$$

Avec α_{NP} , le pouvoir thermoélectrique relatif des conducteurs N et P et $\Delta T_{cf} = T_c - T_f$, la différence de température entre les jonctions chaude et froide.

La valeur de α_{NP} , qui dépend de la température moyenne et des matériaux constituant le thermocouple peut varier de quelques $\mu V/K$ jusqu'à quelques centaines de $\mu V/K$. Pour générer une tension de sortie plus grande, il suffit de connecter en série plusieurs thermocouples associés à une structure topologique permettant de soumettre leurs jonctions à la même différence de température $\Delta T_{cf} = T_c - T_f$. Ce dispositif forme une thermopile (Figure 1-9) qui, si elle est constituée de N thermocouples, délivre une tension exprimée par :

$$V_s = N\alpha_{NP}\Delta T_{cf} \quad (1-8)$$

2.1 Principes de bases utilisés pour la conception de microgénérateurs thermoélectriques (μ TEGs)

Afin qu'un générateur puisse délivrer la tension de sortie donnée par la relation précédente (1-8) il est nécessaire de concevoir le trajet d'écoulement de la chaleur de façon à créer une différence de température périodique entre les jonctions chaudes et froides de la thermopile. La structure des générateurs thermoélectriques peut être divisée en deux grandes catégories : géométrie verticale ou géométrie planaire en fonction de l'orientation des thermocouples par rapport au substrat (puits ou source thermique).

Thermogénérateurs à géométrie verticale

Comme le montre la Figure 1- 10, les thermocouples sont insérés verticalement entre deux surfaces à températures différentes. Les jonctions "chaudes" sont en contact avec la surface chaude et les jonctions "froides" sont en contact avec la surface froide. Une différence de température ΔT_{cf} est donc créée entre les jonctions chaudes et froides, ce qui induit l'apparition d'une tension de sortie (V_s) aux bornes de la thermopile. Actuellement, la plupart des générateurs thermoélectriques commercialisés présentent cette topologie qui est similaire à la topologie des modules « Peltier » destinés à la réfrigération. Les thermoéléments massifs qui servent également de support mécanique sont de section importante (quelques mm^2) et en conséquence, leurs résistances thermiques R_{thN} et R_{thP} sont de faible valeur. Ils sont disposés en série d'un point de vue électrique et en parallèle d'un point de vue thermique comme l'illustre la Figure 1- 10. Si ce générateur comporte N thermocouples, la tension délivrée ainsi que la résistance électrique interne sont multipliés par N . Par contre la résistance thermique du générateur qui est divisée par N devient extrêmement faible, ce qui constitue un handicap important lors de l'implantation sur site de ce type de thermogénérateur, comme nous le montrons par la suite.

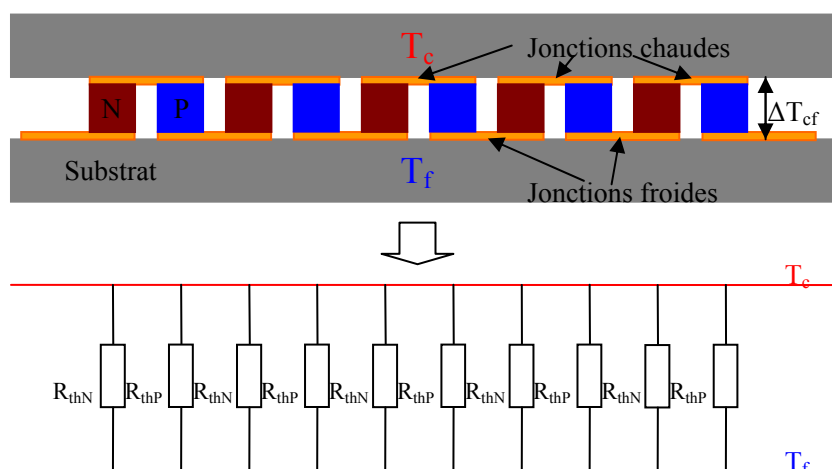


Figure 1- 10 : Représentation en coupe d'un thermogénérateur thermoélectrique à structure verticale et schéma thermique équivalent

Thermogénérateurs à thermopile planaire (géométrie horizontale)

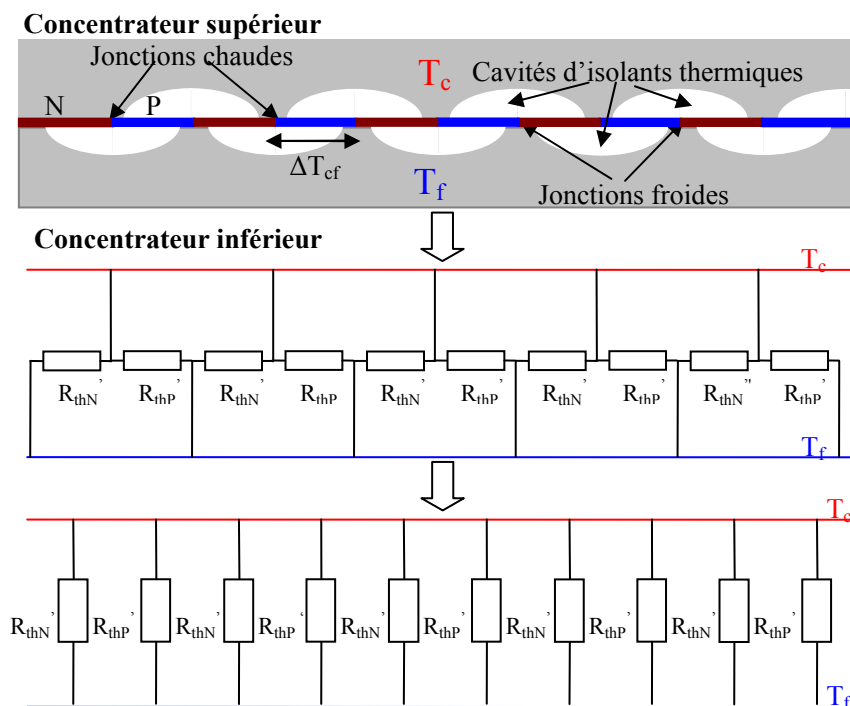


Figure 1- 11 : Représentation en coupe d’un thermogénérateur thermoélectrique à structure planaire et schéma thermique équivalent

Dans une telle configuration horizontale, représentée Figure 1- 11, la thermopile est réalisée en technologie « couches minces », sur une membrane plane parallèle aux faces inférieures et supérieures du thermogénérateur. Afin de générer des différences de température ΔT_{cf} entre les jonctions chaudes et froides de la thermopile, des cavités sont périodiquement creusées dans les parois disposées de part et d’autre de la thermopile, formant ainsi des « **concentrateurs de chaleur** ». Le flux thermique traversant de haut en bas ce thermogénérateur est guidé vers les jonctions chaudes par le concentrateur supérieur, il traverse longitudinalement la couche thermopile jusqu’aux jonctions froides puis est évacué via le concentrateur inférieur, disposé sur un puits thermique. Il existe néanmoins quelques pertes thermiques à travers le gaz emprisonné dans les cavités.

La Figure 1- 11 donne également le schéma équivalent thermique d’un thermogénérateur à topologie planaire avec R_{thN}' et R_{thP}' , les résistances thermiques des thermoéléments plans incluant les pertes thermiques dans le gaz contenu dans les cavités et en négligeant la résistance thermique des concentrateurs qui est relativement très faible. Les résistances thermiques R_{thN}' et R_{thP}' sont beaucoup plus élevées que dans les structures verticales en raison de la faible épaisseur des couches thermoélectriques et du fait de la grande

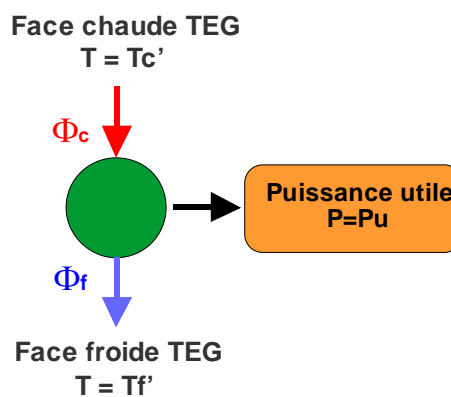


Figure 1- 12 : La conversion d’énergie d’un TEG

longueur des thermoéléments.

Dans les deux cas précédents, par mesure de simplicité, nous avons supposé que les températures T_c et T_f sont identiques sur toutes les jonctions chaudes et froides de la thermopile et avons négligé la résistance thermique des plaques ou concentrateurs constituant les faces supérieures et inférieures du TEG. Par ailleurs, ces schémas mettent bien en évidence la similitude thermique des structures planaires ou verticales comme l'a démontré E.Gaviot dans son mémoire de HDR [39].

Les thermogénérateurs sont souvent représentés symboliquement comme des machines thermodynamiques prélevant un flux de chaleur Φ_c par la face chaude à température T_c' , une partie de ce flux Φ_c étant restituée à un puits thermique par la face froide à température T_f' (Figure 1- 12) , la puissance électrique utile P_u délivrée à la charge par le TEG étant définie par la loi de conservation de l'énergie $P_u = \Phi_c - \Phi_f$.

Dans ces conditions, la notion de résistance thermique globale du thermogénérateur R_{thG} n'a de sens que lorsque $P_u = 0$, ce qui, en toute rigueur, est vrai lorsque le générateur est en circuit ouvert ($I=0$) ou en court circuit électrique ($V=0$).

$$\text{Soit : } R_{thG} = (T_c' - T_f') / \Phi \quad \text{avec } \Phi = \Phi_c = \Phi_f \quad (1-9)$$

En pratique, compte tenu du très faible rendement des μ TEG ($P_u \ll \Phi_c$ ou Φ_f) on pourra considérer, en première approximation, que la résistance thermique interne est un facteur de perte sensiblement constant et indépendant de la puissance délivrée.

Pour pouvoir étudier les performances d'un TEG implanté dans un environnement thermique donné, il est important de prendre en compte, à l'échelle macroscopique toutes les résistances thermiques intervenant entre les sources et le puits de chaleur. Un schéma thermique équivalent est représenté Figure 1- 13. Il fait intervenir les résistances thermiques de la source chaude (R_{sou}), des plaques ou concentrateurs (R_{plq}), de la thermopile (R_{thpil}) et du puits thermique (R_{pui}). Les résistances thermiques de contact qui sont très souvent non négligeables et mal connues dans ce type de configuration ne sont pas représentées dans ce schéma mais elles peuvent être ajoutées aux résistances impliquées dans ces interfaces. Ce schéma pour lequel les écoulements de flux de chaleur Φ_1 et Φ_2 sont unidimensionnels est néanmoins proche de la réalité en raison de la faible épaisseur des TEGs vis-à-vis de leur surfaces, ce qui induit des pertes latérales beaucoup plus faibles que le flux de chaleur traversant le thermogénérateur.

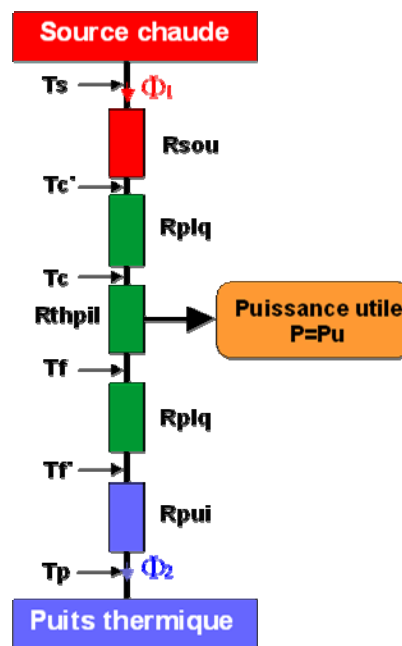


Figure 1- 13 : Schéma thermique équivalent d'un TEG travaillant entre la source et le puits

A puissance délivrée nulle, la résistance thermique interne du thermogénérateur est donc :

$$R_{thTEG} = R_{thpil} + 2 \cdot R_{plq} \quad (1-10)$$

C'est uniquement la différence de température appliquée sur la thermopile ΔT_{cf} qui est productrice d'énergie électrique soit :

$$\Delta T_{cf} = T_c - T_f = \frac{R_{thpil}}{R_{thpil} + R_{ex}} \Delta T_{sp} \quad (1-11)$$

avec R_{ex} : la somme des résistances extérieures soit : $R_{ex} = 2 \cdot R_{plq} + R_{sou} + R_{Pui}$
 et $\Delta T_{sp} = T_s - T_p$ la différence de température source-puits

Lorsque le thermogénérateur débite sur une résistance de charge adaptée égale à sa résistance interne R_{ein} , la puissance utile P_u est maximale et peut être exprimée à partir de la relation 1-12 :

$$P_{u_{max}} = \frac{V_s^2}{4R_{ein}} = \frac{(N\alpha_{NP}\Delta T_{cf})^2}{4R_{ein}} \quad (1-12)$$

Ou, en introduisant 1-11 :

$$P_{u_{max}} = \frac{(N\alpha_{NP})^2}{4R_{ein}} \left(\frac{R_{thpil}}{R_{thpil} + R_{ex}} \Delta T_{sp} \right)^2 \quad (1-13)$$

Cette relation fait bien apparaître l'importance de la résistance thermique de la thermopile (R_{thpil}) pour intégrer un TEG dans un environnement thermique donné. Si cette résistance est très faible vis-à-vis des autres résistances en présence, le thermogénérateur sera extrêmement pénalisé même si, par ailleurs il présente une résistance électrique interne faible et un excellent coefficient de Seebeck.

Dans un grand nombre des articles décrivant des μ TEGs, les performances sont résumées à l'aide d'une grandeur F_e nommée « Facteur d'énergie » ou « efficiency factor » ou encore « device power factor » ($\mu W K^{-2} cm^{-2}$) exprimée par la relation suivante :

$$F_e = \frac{P_{u_{max}}}{\Delta T^2 A_{\mu TEG}} \quad (1-14)$$

avec $A_{\mu TEG}$, la surface du μ TEG et $P_{u_{max}}$, la puissance utile maximale délivrée par le μ TEG sur charge adaptée $R_{eL} = R_{ein}$. Il reste à définir précisément la signification de la différence de température ΔT introduite dans cette relation.

- Pour W.Glatz et al.[40-42], il s'agit de la différence de température présente entre les deux faces du microgénérateur [41,42], soit $\Delta T = T_c - T_f$ par rapport aux notations de la Figure 1- 13.
- Pour T.Huesgen et al. [43] ΔT est la différence de température présente entre les faces de la thermopile (non encapsulée) et obtenue par modélisation.

D'un point de vue expérimental, il est également intéressant d'étudier les articles publiés par W.Glatz et al. qui décrivent un μ TEG vertical construit avec des thermocouples Cu/Ni (Figure 1- 14). Pour déterminer expérimentalement le facteur d'énergie, les auteurs ont inséré le TEG dans un banc de mesure classique constitué d'une source de chaleur et du puits thermique contrôlés en température. La différence de température entre source et puits thermique (ΔT_{sp}) est de 40K alors que par calcul les auteurs ont déterminé que la différence de température ΔT_{cf} n'est que de 0.8 K dans le meilleur des cas [40]. Par contre les mêmes auteurs ont montré que pour des μ TEGs verticaux constitués de Bi_2Te_3 , la différence de température calculée ΔT_{cf} est beaucoup plus élevée (21 K) en raison de la plus faible conductivité thermique des matériaux mis en œuvre. Ces calculs théoriques de ΔT faisant intervenir des résistances de contact mal connues, sont à notre avis, très imprécis.

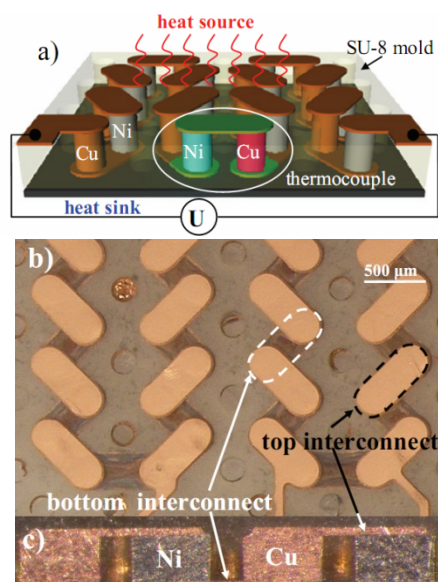


Figure 1- 14 : μ TEG flexible constitué de thermocouples Ni/Cu [40]

(a) Schéma en 3D (b) Vue de dessus
(c) Section transversale

Citons également H.Böttner et al.[44, 45], co-auteurs de l'article avec la société Micropelt qui font remarquer une erreur de 60% (par défaut) sur l'évaluation de la tension mesurée à vide par rapport aux valeurs attendues théoriquement si on utilise pour ΔT la différence de température imposée par le montage de caractérisation.

En se basant sur ce seul paramètre, la dispersion des valeurs récapitulées dans le Tableau 1- 5, ne permet pas de se faire une idée sur les performances des μ TEGs en fonction du type de structures verticale ou planaire. Par contre la nature des matériaux thermoélectriques utilisés montre la supériorité des couples Bi_2Te_3 face au PolySi et Ni-Cu mais le facteur de mérite Z utilisé couramment est bien mieux adapté pour chiffrer ce critère.

Par ailleurs, ce facteur F_e est très difficile à déterminer expérimentalement puisqu'il faut connaître précisément la différence de température entre les jonctions chaudes et froides de la thermopile ou la différence de température entre les faces du TEG alors qu'il est physiquement impossible d'y insérer des capteurs de température sans perturber considérablement les mesures.

Structure du μ TEG	Verticale Micropelt D902 [44]	Verticale [40, 41]		Planaire[46]	Planaire[43]	
Dimensions (mm ²)	5x5				10x10	10x10
Longueur de thermocouple (μ m)		81.1	120	16	120	120
Surface de section transversale de thermocouple (μ m ²)		~200		0.7x5	0.7x40	0.7x40
Densité d'intégration (thermocouples/cm ²)	4600	253	69	125144	7500	7500
Matériaux des thermocouples	BiTeSb /Bi ₂ Te ₃	Cu/Ni	Bi ₂ Te ₃	n-polySi /p-polySi	n-polySi /Al	p-Bi _{0.5} Sb _{1.5} Te ₃ /n-Bi _{0.87} Sb _{0.13}
Résistance interne (Ω /cm ²)	~950			52.8x10 ⁶	0.38x10 ⁶	1.73x10 ⁶
Résistance thermique (K/W ⁻¹ cm ⁻²)	0.42	:	:		1.55	2.21
Epaisseur (mm)	0.5					
Facteur d'énergie Fe (μ WK ⁻² cm ⁻²)	0.1	20.68 ou 0.00062	0.25	0.052	0.363	0.814

Tableau 1- 5 : Paramètres de quelques μ TEGs planaires et verticaux

Compte-tenu de ces ambiguïtés de nombreux auteurs ont renoncé à utiliser ce facteur « F_e ».

Citons :

- V.Leonov et al.[47], J.W. Stevens[48], qui ne négligent pas les caractéristiques thermiques des microgénérateurs pour calculer la puissance utilisable optimale pouvant être délivrée dans un environnement donné.

- Strasser (société Infineon) et al qui introduisent dans l'article [49] un facteur de mérite modifié $Z^* = \alpha_{NP}^2 / \lambda^2 \rho$ permettant de prendre également en compte la conductance thermique λ des matériaux constituant le thermogénérateur, ce qui, à notre avis, constitue un critère grandement préférable au « facteur d'énergie F_e ». Malheureusement, peu d'auteurs donnent les caractéristiques thermiques de leurs microgénérateurs ce qui ne permet pas encore d'établir des critères de comparaison valides.

Dans les parties suivantes de ce mémoire, nous montrons que la résistance thermique interne d'un μ TEG (micro thermogénérateur) en topologie planaire peut être beaucoup plus grande que celle d'un μ TEG en topologie verticale et, contrairement à ce dernier, peut être ajustée sans modification des dimensions extérieures. Grâce au degré de liberté supplémentaire apporté par la structure planaire, la performance de ce type de μ TEG est moins dépendante de la conductivité thermique des matériaux thermoélectriques utilisés.

2.2 Approche préalable au développement des microgénérateurs réalisés dans ce travail

2.2.1 Critères d'évaluation des performances des thermogénérateurs

Dans cette partie, nous représentons les thermopiles sous la forme de structures verticales mais les concepts développés sont valables également pour les structures planaires comme nous l'avons montré dans le paragraphe précédent.

Le facteur de mérite Z (K^{-1}) est le paramètre principalement utilisé pour définir la qualité de conversion thermoélectrique d'un matériau. Considérons un thermocouple constitué de deux matériaux N et P, comme illustré Figure 1- 15, dont les extrémités sont soumises à un gradient de température (T_c et T_f étant les températures respectivement chaude et froide des jonctions) et débitant un courant dans une charge de résistance électrique R_{eL} .

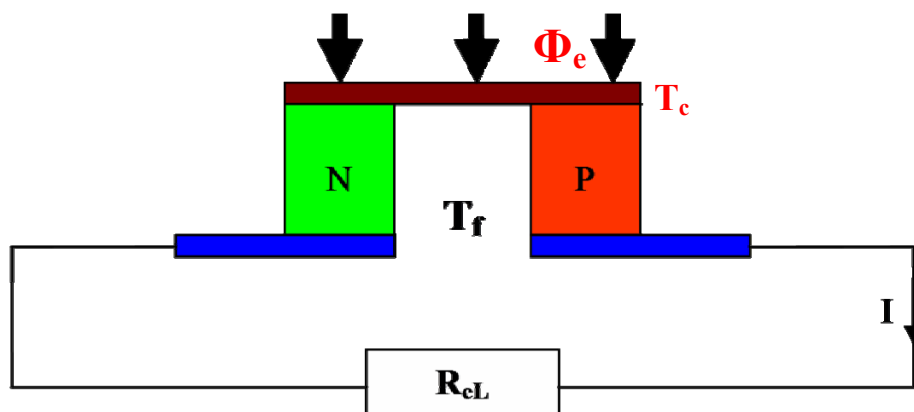


Figure 1- 15: Schéma simplifié permettant de calculer le rendement de conversion d'un TEG

Dans le cas idéal où les pertes sont négligées, le flux thermique noté Φ_e , échangé au niveau de la jonction chaude, est donné par le bilan suivant :

$$\phi_e = \phi_{Peltier} + \phi_{Joule} + \phi_{conduction} \quad (1-15)$$

où :

$\phi_{Peltier} = \alpha_{NP} T_c I$ caractérise la puissance induite par effet Peltier au niveau de la jonction

chaude, $\phi_{Joule} = \frac{1}{2} I^2 R_{ein}$ la puissance joule dissipée dans la résistance interne du

thermocouple N-P, $\phi_{conduction} = K(T_c - T_f)$ le flux de chaleur circulant par conduction thermique à travers le thermocouple,

avec $\alpha_{NP} = \alpha_N - \alpha_P$: le pouvoir thermoélectrique du thermocouple, I le courant généré dans le circuit, R_{ein} la résistance électrique totale des branches constituant le thermocouple et K la conductance thermique totale de ces mêmes branches.

Ce flux thermique Φ_e , est alors égal à :

$$\phi_e = \alpha_{NP} T_c I - \frac{1}{2} I^2 R_{ein} + K(T_c - T_f) \quad (1-16)$$

Les expressions de R_{ein} et de K étant respectivement :

$$R_{ein} = \frac{\rho_P L_P}{A_P} + \frac{\rho_N L_N}{A_N} \quad \text{et} \quad K = \frac{\lambda_P A_P}{L_P} + \frac{\lambda_N A_N}{L_N} \quad (1-17)$$

avec ρ , λ , L et A , respectivement les résistivités électriques ($\Omega.m$), les conductivités thermiques (W/mK), les longueurs (m) et les sections (m^2) des matériaux N et P constituant le thermocouple. Dans les structures verticales les longueurs L_n et L_p des thermoéléments sont généralement les mêmes alors qu'elles peuvent être différentes dans les structures planaires.

La puissance de sortie dans la charge est :

$$P_s = I^2 R_{eL} \quad (1-18)$$

Le rendement de conversion d'énergie est alors donné par :

$$\eta_e = \frac{P_s}{\phi_e} = \frac{I^2 R_{eL}}{\alpha_{NP} T_c I - \frac{1}{2} I^2 R_{ein} + K(T_c - T_f)} \quad (1-19)$$

Si on pose $S = \frac{R_{eL}}{R_{ein}}$ et $Z = \frac{\alpha_{NP}^2}{R_{ein} K}$, l'équation 1-19 peut être simplifiée :

$$\eta_e = \left(\frac{T_c - T_f}{T_c} \right) \frac{S}{(1+S) - \left(\frac{T_c - T_f}{2T_c} \right) + \frac{(1+S^2)}{ZT_c}} \quad (1-20)$$

En première approximation, la température moyenne du système peut être considérée comme $T = \frac{(T_c + T_f)}{2}$. La valeur maximale du rendement est obtenue lorsque

$S = \frac{R_{eL}}{R_{ein}} = \sqrt{1 + ZT}$, et vaut alors :

$$\eta_{e_{max}} = \frac{T_c - T_f}{T_c} \cdot \frac{(1 + ZT)^{1/2} - 1}{(1 + ZT)^{1/2} + T_f / T_c} \quad (1-21)$$

Cette équation montre que le rendement maximal d'un TEG, même dans les conditions idéales, est inférieur au rendement de Carnot ($\eta_{Carnot} = 1 - \frac{T_f}{T_c}$) et qu'il faudrait avoir un

facteur de mérite $Z = \frac{\alpha_{NP}^2}{R_{ein} K}$ infini pour atteindre le rendement de Carnot. Ceci montre bien

l'effet néfaste induit par la conductivité thermique (K) des matériaux thermoélectriques et la résistivité électrique apparaissant ici dans R_{ein} .

Le rendement thermoélectrique maximal du TEG est une fonction croissante du facteur de mérite Z . La valeur maximale de Z est obtenue en minimisant le produit ($R_{ein} \cdot K$) et est obtenue quand :

$$\frac{L_N A_P}{L_P A_N} = \left(\frac{\rho_P \lambda_N}{\rho_N \lambda_P} \right)^{1/2} \quad (1-22)$$

La valeur maximale de Z vaut alors :

$$Z = \frac{(\alpha_P - \alpha_N)^2}{[(\lambda_P \rho_P)^{1/2} + (\lambda_N \rho_N)^{1/2}]^2} \quad (1-23)$$

Si on suppose que les conductivités thermiques et électriques des deux matériaux constituant le thermocouple sont les mêmes, l'équation 1-23 peut être s'écrire :

$$ZT = \frac{\alpha_{NP}^2}{\rho_{NP} \lambda_{NP}} T \quad (1-24)$$

ZT est le facteur de mérite adimensionnel qui permet d'évaluer la qualité de conversion thermoélectrique des matériaux en fonction de la température. Ces résultats sont bien connus et figurent dans de très nombreux articles.

Dans le cadre de la récupération d'énergie, c'est la puissance maximale utile du convertisseur et non pas son rendement qui constitue le facteur à optimiser et c'est cette étude qui fait l'objet de la partie suivante.

2.2.2 Optimisation de la puissance utile délivrée par un thermogénérateur dans son environnement thermique

La problématique de cette partie est la suivante : pour un environnement thermique donné, est-il possible d'ajuster certains paramètres de la thermopile afin d'obtenir une puissance utile maximale.

Afin de se placer en conditions réelles de récupération d'énergie, nous avons introduit dans le modèle (représenté Figure 1- 16) des résistances thermiques de part et d'autre de la thermopile, représentant la somme des résistances internes des sources de chaleur, les résistances de contact, les résistances des parois du TEG.

T_s et T_p sont respectivement les températures de la source et du puits thermique. R_{ths} est la résistance thermique extérieure totale entre la source et la jonction chaude et R_{thp} la résistance thermique extérieure totale entre la jonction froide et le puits thermique. Φ_e et Φ_s sont respectivement les flux thermiques qui entrent et qui sortent du TEG.

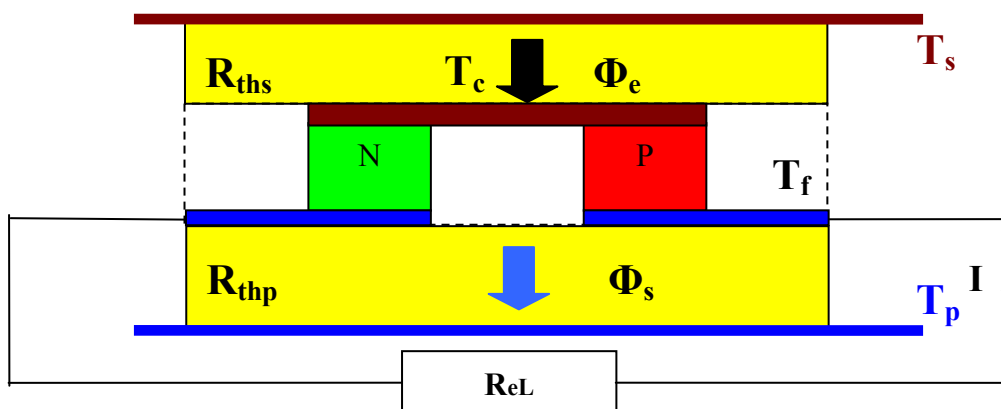


Figure 1- 16: Schéma simplifié intégrant des résistances thermiques extérieures permettant de calculer le rendement de conversion d'un TEG

Nous pouvons alors établir les relations suivantes :

$$\begin{cases} \phi_e = \alpha_{NP} T_c I - \frac{1}{2} I^2 R_{ein} + K(T_c - T_f) \\ \phi_s = \alpha_{NP} T_f I + \frac{1}{2} I^2 R_{ein} + K(T_c - T_f) \\ T_c = T_s - R_{ths} \phi_e \\ T_p = T_f - R_{thp} \phi_s \end{cases} \quad (1-25)$$

En négligeant les pertes latérales, nous pouvons supposer que la différence de puissance entre le flux entrant Φ_e et le flux sortant Φ_s est égale à la puissance électrique dissipée dans la charge R_{eL} . Pour un μ TEG, cette puissance électrique est souvent négligeable par rapport à Φ_e et Φ_s .

Dans ces conditions, pour un thermoélément N-P, le flux de conduction s'exprime par :

$$\phi_e = \phi_s = K(T_c - T_f) \quad (1-26)$$

Soit pour un μ TEG composé de N éléments ou thermocouples :

$$\Phi_e = \Phi_s = N K (T_c - T_f) \quad (1-27)$$

Avec comme défini précédemment (1-17) pour un seul thermocouple :

$$R_{ein} = \frac{\rho_P L_P}{A_P} + \frac{\rho_N L_N}{A_N} \quad K = \frac{\lambda_P A_P}{L_P} + \frac{\lambda_N A_N}{L_N}$$

Dans ces conditions, la puissance utile maximale s'exprime par (en rappelant la relation (1-13) établie précédemment)

$$P_s = \frac{(N\alpha_{NP})^2}{4R_{ein}} \left(\frac{R_{thpil}}{R_{thpil} + R_{ex}} \Delta T_{sp} \right)^2$$

Avec

$R_{ex} = R_{ths} + R_{thp}$ incluant les résistances de contact thermique et autres résistances éventuelles (Figure 1- 16)

et $R_{thpil} = \frac{l}{N(K + K')}$: la résistance thermique interne de la thermopile incluant

éventuellement un terme K' représentant la conductance thermique de l'air ou autre gaz emprisonné entre les thermoéléments.

Afin de conserver dans ce mémoire des équations de taille raisonnable et dans le but de vérifier le bien-fondé de cette optimisation environnementale, nous étudierons le cas simplifié dans lequel tous les paramètres des thermoéléments N-P sont identiques soit $A_N=A_P=A$, $L_N=L_P=L$, $\lambda_N=\lambda_P=\lambda$, $\rho_N=\rho_P=\rho$.

En introduisant les expressions de la relation 1-17 et en négligeant la conductance thermique de l'air ou autre gaz emprisonné entre les thermoéléments K' , l'équation précédente devient :

$$P_s = \frac{ALN(\alpha_{NP}\Delta T_{sp})^2}{8\rho(L + 2NR_{ex}\lambda A)^2} \quad (1-28)$$

Cette puissance P_s est maximale, lorsque :

$$L = 2NR_{ex}\lambda A \quad (1-29)$$

Nous avons alors :

$$P_{s\max} = \frac{(\alpha_{NP}\Delta T_{sp})^2}{64\rho R_{ex}\lambda} \quad (1-30)$$

Ces deux dernières relations montrent l'existence d'une valeur optimale pour la longueur des thermoéléments pour obtenir une puissance utile maximale dans un environnement thermique donné. L'existence de ce maximum n'a de sens que parce que la longueur des thermoéléments est un paramètre qui intervient à la fois dans les expressions des résistances électrique et thermique. Ceci est également vrai pour les TEG planaires qui présentent la faculté supplémentaire de pouvoir faire varier la longueur des thermoéléments en gardant l'épaisseur constante.

D'un point de vue pratique, ces résultats montrent qu'il est important de pouvoir réaliser des μ TEGs possédant des valeurs différentes de résistance thermique, afin d'offrir au concepteur d'un système de récupération d'énergie thermique une large gamme de microgénérateurs permettant d'obtenir la puissance utile maximale dans des conditions données.

2.2.3 Critères et état de l'art des matériaux utilisés dans la conception de la thermopile

Les limites technologiques pour la fabrication des μ TEGs verticaux ne permettent pas d'adapter au mieux la longueur L des thermocouples. Certains TEGs macroscopiques commercialisés sont constitués de plusieurs épaisseurs de matériaux différents ce qui permet de résoudre partiellement ce problème mais ces procédés de fabrication sont très coûteux. Une autre approche plus efficace est de développer de nouveaux matériaux thermoélectriques plus performants, en réduisant leurs conductivités thermiques λ , par nanostructuration, par exemple. L'utilisation de ces matériaux à faible conductivité thermique permet de faciliter l'adaptation de la longueur L .

Cependant, comme nous ne le verrons dans la suite, l'amélioration uniquement de la conductivité thermique des matériaux thermoélectriques présente un moindre intérêt dans la technologie planaire en raison de la conductivité thermique de la membrane qui vient limiter le gain.

Les équations 1-21 et 1-30 montrent que pour augmenter le rendement de conversion et la densité de puissance de sortie, il est préférable d'utiliser des matériaux de facteur de mérite élevé. Le Tableau 1- 6, donne des valeurs du produit ZT pour quelques matériaux massifs ayant des facteurs de mérite élevés et qui sont très utilisés pour la fabrication de thermocouples. Certains de ces matériaux sont commercialisés et d'autres font l'objet de développement par la NASA par exemple pour la génération d'énergie thermoélectrique.

Température (T)	Ambiante	500K-900K	>900K
Matériaux	Bi_2Te_3 , Sb_2Te_3	PbTe , GeTe , SnTe , CoSb_3 , $(\text{GeTe})_{0.85}(\text{AgSbTe}_2)_{0.15}$	SiGe
Produit $Z.T$	0.8-1.1	0.6-1.2	0.6-1

Tableau 1- 6 : Exemples de matériaux à ZT élevé utilisés dans les thermocouples

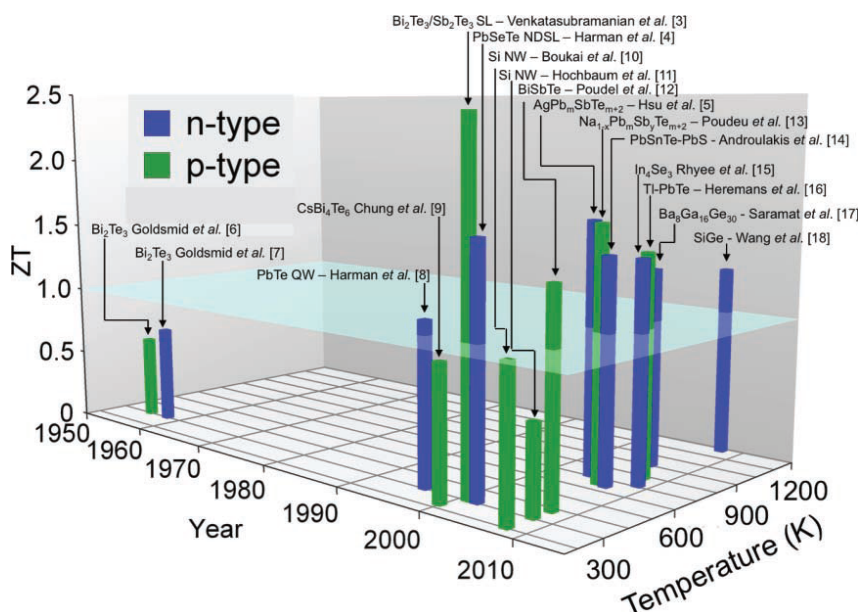


Figure 1- 17 : Produit ZT en fonction de la température et de l'année de réalisation pour différents couples de matériaux n-p. [50]

De manière générale, les bons matériaux thermoélectriques présentent des valeurs de ZT proche de 1 à température ambiante. Depuis plus de 10 ans, de nombreuses équipes de recherche développent de nouveaux matériaux thermoélectriques qui tendent à obtenir des ZT supérieur à l'unité (Figure 1- 17). L'idée étant, en général, de réduire fortement la conductivité thermique de certains matériaux par diffusion de phonons dans le réseau cristallin du matériau. Il est bien plus difficile d'augmenter l'effet Seebeck tout en maintenant une bonne conductivité électrique.

Pour l'instant, il est possible d'augmenter le niveau de diffusion de phonon à l'aide de structures cristalline d'une certaine complexité (Figure 1- 18 a et b) [51]. Les grandes cages dans la Figure 1- 18 a et b peuvent être remplies par des atomes faiblement liés. Ces atomes faiblement liés peuvent vibrer et disperser les phonons. Le but est de réaliser un découplage des propriétés thermiques et électriques : limiter la propagation des phonons et garder la propagation des charges électriques en même temps.

Outre la réduction de la conductivité thermique, il existe aussi d'autres approches telles que l'augmentation de pouvoir thermoélectrique en distordant la densité d'états électroniques (Figure 1- 18c [52]) afin d'augmenter le coefficient de Seebeck (nous ne traitons pas ce cas dans ce travail).

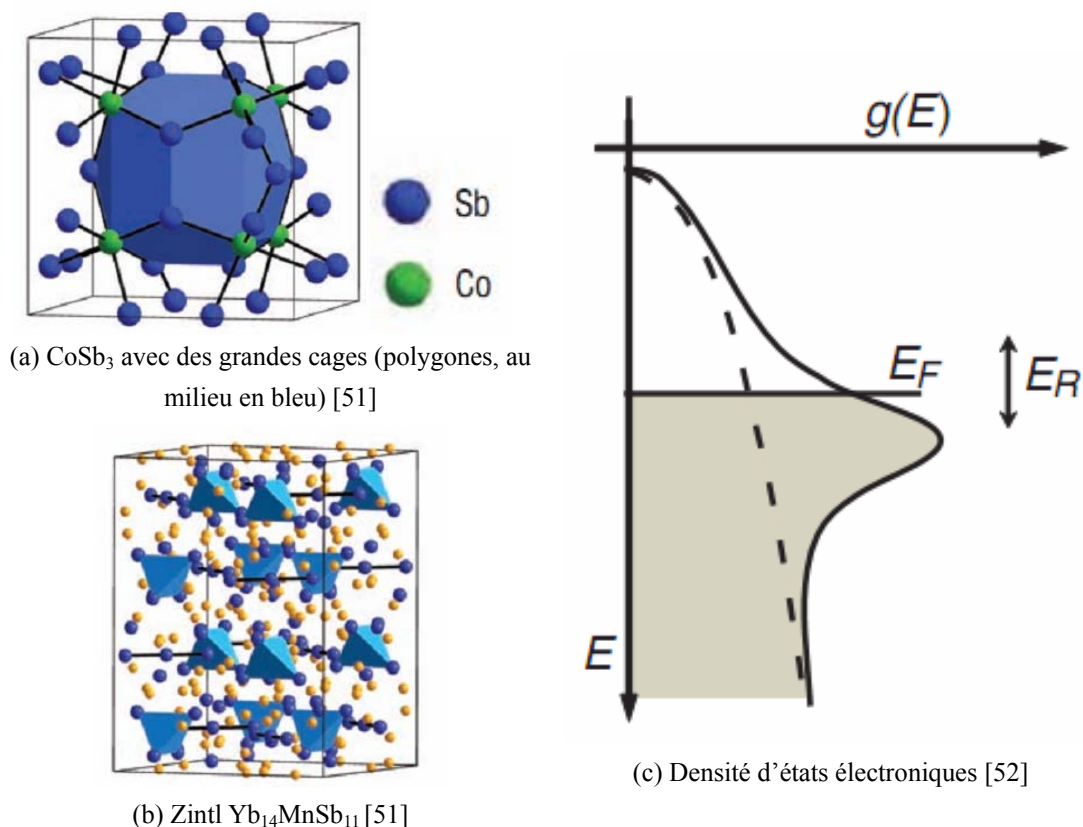


Figure 1- 18 : Différentes technologies utilisées pour augmenter le ZT

Le groupe « MITEC » de l'IEMN maîtrise depuis de nombreuses années la technologie permettant de réaliser des thermocouples planaires à électrodes plaquées. Cette technologie est couramment utilisée pour réaliser de façon fiable des microcapteurs de flux thermique et de rayonnement infrarouge [53-55]. Naturellement nous envisageons de réaliser la thermopile du μTEG suivant ce principe qui est décrit ci-dessous et représenté Figure 1- 19. Pour obtenir de bons résultats il faut, bien entendu que le matériau recouvrant l'autre soit de conductivité électrique nettement supérieure comme le montre l'étude qui suit [55].

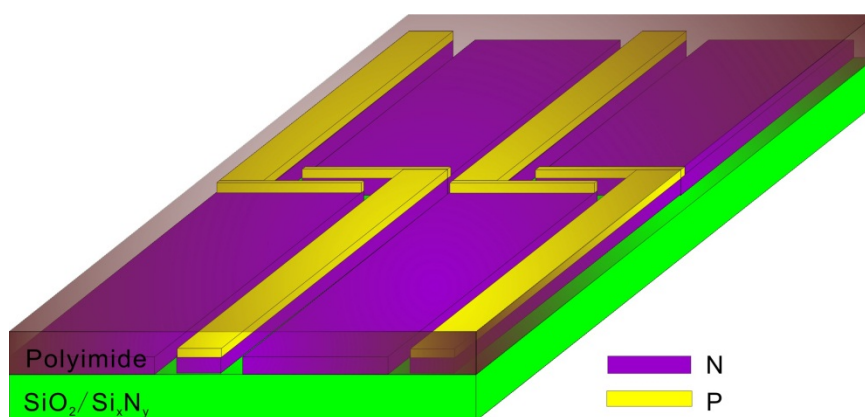


Figure 1- 19 : Thermocouples plaqués matériau P déposé sur matériau N

Les conductivités électrique et thermique équivalente dans les zones constituées des deux matériaux N et P superposés (zones plaquées) s'expriment par :

$$\sigma_{eq} = \frac{\sigma_N e_N + \sigma_P e_P}{e_N + e_P} \quad (1-31)$$

$$\lambda_{eq} = \frac{\lambda_N e_N + \lambda_P e_P}{e_N + e_P} \quad (1-32)$$

e_N et e_P étant respectivement l'épaisseur des thermoéléments N et P.

Dans ces conditions le pouvoir thermoélectrique relatif devient :

$$\alpha = (\alpha_N - \alpha_P) \frac{\sigma_P e_P}{\sigma_N e_N + \sigma_P e_P} \quad (1-33)$$

Le facteur de mérite des thermocouples plaqués s'exprime alors [39]:

$$Z_{pl} = \left(\frac{(\alpha_N - \alpha_P)}{\left(1 + \frac{\sigma_N e_N}{\sigma_P e_P}\right) \cdot \left(\sqrt{\frac{\lambda_N}{\sigma_N}} + \sqrt{\frac{\lambda_N e_N + \lambda_P e_P}{\sigma_N e_N + \sigma_P e_P}}\right)} \right)^2 \quad (1-34)$$

De plus, il faut aussi considérer la résistance thermique parasite de la couche $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$ et de la couche polyimide (Figure 1-19). Si on néglige les intervalles entre les piste des thermocouples, on peut combiner la résistance thermique parasite de la couche $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$ et de la couche polyimide dans le thermoélément N, soit :

$$\lambda_{Neq} = \frac{\lambda_N e_N + \lambda_{\text{SiO}_2} e_{\text{SiO}_2} + \lambda_{\text{Si}_x\text{N}_y} e_{\text{Si}_x\text{N}_y} + \lambda_{\text{poly}} e_{\text{poly}}}{e_N} \quad (1-35)$$

Avec λ_{SiO_2} , $\lambda_{\text{Si}_x\text{N}_y}$ et λ_{poly} sont respectivement la conductivité thermique de la couche de SiO_2 , de la couche de Si_xN_y et de la couche de polyimide et e_{SiO_2} , $e_{\text{Si}_x\text{N}_y}$ et e_{poly} les épaisseurs correspondantes.

L'équations 1-34 devient alors :

$$Z_{pl} = \left(\frac{(\alpha_N - \alpha_P)}{\left(1 + \frac{\sigma_N e_N}{\sigma_P e_P}\right) \cdot \left(\sqrt{\frac{\lambda_{Neq}}{\sigma_N}} + \sqrt{\frac{\lambda_{Neq} e_N + \lambda_P e_P}{\sigma_N e_N + \sigma_P e_P}}\right)} \right)^2 \quad (1-36)$$

Tout comme l'équation 1-23 dont le facteur de mérite est une fonction décroissante de λ_N et λ_P , l'équation 1-36 est une fonction décroissante de λ_{Neq} et de λ_P . En revanche, dans

l'équation 1-35, il apparaît que l'influence de la conductivité thermique du thermoélément sur le facteur de mérite est 'dilué' par des résistances thermique parasites.

En conclusion de cette étude nous pensons que les propriétés les plus importantes en ce qui concerne les matériaux thermoélectriques utilisables dans la réalisation d'un TEG planaire sont le pouvoir thermoélectrique et la conductivité électrique. Pour les μ TEGs réalisés dans ce travail de thèse, nous avons choisi le couple polysilicium/or comme matériaux thermoélectriques. Bien que le polysilicium ne soit pas un matériau thermoélectrique performant, c'est un matériau à faible coût et non-polluant contrairement au Bi_2Te_3 qui est un matériau qu'on peut difficilement imaginer disséminé dans la nature sous forme de nœuds de réseaux autonomes.

3. Elaboration de la structure du micro générateur thermoélectrique développé dans ce travail et comparaison avec des structures proches

A partir des considérations exposées précédemment, nous avons décidé de développer une microsource thermoélectrique planaire, à faible coût, à base de matériaux non polluants et de forte résistance thermique. Cette structure représentée Figure 1- 20 est de type « double déflexion de flux et gradient périodique de température distribué [39] ». La thermopile planaire de type PolySi-Au est déposée sur une membrane à faible contrainte composée de $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$. Une couche de polyimide de protection et d'isolation électrique recouvre cet assemblage. Le concentrateur et le substrat sont gravés périodiquement pour guider le flux thermique vers les jonctions chaudes et pour l'évacuer par les jonctions froides. Dans ces conditions, la puissance collectée par le concentrateur induit une multitude de différences de température réparties périodiquement sur les jonctions chaudes et froides.

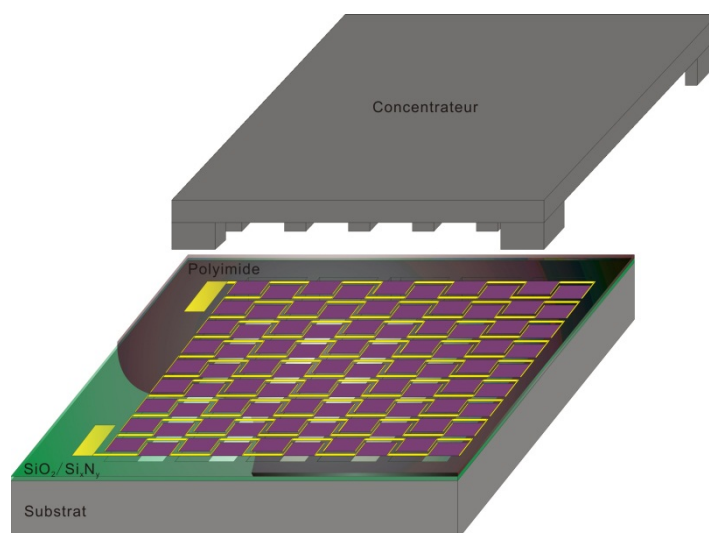
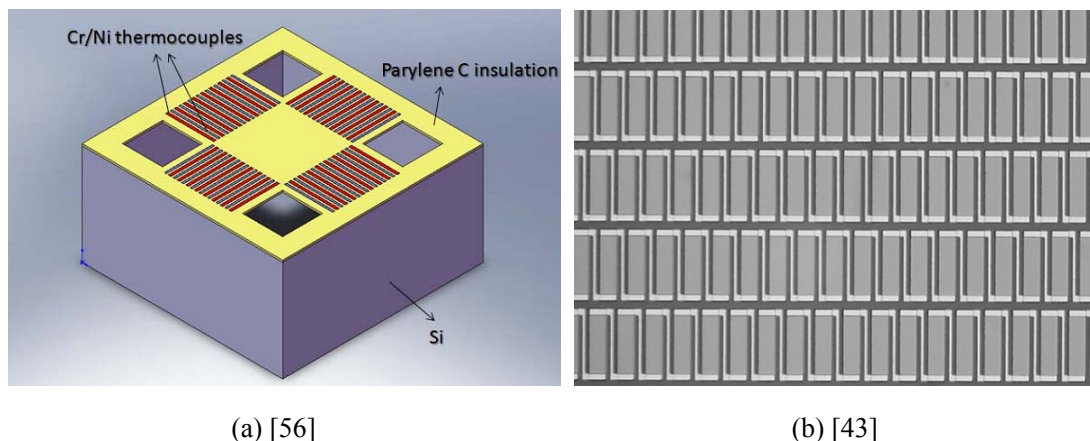


Figure 1- 20 : Structure du μ TEG fabriqué à l'IEMN

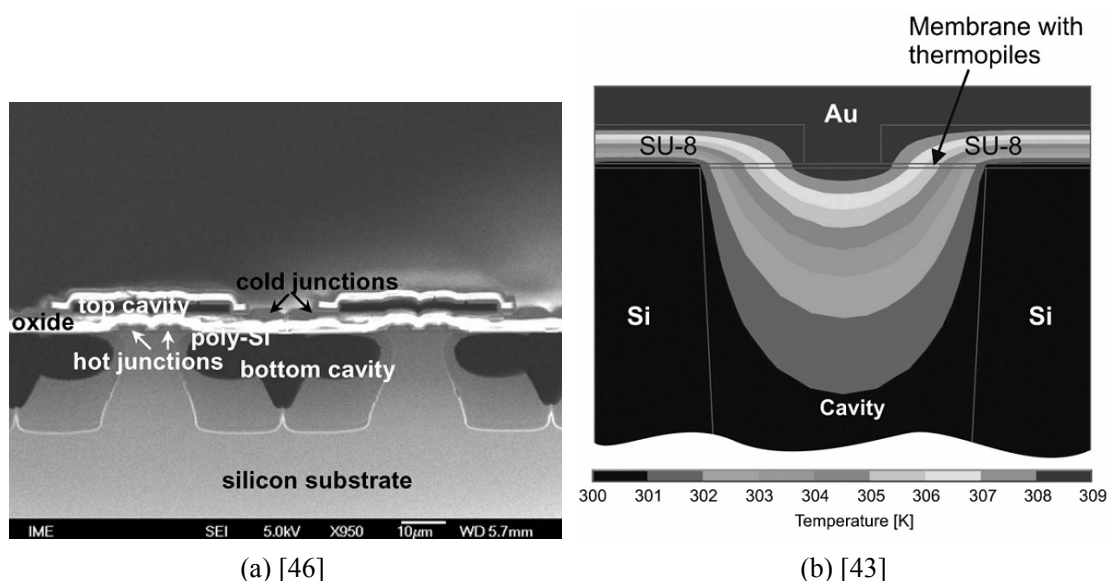
Il est intéressant de comparer notre solution avec la structure de μ TEGs planaires développés par d'autres équipes de recherche. En général, la topologie des thermocouples d'un μ TEG planaire dépend du nombre de zones chaudes et froides. Lorsque le μ TEG est

constitué d'une seule membrane [56] (Figure 1- 21a), avec zone chaude centrale et zone froide périphérique, il est difficile de placer les thermocouples constituant la thermopile sans perte significative de surface. Dans ce cas, la surface du centre et des coins du μ TEG est perdue. La structure de la thermopile représentée Figure 1- 21b ne présente pas ce désavantage mais nécessite la présence plusieurs zones chaudes et froides.



(a) [56] (b) [43]
Figure 1- 21 : Différentes topologies de thermocouples

La structure du μ TEG développé à l'IEMN est plus proche de celle qui est donnée par Feng et al. [46] et Huesgen [43] respectivement représentées Figure 1- 21b pour la thermopile, Figure 1- 22a et Figure 1- 22b pour le concentrateur et le substrat. Dans ces μ TEGs planaires, le principe de base qui a guidé les auteurs est de faire passer la majeure partie du flux thermique à travers la membrane afin de générer une différence de température la plus grande possible sur les thermocouples. C'est également ce principe que nous utilisons. Pour cela, il faut créer des cavités à faible conductivité thermique pour isoler certaines zones de la thermopile et des « contacts » à conductivité thermique élevée pour imposer des températures sur d'autres zones et permettre la circulation du flux thermique.



(a) [46] (b) [43]
Figure 1- 22 : μ TEGs planaires de structure proche de la structure IEMN

Comme le montre la Figure 1- 22a[46], des cavités sous vide (2.4Torr) sont creusées pour créer une isolation thermique entre la source de chaleur et les jonctions froides ainsi qu'entre le puits thermique et les jonctions chaudes. Le flux thermique est ainsi canalisé dans la membrane (Al/USG/Si amorphe/Si₃N₄) et la thermopile, avant d'être évacué par le substrat en silicium. Dans cette structure, bien que la conductivité thermique des cavités soit très faible, l'épaisseur de ces cavités est également très faible pour des raisons technologiques, ce qui est préjudiciable. Par ailleurs, cette technologie entraîne une forte limitation de la longueur de la membrane des thermocouples qui conduit à une faible résistance thermique du μ TEG.

La Figure 1- 22b, présente le μ TEG planaire développé par Huesgen et al.[43]. Les matériaux formant les cavités d'isolation thermique sont le SU8 et l'air. La concentration et l'évacuation du flux de chaleur se font à travers la couche d'or et le substrat (Si) respectivement. La couche d'or d'une épaisseur supérieure à 20 μ m augmente le coût de fabrication. D'autre part, la conductivité thermique du SU8 : 0.2W/mK est relativement élevée pour constituer une bonne isolation thermique.

Dans la structure développée à l'IEMN, le concentrateur est un wafer en Si périodiquement gravé à forte conductivité thermique : 140W/mK à température ambiante. Les cavités d'isolation thermique sont pour l'instant remplies d'air mais leur épaisseur est importante, inférieure à 200 μ m. Le substrat est aussi périodiquement gravé pour libérer les membranes et créer des cavités remplies d'air d'environ 380 μ m d'épaisseur. La grande épaisseur des cavités et la faible conductivité de l'air immobile (0.024W/mK à température ambiante) permettent de réaliser des μ TEGS à grande résistance thermique. De plus, cette technologie nous permet d'ajuster la longueur de ces cavités pour adapter la résistance thermique du μ TEG à son environnement thermique de travail.

Chapitre II : Modélisation thermique et optimisation structurelle des microgénérateurs thermoélectriques

1. Introduction

Une explication rapide sur le fonctionnement du μ TEG a été faite dans le chapitre précédent. Le but de ce chapitre est de présenter les méthodes de dimensionnement et d'optimisation du μ TEG pour qu'il puisse générer une puissance de sortie maximale lorsqu'il est traversé par un flux de chaleur donné. Tout d'abord, quelques hypothèses sont mises en avant pour simplifier les calculs et être en mesure de mener une étude analytique permettant la compréhension des principes physiques mis en jeu dans le μ TEG. Enfin, guidés par les résultats de l'étude analytique, nous avons pu mener des simulations numériques à l'aide du logiciel de modélisation "Comsol (version 3.5a)" pour dimensionner le μ TEG avec plus de précision et déterminer le domaine de validité du modèle analytique.

2. Hypothèses permettant la simplification du modèle

Pour déterminer précisément le champs de température le long d'une ligne de thermocouples et ainsi en déduire la f.e.m générée, il faudrait établir et résoudre un système d'équations tridimensionnelles ce qui est un travail trop complexe. Dans cette partie, quelques hypothèses et simplifications sont faites pour ramener le problème tridimensionnel à un problème à une seule dimension pouvant être résolu de façon analytique.

2.1 Couche équivalente de la membrane

Comme le montre la Figure 2- 1, la membrane d'un μ TEG se compose de 4 parties (décrites dans le chapitre III):

- la couche support de la membrane $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$ faiblement contrainte **(1)**
- la piste en Polysilicium **(2)**
- les thermoéléments Ti/Al/Ni/Au plaqués sur la piste en Polysilicium **(3)**
- la couche de Polyimide pour l'isolation électrique **(4)**

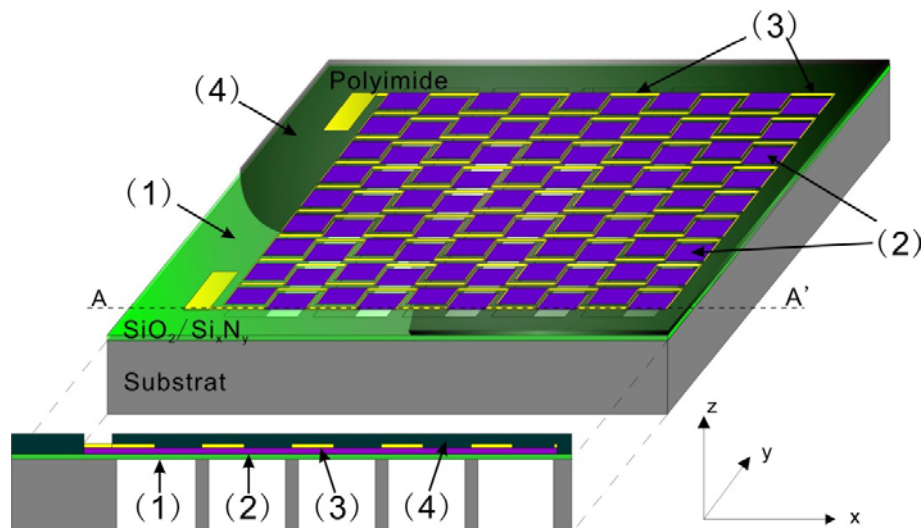


Figure 2- 1 : Vue transversale d'un μTEG IEMN

Compte tenu du faible rapport d'aspect entre la largeur de la piste et la largeur du μTEG, de la conductivité thermique de la thermopile, de la faible distance entre les pistes et de la structure périodique, la couche constituant la piste en Polysilicium périodiquement plaquée peut être considérée thermiquement comme une couche homogène comme illustré Figure 2-2[54]. En négligeant l'effet du bord (le flux thermique qui s'écoule suivant l'axe y causé par la faible résistance thermique entre le bord de la thermopile et le bord de la membrane), le flux thermique qui s'écoule suivant l'axe y est quasi-nul. La majeure partie du flux thermique s'écoule dans la membrane suivant l'axe x et l'axe z en conséquence, la température suivant l'axe y est quasi-constante. Ces considérations simplificatrices permettent de réduire le problème de trois à deux dimensions.

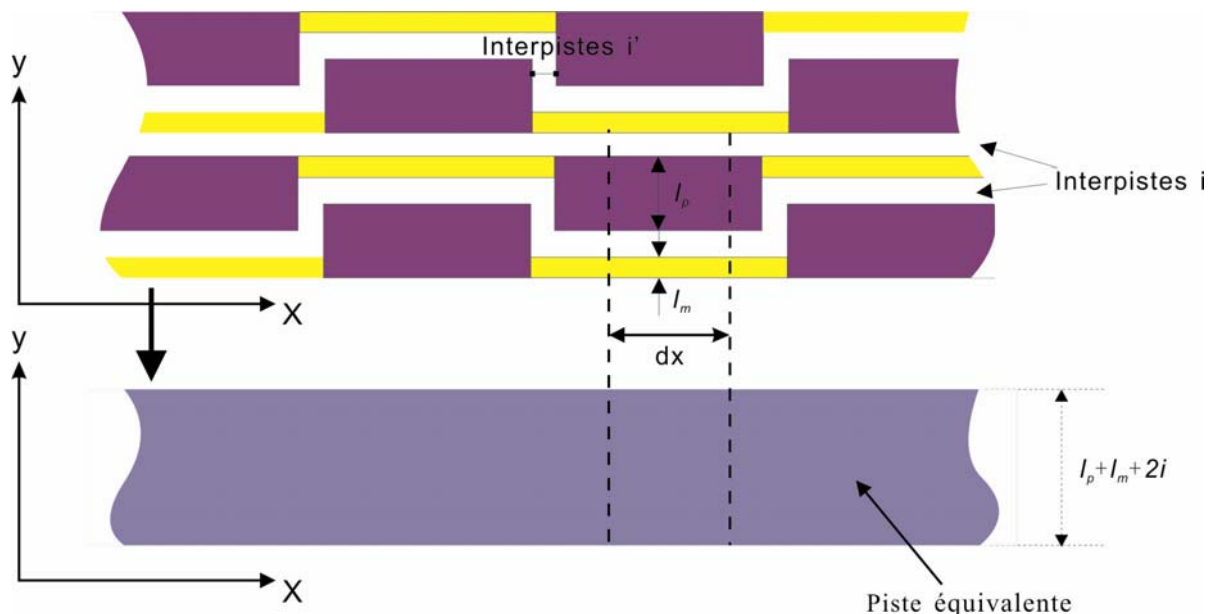


Figure 2- 2. Détermination de la couche équivalente rapportée aux pistes (μTEG vu de dessus) [54]

Compte tenu de l'épaisseur de la membrane « multicouches » par rapport à sa longueur et largeur, elle peut être remplacée par une membrane uniforme d'épaisseur e_t et de conductivité thermique équivalente λ_{eq} . La vue transversale de la Figure 2- 1 est simplifiée comme indiqué dans la Figure 2- 3. Si la longueur des membranes est grande, la résistance thermique des membranes suivant l'axe z peut être négligée, et le gradient de température suivant l'axe z est nul dans la couche équivalente. Le problème à deux dimensions est alors réduit à un modèle mono-dimensionnel approché.

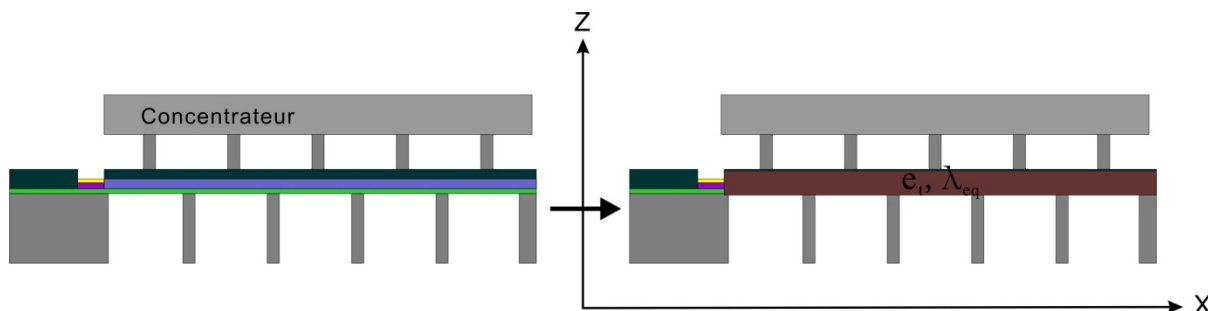


Figure 2- 3 : Schéma des pistes vues en coupe AA'

2.2 Calcul de la conductivité thermique de la couche équivalente

Comme le montre la Figure 2- 2, la structure suivant l'axe y de la thermopile est périodique. Chaque période, est constituée d'une piste polySilicium d'une largeur l_p , d'une piste de polySilicium de largeur l_m , revêtue d'un plaquage métallique et de deux interpistes de largeur i . Dans chaque période, la conductance thermique totale de la membrane suivant l'axe x peut être décomposée en 3 parties, soit :

$$K_{tot} = K_A + K_B + 2K_C \tag{2-1}$$

- Avec K_A la conductivité thermique de la membrane avec la piste polySilicium
- K_B la conductivité thermique de la membrane avec la piste polySilicium plaquée métaux
- K_C la conductivité thermique de la membrane avec les interpistes

Pour simplifier l'écriture, la conductivité thermique et l'épaisseur des différentes couches seront exprimées de la manière suivante :

	SiO ₂	Si _x N _y	PolySilicium	Ti	Al	Ni	Au	Polyimide	Couche équivalente
Conductivité	λ_{SiO_2}	$\lambda_{Si_xN_y}$	λ_{polySi}	λ_{Ti}	λ_{Al}	λ_{Ni}	λ_{Au}	λ_{poly}	λ_{eq}
Epaisseur	e_{SiO_2}	$e_{Si_xN_y}$	e_{polySi}	e_{Ti}	e_{Al}	e_{Ni}	e_{Au}	e_{poly}	e_t

La conductance thermique suivant l'axe x de la partie de la membrane avec la piste polySilicium sans métaux est :

$$K_A = \frac{(\lambda_{SiO_2} e_{SiO_2} + \lambda_{Si_xN_y} e_{Si_xN_y} + \lambda_{polySi} e_{polySi} + \lambda_{poly} e_{poly}) l_p}{dx} \tag{2-2}$$

La conductance thermique suivant l'axe x de la partie de la membrane avec la piste polySilicium plaquée métaux est :

$$K_B = \frac{(\lambda_{SiO_2} e_{SiO_2} + \lambda_{SixNy} e_{SixNy} + \lambda_{polySi} e_{polySi} + \lambda_{Ti} e_{Ti} + \lambda_{Al} e_{Al} + \lambda_{Ni} e_{Ni} + \lambda_{Au} e_{Au} + \lambda_{poly} e_{poly}) l_m}{dx} \quad (2-3)$$

La conductance thermique suivant l'axe x de la partie de la membrane des interpistes est :

$$K_C = \frac{(\lambda_{SiO_2} e_{SiO_2} + \lambda_{SixNy} e_{SixNy} + \lambda_{poly} e_{poly}) i}{dx} \quad (2-4)$$

La résistance thermique horizontale linéique (suivant l'axe x) de la couche équivalente doit être égale à celle de la membrane multicouche réelle, soit :

$$K_{tot} = K_A + K_B + 2K_C = \frac{\lambda_{eq} e_t (l_p + l_m + 2i)}{dx} \quad (2-5)$$

En combinant les équations précédentes, la relation entre la couche équivalente et les multicouches réelles est donnée par l'équation 2-6 :

$$\begin{aligned} \lambda_{eq} e_t = & \lambda_{SiO_2} e_{SiO_2} + \lambda_{SixNy} e_{SixNy} + \lambda_{poly} e_{poly} + \lambda_{polySi} e_{polySi} \frac{l_p + l_m}{l_p + l_m + 2i} \\ & + (\lambda_{Ti} e_{Ti} + \lambda_{Al} e_{Al} + \lambda_{Ni} e_{Ni} + \lambda_{Au} e_{Au}) \frac{l_m}{l_p + l_m + 2i} \end{aligned} \quad (2-6)$$

Pour réduire la résistance électrique du μ TEG , la piste du polySilicium plaquée métaux est rétrécie par rapport à la piste du polySilicium sans métaux. Donc, il existe des interpistes suivant l'axe x d'une largeur i comme montrées dans la Figure 2- 2. Pour simplifier le calcul, l'influence de ces interpistes peut être négligée, leurs surfaces étant très faibles par rapport aux autres parties.

2.3 Présentation du modèle analytique simplifié

Pour optimiser la différence de température ΔT_{cf} entre jonctions chaudes et jonctions froides, il est nécessaire de calculer la distribution de température le long des membranes (suivant l'axe x). Comme la conductivité thermique du substrat et du concentrateur tous deux en silicium est élevée (140W/mK à 300 K), le gradient de température sur le concentrateur et sur le substrat peut être négligé. Dans ces conditions, et compte-tenu de la périodicité de la structure suivant l'axe x du μ TEG (Figure 2- 3), les distributions de température sur les différentes membranes seront considérées quasi-identiques. Par ailleurs, chaque membrane est symétrique par rapport au pilier du concentrateur en contact avec elle. Donc, lors de l'étude analytique, il suffira de calculer la distribution de température sur la moitié d'une membrane.

Les parties de la couche équivalente qui sont en contact direct avec le substrat seront considérées comme étant à la température du substrat T_{sub} . Comme le concentrateur est posé et aligné manuellement sur la membrane, le contact entre ces deux éléments n'est pas parfait

ce que nous traduirons par l'introduction d'une résistance de contact thermique R_{thc} entre le concentrateur et la couche polyimide. Dans le modèle, cette résistance de contact est représentée par une couche d'épaisseur e_c et de conductivité thermique λ_c . Avec ces hypothèses et simplifications, la structure à analyser est ramenée à une cellule (Figure 2- 4).

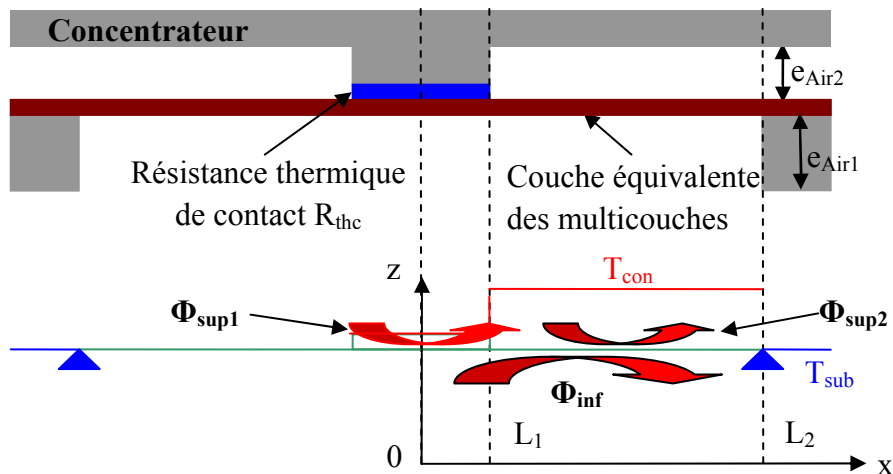


Figure 2- 4 : Modèle analytique simplifié d'un élément de microgénérateur

La Figure 2- 4 montre que:

Entre $x=0$ et $x=L_1$, la membrane est en contact avec le concentrateur. Dans ce cas, la transmission de chaleur entre le concentrateur et la couche équivalente Φ_{sup1} est principalement dominée par la résistance de contact thermique R_{thc} .

Entre $x=L_1$ et $x=L_2$, la membrane est séparée du concentrateur par l'air. Dans ce cas, la transmission de chaleur entre le concentrateur et la couche équivalente Φ_{sup2} est dominée par la résistance thermique de l'air.

Sur toute la longueur de la membrane, la transmission de chaleur entre la couche équivalente et le puits thermique dépend de la résistance thermique de l'air sous la couche équivalente.

3. Détermination du profil de température le long d'une membrane du μ TEG

Le modèle analytique simplifié (Figure 2- 4) permet de calculer la température de la couche équivalente suivant l'axe x quand le μ TEG travaille sous conditions de 'Dirichlet' (la température du concentrateur T_{con} et la température du substrat T_{sub} sont uniformes et constantes) ou sous conditions de 'Neumann' (le flux thermique traversant le μ TEG est uniforme et constant).

3.1 Calcul analytique du profil de température sous conditions de Dirichlet

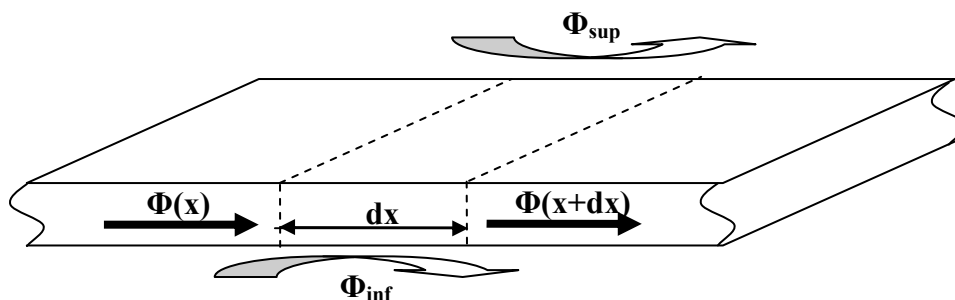


Figure 2- 5 : Bilan thermique dans un élément de membrane quelconque

La Figure 2- 5 montre le bilan thermique dans un élément de membrane quelconque. Pour un élément de largeur unitaire, le bilan thermique peut s'écrire :

$$\phi(x + dx) = \phi(x) - \phi_{\text{sup}} - \phi_{\text{inf}} \quad (2-7)$$

Avec :

$\Phi(x)$ le flux thermique circulant dans la membrane (W/m)

Φ_{sup} le flux convectif à la face supérieure de la membrane (W/m)

Φ_{inf} le flux convectif à la face inférieure de la membrane (W/m)

La membrane est divisée en deux parties par le concentrateur (Figure 2- 4):

-la partie en contact avec le concentrateur (0-L₁)

-la partie sans contact avec le concentrateur (L₁-L₂)

D'un point de vue thermique, la différence entre ces deux parties peut être exprimée par des valeurs distinctes du coefficient d'échange de part et d'autre de la membrane. Compte tenu de la très faible épaisseur des cavités, les coefficients d'échange sont majoritairement basés sur la conduction gazeuse, et peuvent s'écrire :

$$\text{De } 0\text{-}L_1 : h_{\text{sup}1} = \frac{\lambda_c}{e_c} \quad (\text{W/m}^2\text{K}) \quad (2-8)$$

$$\text{De } L_1\text{-}L_2 : h_{\text{sup}2} = \frac{\lambda_{\text{air}}}{e_{\text{Air}2}} \quad (\text{W/m}^2\text{K}) \quad (2-9)$$

$$\text{De } 0\text{-}L_2 : h_{\text{inf}} = \frac{\lambda_{\text{air}}}{e_{\text{Air}1}} \quad (\text{W/m}^2\text{K}) \quad (2-10)$$

Avec e_c et λ_c qui sont respectivement l'épaisseur et la conductivité thermique d'un matériau équivalent à une résistance de contact. λ_{air} , $e_{\text{Air}1}$ et $e_{\text{Air}2}$ étant respectivement la conductivité thermique d'air, l'épaisseur de la cavité d'air sous la membrane et l'épaisseur de cavité d'air au dessus de la membrane (Figure 2- 4). h_{sup} et h_{inf} sont respectivement les coefficients d'échanges sur la face supérieure et la face inférieure de la membrane.

En conséquence, entre $x=0$ et $x=L_1$ (Figure 2- 4), les flux échangés entre la membrane et son environnement s'expriment (Figure 2- 4):

$$\phi_{\text{sup1}} = h_{\text{sup1}}(T(x) - T_{\text{con}})dx = \frac{\lambda_c}{e_c}(T(x) - T_{\text{con}})dx \quad (2-11)$$

$$\phi_{\text{inf}} = h_{\text{inf}}(T(x) - T_{\text{sub}})dx = \frac{\lambda_{\text{air}}}{e_{\text{Air1}}}(T(x) - T_{\text{sub}})dx \quad (2-12)$$

avec T_{con} et T_{sub} qui sont respectivement la température du concentrateur et la température du substrat. En introduisant l'équation 2-11 et l'équation 2-12 dans l'équation de bilan thermique 2-7, celle-ci devient:

$$\frac{\phi(x+dx) - \phi(x)}{dx} = \frac{d\phi}{dx} = -h_{\text{sup1}}(T(x) - T_{\text{con}}) - h_{\text{inf}}(T(x) - T_{\text{sub}}) \quad (2-13)$$

La densité du flux de conduction longitudinal circulant dans la membrane est régie par l'équation de Fourier :

$$\varphi = -\lambda \text{grad}T \quad (2-14)$$

Soit pour un flux circulant dans la membrane de largeur unitaire et d'épaisseur e_t :

$$\phi(x) = -\lambda_{\text{eq}} e_t \left(\frac{dT}{dx} \right) \quad (2-15)$$

Etablie à partir des équations (2-13) et (2-15), l'équation différentielle du système pour $0 < x < L_1$ peut s'écrire:

$$\frac{d\phi}{dx} = -\lambda_{\text{eq}} e_t \frac{d^2T}{dx^2} = -h_{\text{sup1}}(T(x) - T_{\text{con}}) - h_{\text{inf}}(T(x) - T_{\text{sub}}) \quad (2-16)$$

Soit encore :

$$\frac{d^2T}{dx^2} - \frac{(h_{\text{sup1}} + h_{\text{inf}})T(x)}{\lambda_{\text{eq}} e_t} = -\frac{h_{\text{sup1}}T_{\text{con}} + h_{\text{inf}}T_{\text{sub}}}{\lambda_{\text{eq}} e_t} \quad (2-17)$$

Qui se réduit à :

$$\frac{d^2T}{dx^2} - \gamma_1^2 T(x) = K_1 \quad (2-18)$$

En posant

$$\gamma_1^2 = \frac{(h_{\text{sup1}} + h_{\text{inf}})}{\lambda_{\text{eq}} e_t} \quad (2-19)$$

$$K_1 = -\frac{h_{\text{sup1}}T_{\text{con}} + h_{\text{inf}}T_{\text{sub}}}{\lambda_{\text{eq}} e_t} \quad (2-20)$$

La solution générale de cette équation différentielle du second ordre est :

$$T(x) = A_1 e^{\gamma_1 x} + B_1 e^{-\gamma_1 x} - \frac{K_1}{\gamma_1^2} \quad (2-21)$$

A partir de l'équation 2-15, le flux de conduction longitudinal circulant dans la membrane entre $x=0$ et $x=L_1$ est déduit :

$$\phi(x) = -\lambda_{eq} e_t \gamma_1 (A_1 e^{\gamma_1 x} - B_1 e^{-\gamma_1 x}) \quad (2-22)$$

De la même façon, entre $x=L_1$ et $x=L_2$, on obtient :

$$T(x) = A_2 e^{\gamma_2 x} + B_2 e^{-\gamma_2 x} - \frac{K_2}{\gamma_2^2} \quad (2-23)$$

En posant

$$\gamma_2^2 = \frac{(h_{sup2} + h_{inf})}{\lambda_{eq} e_t} \quad (2-24)$$

$$K_2 = -\frac{h_{sup2} T_{con} + h_{inf} T_{sub}}{\lambda_{eq} e_t} \quad (2-25)$$

A partir de l'équation 2-15, le flux de conduction longitudinal circulant dans la membrane entre $x=L_1$ et $x=L_2$ est déduit :

$$\phi(x) = -\lambda_{eq} e_t \gamma_2 (A_2 e^{\gamma_2 x} - B_2 e^{-\gamma_2 x}) \quad (2-26)$$

Les coefficients A_1 , B_1 , A_2 et B_2 sont déterminés par les conditions limites suivantes:

1. compte tenu de la géométrie symétrique de la structure, le flux de conduction circulant dans la membrane est nul à $x=0$:

$$\phi(0) = 0, \text{ donc } A_1 = B_1 \quad (2-27)$$

2. la continuité de température à $x=L_1$

$$T(L_1) = A_1 e^{\gamma_1 L_1} + B_1 e^{-\gamma_1 L_1} - \frac{K_1}{\gamma_1^2} = A_2 e^{\gamma_2 L_1} + B_2 e^{-\gamma_2 L_1} - \frac{K_2}{\gamma_2^2} \quad (2-28)$$

3. la continuité de flux thermique à $x=L_1$

$$\phi(L_1) = -\lambda_{eq} e_t (A_1 \gamma_1 e^{\gamma_1 L_1} - B_1 \gamma_1 e^{-\gamma_1 L_1}) = -\lambda_{eq} e_t (A_2 \gamma_2 e^{\gamma_2 L_1} - B_2 \gamma_2 e^{-\gamma_2 L_1}) \quad (2-29)$$

4. la température de puits thermique est constante :

$$T(L_2) = A_2 e^{\gamma_2 L_2} + B_2 e^{-\gamma_2 L_2} - \frac{K_2}{\gamma_2^2} = T_{sub} \quad (2-30)$$

Quand le μ TEG travaille sous conditions de ‘Dirichlet’ (la température du concentrateur et la température du substrat sont imposées), les 4 conditions de continuité (2.27-2.30) permettent de déterminer les 4 paramètres A_1 , B_1 , A_2 et B_2 , ainsi que la distribution de température le long de la membrane à partir des relations 2-21 et 2-23.

La surface totale des membranes du μ TEG que nous avons prévu de développer est d’environ $5 \times 5 \text{ mm}^2$. Les micro technologies, permettent de réaliser un grand nombre de membranes sur une telle surface. Pour un μ TEG constitué de 2 membranes, la longueur de celles-ci serait d’environ $2300 \mu\text{m}$; par contre pour un μ TEG de 10 membranes, leurs longueurs ne serait que de $300 \mu\text{m}$ (il faut laisser $200 \mu\text{m}$ de substrat entre les membranes).

Pour permettre la validation du modèle analytique (Figure 2- 4), la distribution de température le long de la membrane est calculée pour 4 cellules dont les longueurs de membrane sont différentes (de $236 \mu\text{m}$ à $2300 \mu\text{m}$). Les paramètres géométriques de ces cellules sont donnés dans le Tableau 2- 1.

Cellule	a	b	c	d
$L_1(\mu\text{m})$ (Figure 2- 4)	585	200	85	59
$L_2(\mu\text{m})$ (Figure 2- 4)	1150	441	150	118
$e_{\text{Air}1}(\mu\text{m})$ (Figure 2- 4)	380			
$e_{\text{Air}2}(\mu\text{m})$ (Figure 2- 4)	200			
Epaisseur de résistance de contact $e_c(\mu\text{m})$	10			
Epaisseur de couche SiO_2 $e_{\text{SiO}_2}(\text{nm})$	700			
Epaisseur de couche Si_xN_y $e_{\text{Si}_x\text{N}_y}(\text{nm})$	600			
Epaisseur de couche polySi $e_{\text{polySi}}(\text{nm})$	550			
Epaisseur de couche polyimide $e_{\text{poly}}(\mu\text{m})$	16			
Epaisseur de couche Ti $e_{\text{Ti}}(\text{nm})$	10			
Epaisseur de couche Al $e_{\text{Al}}(\text{nm})$	150			
Epaisseur de couche Ni $e_{\text{Ni}}(\text{nm})$	40			
Epaisseur de couche Au $e_{\text{Au}}(\text{nm})$	100			
Largeur de piste polySi $l_p(\mu\text{m})$	50			
Largeur de piste polySi plaquée métaux $l_m(\mu\text{m})$	10			
Interpiste $i(\mu\text{m})$	5			

Tableau 2- 1 : Paramètres géométriques des cellules d’analyse analytique

En combinant les conductivités thermiques des matériaux, ces paramètres géométriques permettent de calculer la conductivité thermique de la couche équivalente à partir de l’équation 2-6, ainsi que les coefficients d’échange thermique (équations 2-8,9,10). Ceci permet de déterminer les coefficient A_1 , A_2 , B_1 et B_2 (relations 2-21,23) à l’aide des conditions limites (2-27,28,29,30).

Les conductivités thermiques des matériaux sont données dans le Tableau 2- 2. Dans ce tableau, il faut noter que certaines valeurs ont été relevées dans les littératures et n’ont pas pu être mesurées par nos soins. En conséquence, les modèles analytiques et numériques ne pourront pas calculer très précisément la différence de température entre jonctions chaude/froide ΔT_{cf} . Par contre, ils pourront prévoir l’évolution de ΔT_{cf} en fonction des

modifications de la géométrie du μ TEG.

Matériau	Conductivité thermique (W/mK)	Matériau	Conductivité thermique (W/mK)
SiO ₂	1.4	Ni	91
Si _x N _y	13[57]	Au	180[58]
PolySi	31.4[46]	Polyimide	0.2
Ti	21.9	Si	140
Al	94[59]	Air (à 273.15K)	0.024

Tableau 2- 2 : Conductivités thermiques des matériaux constituant le μ TEG

La valeur de la résistance de contact thermique entre le concentrateur et la couche polyimide est déduite par adaptation des résultats des caractérisations (présentées dans le chapitre IV) aux résultats des simulations numériques présentés dans la partie suivante et réalisées à l'aide du logiciel de modélisation par éléments finis «Comsol ». Il résulte de cette analyse comparative que la résistance de contact est équivalente à une résistance thermique d'un matériau d'épaisseur 10 μ m et de conductivité thermique = 0.063W/mK.

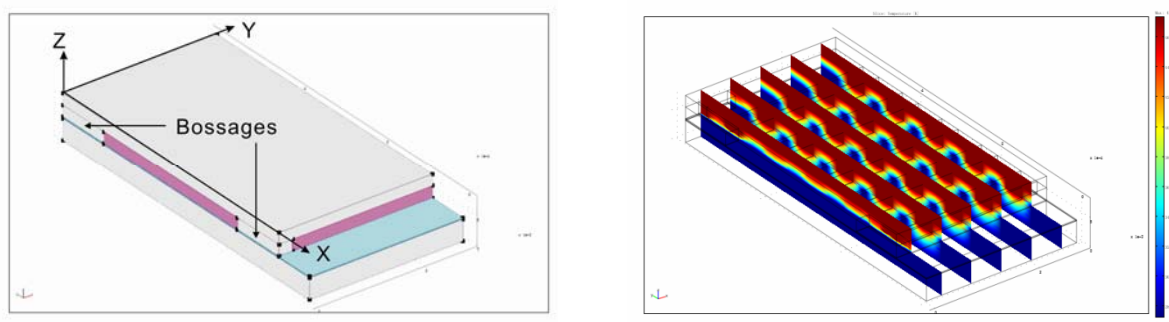
Pour chacune de ces 4 cellules, la température le long de la membrane peut être déterminée à partir des données inscrites dans les Tableau 2- 1 et Tableau 2- 2 et des relations 2-21 à 2-30. Dans ces calculs, la différence de température entre le concentrateur et le substrat est fixée à 200K ($T_{sub}=273.15K$ et $T_{con}=473.15K$). Dans la partie suivante, les résultats calculés de façon analytique seront confrontés aux résultats obtenus à partir de simulations numériques en 3 dimensions.

3.2 Calcul numérique 3D du même profil de température - Limites de validité du modèle analytique

Dans le modèle numérique, compte tenu de leurs faibles épaisseurs et de leurs conductivités thermiques élevées, les multicouches (SiO₂/Si_xN_y/PolySilicium/Métaux) peuvent aussi être remplacées par une couche équivalente d'une épaisseur e_{ts} de conductivité équivalente λ_{eqs} comme dans le modèle analytique. Néanmoins, afin d'exploiter au mieux le calcul 3D, la couche de polyimide ne sera pas intégrée dans la couche équivalente. En effet, l'épaisseur de la couche polyimide est relativement épaisse (16 μ m) et sa conductivité thermique relativement faible (0.2W/mK) ce qui peut laisser supposer que sa résistance thermique verticale (suivant l'axe z) a une influence sur la distribution de température. Le niveau de cette influence est dépendant de la résistance thermique horizontale (suivant l'axe x) de la membrane. Sans intégration de la couche de polyimide, la relation permettant de déterminer les paramètres de la couche équivalente est donnée dans l'équation 2-31:

$$\lambda_{eqs}e_{ts} = (\lambda_{SiO}e_{SiO} + \lambda_{SiN}e_{SiN}) + \lambda_{polySi}e_{polySi} \frac{l_p + l_m}{l_p + l_m + 2i} + (\lambda_{Ti}e_{Ti} + \lambda_{Al}e_{Al} + \lambda_{Ni}e_{Ni} + \lambda_{Au}e_{Au}) \frac{l_m}{l_p + l_m + 2i} \quad (2-31)$$

Dans ce modèle, tous les parties constituant le μ TEG sont construites en 3D à partir de leurs dimensions et conductivités thermique réelles, excepté la couche équivalente décrite précédemment. La structure du μ TEG étant symétrique, le calcul de la distribution de température le long de la thermopile ne sera effectué que sur la moitié du μ TEG afin d'augmenter la vitesse et la précision des calculs. Une illustration de la structure modélisée et de la distribution de température pour un μ TEG constitué de 5 membranes est donnée Figure 2- 6. Les parties de couleur grise sont le concentrateur et le substrat en silicium. La partie colorée en violet représente les cavités présentes entre la couche de polyimide et le concentrateur. Sur la figure 2-6 (a) , on distingue les bossages situés aux quatre coins du concentrateur dont la fonction est d'assurer un appui rigide sur le substrat. La couche de polyimide et la couche équivalente intégrant la thermopile se trouvent entre le concentrateur et le substrat. Le substrat supportant la thermopile est un peu plus long que le concentrateur afin d'y déposer les plots de connexion du μ TEG. La distribution de température le long d'une ligne de thermocouples est présentée Figure 2- 6b. Il apparaît que les gradients de température dans tout le concentrateur et dans le substrat sont quasi-nuls grâce à la forte conductivité thermique du silicium, ce qui valide bien l'hypothèse de départ du modèle analytique.



(a) Structure de la simulation numérique

(b) Distribution de la température simulée (vue en coupe)

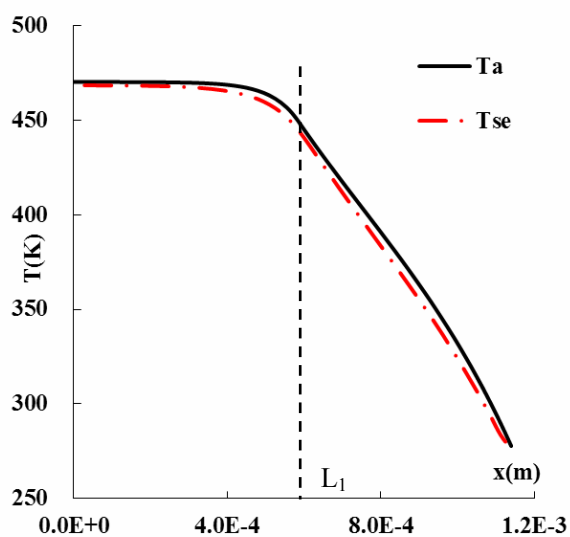
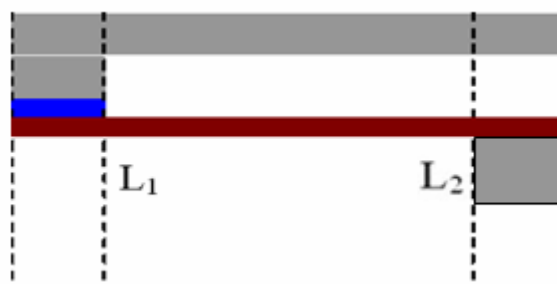
Figure 2- 6 : Simulation de la distribution de température via Comsol

Les résultats comparatifs des analyses analytiques et des simulations numériques sont donnés Figure 2- 7 pour une seule cellule ou membrane de μ TEG. Dans chaque figure, les 2 courbes correspondent respectivement à :

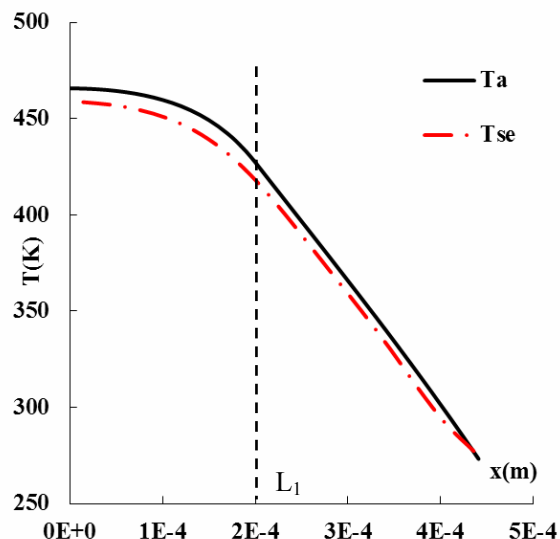
- T_a : la température le long de la couche équivalente (incluant la thermopile), calculée de façon analytique
- T_{se} : la même distribution de température calculée numériquement

Les courbes représentées Figure 2- 7, montrent l'existence d'un décalage entre T_a et T_{se} . Ce décalage augmente lorsque la longueur de la membrane diminue. Ceci se justifie facilement puisque dans le modèle analytique, en intégrant le polyimide dans la couche équivalente, nous avons négligé la composante verticale du flux de chaleur. En revanche, cet effet est pris en compte dans le modèle numérique puisque la couche de polyimide est décrite précisément. Cette approximation introduit une erreur d'autant plus importante que le facteur d'aspect (Longueur/Épaisseur) de cette couche est faible.

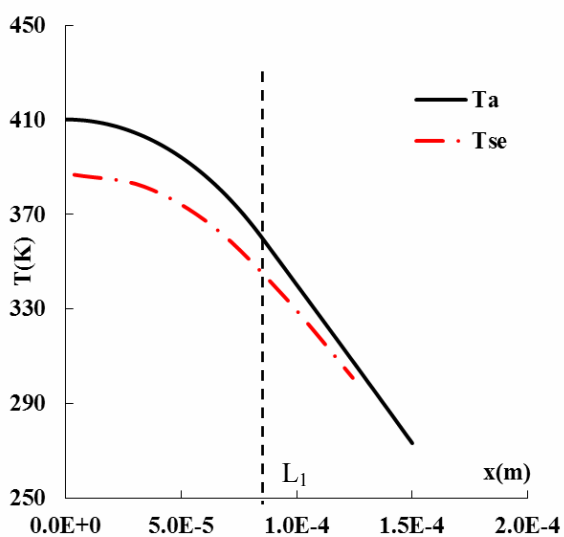
Pour améliorer la précision et l'étendue de validité du modèle analytique, nous allons analyser plus finement l'origine de cette erreur et essayer de la compenser.



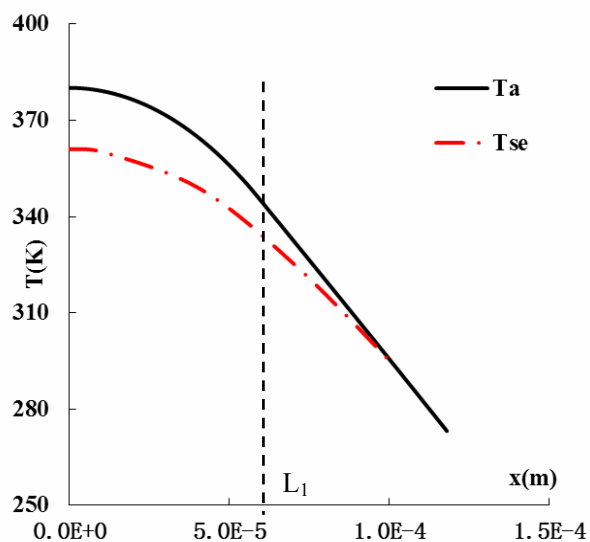
(a) cellule a (Tableau 2- 1)
 $L_1=585\mu\text{m}$ $L_2=1150\mu\text{m}$



(b) cellule b (Tableau 2- 1)
 $L_1=200\mu\text{m}$ $L_2=441\mu\text{m}$



(c) cellule c (Tableau 2- 1)
 $L_1=85\mu\text{m}$ $L_2=150\mu\text{m}$



(d) cellule d (Tableau 2- 1)
 $L_1=59\mu\text{m}$ $L_2=118\mu\text{m}$

Figure 2- 7 : Comparaison des résultats analytiques et numériques

La Figure 2- 8 représente le schéma équivalent simplifié du parcours du flux de chaleur Φ_t à travers la résistance thermique interne du μ TEG dans l'analyse analytique ainsi que dans le cas de la simulation numérique. Dans ce schéma R_{thc} représente la résistance thermique de contact entre le concentrateur et la couche de polyimide ; R_{eq} est la résistance thermique longitudinale de la couche équivalente utilisée lors de l'analyse analytique. Les résistances thermiques du concentrateur et du substrat sont considérées comme nulles.

Lors de l'analyse numérique sont prises en compte R_{pv} , la résistance thermique transversale de la couche polyimide ; R_{ph} qui est la résistance thermique longitudinale de la couche de polyimide et enfin R_{eqs} , la résistance thermique longitudinale de la couche équivalente (hors polyimide). Ces deux dernières résistances, disposées en parallèle étant égales à la résistance équivalente longitudinale R_{eq} .

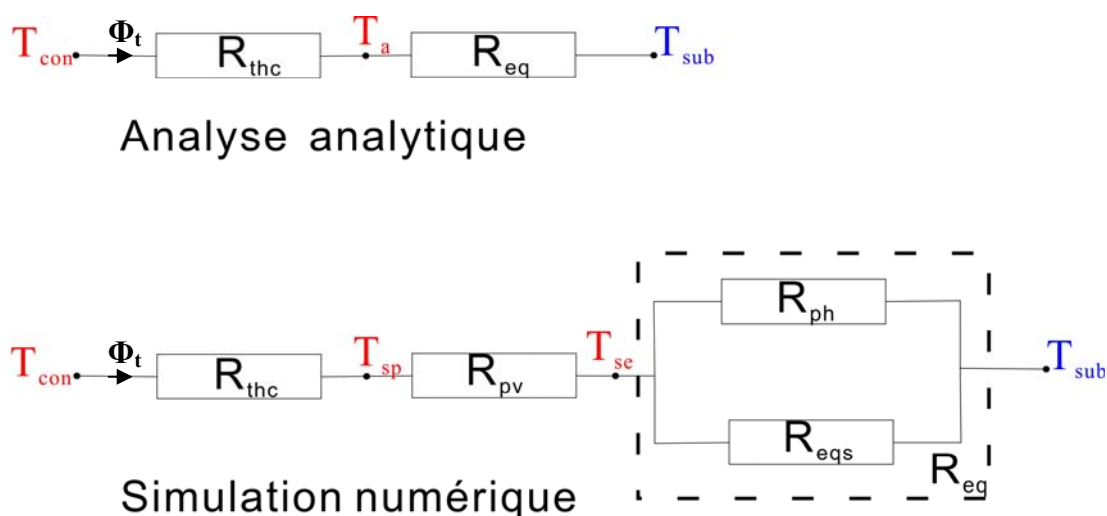


Figure 2- 8 : Schéma équivalent thermique simplifié utilisé dans l'analyse analytique et l'analyse numérique

A partir de ce schéma il est possible d'établir l'expression de la température au milieu de la membrane, pour chaque modèle :

$$T_a = T_{sub} + (T_{con} - T_{sub}) \frac{R_{eq}}{R_{thc} + R_{eq}} \quad T_{se} = T_{sub} + (T_{con} - T_{sub}) \frac{R_{eq}}{R_{thc} + R_{pv} + R_{eq}} \quad (2-32)$$

Quand la longueur de la membrane est importante, R_{eq} est grande par rapport à R_{thc} et R_{pv} . Suivant les relations 2-32, les températures T_a et T_{se} sont proches de T_{con} et la différence entre elles est très petite. (Figure 2- 7a, b). La diminution de la longueur de la membrane provoque la réduction de sa résistance thermique longitudinale R_{eq} et en conséquence la différence entre T_a et T_{se} c'est dire l'erreur entre les deux modèles devient plus importante (Figure 2- 7c, d).

L'évolution de cette erreur, montre que l'hypothèse de l'analyse analytique n'est valable que lorsque la résistance transversale de la couche de polyimide est négligeable devant la résistance longitudinale de la membrane. Pour améliorer la précision du modèle analytique,

nous proposons une solution consistant à inclure la résistance transversale de la couche de polyimide dans la résistance de contact définie précédemment (équation 2-8). Pour une cellule quelconque du μ TEG d'une largeur unitaire, entre $x=0$ et $x=L_1$ cela correspondant à la zone de contact entre la membrane et le concentrateur (Figure 2- 9), la résistance thermique verticale se compose de deux parties :

$$R_{tot} = R_{thc} + R_{pv} \quad (2-33)$$

La résistance thermique de contact R_{thc} est :

$$R_{thc} = \frac{e_c}{\lambda_c dx} \quad (2-34)$$

Et la résistance thermique transversale de la couche polyimide est :

$$R_{pv} = \frac{e_{poly}}{\lambda_{poly} dx} \quad (2-35)$$

La résistance de contact équivalente est :

$$R_{thceq} = \frac{e_{ceq}}{\lambda_{ceq} dx} \quad (2-36)$$

En conséquence, dans cette zone, la relation 2-8 correspondant à la résistance de contact équivalente représentée par son épaisseur et sa conductivité thermique devient :

$$\frac{e_{ceq}}{\lambda_{ceq}} = \frac{e_c}{\lambda_c} + \frac{e_{poly}}{\lambda_{poly}} \quad (2-37)$$

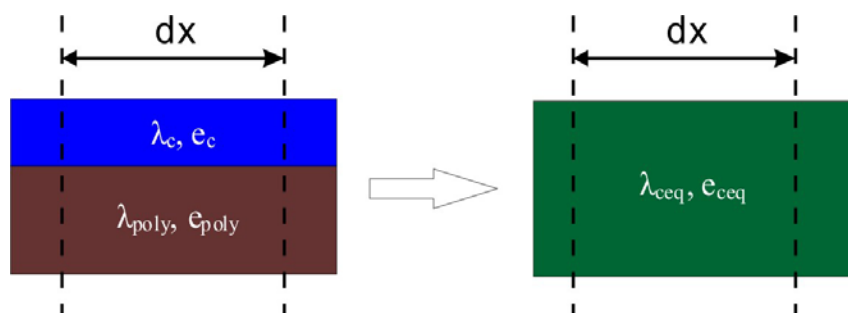
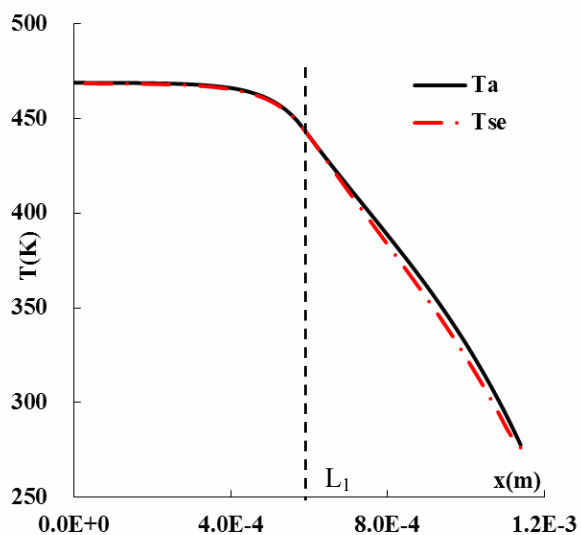
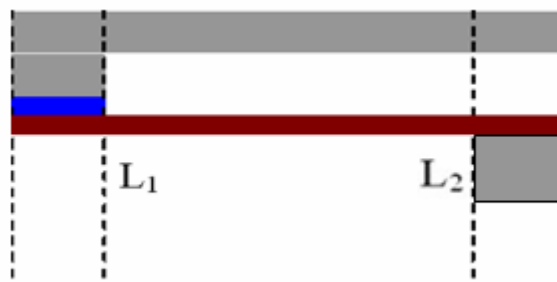


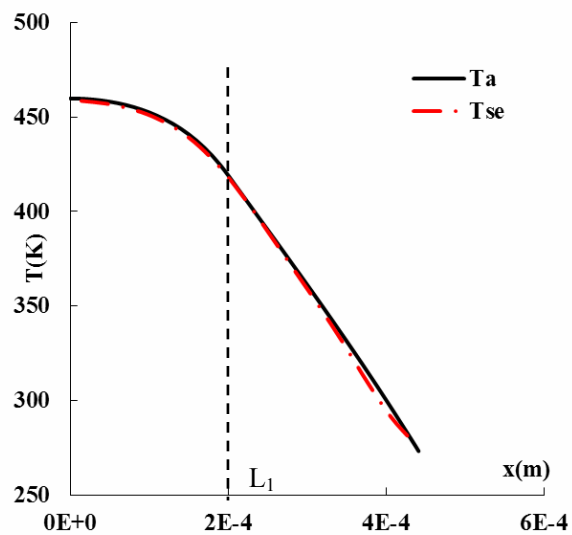
Figure 2- 9 : Résistance de contact transversale équivalente

Pour le reste de la cellule, entre $x= L_1$ et $x= L_2$, la résistance transversale de la couche polyimide est négligeable devant la résistance thermique de la cavité remplie d'air. Il n'est donc pas nécessaire de prendre en compte ce paramètre.

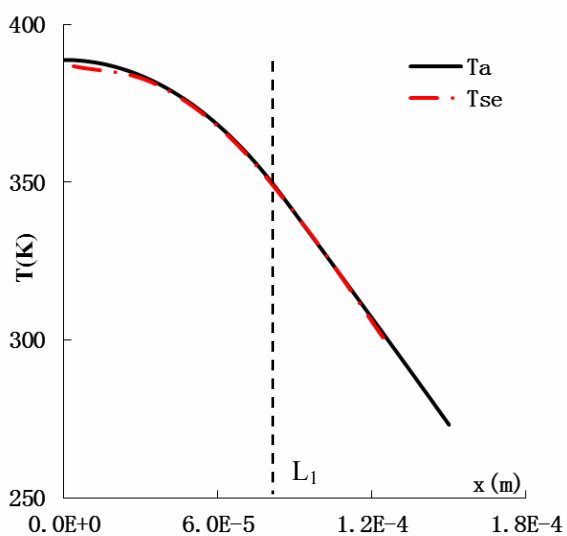
Après avoir introduit la valeur de la résistance de contact corrigée, nous avons tracé à nouveau les courbes représentées Figure 2- 7. Ces nouvelles courbes sont représentées Figure 2- 10.



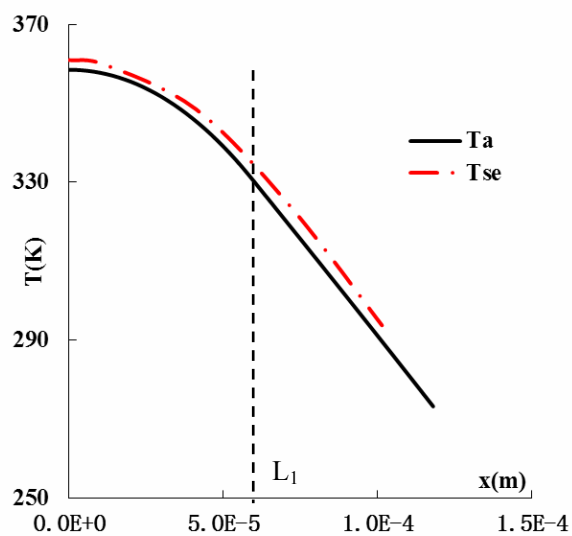
(a) cellule a (Tableau 2- 1)
 $L_1=585\mu\text{m}$ $L_2=1150\mu\text{m}$



(b) cellule b (Tableau 2- 1)
 $L_1=200\mu\text{m}$ $L_2=441\mu\text{m}$



(c) cellule c (Tableau 2- 1)
 $L_1=85\mu\text{m}$ $L_2=150\mu\text{m}$



(d) cellule d (Tableau 2- 1)
 $L_1=59\mu\text{m}$ $L_2=118\mu\text{m}$

Figure 2- 10 : Comparaison des résultats analytiques (modèle amélioré) et numériques

Après cette amélioration du modèle analytique, il apparaît nettement que l'erreur est beaucoup plus faible que précédemment et que ce type de μ TEG pourra tout à fait être modélisé et optimisé à partir des relations simples établies précédemment. Un simple tableur de type « Excel » est suffisant pour effectuer cette tâche.

3.3 Calcul analytique et numérique du profil de température connaissant le flux incident (Φ_i), la température du concentrateur étant à déterminer. Limites de validité du modèle analytique

Lorsqu'il existe une différence de température entre le concentrateur et le substrat, compte tenu de la structure du μ TEG, le flux thermique total (Φ_t) le traversant peut être décomposé en 4 flux principaux comme illustré Figure 2- 11.

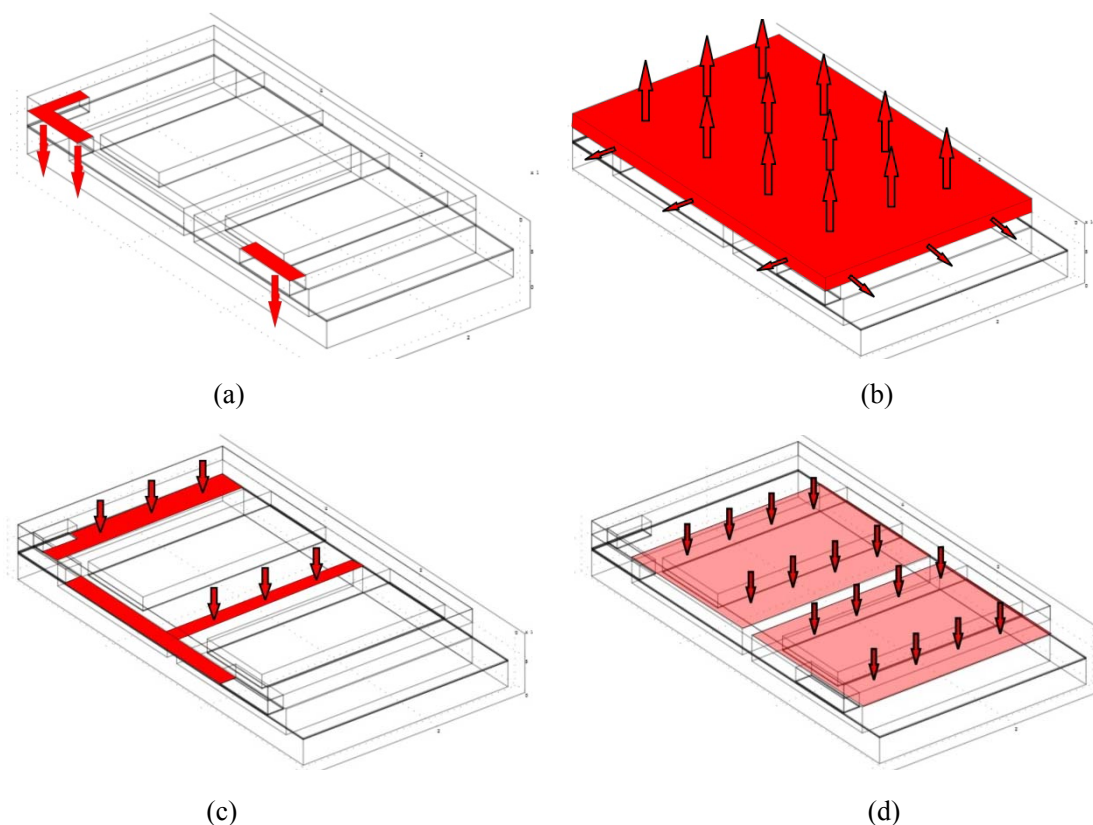


Figure 2- 11 : Les quatre flux thermiques principaux traversant le μ TEG

1 : Le flux thermique perdu par circulation à travers par les bossages situés aux quatre coins du concentrateur Φ_s (Figure 2- 11a). Rappelons que ces bossages sont indispensables pour assurer un appui rigide du concentrateur sur le substrat.

$$\Phi_s = (T_{con} - T_{sub}) \frac{\lambda_{ceq} A_{sup port}}{e_{ceq}} \quad (2-38)$$

$A_{support}$ est la surface totale de contact entre les bossages et la couche polyimide

2 : Le flux thermique Φ_c échangé par convection entre le concentrateur et l'air ambiant (Figure 2- 11b)

$$\Phi_c = (T_{con} - T_{air})h_a A_{concentrateur} \quad (2-39)$$

à prendre en compte dans le cas où le μ TEG reçoit de l'énergie à partir d'une source de rayonnement (Soleil , Infrarouge ...). T_{air} est la température d'air d'ambiant, h_a est le coefficient d'échange. Dans l'analyse analytique et dans la simulation numérique, la valeur approximative de h_a est fixée à $25W/m^2K$ [60]. $A_{concentrateur}$ est la surface du concentrateur en contact avec l'air ambiant.

3 : Le flux thermique Φ_a perdu via les lames d'air emprisonnées dans les cavités creusées dans le concentrateur. (Ce flux traverse les lames d'air et est évacué directement par le substrat sans transiter longitudinalement dans les membranes) (Figure 2- 11c)

$$\Phi_a = (T_{con} - T_{sub}) \frac{\lambda_{air} A_{air}}{e_{Air2}} \quad (2-40)$$

Avec $A_{air} = A_{concentrateur} - A_{support} - A_{membrane}$.

$A_{membrane}$ étant la surface totale des membranes.

4 : Le flux thermique Φ_m circulant longitudinalement dans les membrane (Figure 2- 11d)

$$\Phi_m = 2N_m \left(\int_0^{L_1} (T_{con} - T(x))h_{sup1}l_{mem} dx + \int_{L_1}^{L_2} (T_{con} - T(x))h_{sup2}l_{mem} dx \right) \quad (2-41)$$

Avec l_{mem} , la largeur de contact (suivant l'axe y) entre les piliers du concentrateur et la couche polyimide, et N_m : le nombre des membranes.

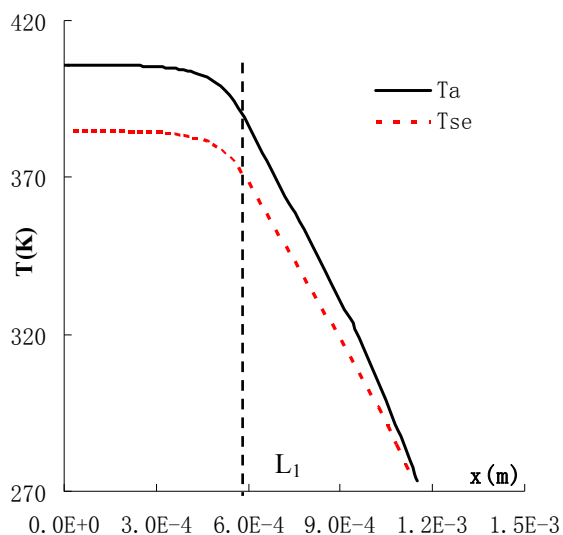
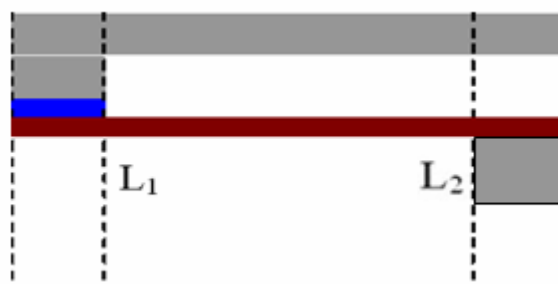
Dans ces conditions, le flux thermique total Φ_t traversant le μ TEG peut être exprimé par :

$$\Phi_t = \Phi_s + \Phi_a + \Phi_c + \Phi_m = \frac{(T_{con} - T_{sub})}{R_{th\mu TEG}} + (T_{con} - T_{air})h_a A_{concentrateur} \quad (2-42)$$

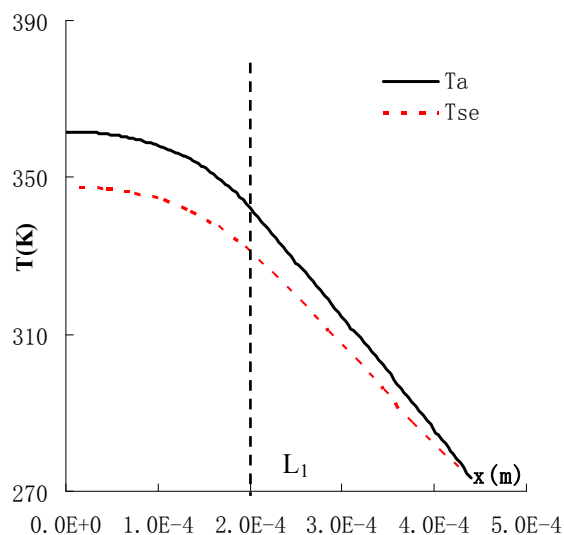
$R_{th\mu TEG}$ représentant la résistance thermique totale du μ TEG.

Quand les températures du concentrateur T_{con} et du substrat T_{sub} sont connues, le calcul de Φ_t permet de déterminer la résistance thermique du μ TEG. Inversement, $R_{th\mu TEG}$ est une constante qui permet de calculer la différence de température entre le concentrateur et le substrat pour un flux incident donné ainsi que la distribution de température le long de la membrane.

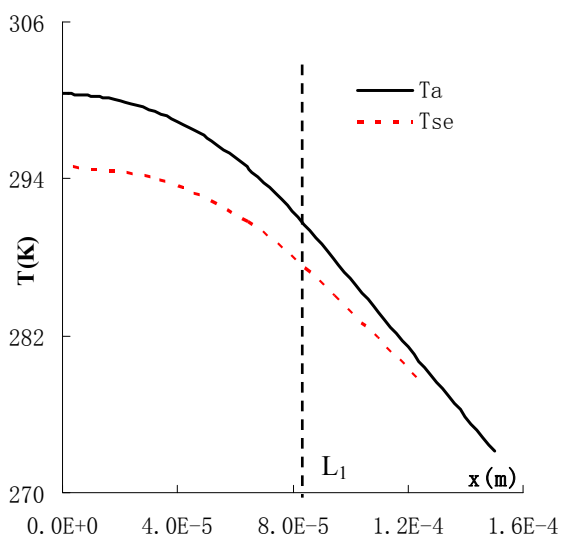
Les 4 types de cellules décrites dans le Tableau 2- 1 sont soumises à une densité de flux de $4W/cm^2$. Les distributions de température le long de la membrane obtenues de façon analytique en prenant en compte la relation 2-42 et par calcul numérique sont données Figure 2- 12.



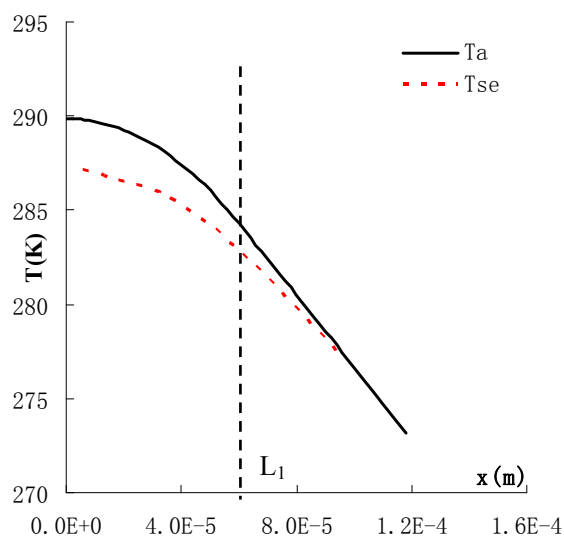
(a) cellule a (Tableau 2- 1)
 $L_1=585\mu\text{m}$ $L_2=1150\mu\text{m}$



(b) cellule b (Tableau 2- 1)
 $L_1=200\mu\text{m}$ $L_2=441\mu\text{m}$



(c) cellule c (Tableau 2- 1)
 $L_1=85\mu\text{m}$ $L_2=150\mu\text{m}$



(d) cellule d (Tableau 2- 1)
 $L_1=59\mu\text{m}$ $L_2=118\mu\text{m}$

Figure 2- 12. Distribution de la température le long de la membrane pour 4 types de cellules traversées par un flux thermique de $4\text{W}/\text{cm}^2$. Comparaison des résultats analytiques et numériques

On constate un décalage important entre les distributions de température obtenues de façon analytiques et numériques. En effet, dans l'hypothèse du calcul analytique, le flux thermique s'écoulant dans le substrat suivant l'axe y a été négligé (Figure 2- 13) , c'est-à-dire que la température de la membrane suivant cette direction a été considérée comme homogène.

Dans les modélisations numériques 3D, cette composante du flux a été prise en compte et n'est pas vraiment négligeable compte-tenu de la proximité des piliers du concentrateur et du bord des membranes ($50\mu\text{m}$ dans notre géométrie).

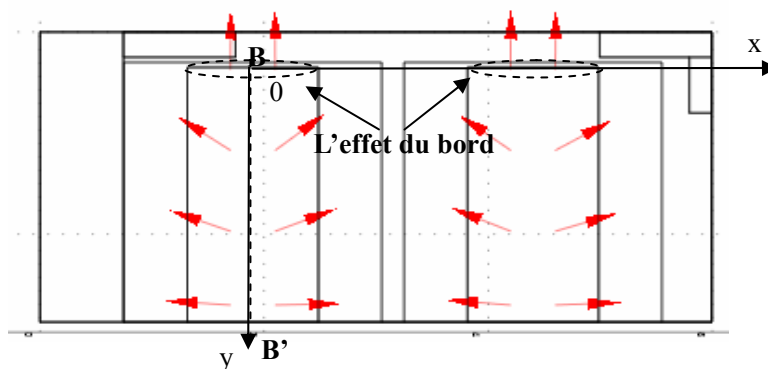


Figure 2- 13. Flux thermiques illustrant l'effet du bord

Pour confirmer cette analyse, nous avons tracé Figure 2- 14, la distribution de température suivant BB' de $y=0$ à $y=1000\mu\text{m}$ ($BB'=2868\mu\text{m}$) à l'aide d'une simulation numérique (cellule type a, $\Phi_t = 4\text{W}/\text{cm}^2$) . Il apparaît que la température près du bord ($y=0$) du μTEG : 317K est beaucoup plus faible que la température au milieu de la membrane : 385K à cause de l'effet de bord évoqué précédemment.

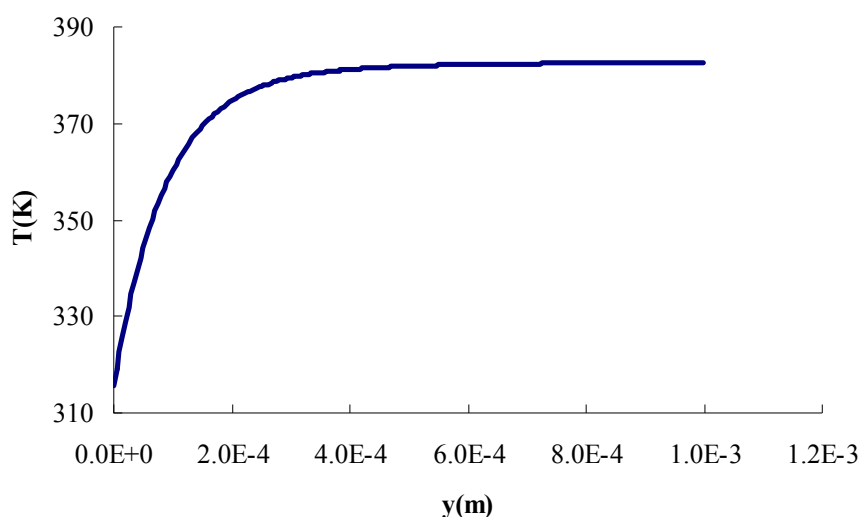


Figure 2- 14 : Température de membrane suivant BB'

Le modèle analytique à une dimension ne prend pas en compte l'effet des bords des membranes parallèles à l'axe x . Ces bords (Figure 2- 13) sont fortement conducteurs et les négliger conduit à augmenter la valeur de la résistance thermique $R_{th\mu\text{TEG}}$ du μTEG . En

conséquence, lorsqu'une densité de flux donnée est appliquée sur le concentrateur, la température de membrane calculée analytiquement est plus importante que celle calculée par numériquement comme le montre la Figure 2- 12.

Afin de vérifier le bien-fondé de cette analyse, une simulation comparative d'un μ TEG constitué de 2 membranes (cellule a dans Tableau 2- 1) à été faite. Dans cette simulation, une couche thermiquement isolante est introduite sur le bord des membranes comme indiqué Figure 2- 15a. Les résultats de modélisation numériques obtenus dans cette configuration (Figure 2- 15b) sont ensuite comparés avec ceux de la Figure 2- 13. Il apparaît que dans ce cas, le flux thermique circule quasi-totalement suivant l'axe x. Comparée avec la Figure 2- 14, la Figure 2- 15c montre que, sans l'effet de bord, la température suivant l'axe y est quasi-constante tout le long de la membrane. En conséquence, dans ce cas, la distribution de température le long de la membrane est beaucoup plus proche des résultats analytiques comme l'indique la courbe représentée Figure 2- 15d.

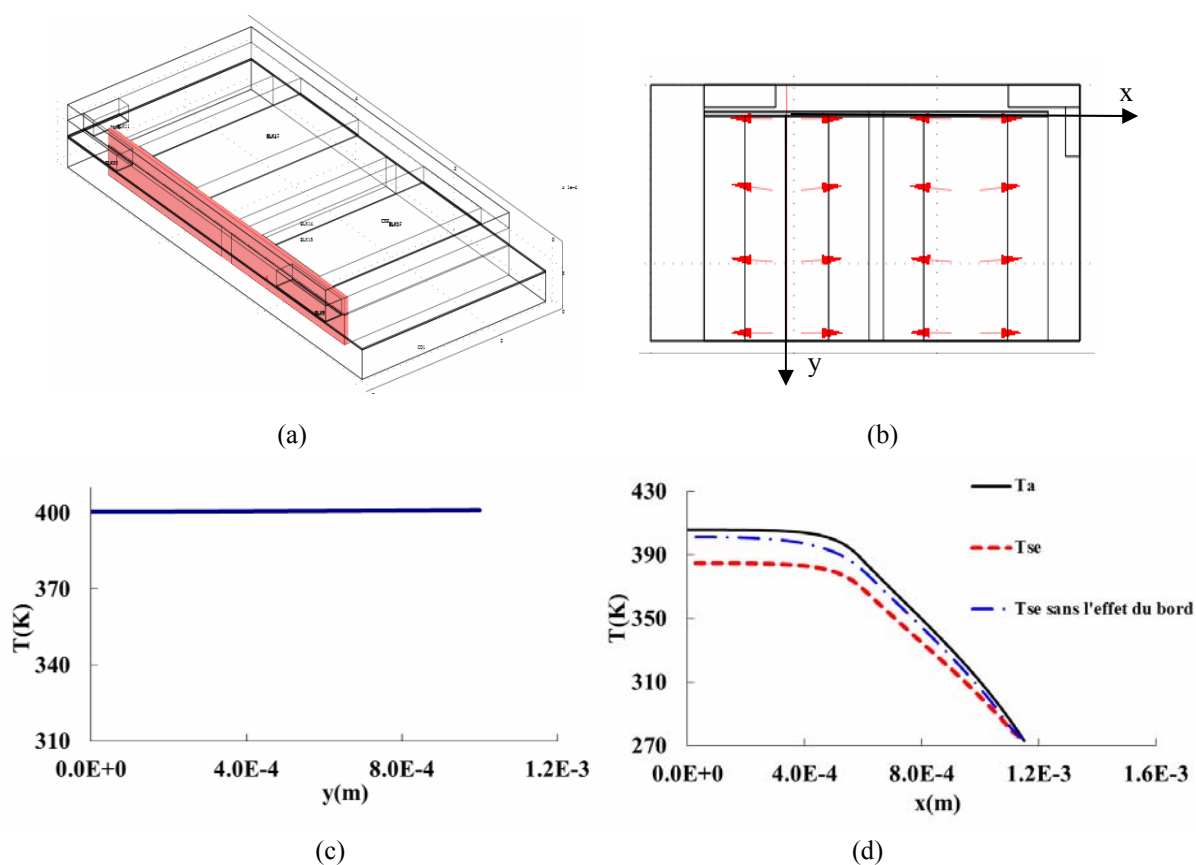


Figure 2- 15 : Modélisations comparatives permettant d'étudier l'effet de bord des membranes

Le modèle analytique nous a permis de comprendre le principe de fonctionnement du μ TEG, et s'est montré très précis lorsque le μ TEG est supposé fonctionner avec une différence de température uniforme imposée sur chacune de ses faces (Concentrateur, Substrat) comme nous l'avons montré au paragraphe 3.2.

En revanche, dans des conditions beaucoup plus proches de la réalité telles qu'une «solllicitation en flux imposé», des erreurs relativement importantes peuvent apparaître en

raison de l'effet de bord. L'effet de bord est la cause d'importants gradients de température dans la direction Oy non pris en compte dans le modèle analytique monodimensionnel (axe Ox). En conséquence, dans les parties suivantes, les études d'optimisation du dimensionnements des μ TEGs seront basées sur des résultats de simulations numériques.

4. Etude et optimisation des paramètres géométriques du μ TEG afin de rendre maximale la puissance utile délivrée

Afin qu'il puisse délivrer une puissance utile maximale, il est important que la géométrie du μ TEG soit optimisée par le dimensionnement de ses paramètres. Dans cette partie, nous avons choisi d'étudier un μ TEG constitué de deux membranes représenté Figure 2- 16.

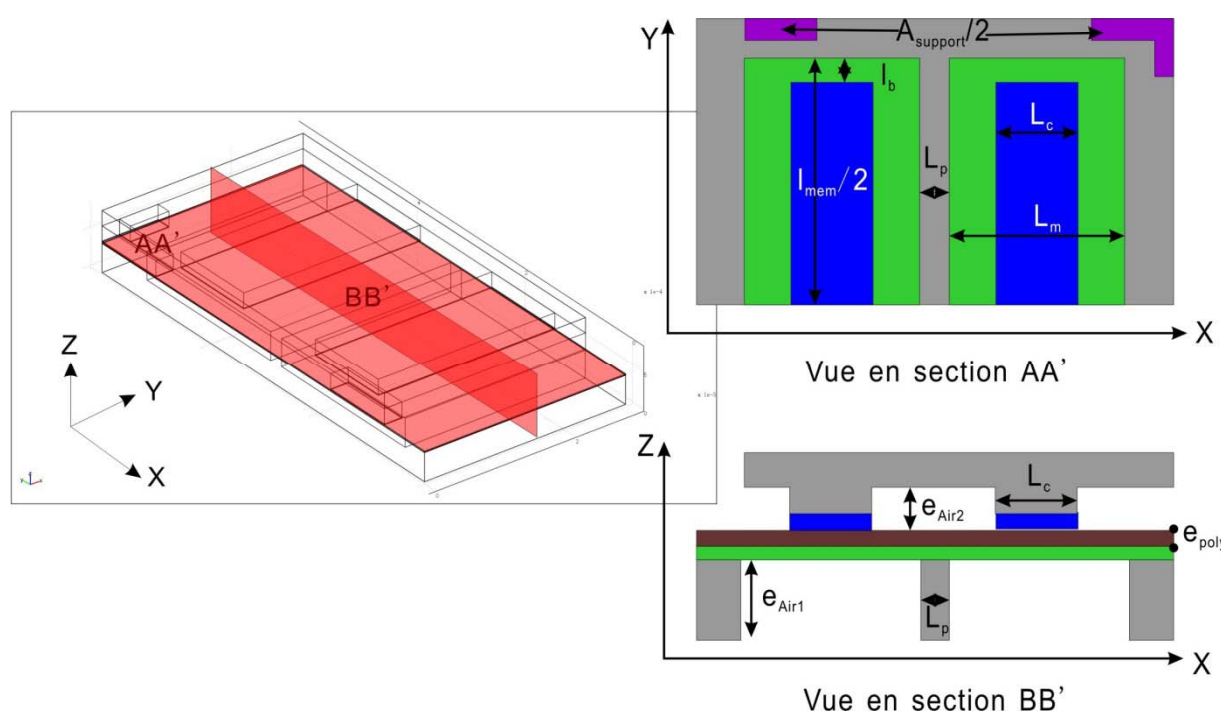


Figure 2- 16 : Structure géométrique d'un μ TEG constitué de 2 membranes

Certains paramètres géométriques n'interviennent pas sur la valeur de la résistance électrique de la thermopile, c'est pourquoi ils seront étudiés avec l'objectif de maximiser la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} , ce qui revient à maximiser la f.e.m et donc la puissance utile délivrée par le μ TEG. Cet écart de température est d'autant plus faible que le thermocouple se trouve près des bords de la membrane ; c'est pourquoi dans cette étude nous prendrons pour référence la différence de température au milieu du μ TEG (en $y=0$ dans Figure 2- 16).

Rappelons que la géométrie modélisée représentée Figure 2- 16 ne comporte que la moitié d'un μ TEG, les valeurs réelles de $A_{support}$ et l_{mem} sont données dans le Tableau 2- 3.

Afin que les résultats des analyses numériques soient comparables, les conditions d'excitation thermique du μ TEG doivent rester les mêmes pour toutes les simulations. Nous

avons vu précédemment qu'il existe deux approches :

-Soit la différence de température entre le concentrateur et le substrat est imposée (condition Dirichlet montrée dans la Figure 2- 17a)

-Soit une densité de flux constante est appliquée sur le concentrateur (condition Neumann montrée dans la Figure 2- 17b).

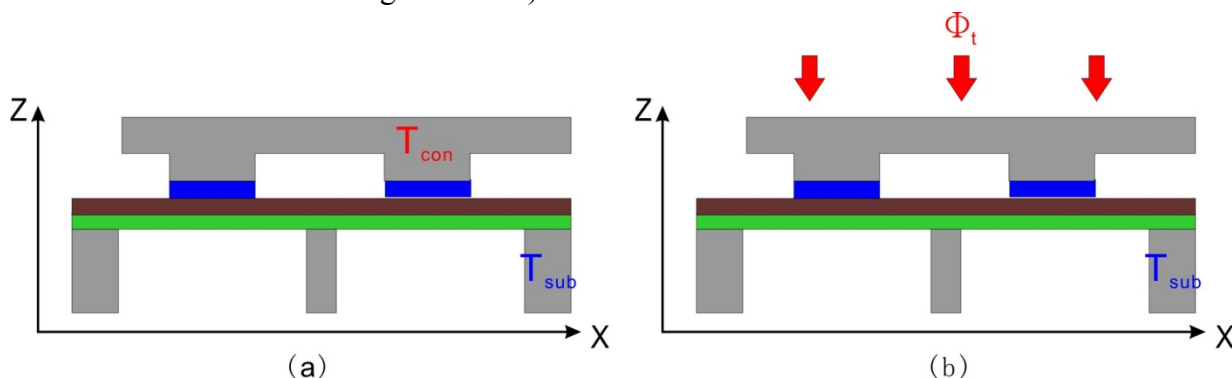


Figure 2- 17 : La condition Dirichlet (a) et la condition Neumann (b)

Dans le chapitre I, nous avons montré que d'un point de vue expérimental il est irréaliste de faire travailler un μ TEG en imposant une différence de température entre ses deux faces. La mesure précise de cette différence de température ne pourra pas être menée ce qui est extrêmement gênant pour comparer modélisation et résultats expérimentaux. C'est pourquoi, dans cette partie, et pour toutes les modélisations, une densité de flux de $4\text{W}/\text{cm}^2$ sera appliquée sur le concentrateur ce qui correspond à environ 1W sur la surface de notre concentrateur.

Afin de faciliter l'étude de l'influence de chaque paramètre géométrique du μ TEG, une configuration standard est préalablement définie (Tableau 2- 3). Nous ferons varier la valeur d'un seul paramètre géométrique à la fois, les autres paramètres restant constants. En réalité, il existe des couplages entre ces différents paramètres qu'il faudrait faire varier simultanément, mais leur nombre élevé (8) rend cette tâche quasiment impossible à réaliser en 3D, sur un PC même performant. Nous pensons qu'il faudrait effectuer une première approche analytique afin de mettre en évidence les couplages ce qui permettrait de réduire ensuite le nombre de paramètres à faire varier simultanément. Nous n'avons malheureusement pas eu le temps d'effectuer cette étude lors de notre formation doctorale.

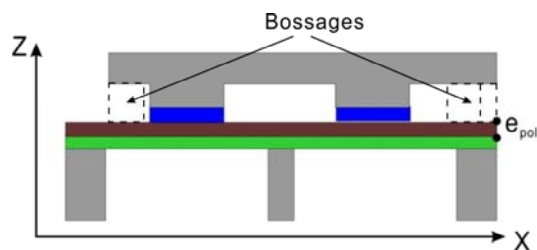
Epaiss. Polyimide $e_{\text{poly}}(\mu\text{m})$	Surface bossage $A_{\text{support}}(\text{mm}^2)$	Largeur de membrane $l_{\text{mem}}(\mu\text{m})$	Longueur de membrane $L_{\text{m}}(\mu\text{m})$	Longueur de contact $L_{\text{c}}(\mu\text{m})$	Epaiss. d'air sous membrane $e_{\text{Air1}}(\mu\text{m})$	Epaiss. d'air sur membrane $e_{\text{Air2}}(\mu\text{m})$	Largeur du bord $l_{\text{b}}(\mu\text{m})$
16	1.2	5735	2300	1170	380	200	50

Tableau 2- 3 : Données géométriques standard du te, 2 membranes, à étudier

4.1 Influence de l'épaisseur de la couche polyimide (e_{poly})

(en brun sur la figure suivante)

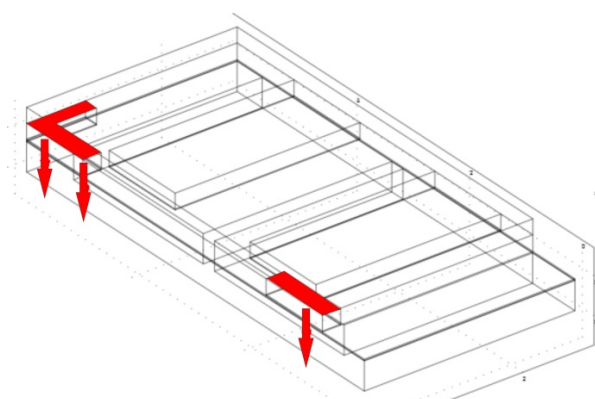
Ce paramètre n'intervient pas sur la valeur de la résistance électrique de la thermopile, c'est pourquoi nous chercherons à rendre maximale la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} ce qui revient à maximiser la f.e.m et donc la puissance utile délivrée par le μ TEG.



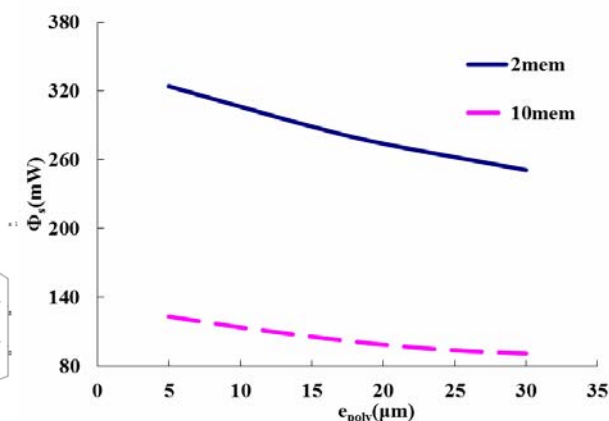
L'augmentation de l'épaisseur de polyimide e_{poly} a principalement deux effets sur la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} :

-Effet négatif : l'augmentation de e_{poly} fait diminuer la résistance thermique longitudinale de la membrane et augmenter la résistance thermique au niveau des zones en contact avec le concentrateur. De ce point de vue, la croissance de e_{poly} réduit ΔT_{cf}

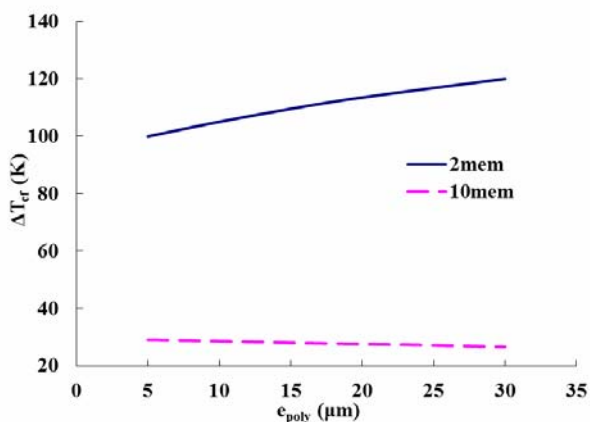
-Effet positif : la croissance de e_{poly} peut réduire la perte thermique à travers les bossages du μ TEG (Figure 2- 18a). De ce point de vue, la croissance de e_{poly} augmente ΔT_{cf}



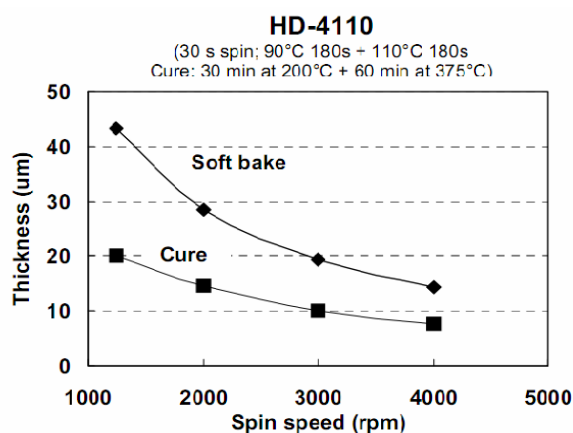
(a) Flux thermique perdu via les supports du concentrateur



(b) Résultats de simulation numérique de Φ_s



(c) Résultats de simulation numérique de T_{cf}



(d) e_{poly} en fonction de la vitesse de tournette[61]

Figure 2- 18 :L'influence de l'épaisseur de la couche polyimide
(la puissance totale appliquée sur la moitié du concentrateur est 601.7mW)

Parce que la longueur de membrane d'un μ TEG constitué de 2 membranes est grande, la résistance thermique longitudinale des membranes est élevée, ce qui augmente le flux thermique perdu via les bossages. La Figure 2- 18b montre que pour un μ TEG de 2 membranes, l'augmentation de e_{poly} peut beaucoup réduire cette perte thermique (de 324mW à 251mW). Dans ce cas, l'effet positif est plus important que l'effet négatif. La Figure 2- 18c montre que en faisant varier l'épaisseur de la couche polyimide de $0\mu\text{m}$ à $30\mu\text{m}$ on peut ainsi augmenter ΔT_{cf} de 100K à 120K.

Au contraire, pour des μ TEGs dont la longueur de membranes est faible, le flux thermique perdu via les bossages (Φ_s) est petit. Pour chiffrer cette hypothèse, une simulation numérique comparative avec un μ TEG comportant 10 membranes beaucoup plus courtes a été faite. Pour un μ TEG à 10 membranes, quand e_{poly} varie de $5\mu\text{m}$ à $30\mu\text{m}$, le flux perdu à travers les bossages Φ_a ne diminue que 32.2mW. Comparée avec la puissance totale (601.7mW), cette influence est faible. Sur le graphe représenté Figure 2- 18c, on constate que, contrairement au μ TEG à 2 membranes, ΔT_{cf} diminue légèrement (de 29 à 26.6K) lorsque l'épaisseur de polyimide augmente (5 à 30 μm).

Ces résultats montrent que le dimensionnement de l'épaisseur de polyimide e_{poly} afin de maximiser ΔT_{cf} dépend également de la longueur des membranes constituant chaque cellule du μ TEG. Rappelons que le rôle de cette couche de polyimide est d'assurer la protection de la thermopile et son isolation électrique. D'un point de vue technologique, la Figure 2- 18d montre que l'épaisseur après recuit du polyimide utilisé, peut être ajustée de $8\mu\text{m}$ à $20\mu\text{m}$ [61].

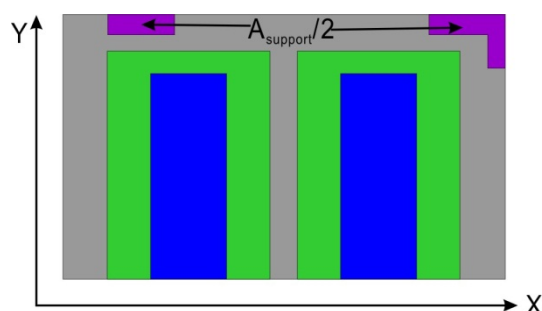
Cette étude montre que pour un μ TEG de 2 membranes, la valeur optimale de e_{poly} est de $20\mu\text{m}$, et de $8\mu\text{m}$ pour un μ TEG à 10 membranes. Pour la réalisation des μ TEG, nous avons pris un compromis entre ces deux valeurs soit $16\mu\text{m}$.

4.2 Influence de la surface de contact (A_{support}) entre les bossages du concentrateur et la couche de polyimide

(en mauve sur la figure suivante)

Ce paramètre n'intervient pas sur la valeur de la résistance électrique de la thermopile, c'est pourquoi nous chercherons à rendre maximale la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} ce qui revient à maximiser la f.e.m et donc la puissance utile délivrée par le μ TEG.

Nous pouvons considérer que la résistance thermique de contact entre les supports du concentrateur (bossages) et la couche polyimide est quasi inversement proportionnel à la surface de contact A_{support} . C'est-à-dire que la résistance de contact diminue lorsque la surface de contact



augmente. Dans ce cas, le flux thermique perdu via les bossages augmente. La Figure 2- 19 montre que pour un μ TEG constitué de deux membranes et de surface = $5.995 \times 5.735 \text{ mm}^2$, quand la surface de contact entre les supports du concentrateur et la couche polyimide $A_{\text{support}}/2$ passe de 0 à 1 mm^2 , la perte thermique via le support augmente de 0 à 368 mW (flux thermique total 601.7 mW). Comme plus de la moitié du flux thermique est perdue via les supports du concentrateur (bossages), la différence de température entre jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} diminue de 185 K à 88 K .

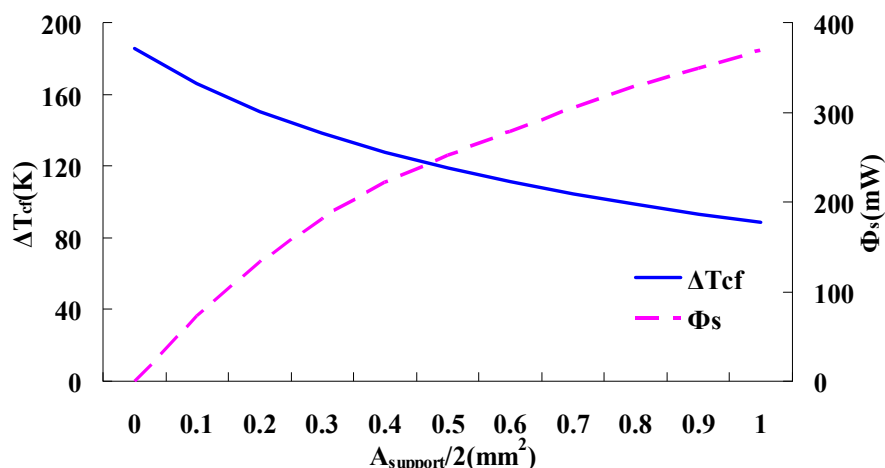


Figure 2- 19 : Evolution de la différence de température ΔT_{cf} et du flux perdu Φ_s en fonction de l’aire des bossages A_{support}

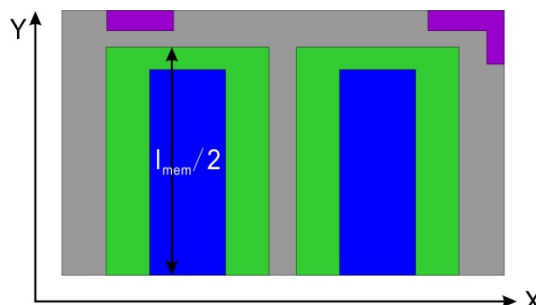
Il est évident que la surface de ces bossages A_{support} doit être la plus petite possible pour maximiser ΔT_{cf} . Mais une valeur trop réduite fragiliserait le μ TEG. Pour la phase de fabrication, nous avons donc choisi une valeur raisonnable, soit : $A_{\text{support}} = 1.2 \text{ mm}^2$. Pour un μ TEG constitué de 2 membranes, cette surface correspond une perte du flux thermique de 35% contre 16.5% pour un μ TEG à 10 membranes.

4.3 Influence de la largeur de la membrane (l_{mem})

(en vert sur la figure suivante)

Il s’agit ici de répondre à la question suivante : La surface des bossages et la surface totale du μ TEG étant fixées, a-t-on intérêt à réaliser des μ TEGs les plus larges possibles ou autrement dit vaut il mieux utiliser deux μ TEGs de $5 \times 3 \text{ mm}$ qu’un seul de $5 \times 6 \text{ mm}$.

Ce paramètre intervient directement sur la valeur de la résistance électrique de la thermopile par l’intermédiaire du nombre de pistes constituant la thermopile, et donc du nombre de thermocouples N présents sur le μ TEG. Rappelons (équation 1-12) que la puissance utile maximale délivrée par un μ TEG de surface $A_{\text{concentrateur}}$ s’exprime :



$$P_{u\max} = \frac{V_s^2}{4R_{\text{ein}}} = \frac{(N\alpha_{NP}\Delta T_{\text{cf}})^2}{4R_{\text{ein}}}$$

Ou encore , en notant r_{ein} , la résistance électrique d'un seul thermocouple :

$$P_{u\max} = \frac{(N\alpha_{NP}\Delta T_{\text{cf}})^2}{4Nr_{\text{ein}}} = N \frac{(\alpha_{NP}\Delta T_{\text{cf}})^2}{4r_{\text{ein}}} \quad (2-43)$$

Ce qui donne, en exprimant la puissance maximale utile par thermocouple :

$$P_{u\max/1} = \frac{(\alpha_{NP}\Delta T_{\text{cf}})^2}{4r_{\text{ein}}} \quad (2-44)$$

Il apparaît clairement que pour rendre maximale la puissance utile fournie par un seul thermocouple, il suffit de maximiser la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} d'autant plus que l'effet est quadratique.

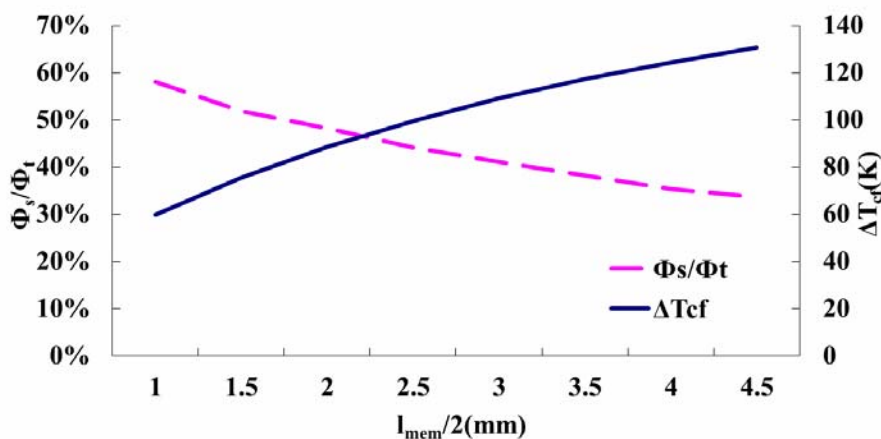


Figure 2- 20: Ratio de la perte Φ_s sur le flux thermique total Φ_t et différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} en fonction de $l_{\text{mem}}/2$

La Figure 2- 20 montre l'influence de la largeur de membrane l_{mem} sur les pertes thermiques via les bossages, exprimée par le ratio de la perte Φ_s sur le flux thermique total Φ_t . La différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} calculée au milieu du μTEG ($y=0$) est également représentée.

Il apparaît que la résistance thermique longitudinale des membranes du μTEG à 2 membranes étant élevée, le fait d'augmenter l_{mem} permet de diminuer notablement les pertes et de faire croître ΔT_{cf} . Quand $l_{\text{mem}}/2$ varie de 1mm à 4.5mm, les pertes via les bossages passent de 58% à 33.7% et la différence de température varie de 60K à 131K (118% d'augmentation).

La résistance thermique des membranes du μTEG à 10 membranes étant beaucoup plus faible que le μTEG à 2 membranes, l'influence de l_{mem} est relativement faible. Dans ce cas, quand $l_{\text{mem}}/2$ varie de 1mm à 4.5mm, la perte via les bossages passe de 34% à 11% et la différence de température varie de 25K à 29.5K (18% d'augmentation).

Ces résultats montrent tout l'intérêt à réaliser des μ TEGs à grande largeur de membrane afin de minimiser les pertes de chaleurs par ponts thermiques via les bossages. Mais, en pratique, la surface du μ TEG devra être limitée pour les raisons suivantes :

- Une trop grande portée entre les bossages rend le μ TEG plus fragile lorsqu'une force est appliquée sur le concentrateur. Celui-ci risque de se casser.
- Les μ TEGs ne sont pas flexibles, il est préférable d'en disposer plusieurs lorsque les sources de chaleur ne sont pas parfaitement planes.
- Cela permet de limiter le coût de fabrication
- L'augmentation de surface du μ TEG peut accroître le risque d'échec dans la fabrication (circuit ouvert, craquellement des membranes, etc.)

En considérant tous ces facteurs la largeur de la membrane l_{mem} a été fixée à 5.135 mm lors de la phase de fabrication.

4.4 Influence de la longueur des membranes (L_m)

(en vert sur la figure suivante)

Dans ce cas, la longueur du μ TEG est constante et, en conséquence la résistance électrique r_{ein} de la ligne de thermocouples reposant au dessus des deux membranes suivant Ox l'est également. Selon la relation 2-43, il suffit donc d'étudier l'évolution de la différence de température ΔT_{cf} en fonction de la longueur des membranes L_m pour déterminer l'existence d'une

valeur optimale. Lors de cette étude, la longueur L_c des piliers de silicium du concentrateur (en bleu sur le schéma) est maintenue à $L_m/2$. En réalité il aurait fallu faire varier simultanément ce paramètre, mais comme nous l'avons précédemment évoqué, les calculs (3D) auraient été beaucoup trop lourds.

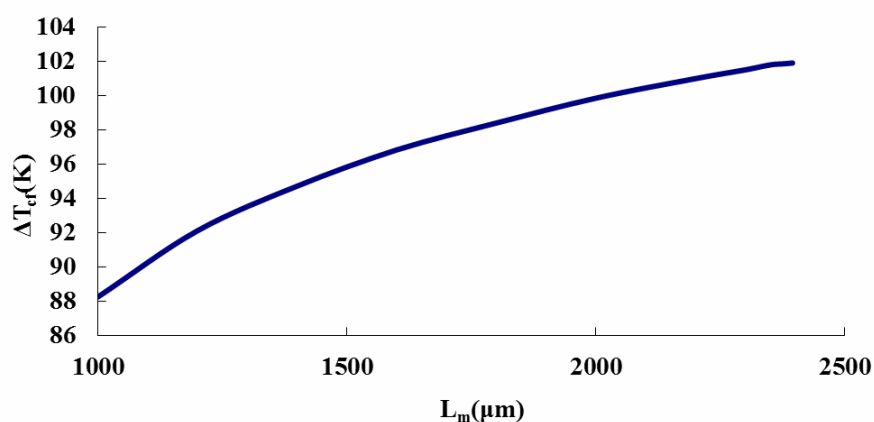
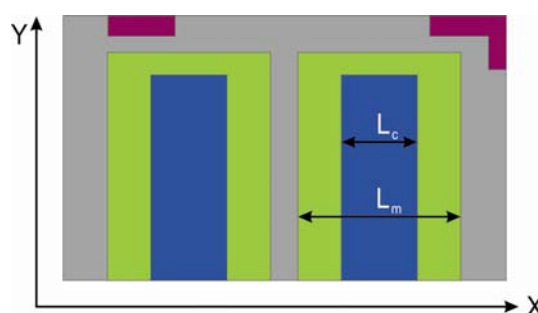


Figure 2- 21: Influence de la longueur des membranes sur ΔT_{cf}

Les résultats des modélisations numériques représentés Figure 2- 21 montrent que ΔT_{cf} augmente avec la longueur de membrane L_m . En raison des pertes thermiques, cette variation ΔT_{cf} n'est pas proportionnelle à L_m mais un peu moindre. Pour un μ TEG de 2 membranes, quand L_m varie de $1000\mu\text{m}$ à $2350\mu\text{m}$ (135 %), ΔT_{cf} n'augmente que 15.3% (13.5K).

Il apparaît donc qu'il faut rendre maximale la longueur des membranes pour optimiser ΔT_{cf} ce qui revient à maximiser la f.e.m et donc la puissance utile délivrée par le μ TEG. En conséquence, la longueur des piliers (L_p) supportant les membranes doit être la plus faible possible. Compte-tenu des contraintes technologiques (ces piliers résultent d'un creusement total du substrat), une longueur de l'ordre de quelques dizaines de μm est réalisable.

D'un point de vue réalisation pratique du μ TEG à 2 membranes la valeur de L_p est fixée à $200\mu\text{m}$ pour des raisons de robustesse et pour permettre un bon contact avec le puits thermique. Par ailleurs, nous avons donc choisi la valeur maximale possible pour L_m , soit $2300\mu\text{m}$.

4.5 Influence de la longueur de contact entre les piliers du concentrateur et les membranes (L_c)

(en bleu sur la figure suivante)

Ce paramètre purement thermique n'intervient pas sur la valeur de la résistance électrique de la thermopile, c'est pourquoi nous chercherons à rendre maximale la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} ce qui revient à maximiser la f.e.m et donc la puissance utile délivrée par le μ TEG.

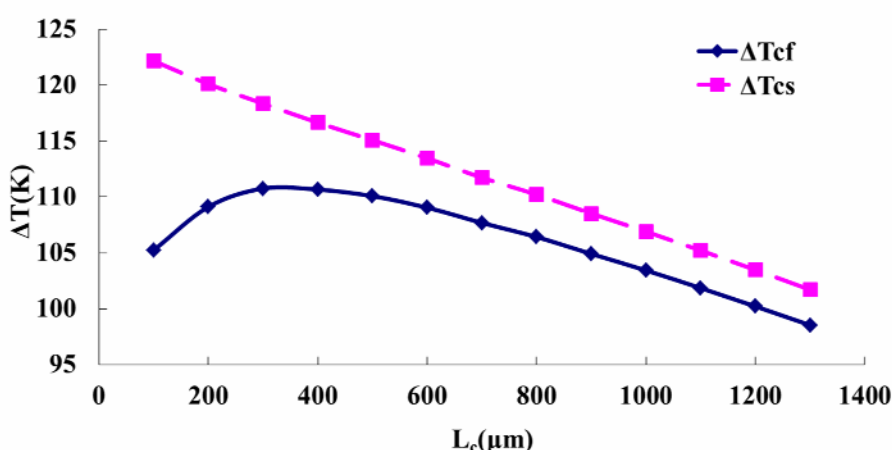
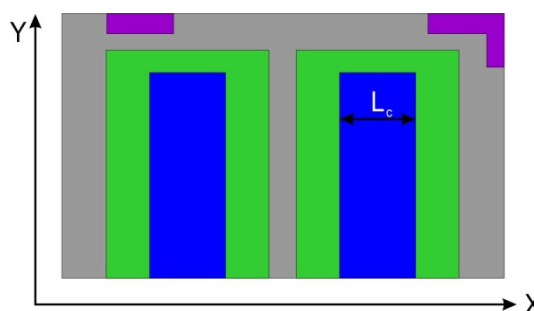


Figure 2- 22 : Influence de la longueur des piliers du concentrateur L_c sur ΔT_{cf} et ΔT_{cs}

L'augmentation de la largeur des piliers du concentrateur L_c provoque la diminution de la résistance thermique du μ TEG, puisque la longueur de membrane « libres » en contact avec

l'air ambiant (L_m-L_c) diminue. En conséquence, lorsque le μ TEG est excité à flux thermique constant, la différence de température entre le concentrateur et le substrat ΔT_{cs} diminue comme le montre le graphe de la Figure 2- 22. Par contre la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} passe par un maximum ce que nous allons tacher d'interpréter.

Il apparaît tout d'abord que la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} est plus petite que ΔT_{cs} en raison de la résistance thermique de la couche polyimide et de la résistance de contact.

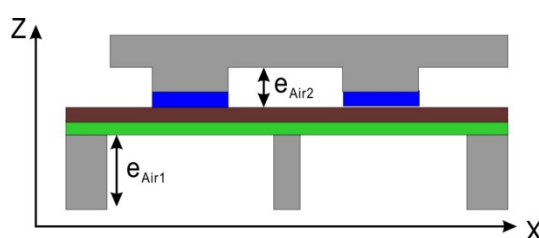
Lorsque le paramètre L_c est petit et augmente de 0 à 300 μm la résistance thermique du pilier ainsi que la résistance de contact avec le polyimide diminuent ce qui améliore la transmission de la chaleur issue du concentrateur vers les jonctions chaudes. En conséquence et sachant que la température des jonctions froides solidaires du substrat est sensiblement constante, la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} augmente. (à la limite si $L_c=0$, le pilier n'existe pas et $\Delta T_{cf}=0$).

Lorsque L_c est grand et varie de 400 μm à 1200 μm , la résistance thermique « apparente » entre le concentrateur et la jonction chaude diminue de plus en plus lentement, par contre la résistance thermique globale du μ TEG continue à diminuer quasi-linéairement comme le montre l'évolution de ΔT_{cs} . En conséquence, la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} diminue. A la limite si les piliers recouvraient tout le substrat (concentrateur non gravé), ΔT_{cf} serait très faible car on se trouverait dans le cas d'un μ TEG à simple déflexion de flux [39].

Ces analyses montrent bien qu'il existe une valeur optimale de L_c qui permet d'obtenir un ΔT_{cf} maximal, pour un μ TEG constitué de 2 membranes de longueur 2300 μm , cette valeur est d'environ 300 μm .

4.6 Influence de l'épaisseur des cavités d'air au dessous ($e_{\text{Air}1}$) et au dessus ($e_{\text{Air}2}$) de la membrane

Ce paramètre purement thermique n'intervient pas sur la valeur de la résistance électrique de la thermopile, c'est pourquoi nous chercherons à rendre maximale la différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} ce qui revient à maximiser la f.e.m et donc la puissance utile délivrée par le μ TEG.



Les cavités remplies d'air situées au dessous et au dessus de la membrane ont été creusées pour constituer des zones d'isolation thermique. Elles permettent la canalisation du flux thermique vers le milieu des membranes et son évacuation via les piliers du substrat,

après avoir traversé longitudinalement les membranes. La qualité de cette isolation thermique dépend de la résistance thermique qui est quasi-proportionnelle à l'épaisseur des cavités d'air e_{Air1} et e_{Air2} . En conséquence, la différence de température entre jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} augmente avec les épaisseurs e_{Air1} et e_{Air2} comme le montrent les graphes des Figure 2-23a et Figure 2-23b .

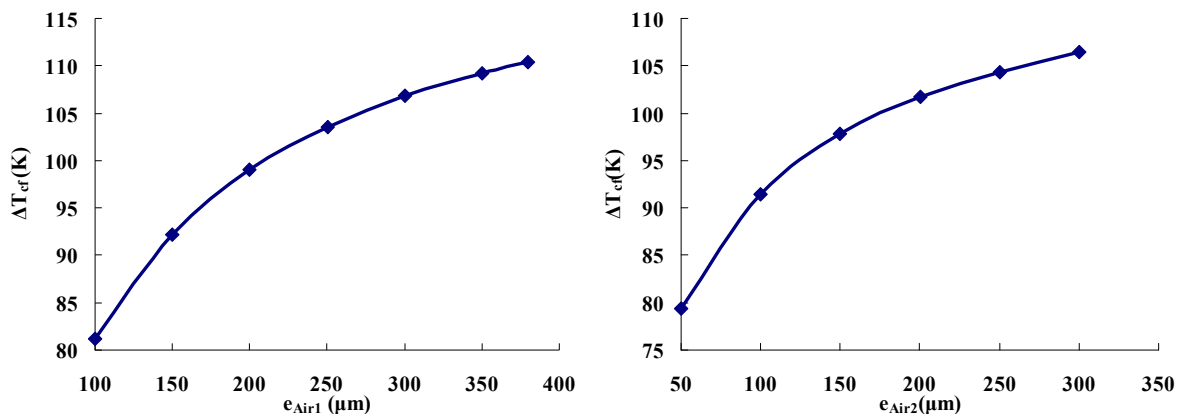
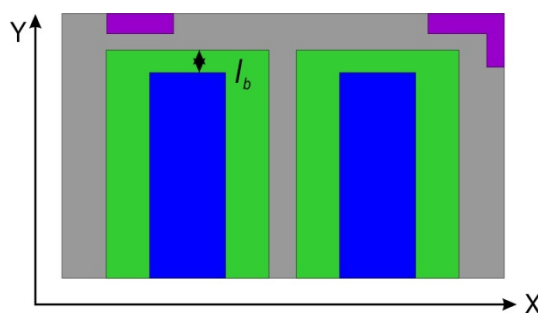


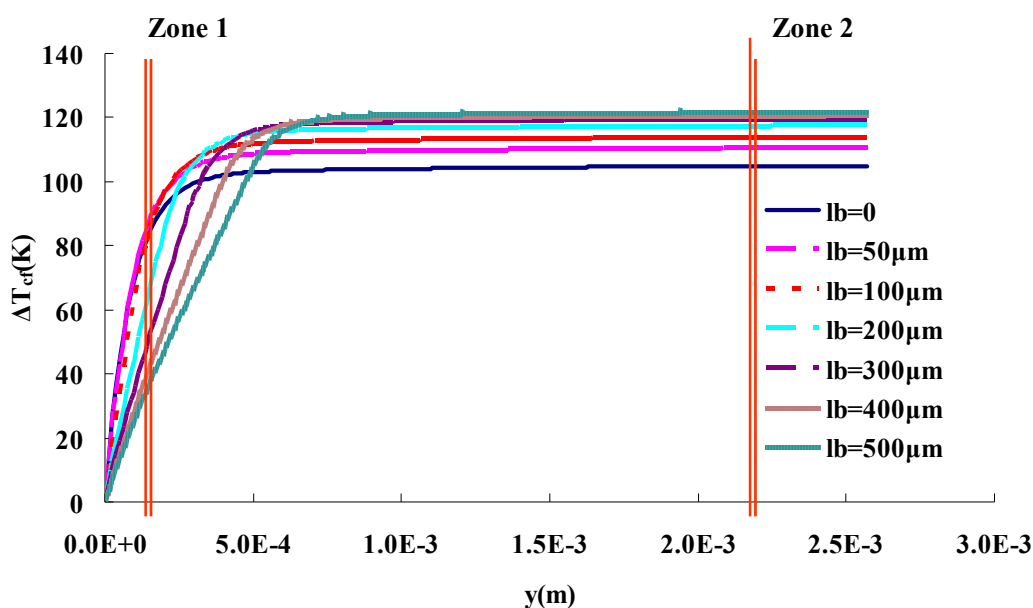
Figure 2- 23 : Influence des épaisseurs des cavités d'air sur ΔT_{cf} au dessous (e_{Air1}) et au dessus (e_{Air2}) de la membrane

Lors de la fabrication des μ TEGs, il faut prendre en compte que l'épaisseur du wafer limite l'épaisseur des cavités d'air. Le substrat supportant les membranes entièrement évidé, donc l'épaisseur de la lame d'air e_{Air1} est d'environ 380 μ m. Afin d'obtenir un concentrateur suffisamment robuste, nous avons limité l'épaisseur des cavités e_{Air2} à environ 200 μ m afin qu'il subsiste environ 180 μ m de silicium au dessus de celles-ci.

4.7 Optimisation de la distance l_b entre le bord du pilier concentrateur et le bord de la membrane

Comme nous l'avons montré Figure 2- 14, la distribution de température au centre de la membrane, suivant l'axe y, n'est pas constante en raison de la présence du bord horizontal de la cavité creusée dans le substrat, mais aussi du bord du pilier concentrateur, tous deux constitués de silicium fortement conducteur thermique. La Figure 2- 24a donne l'évolution de la différence de température entre les jonctions chaudes (situées au milieu des membranes) et les jonctions froides, suivant l'axe y, pour des μ TEGs avec différentes valeurs d'espacement l_b . Elle fait notamment apparaître que pour différentes distances l_b , le classement des valeurs maximales de ΔT_{cf} n'est pas le même dans la zone proche des bords (zone1) que dans la zone centrale (zone 2, Figure 2- 24b).





(a) ΔT_{cf} en fonction de y pour différentes distances l_b

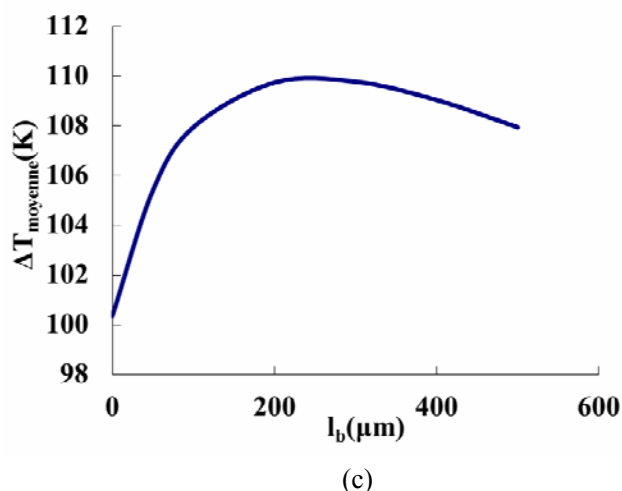
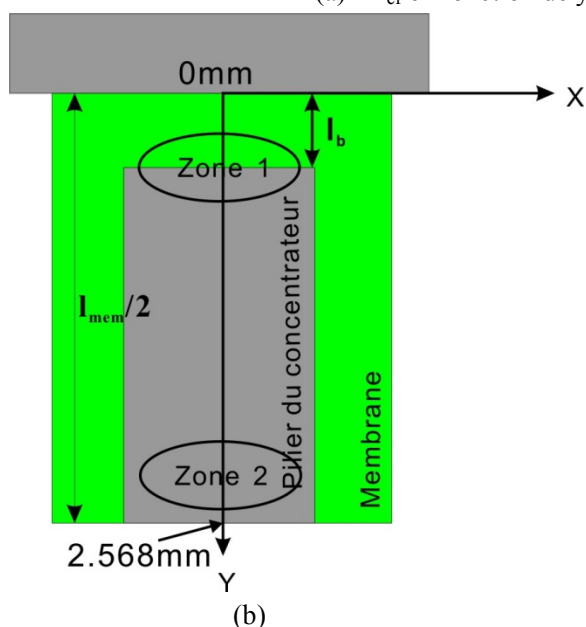


Figure 2- 24: L'influence de l'effet du bord sur ΔT_{cf}

En conséquence, pour trouver la valeur optimale de l_b , il suffit d'étudier l'évolution de la différence de température moyenne entre les jonctions chaudes et froides $\Delta T_{moyenne}$ en fonction de la distance l_b soit :

$$\Delta T_{moyenne} = \frac{\int_0^{l_{mem}/2} \Delta T_{cf}(y) dy}{l_{mem}/2} \quad (2-45)$$

La courbe correspondante représentée Figure 2- 24c montre qu'il existe bien une distance optimale l_b qui permet d'avoir une valeur moyenne $\Delta T_{moyenne}$ maximale. Pour ce μ TEG à 2 membranes de longueur = 2300 μ m, la valeur optimale de l_b est d'environ 250 μ m.

4.8 Influence de la largeur l_p de la piste de polySilicium constituant la thermopile

(Figure 2- 2)

Pour étudier ce paramètre qui intervient à la fois sur la valeur de ΔT_{cf} et sur la résistance électrique de la thermopile, nous avons modélisé deux μ TEGs à 2 membranes, de même surface, mais avec deux largeurs l_p différentes pour la piste de polySilicium. Les résultats obtenus pour une densité de flux incidente de $4W/cm^2$ sont résumés dans le Tableau 2- 4.

	μ TEG No.1	μ TEG No. 2
Larg. piste polysi : l_p (μm)	50	120
Larg. interpiste i (μm)	5	5
Larg. Piste polysi plaquée métaux l_m (μm)	10	10
Nombre des thermocouples	N	N/2
Résistance électrique interne	R_{ein}	$5R_{ein}/24$
$\lambda_{eqs}e_{is}$ (W/K) (relation 2-31)	27.91	26.97
Diff. Temp. par thermocouple : ΔT_{cf}	110.48K	110.97K
Tension de sortie	V_s	$0.502V_s$
Puissance de sortie	P_s	$1.21 P_s$

Tableau 2- 4 : Résultats de modélisation de deux μ TEGs pour 2 valeurs de largeur de piste thermoélectrique

La largeur des pistes du μ TEG No.2 étant plus importante que celle de No. 1, le nombre des thermocouples du μ TEG No.2 est moitié moindre (N/2). En négligeant la résistance électrique de la partie métallisée, la résistance électrique interne du μ TEG No. 2 est beaucoup plus faible, soit 5/24 de celle du μ TEG No. 1. La conductivité thermique de la couche équivalente, (membrane+thermopile) varie peu (3.4% de moins pour le μ TEG No.2 par rapport au μ TEG No.1) et en conséquence ΔT_{cf} n'augmente que de 0.44%.

Il résulte de ces observations que la puissance utile sur charge adaptée du μ TEG No.2 est 21% plus grande que celle du μ TEG No.1. Cette augmentation de puissance vient principalement de la réduction de la résistance électrique interne R_{ein} mais au détriment de la tension de sortie qui est divisée par deux tout comme le nombre de thermocouples.

Une tension de sortie trop faible peut être rédhibitoire pour alimenter un microsystème, aussi lors de la fabrication, la largeur de piste sera choisie entre $50\mu m$ et $200\mu m$.

5. Géométrie optimisée du μ TEG

Guidés par les résultats de la partie précédente résumés dans le Tableau 2- 5, nous proposons d'étudier dans cette partie, à surface du μ TEG constante ($5.995 \times 5.735 mm^2$), l'influence du nombre de membranes sur la tension et la puissance utile délivrées.

Lors de cette étude, la largeur du substrat entre les membranes sera fixée à $200\mu m$ et la largeur des pistes du polysilicium sera fixée à $50\mu m$, en conséquence, la résistance électrique

interne du μ TEG sera constante puisqu'elle est invariante avec le nombre de thermocouples par ligne. Ce nombre des thermocouples étant proportionnel au nombre des membranes N_m , il suffit donc d'étudier l'évolution du produit $\Delta T_{cf} \times N_m$ à flux thermique imposé ($4W/cm^2$) pour optimiser le μ TEG en fonction du nombre de membranes.

Ces considérations permettent de mettre en évidence un avantage du μ TEG planaire comparé au (μ)TEG vertical : il est possible de faire varier la longueur des thermoéléments (ici les membranes supportant les thermocouples planaires) sans modification de la résistance électrique interne comme nous l'avons souligné au chapitre I.

Surf. μ TEG $A_{\mu\text{TEG}}(\text{mm}^2)$	Surf. Concentrateur $A_{\text{concentrateur}}(\text{mm}^2)$	Surf. des contacts des bossages $A_{\text{support}}(\text{mm}^2)$	Epaiss. du SiO2 $e_{\text{SiO}_2}(\text{nm})$	Epaiss. du SixNy $e_{\text{SixNy}}(\text{nm})$	Epaiss. du polySilicium $e_{\text{polySi}}(\text{nm})$
5.995×5.735	5.245×5.735	1.2	700	600	550
Epaiss. polyimide $e_{\text{poly}}(\mu\text{m})$	Epaiss. du Titane $e_{\text{Ti}}(\text{nm})$	Epaiss. d'Aluminium $e_{\text{Al}}(\text{nm})$	Epaiss. du Nickel $e_{\text{Ni}}(\text{nm})$	Epaiss. d'or $e_{\text{Au}}(\text{nm})$	Largeur Piste polysi $l_p(\mu\text{m})$
16	10	150	40	100	<200
Largeur interpiste $i(\mu\text{m})$	Largeur Piste polysi plaquée métaux $l_m(\mu\text{m})$	Epaiss. d'air sous membrane $e_{\text{Air1}}(\mu\text{m})$	Epaiss. d'air sur membrane $e_{\text{Air2}}(\mu\text{m})$	Largeur au bord $l_b(\mu\text{m})$	Largeur de membrane $l_{\text{mem}}(\mu\text{m})$
5	8	380	200	50	5135
Largeur substrat entre membrane $L_p(\mu\text{m})$	Largeur membrane $L_m(\mu\text{m})$		Longueur des piliers du concentrateur L_c		
200	$(4800-200(N_m-1))/N_m$		Optimisé par rapport à L_m suivant Figure 2- 22		

Tableau 2- 5 : Résumé des paramètres géométriques d'un μ TEG optimisé

Le résultat des modélisations 3D est donné Figure 2- 25 sous la forme d'un réseau de courbes donnant la valeur de $\Delta T_{cf} \times N_m$ en fonction de la longueur du pilier concentrateur L_c . L'importance de ce paramètre apparaît clairement comme nous l'avons montré Figure 2- 22. Ce réseau de courbes, montre bien que c'est le μ TEG à 5 membranes qui peut fournir un maximum de tension/puissance maximale lorsque L_c est fixé à 200 μm .

Ceci vient confirmer les interprétations physiques précédemment énoncées, soit : lorsque le nombre des membranes est petit, la longueur et donc la résistance thermique des membranes est grande. Dans ce cas, un flux thermique important est perdu via les bossages du concentrateur qui forment des ponts thermiques. En effet, dans le cas idéal d'un μ TEG sans bossages, la différence de température ΔT_{cf} pour un μ TEG à 2 membranes devrait être 6.25 fois supérieure à celle d'un μ TEG à 5 membranes mais, en réalité ce rapport vaut seulement 1.61. Ce résultat met en avant l'importance des études à effectuer pour trouver de

meilleures solutions que des bossages en silicium massif pour maintenir de façon robuste le concentrateur sur le substrat.

Par contre, lorsque le nombre des membranes est élevé (10 membranes par exemple), la perte thermique via les bossages est grandement diminuée ce qui est normal puisque la résistance thermique des membranes est très faible. Dans ce cas, la résistance thermique totale du μ TEG sera fortement diminuée, ce qui constitue un désavantage comme nous le montrerons par la suite.

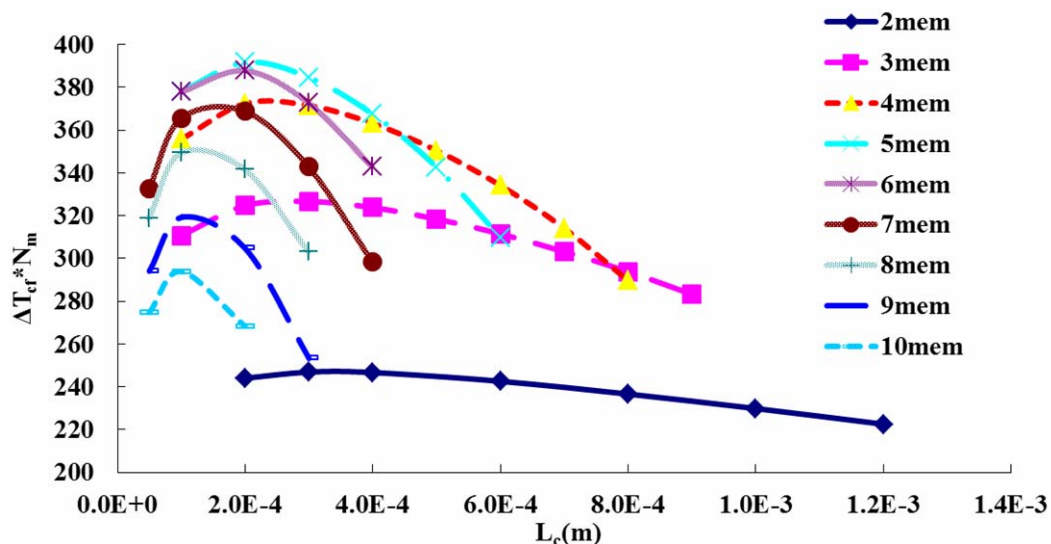


Figure 2- 25 : Etude de la performance de différents μ TEGs à nombre variable de membranes optimisés, en fonction de la longueur des piliers du concentrateur

Il est donc important de pouvoir calculer la valeur de la résistance thermique du μ TEG , $R_{th\mu TEG}$ ce que permettent de faire les modélisations numériques, soit :

$$R_{th\mu TEG} = \frac{T_{con} - T_{sub}}{\varphi_e A_{concentrateur}} \quad (\text{K/W}) \quad (2-46)$$

Avec pour rappel : T_{con} , T_{sub} : Températures du concentrateur et du substrat
 φ_e : Densité de flux traversant le μ TEG
 $A_{concentrateur}$: surface du concentrateur

La différence de température entre jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} étant proportionnelle à la différence de température entre le concentrateur et le substrat, $R_{th\mu TEG}$ peut être scindée en deux parties : la résistance effective $R_{th\text{eff}}$ sur laquelle se développe la différence de température ΔT_{cf} productrice d'énergie électrique et la résistance thermique parasite $R_{th\text{para}}$ introduite par les résistances thermiques : de contact, du concentrateur, du polyimide, du substrat.

$R_{th\text{eff}}$ peut donc s'écrire :

$$R_{th\text{eff}} = \frac{T_c - T_f}{\varphi_e A_{concentrateur}} \quad (\text{K/W}) \quad (2-47)$$

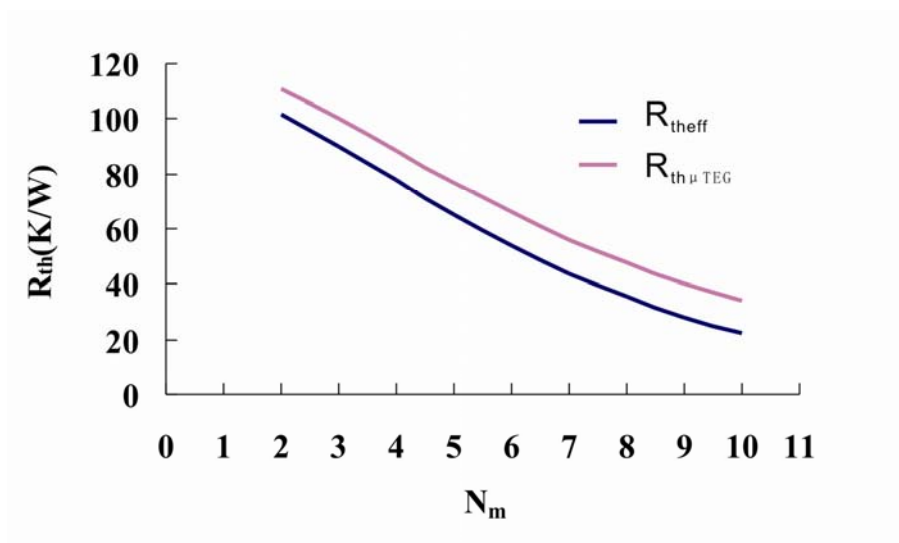


Figure 2- 26: Résistances thermiques du μ TEG en fonction du nombre des membranes

La Figure 2- 26 donne l'évolution de $R_{th\mu TE G}$ et R_{theff} en fonction du nombre de membranes. Il apparaît que, avec l'augmentation du nombre de membranes et la réduction de longueur correspondante, la résistance thermique du μ TEG diminue rapidement.

La connaissance de ces grandeurs ($R_{th\mu TE G}$ et R_{theff}) permet de calculer facilement, dans un environnement thermique quelconque, la valeur de la différence de température ΔT_{cf} présente entre les jonctions de chaque thermocouple puisque $\Delta T_{cf} = R_{theff} \phi_e A_{concentrateur}$. La tension délivrée par le μ TEG en est directement déduite à partir de la relation 1-8 : $V_s = N\alpha_{NP}\Delta T_{cf}$ ainsi que la puissance utile maximale connaissant la résistance électrique interne R_{ein} du μ TEG.

Dans le cas le plus général, le μ TEG est traversé par un flux thermique généré par une différence de température ΔT_{sp} (différence de température entre une source et un puits thermique). Ces sources de température idéales, sont en réalité affectées de résistances thermiques. En notant R_{ex} la somme de toutes ces résistances , y compris les résistances de contact, la différence de température entre jonctions s'exprime :

$$\Delta T_{cf} = \frac{R_{eff}}{R_{\mu TE G} + R_{ex}} \Delta T_{sp} \quad (2-48)$$

A titre d'exemple, nous avons représenté Figure 2- 27 un graphe permettant de choisir le μ TEG le plus performant dans un environnement thermique donné ΔT_{sp} ayant été fixé à 200K.

On constate que lorsque R_{ex} passe de 0 à 100K/W, le μ TEG le plus performant voit son nombre de membrane diminuer de 10 à 6. Le μ TEG à 5 membranes précédemment cité comme étant le meilleur (Figure 2- 25) dans le cas d'une excitation à flux constant constitue

en fait une limite adaptée à une situation thermique dans laquelle $R_{ex} \rightarrow \infty$.

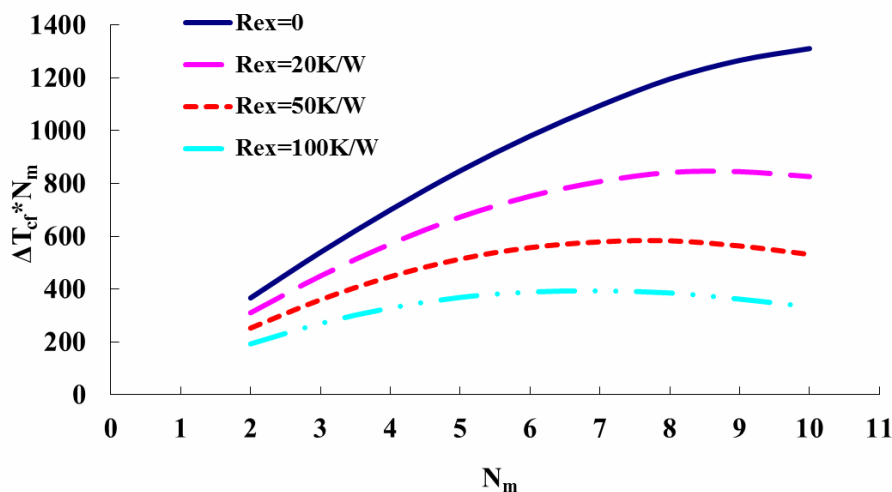


Figure 2- 27: Choix du μ TEG le mieux adapté en fonction des résistances thermiques extérieures

6. Conclusion

Deux facteurs principaux ont été considérés lors du dimensionnement des μ TEGs: l'influence de chaque paramètre géométrique sur ΔT_{cf} et les limitations technologiques qui nous donneront un minimum d'échecs lors de la réalisation en centrale de technologie.

Nous avons donc décidé de fabriquer trois différents types de μ TEGs afin de valider au mieux notre étude théorique :

- Une série de μ TEG à 2 membranes à résistance thermique élevée.
- Une série de μ TEG à 5 membranes : les plus performants quand le μ TEG travaille à flux thermique imposé.
- Une série de μ TEG de 10 membranes : les plus performants quand le μ TEG travaille sous une différence de température fixée (cas limite avec $R_{ex} \ll R_{theff}$).

Chapitre III : Description des méthodes et procédés

mis en œuvre pour réaliser les μ TEGs

1. Introduction

Dans le chapitre précédent, les résultats obtenus, avec le modèle analytique 1 D et les simulations numériques COMSOL 3D, nous ont permis d'étudier les évolutions des performances du μ TEG en fonction de ses dimensions structurales (longueur des thermoéléments, épaisseurs et largeurs des piliers, ...).

Ce chapitre décrit essentiellement la technologie mise en œuvre pour la fabrication des μ TEGs. La surface des composants de quelques millimètres carrés autorise la réalisation de plusieurs dizaines de μ TEGs sur un wafer de 3 pouces, dimension maximale processable dans les installations de l'IEMN.

Six configurations de μ TEG de même surface ($5.7 \times 6 \text{ mm}^2$) sont décrites dans le tableau suivant. Celles-ci vont permettre d'étudier expérimentalement l'évolution des performances en fonction de la longueur des thermoéléments (liée au nombre de membranes) et de la largeur de la piste polysilicium, principal matériau thermoélectrique.

Nombre de membranes	2		5		10	
Longueur d'une membrane (μm)	2300		800		300	
Largeur des pistes polySilicium (μm)	50	50	70	50	70	200

Tableau 3- 1: Paramètres des différentes configurations des μ TEGs réalisés

Ces différentes configurations permettent de faire varier les résistances thermique et électrique des composants. Les résultats du chapitre II montrent que le μ TEG à 5 membranes devrait être le plus performant.

Dans la suite nous décrivons les différentes étapes technologiques pour la fabrication de ces six configurations de μ TEGs. La technologie développée est une technologie standard silicium compatible CMOS. Les μ TEGs sont composés de deux parties :

- Une partie inférieure constituée d'une thermopile plane qui repose sur des membranes suspendues.
- Une partie supérieure constituant le concentrateur d'énergie vers le centre des membranes.

Ces deux parties du μ TEG sont respectivement réalisées sur deux wafers de silicium de diamètre trois pouces, d'épaisseur $380\mu\text{m}$ et ayant une orientation cristalline $\langle 100 \rangle$.

De nombreux motifs de tests et de caractérisations sont intégrés dans les masques et réalisés avec les mêmes procédés de fabrication que les μ TEGs.

2. Description des masques

Les dimensions des μ TEGs sont relativement grandes comparativement à d'autres composants (transistors, diodes,...). Les technologies utilisées ne nécessitent pas une résolution inférieure au micron et l'utilisation de la lithographie optique suffit amplement pour la fabrication de ces μ TEGs.

Les masques « optiques » utilisés pour les différentes étapes sont dessinés à l'aide du logiciel Clewin et sont fabriqués sur verre ou sur quartz par lithographie électronique (Nanomasqueur VISTEC EBP 5000 Plus).

Huit masques sont nécessaires pour la réalisation du μ TEG :

1. Gravure de la piste thermoélectrique en polySilicium
2. Dépôt du métal second matériau thermoélectrique
3. Ouverture de la couche de passivation en polyimide
4. Creusement dans la couche de polyimide pour alignement des piliers du collecteur
5. Gravure profonde de silicium pour ouverture de la membrane par la face arrière
6. Dépôt métal pour réalisation de la résistance chauffante sur le concentrateur
7. Gravure Silicium pour réaliser les piliers du concentrateur
8. Gravure Silicium pour découper le concentrateur

Les cinq premiers masques sont utilisés, sur le premier wafer de silicium, pour réaliser la thermopile plane sur membranes suspendues et les motifs de caractérisations électriques et thermoélectriques. Les trois derniers sont utilisés pour réaliser le concentrateur sur le second wafer.

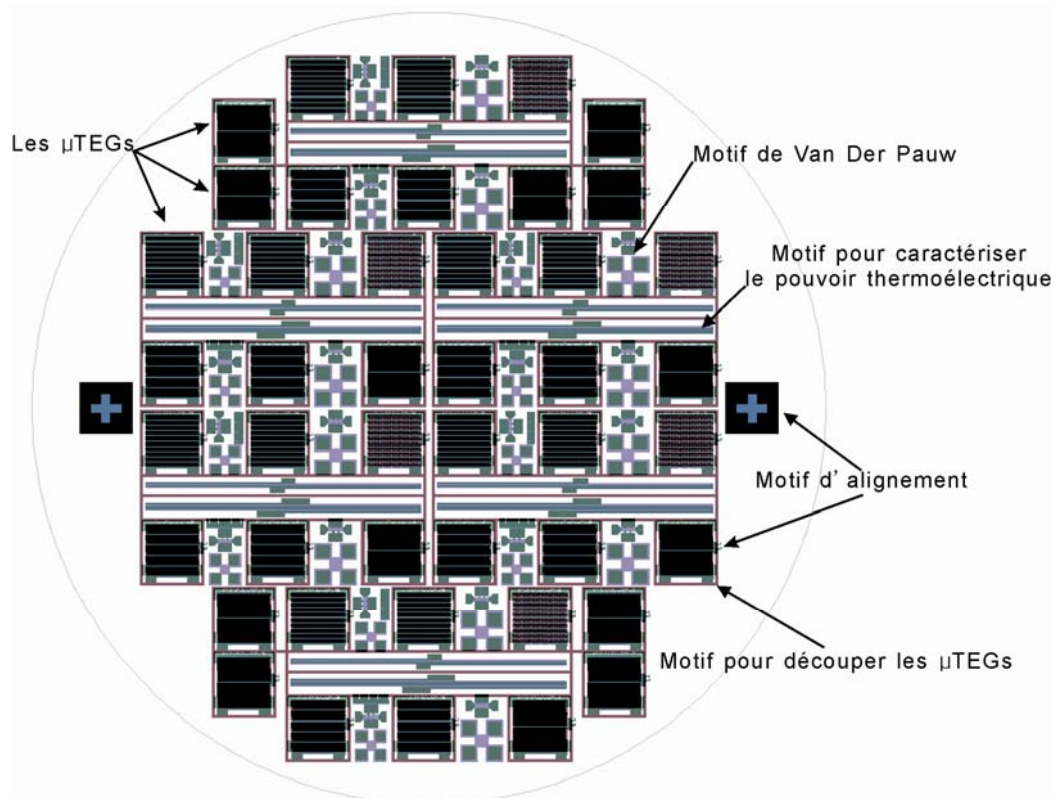


Figure 3- 1 : Superposition de masques utilisés pour la fabrication de la thermopile et des motifs de caractérisation

La Figure 3- 1 montre la superposition de quelques masques utilisés pour la réalisation de la thermopile plane sur membranes suspendues et des motifs de tests et de caractérisation.

Au total, 44 μ TEGs seront disponibles par wafer de 3 pouces. Il y a également une douzaine de « barrettes » thermopiles d'une longueur de 2.64 cm implantées pour les caractérisations thermoélectriques des couches utilisées. La méthode de caractérisation simple développée dans le groupe, consiste à générer un gradient de température entre les extrémités de ces thermopiles et à relever la tension délivrée. Le pouvoir thermoélectrique est directement proportionnel au rapport entre ces deux grandeurs et au nombre de thermocouples constituant la thermopile. D'autres motifs, tels que des motifs de « Van Der Pauw », des croix de Hall, des échelles de résistances TLM permettent de mesurer les résistivités électriques, les résistances de contacts électriques et les concentrations de porteurs de charges libres dans les couches thermoélectriques.

La disposition de ces motifs de caractérisation en différents points du wafer permet d'étudier la dispersion des caractéristiques électriques et thermoélectriques des couches thermoélectriques utilisées. Ces caractéristiques varient peu comme nous le verrons par la suite (variations inférieures à quelques pourcents). Et nous pouvons supposer que sur la surface d'un même composant ces propriétés sont quasi uniformes. Les μ TEGs sont parfaitement repérés sur le wafer et entourés de motifs de caractérisation permettant de connaître au plus juste les caractéristiques des matériaux qui les constituent.

De nombreux motifs de préalignement et d'alignement sont disposés sur le wafer pour garantir les alignements avec une précision inférieure au micron, et ce entre chacune des étapes technologiques. Bien que les motifs soient différents, la technologie pour réaliser les 6 différentes configurations du μ TEG est la même. Dans les parties qui suivent, nous décrirons les procédés de fabrication du μ TEG à 5 membranes de largeur de piste 50 μ m.

3. Réalisation technologique des μ TEGs

La Figure 3- 2 résume les différentes étapes technologiques nécessaires à la fabrication du μ TEG.

Pour la réalisation de la thermopile plane sur membrane suspendue, la structure multicouche ($\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y/\text{polySilicium}$) est tout d'abord déposée sur les deux faces du premier wafer (Figure 3- 2b). La couche polySilicium est ensuite gravée pour former la piste thermoélectrique. Le second élément thermoélectrique est réalisé périodiquement par technologie de plaquage sur la piste en polySilicium [55](Figure 3- 2 c). Ensuite, une couche de passivation en polyimide est déposée sur le wafer pour l'isolation électrique entre les thermocouples et le concentrateur et pour la protection des membranes (Figure 3- 2d). Le wafer est ensuite gravé pour libérer les membranes (Figure 3- 2e).

Pour la réalisation du concentrateur, une structure bicouche ($\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$) est tout d'abord déposée sur le deuxième wafer et sera utilisée comme masque pour la gravure profonde du substrat de silicium. Une résistance chauffante est ensuite réalisée sur la face supérieure du wafer. Celle-ci est utilisée pour injecter directement une puissance joule dans le concentrateur et permettre sa caractérisation. Le wafer est ensuite gravé pour former les piliers du concentrateur qui canaliseront la chaleur vers les jonctions chaudes de la thermopile (Figure 3- 2f). Enfin, le concentrateur est mis en contact avec des membranes suspendues avec alignement par système mécanique également utilisé pour l'étalonnage et qui sera donc décrit dans le chapitre "Caractérisation".

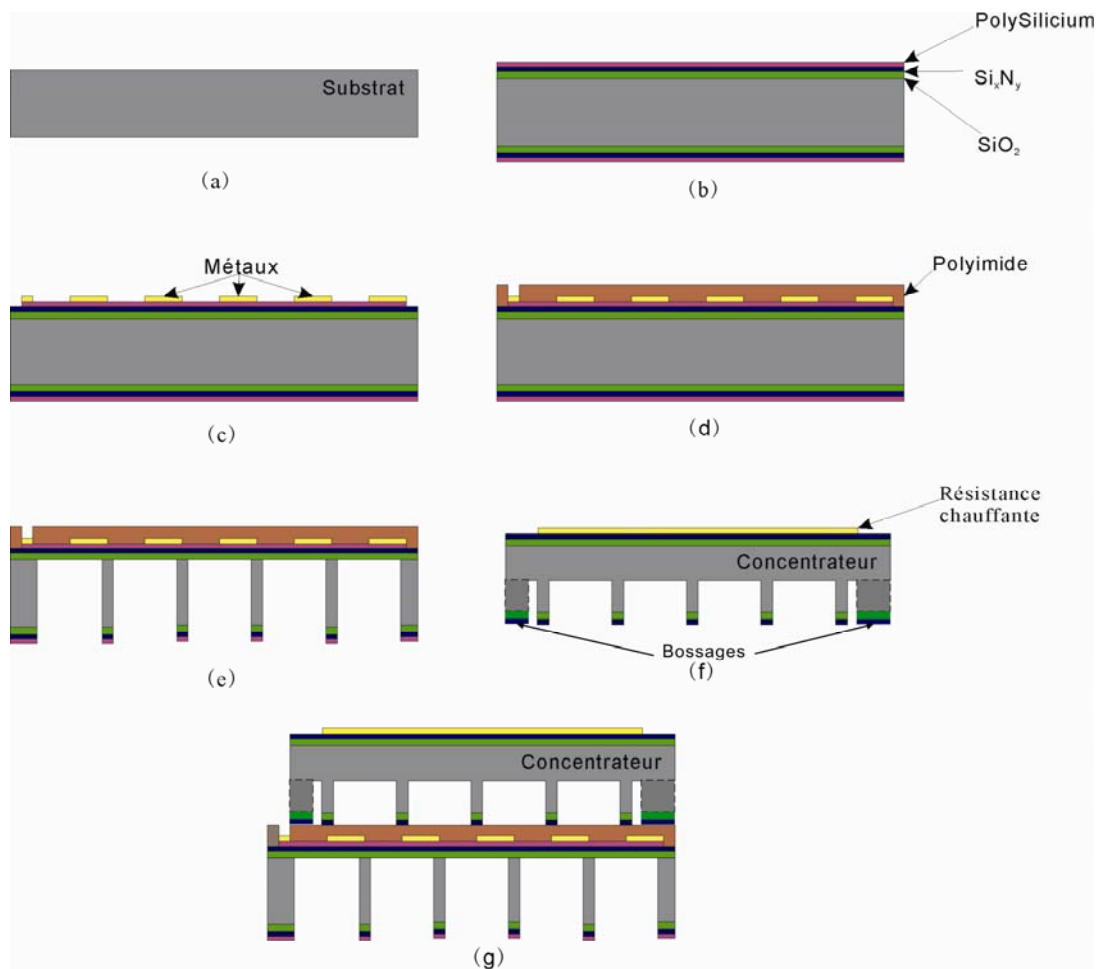


Figure 3-2: Description des différentes étapes technologiques de la fabrication du μTEG

3.1 Réalisation de la thermopile planaire sur membranes suspendues

3.1.1 Nettoyage des substrats

Avant le dépôt des couches constituant la membrane, par **LPCVD** (Low Pressure Chemical Vapor Deposition) chaque wafer de silicium, fourni par la société Siltronix, est méticuleusement nettoyé pour éviter les pollutions avant le début des processus de fabrication.

De manière générale, il existe trois types de pollutions en salle blanche : des pollutions organiques, l'oxydation naturelle et des contaminations ioniques. Les dépôts LPCVD nécessitent des températures élevées. Le risque des polluants organiques et des contaminations ioniques du wafer est d'engendrer des pollutions de l'enceinte de l'équipement ce qui ne permettrait plus de garantir la qualité des couches déposées. Un nettoyage des wafers de silicium est donc essentiel pour garantir la réussite des étapes suivantes.

Pour éliminer les pollutions organiques et les pollutions métalliques, le wafer est tout d'abord plongé dans un mélange appelé « Piranha » (33 % H_2SO_4 et 66 % H_2O_2). La réaction exothermique est catalysée en chauffant la solution jusqu'à 150 °C. Le mélange « Piranha » agit en oxydant fortement la surface de silicium et permet d'éliminer toute la pollution organique et une partie des pollutions métalliques. Pendant cette phase, la couche d'oxyde est créée à la surface du wafer en raison de la forte propriété oxydante de H_2O_2 . Le wafer est ensuite rincé dans de l'eau désionisée de résistivité supérieure à 10 $M\Omega.cm$ (eau DI) puis immergé dans un bain d'acide fluorhydrique HF (concentration en volume à 50%) pendant 2 à 3 minutes pour éliminer l'oxyde de silicium créé. La surface du wafer est en fait couverte par des atomes d'hydrogène ce qui lui assure une stabilité élevée dans l'air [62]. Enfin, un rinçage dans l'eau DI puis un séchage sous flux d'azote sont effectués.

3.1.2 Réalisation de la structure bicouche formant la membrane

Une structure bicouche SiO_2/Si_xN_y à contrainte compensée est déposée sur chacune des deux faces du wafer par LPCVD. La première, située en face avant du wafer, constituera le support de la membrane sur laquelle reposera la thermopile. La seconde, déposée sur la face arrière du wafer est utilisée comme masque physique pendant la gravure physico-chimique du substrat de silicium de libération des membranes.

L'avantage de la technique de dépôt LPCVD par rapport à la technique PECVD (Plasma enhanced chemical vapor deposition) est la qualité des couches obtenues. Celles-ci sont beaucoup plus denses et surtout homogènes (non poreuses). L'homogénéité des couches sur tout le wafer est essentielle pour garantir la compensation de contrainte nécessaire à la bonne tenue mécanique de la membrane. La densité des couches permet leur utilisation comme masque de gravure en face arrière. Le procédé de gravure silicium étant beaucoup moins sélectif avec les couches PECVD.

Par ailleurs, la technique PECVD ne permet le dépôt que sur une seule face d'un seul wafer à la fois. En revanche, la technique LPCVD permet de déposer des matériaux sur les deux faces des 25 wafers en même temps et ainsi de réduire considérablement le coût de fabrication.

L'équipement utilisé pour déposer la structure bicouche par LPCVD est un four TEMPRESS composé de 3 tubes horizontaux (Figure 3- 3). Ce sont les parois chaudes qui

permettent de contrôler l’homogénéité de la température. Une pompe permet d’assurer le vide de l’enceinte (entre 0.1 et 1 Torr).

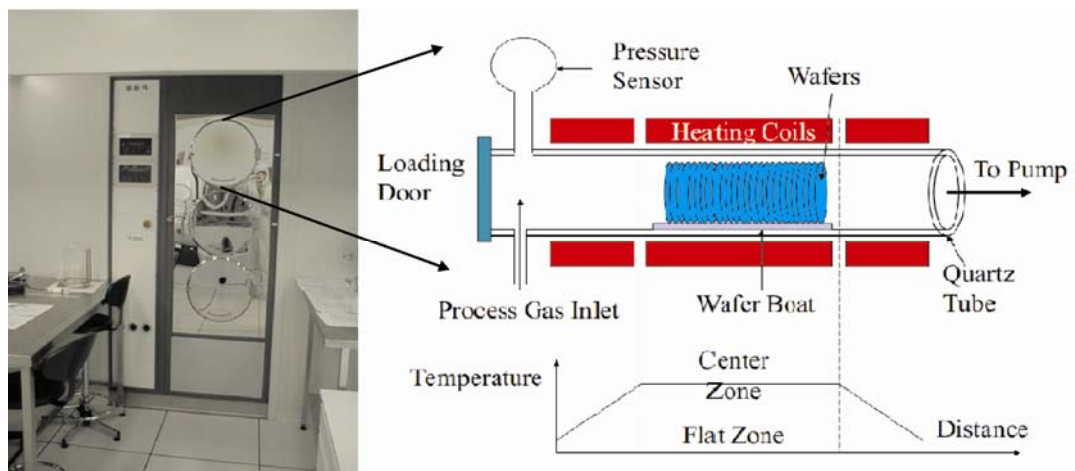


Figure 3- 3 : Four LPCVD et son enceinte de réaction

La couche SiO₂ est tout d’abord déposée par oxydation humide. Les gaz utilisés pour l’oxydation humide sont l’oxygène et hydrogène avec des débits respectifs de 1,5 et 2 slm. Ces deux gaz réagissent entre eux avant introduction dans le four et forment de l’eau d’une pureté élevée. Celle-ci réagit avec le substrat de silicium à une température très élevée (1100°C) et ce à pression atmosphérique. La couche de SiO₂ croît directement à la surface du silicium, comme illustré à la Figure 3- 4.

La réaction chimique peut s’écrire :

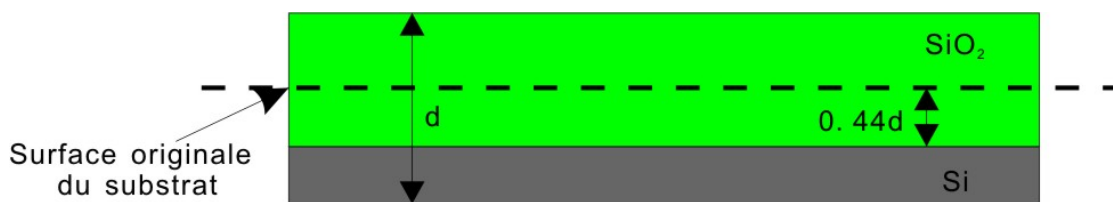
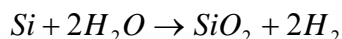


Figure 3- 4: Croissance de SiO₂ par l’oxydation humide à haute température

La bicouche SiO₂/Si_xN_y est, avant tout, une couche de support des thermocouples, l’épaisseur de celle-ci doit être suffisante pour garantir la bonne tenue mécanique de la membrane. Cependant cette épaisseur ne doit pas non plus être trop importante pour limiter la conductance thermique planaire de la membrane. Un compromis doit être fait, en considérant ces deux facteurs. Des études antérieures montrent que l’épaisseur minimale suffisante de la couche SiO₂ pour la fabrication de notre μTEG est de 800nm [54, 55]. La vitesse d’oxydation humide dans les conditions énoncées ci-dessus est d’environ 9nm/min. Pour obtenir l’épaisseur visée une oxydation humide de 90 minutes est nécessaire.

La couche SiO₂ obtenue a une contrainte en compression [63]. La Figure 3- 5 montre le vieillissement des membranes de SiO₂/polyimide deux ans après leur fabrication. La contrainte extrinsèque (qui apparaît après le dépôt due à la différence entre les coefficients de dilatation thermique de la couche SiO₂ et du substrat) entraîne des déformations et des flexions dans le sens perpendiculaire à l'axe de compression. La membrane flambe et ondule comme observée sur la Figure 3- 5.

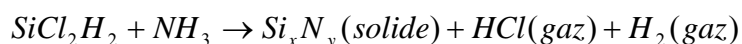
Pour compenser cette contrainte en compression dans la couche de silice une couche en tension est déposée. De manière générale, le nitrure de silicium Si₃N₄ est le matériau privilégié pour garantir cette compensation de contrainte avec la silice [55, 63]. Sa nature est proche de celle de la silice et il se comporte sensiblement de la même façon face aux nombreux réactifs dans les différentes étapes technologiques. Le nitrure de silicium est un matériau plus contraint que la silice [63]. Aussi, nous optons pour l'utilisation d'une couche de Si_xN_y matériau à plus faible contrainte. Une couche de 600nm de Si_xN_y qui a une contrainte en tension est ainsi déposée sur la couche SiO₂ afin de réduire la contrainte globale [64].



Figure 3- 5: Des membranes de SiO₂/polyimide deux ans après la fabrication

Les gaz utilisés pour le dépôt de la couche de Si_xN_y sont l'ammoniac NH₃ (10sccm) et le dichlorosilane SiH₂Cl₂ (20sccm).

La réaction peut s'écrire :



Les conditions atmosphériques de la réaction sont une température de 800°C et une pression de 100 mTorr. Le Si_xN_y est déposé sur le wafer après réactions à sa surface. Les émanations d'acide chlorhydrique (HCl) et d'hydrogène (H₂) sous formes gazeuses sont évacuées par pompage. La vitesse de dépôt est environ de 3 nm/min et la réalisation d'une couche de 600nm nécessite un dépôt de 210 minutes.

La bicouche obtenue est composée de 800nm de SiO₂ et de 600nm de Si_xN_y (respectivement en compression et en tension). Chacune de ces couches présentent des contraintes de l'ordre de quelques centaines de Mpa (liées aux épaisseurs des couches). La combinaison des deux couches avec les épaisseurs choisies permet une compensation de ces

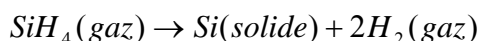
contraintes et la bicouche obtenue présente une contrainte résiduelle faible de l'ordre de 50 MPa .

3.1.3 Réalisation de la piste en polySilicium

3.1.3.1 Dépôt de la couche polySilicium

Le silicium polycristallin ou polysilicium (matériau thermoélectrique) est déposé, sur la bicouche $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$, en phase vapeur et sous basse pression par le technique LPCVD dans un réacteur à lampes halogènes dans un second four TEMPRESS identique au premier (figure 3-3). Les dépôts ont été effectués par décomposition thermique de silane dilué SiH_4 à basse pression (quelques mbar) et à température variable (600-850°C).

La réaction chimique peut s'écrire :



L'étude des cinétiques de dépôt sur échantillons de différentes dimensions a révélé un phénomène de déplétion radiale du gaz réactif inhérent à la géométrie d'injection et d'extraction des gaz du réacteur utilisé. Les analyses SIMS ont révélé la présence de contaminants (O, C) dans les couches que nous attribuons au dégazage des parois internes du réacteur en cours de dépôt [64]. Néanmoins, l'abaissement de la pression et l'introduction préalable d'un cycle thermique de dégazage permet de réduire sensiblement cette contamination. Les analyses par microscopie électronique, ainsi que les mesures de résistance carrée ont montré que les propriétés structurales (rugosité, texture, taille des grains), mécaniques (contraintes résiduelles), et électriques des couches dépendent des paramètres de dépôt et sont fortement corrélées au niveau de contamination.

Le dopage est nécessaire pour contrôler les propriétés électriques de la couche de polysilicium. Nous disposons de deux méthodes au laboratoire pour doper la couche de polysilicium : soit par implantation ionique (implanteur EATON-AXCELIS GA 3204) ; soit par introduction de gaz dans l'enceinte de dépôt LPCVD pendant la fabrication de la couche polysilicium.

C'est l'un des grands avantages de la technique de dépôt utilisée qui nous permet de procéder à un dopage in-situ au phosphore en introduisant du PH_3 dans le réacteur. Le Tableau 3- 2 résume les conditions de dépôt pour l'obtention d'une couche de polysilicium dopé. Cette technique permet de s'affranchir d'une implantation, elle diminue sensiblement le nombre d'étapes technologiques et ne nécessite plus l'utilisation des équipements lourds (implanteur).

Epaisseur visée (Å)	5500
Débit de silane SiH ₄ (sccm)	45
PH ₃ dilué dans H ₂ (1%) (sccm)	15
Pression (mTorr)	100
Température (°C)	700
Temps (min)	165

Tableau 3- 2: Paramètres de dépôt standards du polysilicium dopé « in situ »

Un grand avantage de ce type de dépôt est qu'il est possible de réaliser simultanément le dépôt sur plusieurs wafers ce qui réduit considérablement les coûts de fabrication et ce avec une grande reproductibilité.

Cependant, ce sont les conditions de dépôt qui fixe la cristallographie de la couche de polysilicium obtenue. La taille des grains cristallins et l'épaisseur de la couche polySilicium sont essentiellement liées à ces conditions (pression dans l'enceinte, température, débit de gaz...). La Figure 3- 6b illustre un exemple de couche de polysilicium obtenue. De nombreuses études réalisées par notre équipe montrent que cette structuration du polysilicium liée à ces conditions de dépôt influent directement sur les propriétés électriques (conductivité électrique, mobilité, niveau de dopant), thermoélectrique et sans doute thermique du polysilicium. Certaines caractéristiques obtenues seront présentées dans le chapitre suivant. Les paramètres de dépôt LPCVD présentés dans le Tableau 3- 2 correspondent à une couche dont les caractéristiques électriques sont : le pouvoir thermoélectrique $\alpha=260\mu\text{V/K}$ et la conductivité électrique $\sigma=0.0234\Omega\text{cm}$. Nous appelons cette couche de polysilicium le PolySi No. 1 (cf. Chapitre IV).

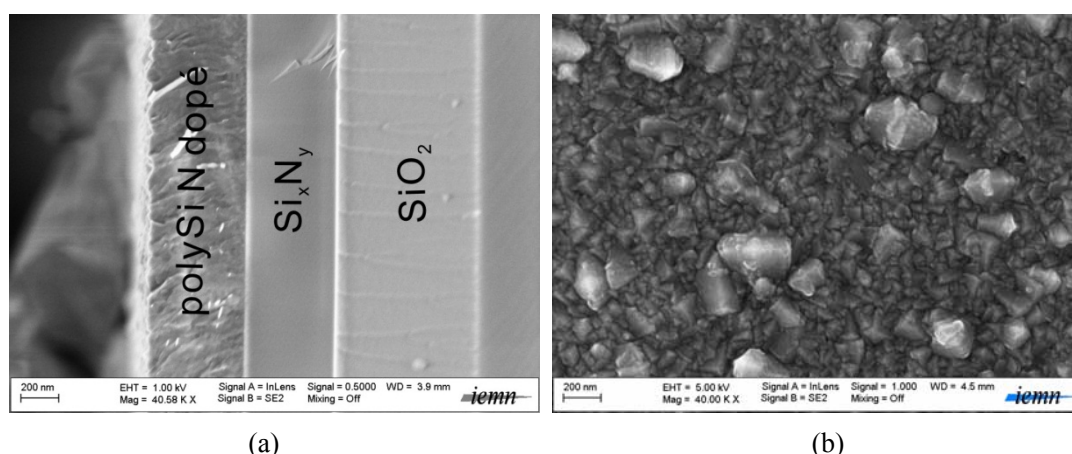


Figure 3- 6 : Images typiques d'une couche polySilicium déposée par LPCVD : (a) en vue sur la tranche ; et (b) vue plane (image de la surface des grains collonaires nanocristallins)

3.1.3.2 Réalisation de la piste serpentine du polysilicium

Le serpentин thermoélectrique est réalisé par gravure plasma de la couche polySilicium

déposée par LPCVD. Pour cela, un masque en résine AZ1518 est utilisé. Cette résine est une résine positive permettant de réaliser les motifs désirés avec une résolution de l'ordre du micron. Elle est tout d'abord uniformément déposée sur la face avant du substrat à la tournette (système d'enduction de type GYRSET RC8 Suss MicroTec).

De manière générale, les résines photosensibles sont formées de 3 composés : un composé photoactif, une résine de base et un agent solvant organique. Les solvants disparaissent après dépôt à la tournette (spin coating). Les paramètres de dépôt de la résine AZ1518 sont donnés dans le Tableau 3- 3.

Vitesse de rotation	2500 rpm
Accélération	3000 rpm/s
Durée de centrifugation	12s
Epaisseur	1.3 μm

Tableau 3- 3: Paramètres de dépôt de la résine AZ1518 (masque de gravure du polysilicium)

La résine est ensuite recuite sur plaque chauffante à une température de 110°C pendant 60 secondes. Celle-ci est soluble dans un développeur avec un taux de révélation variable. Quand le composé photoactif est présent, ce taux est très faible (inférieur au nm/s).

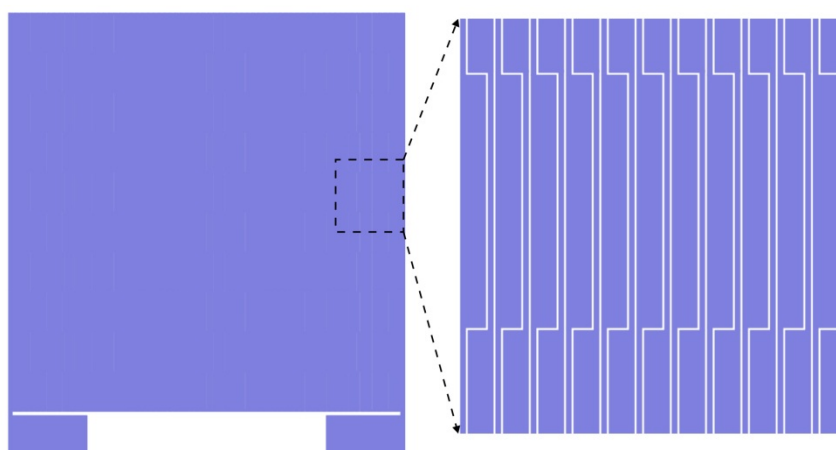


Figure 3- 7: Masque négatif en chrome utilisé pour la gravure du polySilicium

L'utilisation du masque Figure 3- 7 permet de reproduire les motifs souhaités sur le substrat. Pour cela la résine est insolée sous UV (résine sensible à une exposition « i line 365nm ») à l'aide d'un aligneur double-face modèle MA6 de la société Karl Suss. Cette insolation des zones non masquées entraîne une rupture des molécules du polymère ce qui a pour effet de détruire le composé photoactif. Le taux de développement est alors de quelques dizaines de nm/s. Les paramètres d'insolation et de révélation de la résine AZ1518 sont donnés dans le Tableau 3- 4. Pour éviter la diffraction et garantir une bonne résolution, la résine est en contact avec le masque en chrome pendant l'insolation. La sélectivité de gravure plasma entre le polysilicium et la résine est d'environ 1/1.5. L'épaisseur de 1.3 μm de résine obtenue suffit pour graver l'épaisseur de 550 nm de la couche de polysilicium.

Densité d'énergie d'insolation UV365nm	21.36mJ/cm ²
Temps de révélation au développeur MIF 726 pur	55s
Rinçage eau DI	Environ 120 secondes
Séchage	Azote
Epaisseur finale	1.3µm

Tableau 3- 4: Les paramètres d'insolation et de révélation de la résine AZ1518

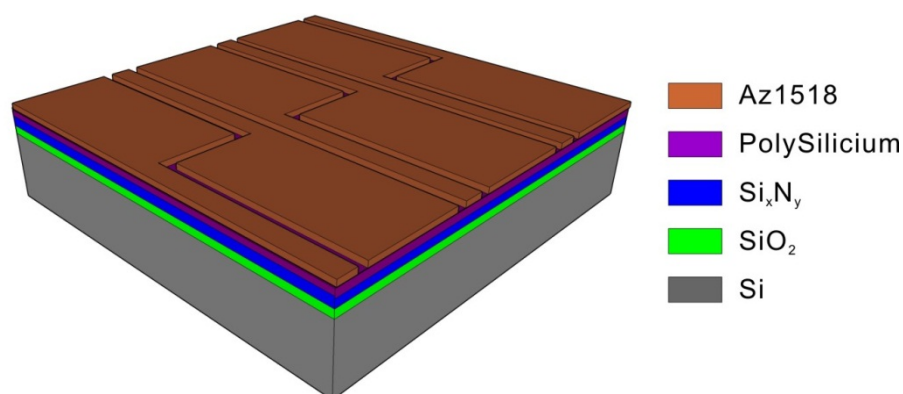


Figure 3- 8: illustration d'une partie du masque en résine obtenue après dépôt et insolation

La Figure 3- 8 illustre une partie du wafer après réalisation du masque en résine. L'étape suivante consiste à graver le polysilicium afin de former la piste thermoélectrique. Cette gravure est effectuée par RIE (reactive-ion etching) dans un bâti Oxford Plasmalab 80⁺ (Figure 3- 9a). Le procédé d'attaque chimique utilisé repose sur la réactivité chimique de la surface à attaquer avec des espèces gazeuses qui sont plus ou moins énergétiquement activées par un bombardement ionique.



Figure 3- 9. Bati de gravure RIE Oxford Plasmalab 80⁺ (a) et son synoptique (b)

Comme indiquée dans la Figure 3- 9b, l'électrode inférieure du bâti RIE est connectée à une source RF. L'autre électrode est quant à elle connectée à la masse. Les conditions atmosphériques dans l'enceinte permettent d'ioniser les gaz injectés dans le bâti grâce la source RF en détachant des électrons. Les électrons générés pendant cette ionisation sont accélérés par le champ créé par la source RF et arrivent aux électrodes. Dans un même temps, les ions massifs générés se déplacent moins rapidement sous l'action du champ créé. Cette différence de vitesse entraîne un déséquilibre potentiel. Les électrons arrivant à l'électrode

supérieure sont évacués de l'enceinte. Par contre les électrons concentrés à l'électrode inférieure chargent celle-ci négativement (tension DC négative). Ce potentiel négatif va accélérer les ions positifs qui vont alors bombarder l'électrode inférieure sur laquelle est disposé l'échantillon à graver. Ces ions réagissent physiquement et chimiquement avec la surface de l'échantillon. Les paramètres de gravure (pression enceinte, débit de gaz, puissance RF...) définissent la nature de la gravure qui peut être plus ou moins physique ou chimique selon le matériau à graver. La valeur de la tension DC dépend de la source RF (tension, fréquence) et aussi de la taille d'électrode.... De manière générale, la gravure du polysilicium nécessite l'utilisation de gaz fluorés. Les gaz traditionnels utilisés sont l'hexafluorure de soufre SF₆, le tétrafluorométhane CF₄, le trifluorométhane CHF₃ et le trifluorure d'azote NF₃.

Pendant la gravure, les atomes de fluor réagissent avec les atomes de silicium. La vitesse de gravure est fortement dépendante de la densité des atomes de fluor. La sélectivité de gravure et l'isotropie de gravure du polycilicium sont liées aux gaz utilisés. Ainsi la seule utilisation de SF₆ entraîne une isotropie et une vitesse de gravure trop importante. Un phénomène de sous gravure latérale des pistes apparaît. Ce qui engendre la détérioration de la qualité des pistes et la forte dégradation de la résistance du μ TEG. Pour remédier à ce problème, l'ajout de CF₄ ou de CHF₃ est utilisé. Les atomes de carbone permettent de générer des polymères d'une faible volatilité qui peuvent protéger la paroi latérale des pistes polysilicium. Par ailleurs, les atomes d'hydrogène contenus dans le gaz CHF₃ réagissent avec les atomes de fluor pour diminuer leur densité ce qui permet de réduire la sous gravure. De nombreuses études ont été nécessaires pour trouver les concentrations de gaz nécessaires, les pressions d'enceinte et les puissances à utiliser pour graver le polysilicium en minimisant les phénomènes de sous gravure.

Dans notre cas, la gravure ionique réactive (RIE) de la couche polysilicium est réalisée en utilisant deux gaz pour générer le plasma et effectuer la gravure physico-chimique (l'hexafluorure de soufre SF₆ et le tétrafluorométhane CF₄). Les paramètres de gravure RIE des pistes polysilicium sont donnés dans le tableau suivant :

Débit d'hexafluorure de soufre SF ₆	10 sccm
Débit de tétrafluorométhane CF ₄	5 sccm
Puissance de la source RF	50 W
Pression de l'enceinte	50 mTorr
Tension DC mesurée entre les deux électrodes	98 V
Temps de gravure	160 s
Épaisseur de polysilicium gravée	550 nm

Tableau 3- 5: Paramètres de gravure RIE du polysilicium

La sélectivité de gravure entre le polysilicium et le nitrure de silicium (couche située sous le polysilicium) n'étant pas importante, il est primordial de contrôler précisément la fin de gravure du polysilicium. Pour ce faire, un interféromètre laser est utilisé pour contrôler la fin

de gravure [65]. La gravure n'étant pas parfaitement homogène à la surface du wafer l'ajout d'une dizaine de secondes de gravure, après détection de fin de gravure, est nécessaire pour garantir que toutes les pistes de polysilicium soient correctement réalisées. Ces quelques secondes de gravure supplémentaires n'entraînent la gravure que de quelques nanomètres de la couche de nitrure Si_xN_y de silicium et n'est pas critique pour la suite du process.

Après la gravure, un nettoyage au plasma O_2 dans le même bâti RIE permet d'enlever la résine AZ1518. La Figure 3- 10 montre une partie d'une piste de polysilicium obtenue avec gravure du polysilicium et enlèvement de la résine.

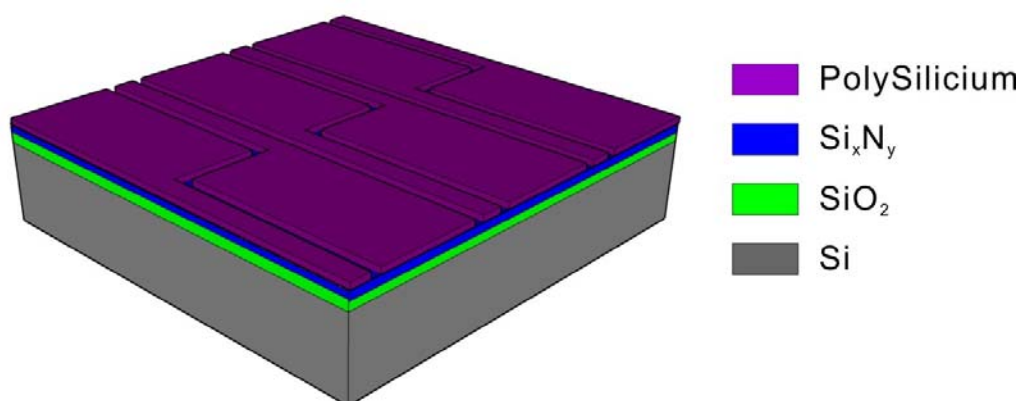


Figure 3- 10 : Illustration des pistes de polysilicium gravées

Il est à noter que les interpistes de quelques microns permettent de relaxer la contrainte de la couche polySilicium. Cette relaxation est essentielle pour la bonne tenue mécanique de l'ensemble de la structure suspendue.

3.1.4 Métallisation des pistes thermoélectriques et des plots de contact

3.1.4.1 Métallisation sur les pistes rétrécies de polysilicium

Dans cette étape, des métaux sont plaqués d'une part sur les pistes polySilicium pour former le deuxième thermoélément et d'autre part sur des plots de contact. Dans l'équation 1-33 du chapitre I, nous montrons que le pouvoir thermoélectrique équivalent à la partie plaquée est très peu différent de celui des métaux utilisés, leurs produits conductivité électrique x épaisseur est beaucoup plus important que celui du polysilicium (la conduction électrique se fait principalement dans les métaux).

De nombreuses études ont montré que cette technique de plaquage présente un double avantage [63]. D'un point de vue technologique, il est difficile de réaliser le recouvrement de polysilicium pour constituer des thermocouples en « bout à bout ». Cette technique ne permet pas de garantir la continuité électrique de la thermopile. La technologie plaquée offre une solution technologique simple sans dégradation du pouvoir thermoélectrique équivalent. Le dépôt des métaux se fait directement sur la piste polysilicium par des techniques d'évaporation et de « lift off ».

Le masque optique utilisé pour cette étape de métallisation est montré dans la Figure 3-11. La largeur des pistes rétrécies du polysilicium est de $10\mu\text{m}$. Et la largeur des métaux plaqués au centre des pistes rétrécies est de $8\mu\text{m}$. Cette largeur est beaucoup moins importante que la largeur du thermoélément polysilicium non plaqué (cf. Tableau 3- 1, les trois largeurs retenues pour les différents μTEG étant $50\mu\text{m}/70\mu\text{m}/200\mu\text{m}$).

Ce choix s'explique essentiellement par le fait que la conductivité électrique des métaux est beaucoup plus élevée que celle du polysilicium. La résistance électrique interne de la thermopile dépend principalement de partie polysilicium non plaquée et donc de la largeur des thermoéléments en polysilicium. L'emploi de pistes rétrécies plaquées avec des métaux permet de réduire considérablement la surface totale du μTEG et de diminuer la résistance électrique de la thermopile.

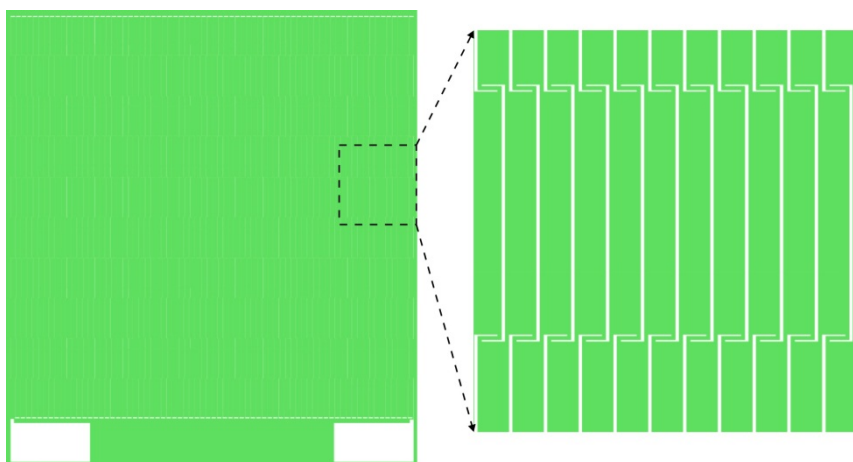


Figure 3- 11: Masque positif (motif de couleur blanche) utilisé pour la métallisation

La technique utilisée pour la métallisation est la technique du 'lift-off'. Comme dans l'étape précédente, une couche de résine AZ1518 est tout d'abord déposée sur le wafer. Un traitement spécifique de la résine à l'aide du surfactant MIF 726 permet un durcissement de surface de celle-ci.

Les paramètres de dépôt et de traitement de cette résine sont donnés dans le tableau suivant :

Vitesse de rotation	2000rpm
Accélération	3000rpm/s
Durée de centrifugation	12s
Temps de recuit sur plaque à 110°C	60s
Durcissement surface de résine par MIF 326	35s
Densité d'énergie d'insolation UV365nm	$22\text{mJ}/\text{cm}^2$
Temps de recuit sur plaque à 110°C	60s
Temps de révélation AZ400/Eau DI (1 :3)	65s
Rinçage	Eau désionisée
Séchage	Azote
Épaisseur finale	$1.5\mu\text{m}$

Tableau 3- 6: Les paramètres lithographiques de la résine AZ1518 pour la métallisation

La résine traitée et durcie en surface réagit moins à l'insolation UV et au révélateur. Son développement permet d'obtenir un profil « casquette » (cf. Figure 3- 12a)

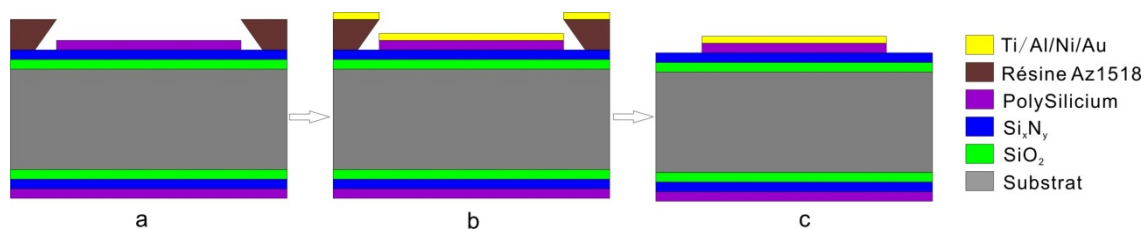


Figure 3- 12: Technique de métallisation par « lift off »

La séquence de métaux utilisés pour la réalisation du second thermoélément plaqué doit avant tout permettre de réduire la résistance électrique de la thermopile et garantir de bons contacts électriques. Les études réalisées dans le cadre de thèses antérieures dans l'équipe ont montré qu'une multicouche Ti(10nm)/Al(150nm)/Ni(40nm)/Au(100nm) permettait d'obtenir de faibles résistances de contact entre les parties métallisées et les parties polysilicium mais aussi d'assurer la connectique des μ TEGs au niveau des plots de contacts.

Le titane sert principalement comme couche d'accrochage. L'aluminium est un métal qui présente les meilleures propriétés thermoélectriques et qui est communément utilisé dans les technologies utilisant le polysilicium. Dans notre cas, nous ajoutons une couche d'or d'une part pour éviter l'oxydation de la couche d'aluminium et d'autre part pour pouvoir souder les fils de connexions aux plots de contacts. Une couche de Nickel est nécessaire pour éviter le phénomène de peste pourpre entre l'or et l'aluminium (dégradation du contact métallique).

Le dispositif utilisé pour la métallisation est un bâti d'évaporateur MECA 2000 (cf. Figure 3- 13a). Les dépôts par évaporation se font dans des conditions de vide poussé avec introduction de gaz neutre (argon). Une légère gravure du polysilicium par le plasma d'argon (Ar^+) généré est effectuée avant la métallisation. Les propriétés chimiques de l'argon étant stable, le mécanisme de la gravure est principalement physique. La gravure permet d'enlever la résine résiduelle sur des pistes polysilicium et l'oxydation naturelle sur la surface des pistes polysilicium. Elle est essentielle pour garantir la réussite des bons contacts électriques qui conditionnent la résistance totale de la thermopile et par suite les performances du μ TEG.

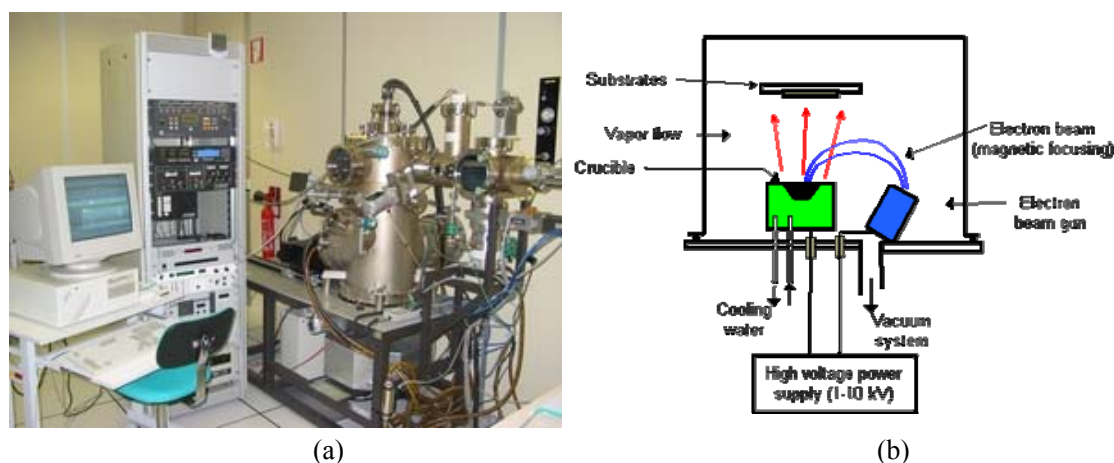


Figure 3- 13 : Bâti d'évaporation MECA 2000 (a) et son synoptique (b)

Le wafer est ensuite métallisé dans le bâti d'évaporation montré dans la Figure 3- 13b. Des électrons émis par un canon à électron sont concentrés vers une cible métallique à l'aide d'un champ magnétique. Ceux-ci chauffent la cible par bombardement (leur énergie cinétique est convertie en l'énergie thermique). Différentes cibles métalliques peuvent être chauffées et les métaux qui les constituent s'évaporent dans l'enceinte du bâti de façon très directive. Le niveau de vide dans le bâti doit être élevé. Le libre parcours moyen des atomes évaporés est alors très grand. Le déplacement des atomes évaporés est quasi rectiligne et orienté vers le substrat sur lequel le dépôt doit se faire. La bonne directivité d'évaporation et la configuration de la résine génèrent une discontinuité de dépôt comme montrée dans la Figure 3- 12b.

A la fin, le wafer est plongé dans un bain d'acétone qui permet d'enlever dans un même temps la résine et les métaux déposées sur celle-ci (Figure 3- 12c). Le wafer est ensuite nettoyé dans l'alcool isopropanol et séché à l'azote. Après métallisation, les parties rétrécies des pistes polysilicium sont recouvertes par ces métaux, la Figure 3- 14 montre quelques exemples de pistes réalisées.

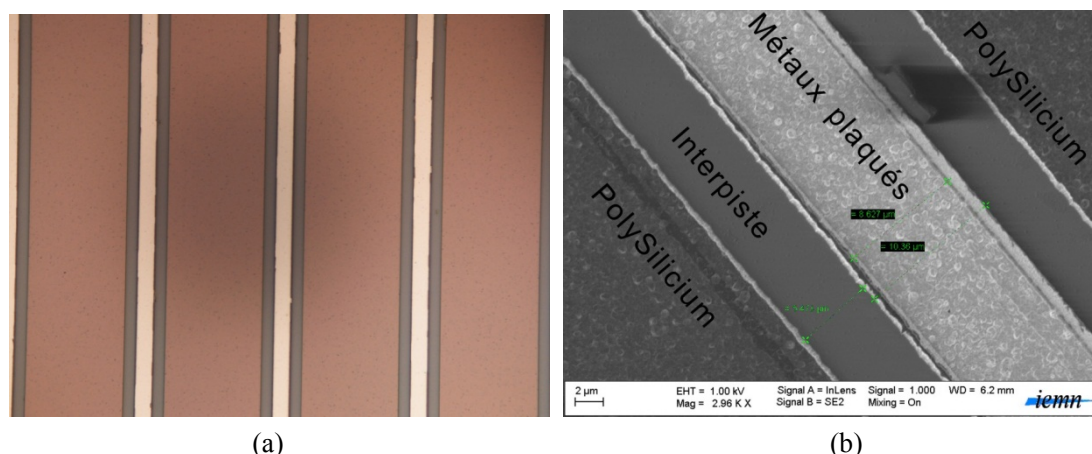


Figure 3- 14: Pistes thermoélectriques réalisées après métallisation
 (a) Microscopie optique (b) Microscopie électronique à balayage

3.1.4.2 Recuit d'optimisation de la résistance de contact

Après métallisation, il est nécessaire de minimiser la valeur de la résistance de contacts entre les couches métalliques et le polysilicium. Le nombre important de thermoéléments associés en série et donc celui des contacts électriques peut avoir une incidence néfaste sur la résistance totale du μ TEG. Pour minimiser la valeur de ces résistances de contacts, il est nécessaire de recuire les wafers après les dépôts. Ceux-ci permettent d'une part de réduire et de stabiliser la résistivité électrique de la multicouche métallique et d'autre part d'optimiser le contact électrique de ces métaux avec le polysilicium.

L'optimisation de la résistance de contact est réalisée par un recuit dans un four tubulaire CARBOLITE montré dans la Figure 3- 15. Ce four permet de faire des recuits thermiques jusqu' à la température de 1000 °C dans une ambiance contrôlée sous atmosphère air, azote (N_2) ou azote hydrogéné (N_2/H_2). La température du four est mesurée par une sonde de

température et régulée par un système PID [66].



Figure 3- 15: Four tubulaire CARBOLITE

Ce type de recuit est préféré à un recuit flash ou rapide qui dégrade l'aspect de nos contacts électriques et entraîne des problèmes de connectiques.

Dans notre cas, le wafer après métallisation est recuit dans le four tubulaire à une température de 450°C pendant 60 minutes. La température augmente de la température ambiante à 450°C avec une vitesse de 10°C/min. Le recuit est effectué sous une atmosphère neutre chargée en azote.

Plusieurs échelles de résistance, comme illustrées dans la Figure 3- 16, sont utilisées pour mesurer la résistance de contact. Les échelles de résistances et les motifs tests sont réalisés sur wafer avec les mêmes étapes que pour la fabrication de la thermopile du μ TEG. Le rectangle (MESA) de polysilicium est fabriqué pendant la gravure du polysilicium. Et les cinq contacts sont réalisés pendant la métallisation. Les intervalles entre des contacts polysilicium/métaux sont respectivement 5 μ m, 10 μ m, 20 μ m et 50 μ m.

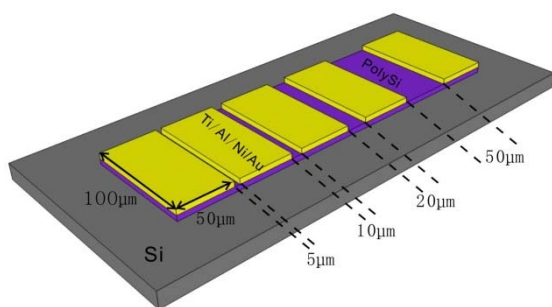


Figure 3- 16 : Echelle des résistances

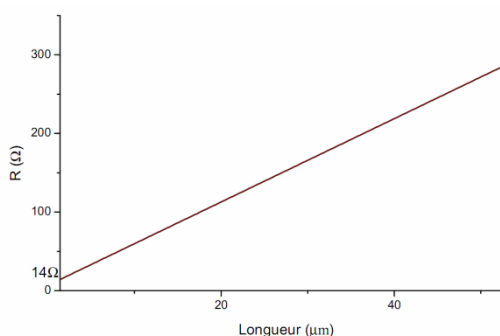


Figure 3- 17 : Résistance de contact après recuit

Un résultat de mesure « quatre contacts » de la résistance de contact est montré dans la Figure 3- 17. La résistance de contact après recuit est de 7 ohms (avant recuit celle-ci n'est pas constante sur tout le wafer et se situe au dessus de 150 ohms). Cette valeur est négligeable devant la résistance électrique totale de la thermopile (plusieurs centaines de K Ω ,

selon la configuration de μ TEG). La résistance de contact totale engendrée est de l'ordre de quelques centaines de ohms (selon la configuration de μ TEG).

3.1.5 Dépôt et gravure de la couche polyimide

Le polyimide HD-4110 est un polymère photosensible permanent pouvant être déposé à la tournette. Celui-ci présente le double avantage d'être d'une part faiblement conducteur thermique (convient pour minimiser la conductance thermique planaire) et d'autre part sa résistance aux acides et solvants en font un matériau de choix pour passiver la surface du TEG. En outre, son utilisation permet d'isoler électriquement la thermopile du concentrateur. L'ouverture du polyimide par photolithographie permet une résolution de l'ordre de quelques microns (fonction de l'épaisseur utilisée). Les traitements thermiques post révélation permettent de rendre ce polymère permanent sur certaines parties du wafer. La couche ainsi déposée consolide la structure suspendue $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y/\text{polysilicium}$, sa structure est stable est peu contrainte (ne cause pas la déformation de la membrane).

3.1.5.1 Déposition de la couche polyimide

Le polyimide HD-4110 est une résine négative, à l'inverse de la résine AZ1518, il est nécessaire de l'insoler pour le rendre permanent. Par contre, les zones de contacts électriques (plots de contacts des thermopiles, des échelles de résistances, ...) doivent être masquées de l'insolation UV pour permettre leurs ouvertures. Le masque utilisé pour les ouvertures de ces plots de contact à travers la couche polyimide est montré dans la Figure 3- 18. Après insolation et révélation les parties insolées du polyimide sont celles qui restent sur le wafer. Et les zones de polyimide aux plots de contact des μ TEGs et des composants de caractérisation sont enlevées.

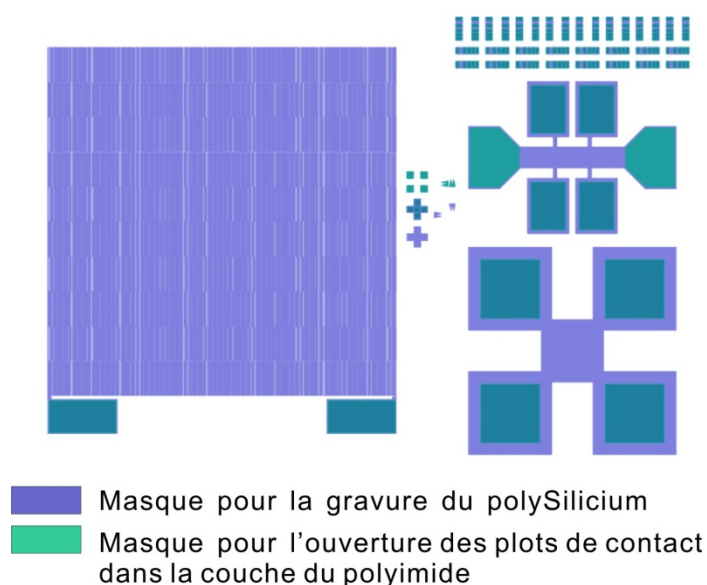


Figure 3- 18 : Masque pour l'ouverture des plots de contact dans la couche polyimide

Le polyimide est déposé sur le wafer à l'aide d'un système d'enduction de type BLE (Teflon). La viscosité du polyimide est relativement élevée, et nécessite de procéder à un pré-étalement de celui-ci à faible vitesse pour assurer l'homogénéité du dépôt. La quantité de polyimide à étaler sur le wafer de 3 pouces est essentielle pour éviter les effets de « boursouffure » à la périphérie du wafer. Si le volume de polyimide utilisée est trop important, cette boursouffure peut atteindre des épaisseurs de plusieurs dizaines voire centaines de μm . Ce phénomène est critique pour l'étape d'insolation. Le masque optique doit nécessairement être en contact avec le polymère pour éviter les phénomènes de diffractions et par suite dégrader la résolution et l'aspect des motifs. Nos études montrent que le volume idéal de polyimide à utiliser pour un wafer de 3 pouces est environ de 1 ml.

Les paramètres de dépôt du polyimide sont montrés dans le tableau suivant :

Pré-étalement du polyimide	
Vitesse de rotation	500 rpm
Accélération	500 rpm/s
Temps de centrifugation	10s
Etalement du polyimide	
Vitesse de rotation	2500 rpm
Accélération	3000 rpm/s
Temps de centrifugation	30s
Recuit, insolation et révélation	
Recuit sur plaque chauffante	3min à 60°C 3min à 95°C
Densité d'énergie d'insolation UV365nm	210 mJ/cm ²
Développeur DE9040	120s
Rinçage RI9180	30s
Séchage tournette	30s à 1000rpm
Epaisseur avant polymérisation	22 μm

Tableau 3- 7 : Paramètres de dépôt du polyimide

La couche polyimide est ensuite polymérisée par recuit dans le four tubulaire CARBOLITE (Figure 3- 15). Les conditions de ce recuit sont détaillées dans la Figure 3- 19.

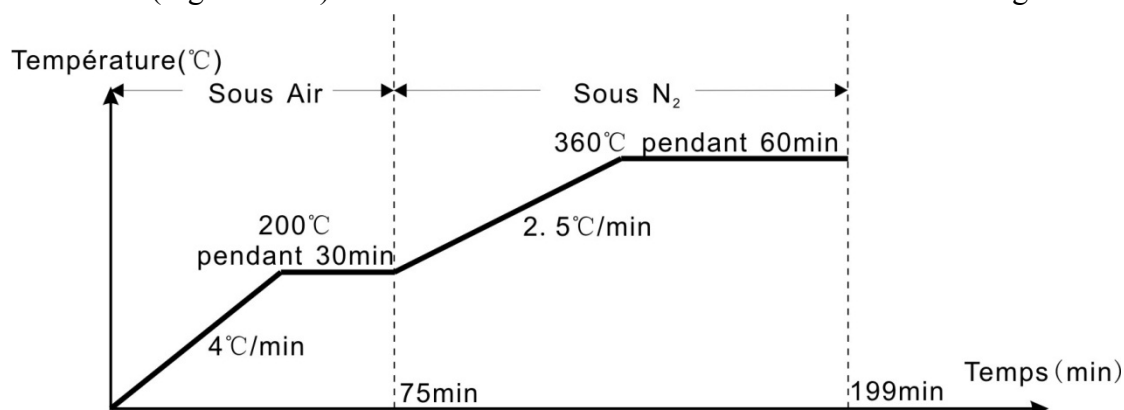


Figure 3- 19 : Recuit de polymérisation du polyimide HD 4110

L'épaisseur de la couche polyimide après polymérisation est réduite à 16 μm , ceci est du à l'évaporation des solvants.

3.1.5.2 Gravure de la couche polyimide

Afin d'éviter une rupture des membranes engendrée par les piliers des concentrateurs le polyimide est légèrement gravé (environ 3 μm) au niveau des surfaces de contact entre le polyimide et ces piliers. Cette épaisseur gravée ne doit pas être importante pour maintenir une bonne isolation électrique entre le concentrateur et la thermopile. Pour ce faire, une gravure RIE utilisant de l'oxygène est mise en œuvre. Un masque de résine épaisse Hœchst AZ4562 (résine positive) est utilisé pour protéger les autres zones du polyimide. Une épaisseur importante de résine 4562 est nécessaire due à la sélectivité de gravure sous plasma O_2 entre la résine et le polyimide (sélectivité 5 : 3).

Les paramètres de la déposition de la résine AZ4562 sont donnés dans le Tableau 3- 8.

Vitesse de rotation	1500 rpm
Accélération	2000 rpm/s
Durée de centrifugation	20 s
Temps de recuit sur plaque à 100°C	180 s
Densité d'énergie d'insolation UV365nm	306 mJ/cm ²
Temps de révélation AZ351/Eau DI (1 :3)	80 s
Rinçage	Eau desionisée
Séchage	Azote
Epaisseur finale de résine AZ4562	11 μm

Tableau 3- 8: Paramètres de dépôt de la résine AZ4562

Le masque positif utilisé pour la gravure du polyimide est le suivant :



Figure 3- 20 : Masque utilisé pour la gravure du polyimide

Le tableau suivant donne les paramètres de gravure RIE utilisés pour creuser les quelques microns de polyimide.

Débit d'oxygène O ₂	35 sccm
Puissance RF	200 W
Pression dans l'enceinte	40 mTorr
Tension DC mesurée	445 V
Temps de gravure	20 min
Epaisseur de polyimide gravée	3 μm

Tableau 3- 9: Paramètres de gravure RIE de la couche polyimide

Après la gravure, la résine AZ4562 résiduelle est enlevée par dilution dans l'acétone. Le wafer est ensuite nettoyé dans un bain d'alcool et séché sous flux d'azote. La photo (Figure 3-21) montre une thermopile, constituée par l'association des thermocouples polysilicium/Or, recouverte de polyimide. Celui-ci est ouvert par photolithographie au niveau de ses plots de contact et est creusé par gravure RIE au niveau des surfaces prévues pour les contacts avec les piliers du concentrateur.



Figure 3- 21 : Photo d'une thermopile après dépôt, ouverture des plots et creusement du polyimide

3.1.6 Libération des membranes par gravure face arrière du substrat

3.1.6.1 Préparation du masque physique de gravure face arrière

L'étape qui suit consiste à traiter la face arrière du wafer. Une couche de résine mince AZ1518 est déposée sur la face avant et recuite à 110°C pour protéger les réalisations précédentes. Le choix de la résine AZ1518 est essentielle, une couche relativement fine suffit (environ 1,5 μm).

En effet, la gravure de la face arrière nécessite la mise en œuvre d'un plasma à très forte puissance. La face avant du wafer doit être refroidie par contact avec le plateau sur laquelle elle repose. La dissipation thermique, due à l'échauffement du wafer, est directement liée à l'épaisseur de la résine de protection. L'utilisation d'une résine épaisse pour la protection de la face avant est critique pour cette étape de gravure profonde du silicium par la face arrière. Une résistance thermique de contact élevée engendre une élévation importante du wafer, ce

qui peut détruire les réalisations précédentes.

La réalisation du masque physique nécessaire à la gravure profonde du silicium par la face arrière est effectuée en utilisant la résine AZ4562. Celle-ci est déposée en couche épaisse (environ 12µm) et le masque optique positif utilisé est donné sur la Figure 3- 22. Il est à noter que celui-ci sert d'une part à creuser les membranes et d'autre part à réaliser les motifs de prédécoupes des différents éléments réalisés sur le wafer.



Figure 3- 22 : Masque de lithographie optique pour la gravure du substrat par la face arrière

Avant la gravure du substrat, il est nécessaire au préalable de graver la multicouche SiO₂/Si_xN_y/polysilicium de la face arrière (Figure 3- 2d). Celle-ci est gravée par RIE avec les paramètres de gravure donnés dans le Tableau 3- 10. Les gaz fluorés permettent la réaction chimique avec les atomes de silicium constituant les trois couches. L'épaisseur importante de résine se justifie par sa sélectivité de gravure par rapport à la tricouche.

Débit de trifluorométhane CHF ₃	20 sccm
Débit de tétrafluorométhane CF ₄	20 sccm
Puissance RF	180 W
Pression dans l'enceinte	50 mTorr
Temps de gravure	45 min
Épaisseur totale gravée	1400 nm

Tableau 3- 10 : Paramètres de gravure RIE de la multicouche SiO₂/Si_xN_y/polysilicium

Une vue de la tranche du µTEG, après ouverture du masque face arrière, est montrée sur la figure suivante :

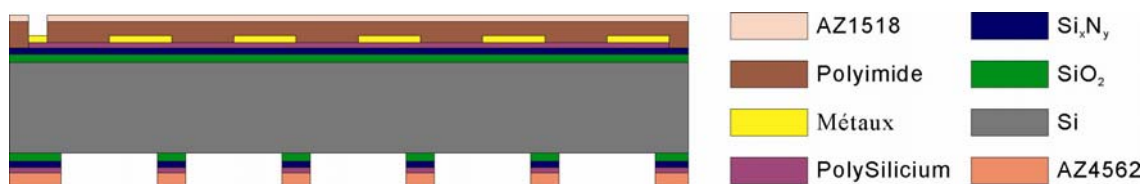


Figure 3- 23: Réalisation du masque physique de gravure silicium par face arrière

3.1.6.2 Gravure profonde et sèche du silicium par ICP

La gravure du substrat de la face arrière est réalisée dans le bâti de gravure profonde et sèche STS (Surface Technology System) par ICP (Inductive Coupled Plasma). Le principe de la gravure ICP est celui d'une gravure DRIE (Dry reactive-ion etching) où le plasma est généré par un puissant champ magnétique généré par radiofréquence (RF). Ce procédé de gravure profonde par ions réactifs est fortement anisotrope. Il permet d'obtenir des gravures profondes dans le silicium avec des rapports d'aspects jusqu'à 30 :1 et plus. Cette technique, qui utilise une haute densité de plasma et une faible pression, offre une vitesse de gravure élevée et une belle uniformité.

Deux sources RF sont nécessaires pour la mise en œuvre de la gravure ICP (cf. Figure 3-24). Une source sous le plateau métallique supportant le wafer permet de générer la tension DC (comme expliqué dans la partie 3.1.3.2) et la seconde source est utilisée à l'aide de bobines pour créer le champ magnétique. Ces deux sources sont utilisées pour augmenter et contrôler la densité du plasma.

Les Figure 3- 24 montre le bâti STS utilisé et son synoptique.

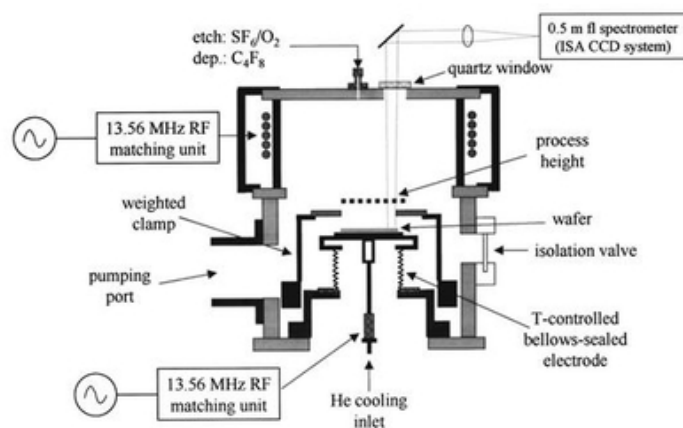


Figure 3- 24: Bâti STS (Surface Technology System) de gravure ICP (Inductive Coupled Plasma)

Le multicouche SiO₂/Si_xN_y/polysilicium/résine AZ4562 de la face arrière est utilisé comme masque physique en face arrière. Le wafer est chargé dans le bâti STS-ICP pour la réalisation de la gravure profonde. Le procédé de gravure est long (environ 70 minutes).

Les paramètres de gravure ICP utilisés sont résumés dans le tableau suivant :

Débit de gaz (sccm)	Passivation	Gravure
Octafluorocyclobutane C ₄ F ₈	200	0
Hexafluorure de soufre SF ₆	0	450
Oxygène O ₂	0	45
Puissance pour ioniser le gaz (W)	1500	2200
Puissance pour l'accélération (W)	0	60
Durée de l'étape d'un cycle (s)	3.5	8.5
Température du plateau supportant le substrat		
- 10°C		

Tableau 3- 11: Paramètres d'un cycle de gravure profonde STS-ICP

L'oxygène est utilisé pendant la gravure pour graver les résidus de résine AZ4562 qui peuvent se redéposer pendant la gravure. Les atomes de fluor sont utilisés comme éléments réactifs pour graver le silicium. L'hexafluorure (SF₆) fournit suffisamment d'atomes de fluor. Cependant, la seule utilisation du SF₆ rend fortement isotropique la gravure. Pour obtenir des flancs droits (rapport d'aspect très élevé), le procédé BOSCH est utilisé. Son principe est illustré dans la figure suivante :

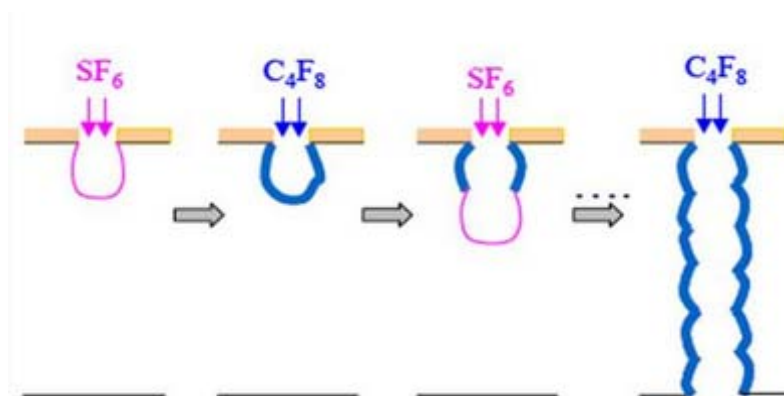
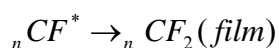
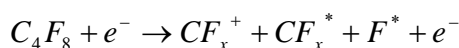


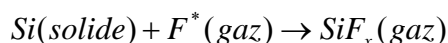
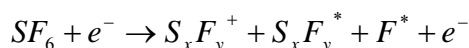
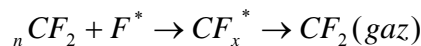
Figure 3- 25: Principe du procédé BOSCH utilisé pour gravure profonde du silicium

Dans ce procédé, la gravure est constituée d'une succession périodique d'alternance gravure/passivation. Le temps total d'un cycle est de 12 secondes (3.5s passivation + 8.5s gravure). Chaque période est constituée d'une étape de passivation où les réactions chimiques sont les suivantes :



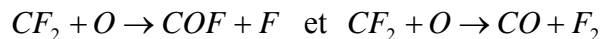
Pendant cette étape de passivation, une puissance de 1500W est appliquée aux bobines pour générer le plasma. La puissance de la source RF sous le wafer est nulle (cf. Tableau 3-11). Une couche de passivation polymérique isotropique de nCF_2 est déposée chimiquement dans le trou gravé.

Dans la seconde étape de gravure, les réactions chimiques peuvent s'écrire :



Pendant la gravure, la puissance appliquée aux bobines pour la génération du plasma est toujours de 1500W. Par contre, la puissance de la source RF sous le wafer pour la génération de la tension DC est 60W (cf. Tableau 3-11). La tension DC permet de concentrer le plasma vers le fond des trous creusés dans le silicium. La passivation polymérique de nCF_2 située au fond des trous est enlevée beaucoup plus rapidement que celle des flancs. Le silicium exposé au plasma est, à ce moment là, gravé par des atomes fluor.

Le plasma O_2 est ajouté pendant la gravure pour enlever la passivation polymérique au fond des trous. Les réactions chimiques peuvent s'écrire :



Les puissances, d'ionisation et de bombardement ionique, mises en jeu ainsi que la durée de la gravure augmente considérablement la température dans le bâti. Le wafer doit être refroidi pour garantir la réussite de cette étape. La température élevée du substrat augmente la vitesse de gravure et surtout la rend moins homogène. Pour remédier à ce problème, la température du plateau sur lequel il repose est abaissée à $-10^\circ C$ par un circuit de refroidissement. Le substrat est maintenu électrostatiquement en contact avec le support métallique sur lequel il est disposé et un système de contrôle permet de mesurer l'étanchéité entre le wafer et ce support. L'utilisation de l'hélium (gaz neutre) permet de quantifier la fuite liée à la nature imparfaite du contact. La condition permettant de garantir un assez bon contact est l'obtention d'une fuite inférieure à 15 mT/min. Le wafer doit être le plus planaire possible afin d'éviter la fuite du gaz. Pour minimiser les échauffements du substrat, celui-ci est gravé par tranches de 15 min entre lesquelles le bâti est refroidit pendant une dizaine de minutes. Cette procédure mise en œuvre permet d'assurer la reproductibilité de la gravure. La vitesse homogène de gravure d'environ $5,4 \mu m/min$ permet de contrôler la fin de gravure obtenue en observant la transparence des membranes (environ 70 minutes). La gravure ICP ne grave que très lentement la couche de SiO_2 , quelques minutes de gravure supplémentaires sont ajoutées pour assurer l'ouverture de toutes les membranes.

Après la gravure, la résine AZ1518 utilisée pour protéger la face avant et la résine AZ4562 qui reste sur la face arrière sont nettoyées à l'acétone. Le wafer est ensuite nettoyé dans un bain d'alcool isopropylique et séché dans un four à convection à 55°C pendant 30 min.

Une vue de la tranche du μ TEG, après libération des membranes par gravure face arrière, est montrée sur la figure suivante :

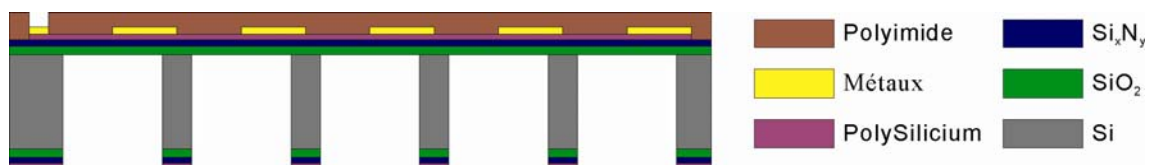


Figure 3- 26: Ouverture des membranes par gravure profonde face arrière du silicium

Les Figure 3- 27a et b montrent respectivement la face avant et la face arrière du wafer traité après la libération des membranes.

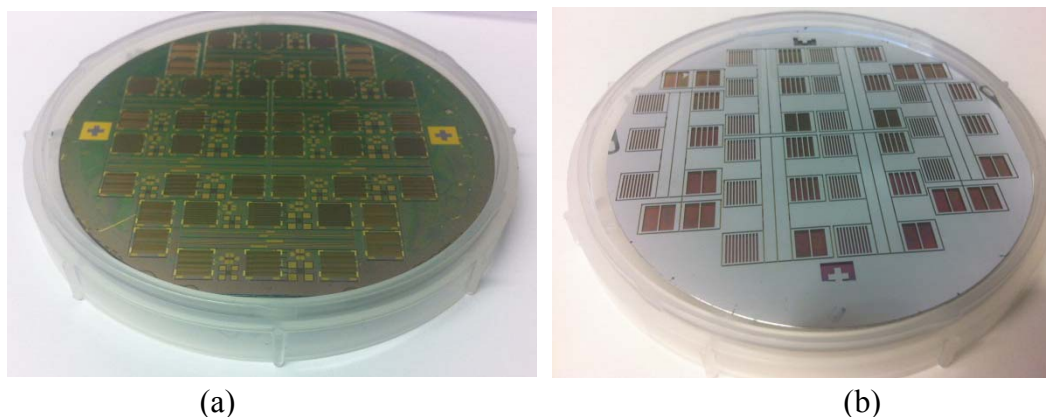
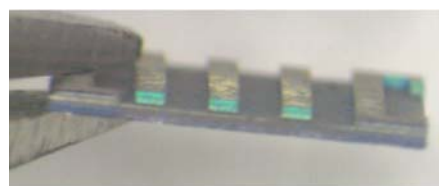


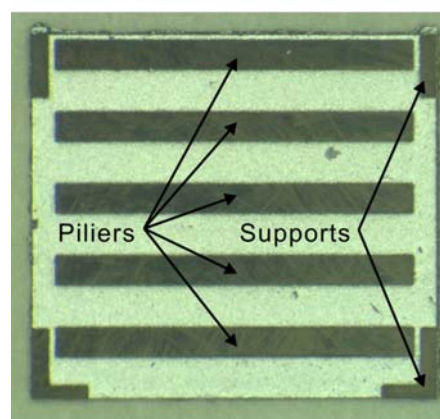
Figure 3- 27 : Photos des faces avant (a) et arrière (b) du wafer après ouverture des membranes

3.2 Fabrication du concentrateur

Comme nous l'avons vu au chapitre II, le concentrateur canalise le flux thermique collecté à sa surface vers le centre des membranes via des piliers. Le nombre de piliers est défini par la configuration du μ TEG choisie et correspond au nombre de membranes. Les Figure 3- 28a et b montrent un concentrateur à 5 piliers réalisé en silicium. Celui-ci est fabriqué sur un second wafer, découpé et aligné manuellement au dessus de la thermopile réalisée sur structure suspendue, comme vue précédemment. L'alignement se fait à l'aide d'un système mécanique comme nous le verrons dans le chapitre IV. Les quatre supports mécanique (bossages) situés aux quatre coins du concentrateur lui permettent de reposer également sur les parties en silicium massif du wafer supportant la thermopile évitant ainsi que les piliers ne cassent les membranes. L'épaisseur des piliers est égale à la moitié de l'épaisseur du substrat de silicium ($380\mu\text{m}$) comme le montre la vue transversale Figure 3- 28.



a. Vue transversale du concentrateur



b. Vue de dessus du concentrateur

Figure 3- 28: Photos du concentrateur

3.2.1 Réalisation de la membrane et de la résistance chauffante sur le concentrateur

Une structure bicouche $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$ ($800\text{nm}/600\text{nm}$) est tout d'abord déposée sur les deux faces d'un wafer en silicium par LPCVD après nettoyage de celui-ci (étapes identiques à celles décrites dans la partie 3.1). La bicouche est utilisée, là encore, comme masque physique pour la gravure profonde ICP du silicium. Sur la face avant est réalisée une résistance chauffante sous forme d'un serpentín, pour cela une métallisation de $10\text{nm Ti}/100\text{nm Au}$ est réalisée (procédé de métallisation identique à la partie 3.1.4.1 de ce chapitre). Le masque optique positif utilisé pour cette métallisation est donné Figure 3- 29.



Figure 3- 29: Masque optique utilisé pour la réalisation de la résistance chauffante sur le concentrateur

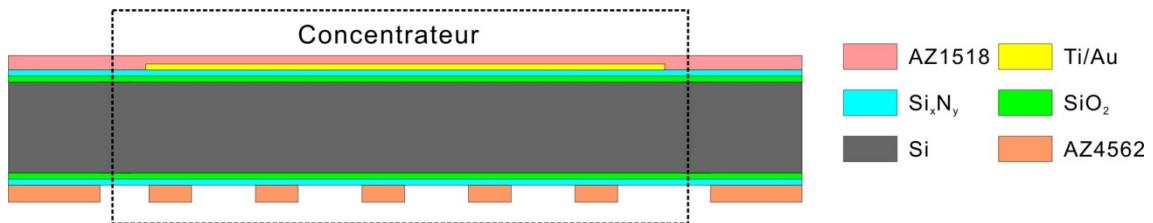


Figure 3- 32: Configuration de la résine AZ4562 pour la réalisation du concentrateur

La résine AZ4562 est un masque de protection permettant l'ouverture par gravure RIE de la bicouche $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$. Les paramètres de gravure sont les mêmes que ceux vus dans les parties précédentes (cf. Tableau 3- 10). Après cette gravure RIE, le masque de résine AZ4562 est enlevé à l'acétone (le wafer est nettoyé dans l'alcool et séché sous l'azote). La résine AZ1518 de la face avant est enlevée en même temps, une nouvelle couche de résine AZ1518 de protection est redéposée sur la face avant. Le wafer après l'ouverture de la structure bicouche $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$ est montré dans la Figure 3- 33.

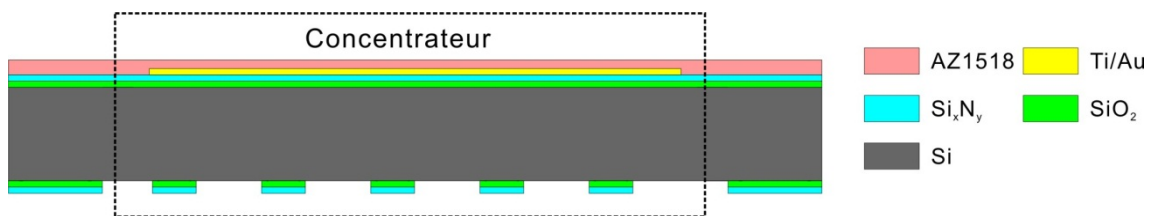


Figure 3- 33: Wafer après l'ouverture de la bicouche $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$

Une nouvelle couche de résine AZ4562 est à nouveau déposée sur la face arrière du wafer et configurée avec le masque suivant :

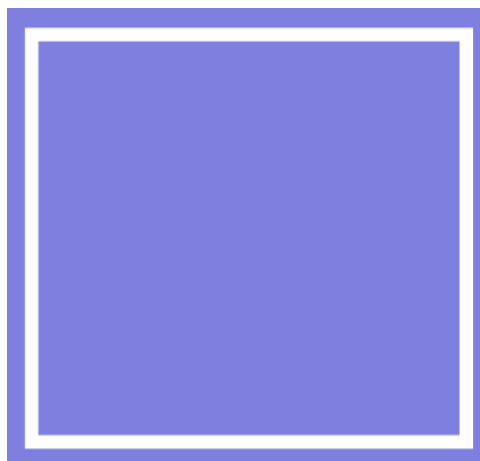


Figure 3- 34: Masque de lithographie optique utilisé pour la prédécoupe des concentrateurs

Cette seconde couche de résine AZ4562 permet de protéger une partie des zones où le masque $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$ a été ouvert. Une première gravure du silicium est réalisée uniquement dans les zones de prédécoupe (cf. Figure 3- 35).

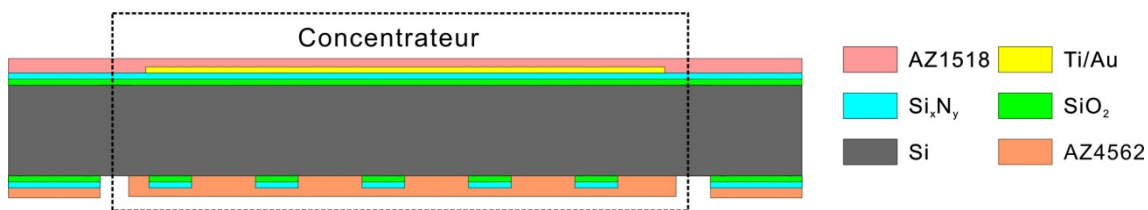


Figure 3- 35: Le wafer avant la première gravure pour la réalisation du concentrateur

Le wafer est ensuite transféré dans le bâti STS-ICP. Les conditions de gravure sont les mêmes que celles données dans la partie 3.1.6.2 de ce chapitre. Une gravure d’une durée de 33 minutes permet de creuser environ 180 µm de silicium par la face arrière. Le masque de résine AZ4562 est enlevé à l’acétone comme vu précédemment. Une couche de résine AZ1518 est à nouveau utilisée pour protéger la face avant. Le wafer est à nouveau chargé dans le bâti STS-ICP pour effectuer la seconde gravure profonde du silicium pour réaliser les piliers et ouvrir les membranes de prédécoupes (Figure 3- 36).

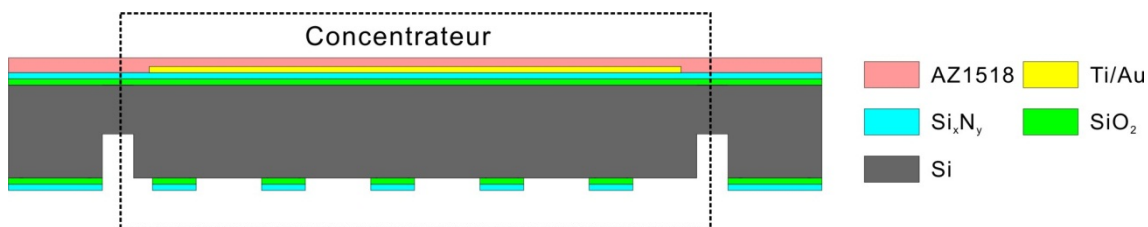


Figure 3- 36: Wafer avant la seconde gravure profonde du silicium pour la réalisation du concentrateur

Dans cette étape de gravure du silicium, le masque utilisé pour protéger les piliers du concentrateur est constitué de la structure multicouche SiO₂/Si_xN_y. La sélectivité de gravure entre le silicium et la bicouche (SiO₂/Si_xN_y) est très élevée (environ 500 :1). Son épaisseur (1.4µm) est suffisante pour permettre la gravure de toute l’épaisseur de silicium restant (200 µm). La seconde gravure de silicium est effectuée en 40 minutes. La résine AZ1518 de protection de la face avant est enlevée par nettoyage du wafer à l’acétone et à l’alcool. Le concentrateur réalisé est montré dans la Figure 3- 37.

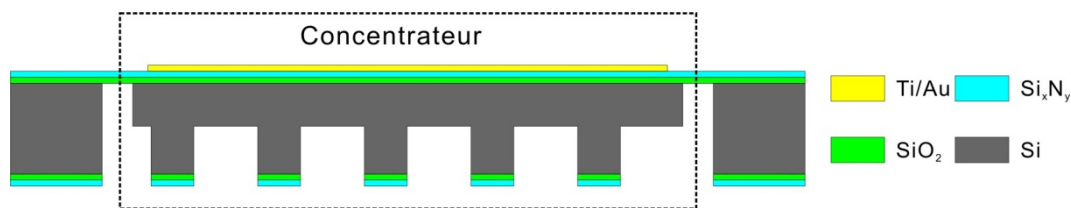


Figure 3- 37: Concentrateur réalisé après la double gravure profonde du silicium

4. Conclusion

Différentes étapes technologiques ont été décrites précédemment ; elles permettent de réaliser sur deux wafers Si distincts les deux éléments constituant les µTEGs de ce travail. Dans le chapitre suivant le système mécanique d’alignement des 2 composants des µTEGs est décrit ainsi que la méthode de caractérisation et les performances obtenues.

Chapitre IV : Caractérisation des microgénérateurs

thermoélectrique

1. Introduction

Dans les deux premiers chapitres, nous avons pu voir que les performances des μ TEGs dépendent principalement de deux grands paramètres : l'efficacité des matériaux thermoélectriques (le facteur de mérite) et le transfert de chaleur à travers la structure des μ TEGs.

La première partie de ce chapitre présente les caractérisations électriques et thermoélectriques des matériaux thermoélectriques utilisés (principalement, la couche du polysilicium).

Ensuite, nous décrirons le dispositif réalisé qui permet d'une part de superposer et d'aligner le concentrateur et la thermopile, qui constituent le μ TEG, et d'autre part d'injecter une densité de flux thermique dans celui-ci afin de le caractériser (mesurer ses performances). A cet effet, et en considérant le μ TEG comme un système, une puissance « d'entrée » est appliquée dans la résistance chauffante réalisée sur le concentrateur et la tension de sortie est mesurée entre les extrémités de la thermopile. Cette tension de sortie permet d'une part de calculer la puissance de sortie délivrée par le μ TEG et d'autre part d'obtenir le gradient de température $\Delta T_{\text{mesurée}}$ entre les jonctions chaudes et froides des thermocouples constituant la thermopile. Cette différence de température mesurée $\Delta T_{\text{mesurée}}$ est comparée à celle obtenue par simulation, au chapitre II, afin de valider notre modèle numérique.

2. Caractérisation du polysilicium

Le facteur de mérite $Z = \frac{\alpha^2 \sigma}{\lambda}$ est souvent utilisé pour évaluer la qualité ou les

performances d'un matériau thermoélectrique. Les trois paramètres caractéristiques du facteur de mérite (pouvoir thermoélectrique α , conductivité électrique σ et conductivité thermique λ) sont tous liés à la concentration de porteurs de charge comme le montre la Figure 4- 1 [67].

La conductivité électrique σ ($\Omega^{-1} \cdot \text{cm}^{-1}$) peut être décrite par la relation suivante :

$$\sigma = ne\mu \quad (4-1)$$

où n est la concentration de porteurs de charge (cm^{-3}), e est la charge élémentaire (C) et μ est la mobilité des porteurs dans le matériau ($\text{cm}^2/\text{V/s}$).

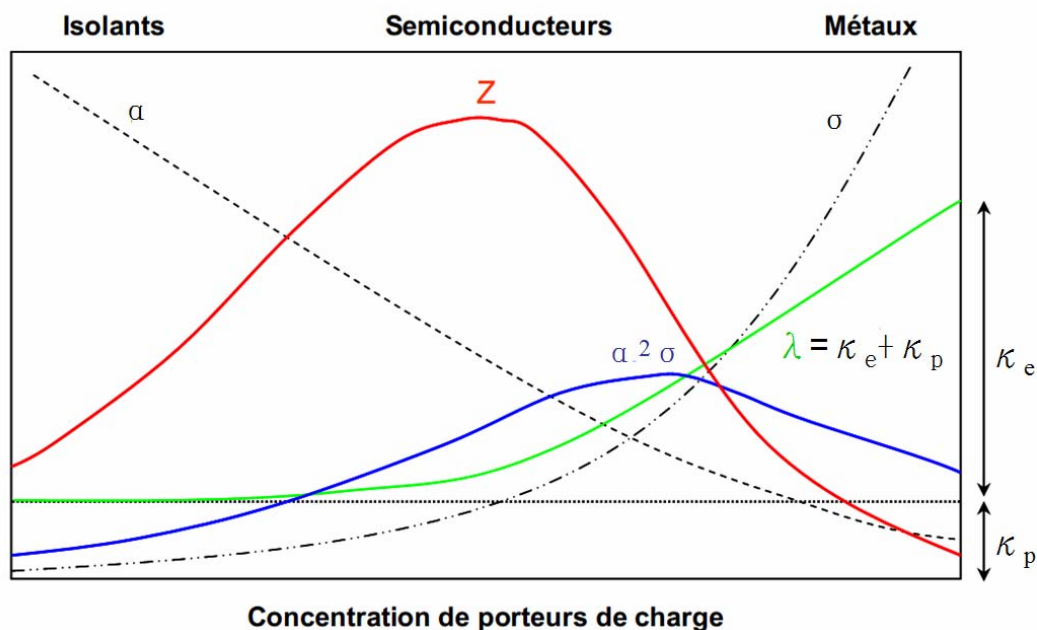


Figure 4- 1 : Evolution des caractéristiques électrique, thermique et thermoélectrique d'un matériau et de son facteur de mérite Z en fonction de la concentration des porteurs de charge [67]

La Figure 4- 1, montre que la conductivité électrique et le pouvoir thermoélectrique évoluent de façon inverse en fonction de la concentration de porteurs de charge. Lorsque celle-ci augmente la conductivité électrique augmente alors que le pouvoir thermoélectrique diminue [68, 69].

La conductivité thermique, quant à elle, augmente aussi avec le nombre de porteurs de charge cependant elle n'est pas liée qu'aux seuls porteurs. Celle-ci se compose en fait de deux contributions : celle du transport électronique κ_e [70], mais aussi de la contribution de la loi de propagation des phonons κ_p (vibrations du réseau).

D'après la loi Wiedemann–Franz, la contribution électronique κ_e est donnée par la relation :

$$\kappa_e = LT\sigma \quad (4-2)$$

où L est la constante de Lorenz ($2.44 \times 10^{-8} \text{ W} \cdot \Omega \cdot \text{K}^{-2}$) et T est la température (K). Ainsi l'évolution de la conductivité thermique est directement liée à celle de la conductivité électrique.

Le facteur de mérite, lié à ces trois paramètres présente donc un maximum pour une valeur de porteurs de charge optimale (ceci est illustré par la Figure 4- 1). Pour un type de composé thermoélectrique donné, la recherche du dopage optimum, permettant de maximiser le facteur de mérite, reste cependant délicate et nécessite une étude matériaux très poussée. Le même matériau pouvant présenter différentes microstructures, il peut également présenter plusieurs évolutions de Z(n).

Dans le chapitre I (éq. 1-35), nous avons montré que la conductance thermique de la couche en polysilicium des μ TEGs est en parallèle avec les conductances thermiques des métaux constituant le second matériau thermoélectrique, de la couche SiO_2 , de la couche Si_xN_y et de la couche polyimide. Le transfert thermique planaire se fait donc dans toutes ces couches. Les résistances thermiques longitudinales des membranes ne sont donc pas proportionnelles qu'à la seule conductivité thermique de la couche de polysilicium mais sont aussi dépendantes de celles des autres matériaux constituant la membrane du μ TEG. La variation de la conductivité thermique du polysilicium n'a qu'une faible incidence sur la valeur de la résistance thermique globale et une incidence bien plus négligeable sur le gradient de température entre les jonctions chaudes et les jonctions froides des thermocouples. En effet, cette différence de température dépend aussi des pertes de flux thermiques via les cavités d'air au dessus et en dessous des membranes, de la convection et surtout des pertes à travers les supports du concentrateur. Les simulations faites au chapitre II, montrent que l'équilibre thermique qui s'établit dans le μ TEG entre la chaleur qui traverse la membrane (partie active) et celle qui est perdue à travers les supports varie considérablement lorsque la résistance thermique planaire évolue. Ainsi, une augmentation importante de la résistance thermique planaire n'aura pas forcément l'effet escompté sur le gradient de température ΔT .

Les simulations effectuées au chapitre II, ont permis de définir les dimensions structurales optimales des différents μ TEGs (dimensions membranes, épaisseurs des matériaux,...). Celles-ci permettent d'obtenir les gradients de température maximaux. Cependant, les performances des μ TEGs dépendent aussi très fortement des caractéristiques électrique et thermoélectrique de la couche de polysilicium. Dans la suite, nous décrivons la méthodologie suivie pour caractériser les propriétés électrique et thermoélectrique des couches de polysilicium employées.

2.1 Caractérisation du pouvoir thermoélectrique du polysilicium

2.1.1 Banc de mesure pour la caractérisation du pouvoir thermoélectrique

Le pouvoir thermoélectrique équivalent des thermocouples utilisés pour réaliser la thermopile de nos μ TEGs (chaque thermocouple est constitué d'un thermoélément polysilicium et d'un thermoélément polysilicium recouvert de métaux) est donné par la relation 1-33 du chapitre I. Celle-ci, montre que le pouvoir thermoélectrique équivalent est très proche de celui du polysilicium car la concentration des porteurs de charge dans les métaux étant beaucoup plus importante que celle dans le polysilicium, ils présentent des résistivités électriques et des pouvoirs thermoélectriques très faibles comparativement à ceux du polysilicium.

Le dispositif de caractérisation du pouvoir thermoélectrique du polysilicium utilisé dans ce travail est un dispositif « maison » ; une photo en est donnée sur la Figure 4- 2.

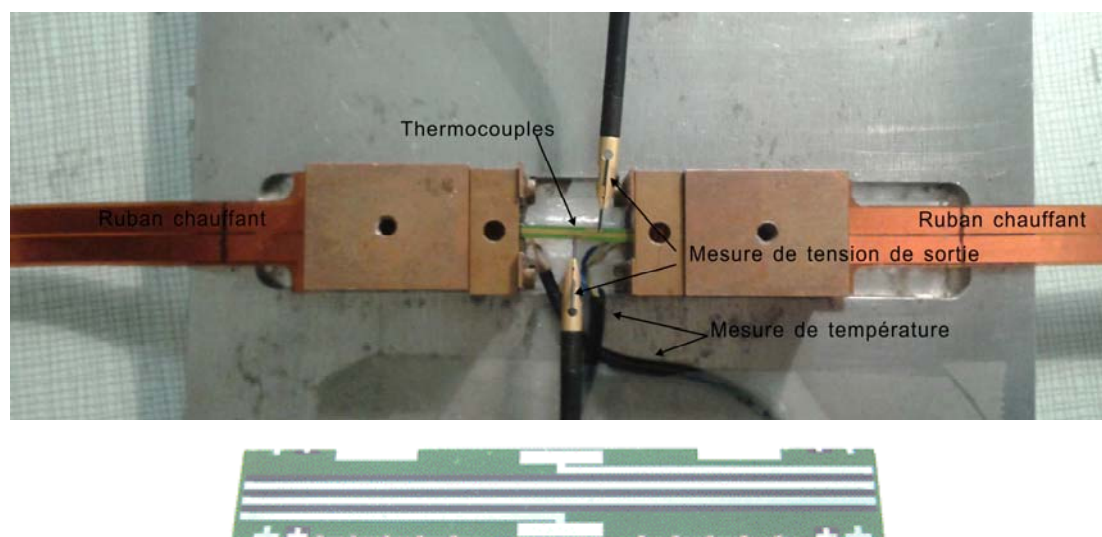


Figure 4- 2 : Banc de mesure pour la caractérisation du pouvoir thermoélectrique et exemple de « barrette » Seebeck avec 3 thermocouples

Les thermopiles fabriquées pour la détermination du coefficient de Seebeck du polysilicium sont réalisées dans le même wafer que celui utilisé pour la réalisation des thermopiles des μ TEGs. La technologie de fabrication est la même que celle décrite dans le chapitre précédent. Ces thermopiles de caractérisation sont constituées par l'association en série de deux ou de trois thermocouples (cf. Figure 4- 2). Elles ont la forme de petites barrettes rectangulaires très fines et longues. Les matériaux constituant ces thermocouples de caractérisation Seebeck sont donc les mêmes que ceux qui forment la thermopile des μ TEGs, soit polysilicium et polysilicium plaqué métaux. Les jonctions des thermocouples sont situées aux deux extrémités de la barrette et les plots de contacts de la thermopile sont au centre.

Pendant la caractérisation, les deux extrémités de l'échantillon (où se situent les jonctions des thermocouples) sont insérées dans deux blocs de cuivre comme le montre la Figure 4- 2. Deux rubans chauffants connectés à une source électrique sont insérés dans les deux pièces de cuivre et permettent de créer une différence de température entre les jonctions des thermocouples. Les mesures des températures des blocs de cuivre sont effectuées à l'aide de deux sondes de température (sonde platine Pt100) intégrées dans chacun d'eux. Un bon contact thermique entre la barrette et les blocs de cuivre est assuré à l'aide de graisse thermique. La conductivité thermique du cuivre étant très élevée (400 W/m/K), les températures mesurées par les sondes platine sont très proches des températures aux jonctions des thermocouples.

Un module « Gantner instrument », multi canaux (« intelligent sensor module » ISM 111), permet de relever les températures des sondes platine et de contrôler les puissances de chauffe injectées dans chacun des blocs de cuivre. La tension de sortie de la thermopile est relevée à l'aide de deux pointes fines disposées sur les plots de contacts. Un microvoltmètre à haute impédance permet la mesure de celle-ci avec une grande précision. Le module Gantner

et le microvoltmètre sont connectés à un ordinateur. Les sondes platine, le module intelligent ISM111, le microvoltmètre et l'ordinateur forment un système automatique qui permet de contrôler les puissances de chauffe, de mesurer les températures aux jonctions des thermocouples et d'enregistrer les valeurs des tensions mesurées aux bornes de la thermopile. Pendant les caractérisations, le montage Figure 4- 2 est recouvert par un boîtier afin de minimiser les perturbations liées à la convection ou même à la luminosité de la pièce.

2.1.2 Caractérisation du pouvoir thermoélectrique

Dans cette partie, nous nous intéressons à l'évolution du pouvoir thermoélectrique du polysilicium en fonction de la température, pour une plage allant de 20°C à 100°C. La température de la thermopile étant supposée être égale à la température moyenne entre les deux jonctions [64]. Pour la caractérisation du pouvoir thermoélectrique de la couche, la différence de température entre les jonctions chaudes et froides est maintenue à 5°C et la température moyenne est augmentée par pas de 5°C, comme le montre l'exemple donné dans le Tableau 4- 1.

Les valeurs des températures de consigne imposées aux deux blocs de cuivre et celles mesurées avec les sondes platine sont données dans les premières colonnes. La tension délivrée par la thermopile est relevée et permet de calculer le pouvoir thermoélectrique du polysilicium.

T _{chaude} consigne (°C)	T _{froide} consigne (°C)	T _{chaude} mesurée (°C)	T _{froide} mesurée (°C)	Tension (mV)	ΔT (K)	T _{moyenne} (°C)	α (μV/K)
25	20	25.74	20.04	2.97	5.70	22.89	260.45
30	25	30.20	25.68	2.37	4.51	27.94	263.10
35	30	35.31	30.33	2.62	4.97	32.82	263.99
40	35	40.19	35.22	2.63	4.96	37.71	265.02
45	40	45.16	40.16	2.67	5.00	42.66	266.95
50	45	50.13	45.15	2.66	4.98	47.64	267.89
55	50	55.10	50.15	2.61	4.95	52.62	268.45
60	55	60.09	55.12	2.67	4.96	57.61	269.44
65	60	65.07	60.05	2.71	5.01	62.56	270.69
70	65	70.06	65.04	2.72	5.022	67.55	271.32
75	70	75.05	70.03	2.73	5.01	72.54	272.82
80	75	80.03	75.03	2.74	4.99	77.53	274.41
85	80	85.03	80.01	2.75	5.02	82.52	274.27
90	85	89.99	85.00	2.75	4.98	87.49	276.00
95	90	95.03	89.98	2.77	5.02	92.49	276.02
100	95	99.96	94.97	2.76	4.99	97.47	276.52

Tableau 4- 1 : Exemple de valeurs enregistrées par le système d'acquisition permettant la mesure du pouvoir thermoélectrique de la couche de polysilicium

Chacune des valeurs indiquées dans ce tableau est une moyenne calculée à partir de 300 points de mesures effectuées à intervalle de 0.1 seconde. Les valeurs mesurées sont enregistrées dans l'ordinateur et la valeur moyenne est calculée par le programme. Celui-ci permet de ne pas prendre en compte certaines valeurs dues aux écarts importants entre les températures de consignes et celles délivrées par les Pt100, par exemple (la régulation de température des deux blocs n'étant pas parfaite, un dépassement de température peut être lié à une puissance de chauffe trop élevée...).

Les mesures du gradient de température ΔT et de la tension de sortie de la thermopile V_s permettent de calculer le pouvoir thermoélectrique du thermocouple polysilicium/polysilicium-plaqué quasiment égal à celui du polysilicium (le nombre N de thermocouples associés en série étant connu, $N=2$ ou 3), soit :

$$\alpha_{\text{polysilicium}} = \frac{V_s}{N\Delta T} \quad (4-3)$$

Le Tableau 4- 1 donne les résultats de la caractérisation d'une thermopile constituée de deux thermocouples. Les résultats obtenus correspondent à la couche de polysilicium standard décrite dans le chapitre III (Tableau 3-2). Le pouvoir thermoélectrique augmente légèrement en fonction de la température moyenne (de $260\mu\text{V/K}$ à $276\mu\text{V/K}$). Le dépôt LPCVD de la couche de polysilicium sur le wafer pouvant ne pas être parfaitement homogène, nous effectuons la mesure du pouvoir thermoélectrique de plusieurs thermopiles disposées dans différentes zones du wafer (cf. Figure 3-1).

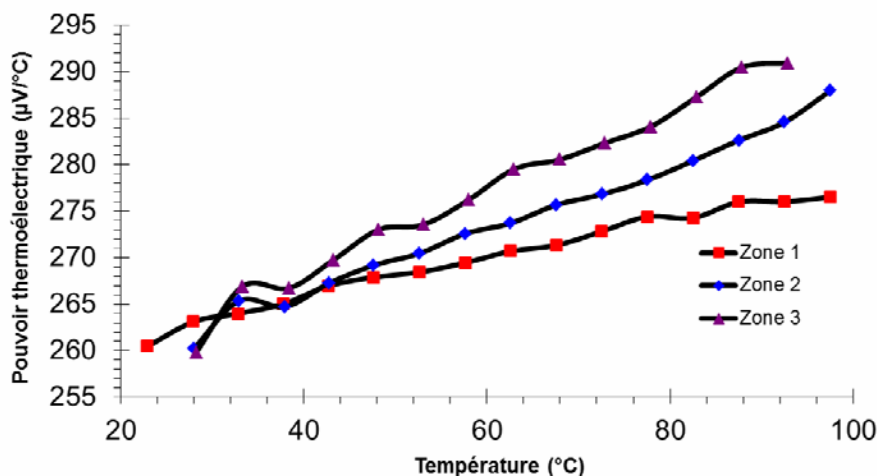


Figure 4- 3 : Evolution du pouvoir thermoélectrique de 3 échantillons d'une même couche de polysilicium en fonction de la température

Les évolutions en fonction de la température des pouvoirs thermoélectriques des 3 échantillons prélevés en différentes zones du wafer, sont montrées dans la Figure 4- 3. On constate un faible écart entre ces trois relevés. En fait une mesure systématique de toutes les barrettes d'un wafer référence nous a permis de vérifier que nos couches de polysilicium sont généralement quasi homogène d'un point de vue thermoélectrique sur toute la surface du wafer.

Dans la suite, cette mesure du pouvoir thermoélectrique nous sera utile pour déterminer les gradients de températures obtenus entre les jonctions des thermocouples constituant les μ TEGs pour une densité de puissance injectée connue. En effet, les différences de températures réelles pourront être déduites à partir des tensions de sortie mesurées des μ TEGs, du nombre de thermocouples et de leur pouvoir thermoélectrique. La valeur la plus précise du pouvoir thermoélectrique utilisée pour déduire cette différence de température est celle des mesures Seebeck de l'échantillon barrette se trouvant le plus proche du μ TEG caractérisé.

Pour ce qui est de la température moyenne du μ TEG, pour une densité de flux thermique injectée donnée, elle est estimée par simulation numérique. La valeur du pouvoir thermoélectrique correspondant à la température moyenne simulée est choisie pour déduire la différence de température $\Delta T_{\text{réelle}}$. Celle-ci est comparée avec la différence de température $\Delta T_{\text{calculée}}$ par simulation afin de valider notre modèle numérique.

2.2 Caractérisation des propriétés électriques du polysilicium

Les propriétés électriques du polysilicium sont mesurées par la méthode Van Der Pauw. Celle-ci permet de caractériser la résistivité électrique, la mobilité électrique, le type de dopage et la concentration des porteurs de charge [71,72].

Nous disposons à l'IEMN d'un appareil commercial de mesure de l'effet hall et de la résistivité HL5500 PC de la société Accent® (cf. Figure 4- 4). Ce dernier est équipé de quatre pointes pouvant être déplacées à l'aide de micromanipulateurs et utilisées pour injecter un courant et mesurer une tension. La mesure est entièrement automatisée, seules les valeurs du courant injecté et du facteur de diffusion de Hall peuvent être modifiées par l'opérateur. Le facteur de diffusion est supposé égal à 1. La géométrie choisie pour la caractérisation de notre échantillon est une géométrie en trèfle (ou « Greek-cross », cf. Figure 4- 5). La littérature montre que les caractéristiques de cette géométrie réduisent l'erreur sur la mesure [73-75].

La structure de l'échantillon ainsi réalisée satisfait les conditions de mesure de Van Der Pauw :

1. L'épaisseur de la couche de polysilicium est uniforme (550nm)
2. Le polysilicium carré au centre est homogène et isotrope
3. Les contacts se trouvent aux bords du carré central de polysilicium
4. La surface des contacts électriques débordant sur le carré central actif doit être beaucoup plus faible que celle de ce carré de polysilicium.



Figure 4- 4 : Système de mesure Effet Hall HL 5500 PC

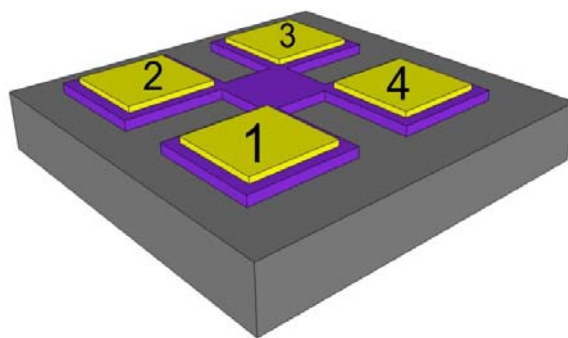


Figure 4- 5 : Forme de l'échantillon pour caractériser les propriétés électriques du polysilicium

Avant toute mesure, le système teste la qualité des quatre contacts en effectuant une mesure de résistance. Ces contacts doivent être ohmiques pour assurer une mesure précise. Les courbes $I=f(V)$ entre les contacts 1/2 et 3/4 sont alors tracées, l'obtention de droites passant par l'origine atteste de l'ohmicité des contacts. Généralement les courants choisis sont au maximum de quelques centaines de μA .

2.2.1 Caractérisation de la résistivité électrique du polysilicium

Dans la méthode Van Der Pauw, la résistivité pour un échantillon ayant 4 contacts périphériques 1,2, 3 et 4, est déterminée à partir de la mesure de deux séries de résistances de type $R_{ij,kl}$ correspondant aux rapports tension/courant entre les tensions mesurées entre les contacts k et l lorsque le courant est injecté entre i et j ($R_{ij,kl} = V_{kl} / I_{ij}$). Pour améliorer la précision de la mesure de ces résistances (enlever les tensions parasites potentielles) notre appareillage réalise automatiquement des permutations de contacts et des inversions de courant : on mesure $R_{12,43}$; $R_{34,21}$; $R_{23,41}$; $R_{14,23}$; $R_{32,41}$; $R_{21,43}$; $R_{43,21}$ et $R_{41,23}$ dont on ne conserve que la valeur absolue.

Si nous définissons:
$$R_{vertical} = \frac{R_{12,43} + R_{21,43} + R_{34,21} + R_{43,21}}{4}$$

et
$$R_{horizontal} = \frac{R_{32,41} + R_{23,41} + R_{14,23} + R_{41,23}}{4}$$

la relation établie par Van Der Pauw montre que :
$$e^{-\pi \frac{R_{vertical}}{R_{\square}}} + e^{-\pi \frac{R_{horizontal}}{R_{\square}}} = 1 \quad (4-4)$$

Avec R_{\square} la résistance carrée de la couche de polysilicium, directement liée à la résistivité électrique selon la relation : $\rho = R_{\square} e_{polySi}$

où e_{polySi} est l'épaisseur de la couche du polysilicium.

Il suffit alors de déconvoluer la relation (4-4) pour déterminer la résistivité électrique de la couche. Ce que le set-up réalise automatiquement.

La résistivité électrique et la résistance carrée mesurées pour la couche standard utilisée pour la fabrication de la première famille de μ TEGs sont respectivement $0.023 \Omega\text{cm}$ et $425.4\Omega/\text{sq}$. La résistivité électrique mesurée permet de calculer la résistance électrique interne des μ TEGs, paramètre essentiel pour évaluer la puissance maximale de sortie exploitable.

2.2.2 Caractérisation de la concentration de porteurs de charge

La concentration de porteurs de charge est mesurée à l'aide de l'effet Hall. L'échantillon est caractérisé sous un champ magnétique qui est perpendiculaire à sa surface selon la procédure automatisée décrite suivante : un aimant vient se positionner à la verticale de l'échantillon pour appliquer un champ magnétique B perpendiculaire à l'échantillon. Pour la mesure de l'effet Hall, si un courant est injecté entre les contacts d'une diagonale de l'échantillon (ex. 2 et 4), une tension fonction de la tension de Hall est mesurée sur la seconde diagonale (ex. entre 1 et 3). Le système d'aimant est conçu de telle sorte qu'il peut pivoter autour de l'échantillon pour inverser le signe du champ magnétique. Ainsi, tout comme pour la mesure de résistivité, une série de permutations permet d'obtenir une tension de Hall moyenne sur huit configurations (2 diagonales, 2 sens du champ et 2 sens du courant). Ceci permet d'éliminer les tensions DC parasites (effets géométrique et thermique ; par exemple, la tension causée par l'effet Seebeck pendant la mesure).

De façon simplifiée lorsqu'un courant est appliqué à deux des contacts diagonalement opposés sur l'échantillon, une force de Lorentz s'exerce sur chaque porteur de charge libre et une charge fixe s'établit perpendiculairement au courant jusqu'à un équilibre directement lié à la densité de porteurs libres, proportionnelle au champ magnétique B et au courant I . Cette charge fixe crée une tension (tension de Hall V_H) qui peut être mesurée par les deux autres points. La concentration de charge par l'unité de surface est donnée par la relation suivante :

$$n_s = \frac{IB}{qV_H} \quad (4-5)$$

où q est la charge élémentaire.

Dans notre système de mesure, le champ magnétique est fixe : 0.32 Tesla. Une valeur moyenne est réalisée avec les tensions diagonales V_{IJ} mesurées pour les différents sens du courant, de champ magnétique et les 2 diagonales. Un exemple de mesures des tensions diagonales pour un échantillon en polysilicium standard est donné dans le Tableau 4- 2.

Courant 0,21 mA	$V_{24}(\mu\text{V})$		$V_{13}(\mu\text{V})$	
	I_{13}	I_{31}	I_{42}	I_{24}
Champ B positif	-2.31	26.9	-46.9	38.7
Champ B Négatif	55.8	-32.4	11.1	-20.1

Tableau 4- 2: Exemple de mesures des tensions diagonales (détermination de la tension de Hall)

La tension de Hall déduite est $V_H = 29.3\mu\text{V}$. La concentration surfacique de porteur de charge est déterminée selon la relation (4-5) : on trouve dans ce cas $1.43 \times 10^{15}/\text{cm}^2$. En tenant

compte de l'épaisseur du polysilicium (550nm), la concentration volumique est de $2.61 \times 10^{19}/\text{cm}^3$ ce qui correspond à un niveau de dopage moyen et est cohérent avec la valeur plutôt élevée du pouvoir thermoélectrique mesuré sur la même couche de polysilicium. La concentration de porteurs de charge et la résistivité électrique déterminée précédemment, permettent de déduire la mobilité électrique (équation 4-1) : elle est ici de $10.2\text{cm}^2/\text{V}\cdot\text{s}$.

3. Caractérisation des μTEGs en polysilicium standard

3.1 Mesure des résistances électriques

La résistivité électrique du polysilicium est beaucoup plus importante que celle de l'or et de l'aluminium. Par ailleurs, la résistance de contact électrique présentée et mesurée dans le chapitre III est très faible. Il en résulte que la somme de toutes les résistances dues aux contacts polysilicium-métaux ou aux parties revêtues d'un plaquage métallique est négligeable. La résistance électrique totale d'un μTEG dépend donc principalement de la partie des pistes en polysilicium non plaquée.

Les valeurs des résistances électriques calculées et mesurées, pour chaque configuration de μTEGs , sont données dans le Tableau 4-3. La valeur mesurée est la valeur moyenne obtenue avec les mesures des résistances électriques de μTEGs ayant la même configuration. Ce tableau montre que, pour les μTEGs de faible largeur de piste en polysilicium (50 μm et 70 μm), la résistance électrique calculée en négligeant la résistance de contact et la résistance du polysilicium plaqué métaux est très proche de la valeur réelle mesurée. En revanche, quand la largeur de piste du polysilicium est grande, la résistance de contact et la résistance du polysilicium plaqué métaux ne sont plus négligeables devant la résistance des pistes du polysilicium, ce qui explique, en partie, le décalage de 13,5 % entre la valeur calculée et la valeur mesurée.

Nombre de membranes	Largeur de piste $L_p(\mu\text{m})$	Nombre de thermocouples par μTEG	Longueur des thermocouples (μm)	Résistance électrique calculée	Résistance électrique mesurée
2	50	288	1250	3.06M Ω	2.94M Ω
5	50	720	500	3.06M Ω	2.98M Ω
	70	560		1.7M Ω	1.73M Ω
10	50	1440	250	3.06M Ω	2.94M Ω
	70	1120		1.7M Ω	1.68M Ω
	200	460		245k Ω	278k Ω

Tableau 4-3 : Résistances électriques calculées et mesurées pour différents μTEGs réalisés à partir de polysilicium standard

En fait les décalages entre les valeurs mesurées et calculées permettent aussi d'évaluer la qualité de la métallisation. Quand la valeur mesurée est beaucoup plus importante que celle

calculée, cela peut s'expliquer par la nature du contact électrique qui peut s'avérer ne pas être suffisamment bonne. Cela s'est produit sur quelques uns des wafers processés pour ce travail sans qu'en soit comprise la raison. L'évaluation de la résistance de contact de façon plus précise prend une importance plus grande pour les μ TEGs ayant un nombre important de thermocouples. La fabrication de ces μ TEGs nécessite une étude de recuit plus fine pour optimiser davantage la nature de ces contacts électriques.

3.2 Evaluation des performances des μ TEGs réalisés

Une méthode technologique utilisant un aligneur MA6/BA6 Suss MicroTech pour réaliser l'auto-alignement entre le concentrateur et la thermopile et utilisant une technique de scellement par thermocompression SB6e Suss MicroTech est en cours de développement : j'y ai consacré une partie de mon travail doctoral mais compte tenu des difficultés inhérentes à la complexité des étapes technologiques, la méthode n'est pas encore aboutie. Celle-ci devrait permettre la fabrication de nos μ TEGs avec assemblage et alignement précis des deux parties qui les constituent (technique pleine plaque). Les études en cours, devraient être finalisées prochainement.

La méthode utilisée et présentée dans la suite permet de disposer le concentrateur sur la thermopile de façon plus « rudimentaire » : l'alignement est assuré à l'aide d'un système mécanique usiné à la dimension des μ TEGs avec une précision de $5\mu\text{m}$. Ce système permet, en outre, l'évaluation de la tension électrique délivrée par la thermopile lorsqu'une puissance Joule est directement injectée dans le concentrateur via la résistance électrique disposée sur celui-ci.

3.2.1 Description du dispositif de mesure

Le système mécanique fabriqué au laboratoire pour évaluer les performances des μ TEGs est présenté sur la Figure 4-6. Celui-ci se compose de trois parties et repose sur un bloc d'aluminium utilisé comme puits thermique.

La première partie (partie A) est la partie principale du système. Elle est réalisée en PVC, une matière plastique présentant une conductivité thermique de 0.17 W/m/K , relativement faible par rapport au puits thermique en aluminium ($\lambda \approx 200\text{ W/m/K}$) ce qui permet de minimiser les pertes latérales de chaleur et de canaliser le maximum de flux de chaleur à travers le μ TEG vers le puits thermique. Les deux parties constituant le μ TEG sont disposées l'une sur l'autre et insérées dans le dispositif. La partie B réalisée elle aussi en PVC permet d'aligner le concentrateur et la thermopile par « calage ». La partie C montrée dans la Figure 4-6 est constituée d'une partie en PVC et de deux blocs métalliques de masse suffisante pour exercer un poids sur le concentrateur et permettre le maintien de celui sur la thermopile et garantir un contact thermique reproductible. Il est, tout de même, important de préciser que l'alignement mécanique décrit précédemment reste une procédure délicate due à la fragilité des membranes (structure suspendue d'une vingtaine de μm d'épaisseur).

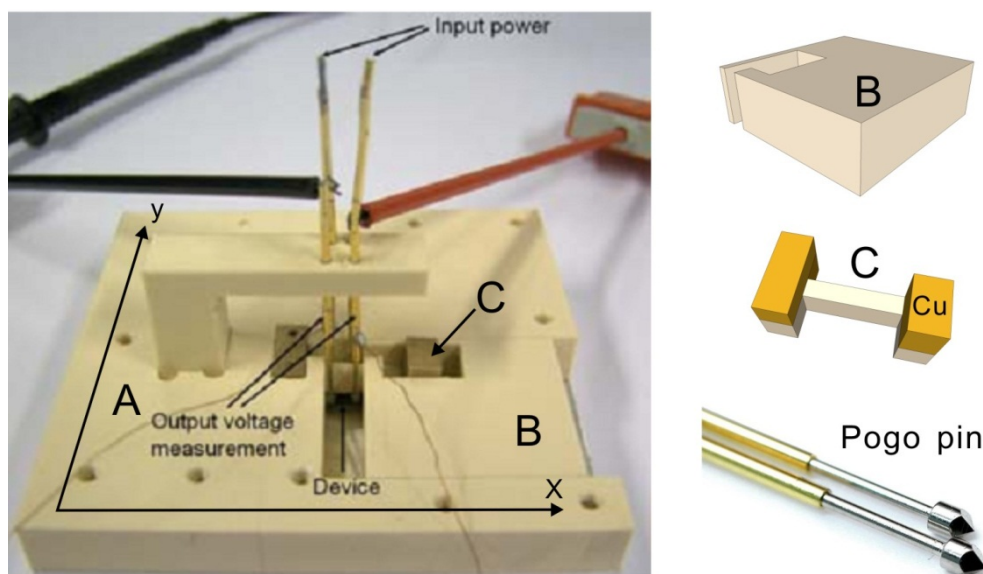


Figure 4-6 : Système mécanique de caractérisation des μ TEGs

Une structure suspendue en forme de potence (cf. Figure 4-6) maintient verticalement quatre « pogo pins » (système de pointe montée sur ressort). Celles-ci permettent, avec une précision d'alignement de quelques μm de contacter, les plots de la thermopile et ceux de la résistance chauffante. Le système permet d'injecter une puissance par effet Joule. Celle-ci est canalisée à travers le μ TEG vers le puits thermique sur lequel il repose. L'équilibre thermique obtenu génère les gradients de température et la tension Seebeck délivrée par la thermopile, fonction de la puissance, est relevée à l'aide d'un multimètre à haute impédance d'entrée. Pratiquement le flux thermique injecté est ajusté entre 0 et 5 W/cm^2 ce qui correspond à un courant injecté pouvant aller jusqu'à $\sim 0,3 \text{ A}$ pour une tension au maximum de 6 V.

3.2.2 Evaluation de l'erreur de mesure liée à un désalignement

Le système mis en œuvre et décrit précédemment ne permet pas un alignement parfait du concentrateur au dessus de la thermopile. Malgré les précautions d'usage, beaucoup de positionnements se sont avérés non optimum. Les ajustements successifs à la recherche de la position optimum ont quelquefois conduit à la rupture de membranes de certains μ TEGs.

Les piliers des concentrateurs doivent théoriquement être parfaitement alignés au centre des membranes. Un décalage de ces piliers peut entraîner un déséquilibre dans la dissipation thermique à travers le μ TEG et diminuer le gradient de température entre les jonctions chaude et froide. La tension de sortie de la thermopile en est alors réduite d'autant et les performances du μ TEG deviennent moins bonnes qu'escompté.

Deux alignements sont nécessaires, selon les axes X et Y comme le montre la Figure 4-6. Dans la direction x, la partie B permet un alignement quasi parfait entre le concentrateur et la thermopile. La distance séparant les piliers du concentrateur des bords de la membrane n'est que de $50 \mu\text{m}$. Il est essentiel que la partie silicium des piliers ne soit pas au dessus de celle de la thermopile. La résistance thermique du μ TEG serait considérablement diminuée, ce court

circuit thermique ferait chuter la tension de sortie de la thermopile. Selon l'axe Y, l'influence du décalage dépend de la longueur des membranes des μ TEGs. Par exemple, pour le μ TEG à deux membranes, la distance suivant l'axe Y entre le pilier du concentrateur et le bord de la membrane est de $575\mu\text{m}$. Plusieurs simulations à l'aide de notre modèle numérique (cf. chapitre II) permettent d'évaluer l'influence d'un décalage selon l'axe Y sur la différence de température ΔT . Les résultats obtenus dans le cas d'un μ TEG à 2 membranes sont donnés dans la Figure 4-7.

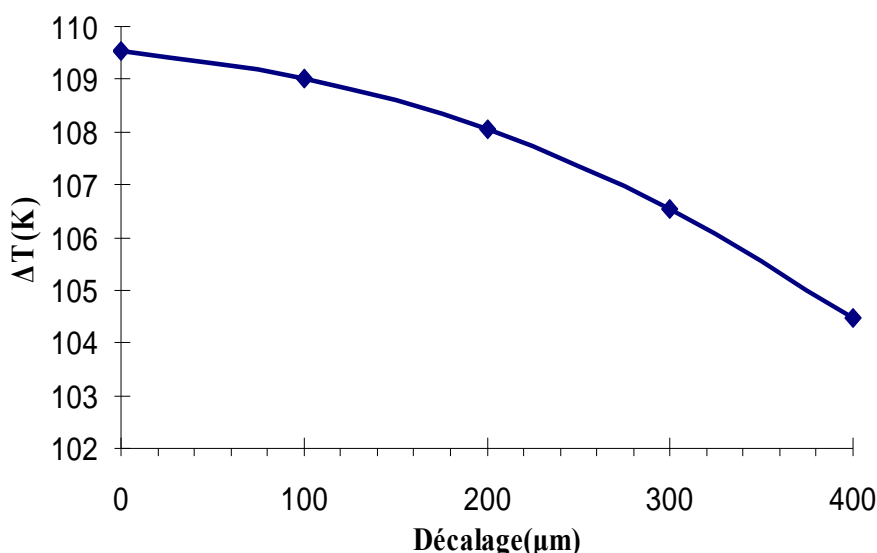


Figure 4-7 : Influence du décalage d'alignement sur la différence de température (selon l'axe Y) dans le cas d'un μ TEG à 2 membranes

La courbe ci-dessus montre que le gradient de température ΔT ne diminue que de 5% dans le cas d'un très mauvais alignement avec un décalage de $400\mu\text{m}$. Cette faible diminution s'explique par la symétrie de notre structure. Elle montre que dans le cas d'un μ TEG à 2 membranes, l'alignement selon l'axe Y n'est pas trop critique. En revanche, pour un μ TEG de 10 membranes, la distance suivant l'axe Y entre le pilier du concentrateur et le bord de la membrane n'est que de $65\mu\text{m}$ et l'alignement peut s'avérer être une opération très compliquée.

Chaque μ TEG est caractérisé plusieurs fois avec notre système. Les mesures permettent une bonne reproductibilité avec des décalages relativement faibles au niveau des tensions de sortie d'une caractérisation à l'autre. La meilleure tension de sortie, obtenue pour une puissance d'entrée donnée, correspond au meilleur alignement.

3.2.3 Tension de sortie à vide en fonction de la densité de flux incident

Sur les six configurations de μ TEGs réalisées sur les wafers en polysilicium standard seules trois ont pu être caractérisées convenablement en raison de la fragilité des membranes

et de la difficulté d'assurer un bon alignement. Ces trois configurations sont les suivantes :

- μ TEGs à 2 membranes et à largeur de piste du polysilicium de $50\ \mu\text{m}$ ($\mu\text{TEG}_{2m}^{50\mu}$)
- μ TEGs à 5 membranes et à largeur de piste du polysilicium de $70\ \mu\text{m}$ ($\mu\text{TEG}_{5m}^{70\mu}$)
- μ TEGs à 10 membranes et à largeur de piste du polysilicium de $50\ \mu\text{m}$ ($\mu\text{TEG}_{10m}^{50\mu}$)

Chaque μ TEG est caractérisé plusieurs fois avec ajustement du concentrateur pour obtenir un alignement optimal. Les meilleurs résultats des caractérisations (tension thermogénérée V_s en fonction de la densité de flux incident P_e) sont donnés dans le Tableau 4-4 et repris dans la représentation graphique Figure 4-8. Ces résultats sont reproductibles quand les μ TEGs sont bien alignés.

μ TEG 2 membranes largeur de piste du polysilicium de $50\ \mu\text{m}$								
$P_e(\text{W}/\text{cm}^2)$	0,5	0.86	1.33	1.9	2.44	3.06	3.74	4.89
$V_s(\text{V})$	1,03	1.73	2.67	3.65	4.73	6.1	7.26	8.55
μ TEG 5 membranes largeur de piste du polysilicium de $70\ \mu\text{m}$								
$P_e(\text{W}/\text{cm}^2)$	0.45	0.86	1.25	1.8	2.33	2.93	3.59	4.32
$V_s(\text{V})$	1.16	2.1	3.04	4.31	5.83	7.31	8.91	10.69
μ TEG 10 membranes largeur de piste du polysilicium de $50\ \mu\text{m}$								
$P_e(\text{W}/\text{cm}^2)$	0.5	0.86	1.33	1.8	2.44	3.19	3.89	4.65
$V_s(\text{V})$	0.94	1.76	2.6	3.69	4.91	6.33	7.85	9.59

Tableau 4-4 : Evolution de la tension thermogénérée (V_s) pour 3 types de μ TEGs en fonction de la densité du flux thermique injectée dans le concentrateur (P_e)

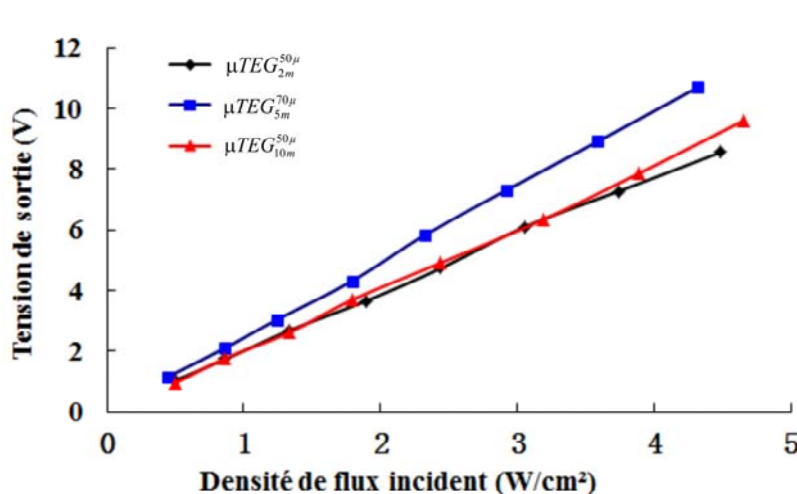


Figure 4-8 : Tension de sortie des μ TEGs en fonction de la densité de flux incident

Dans ce travail nous supposons, en première approximation, d'une part que la puissance générée dans la résistance chauffante disposée sur le concentrateur est quasiment intégralement injectée dans le μ TEG et d'autre part que celle-ci est canalisée à travers le μ TEG vers le puits thermique (les pertes de chaleurs latérales et au dessus du μ TEG sont

négligées). Dans ces conditions, la différence de température entre les jonctions chaude et froide est proportionnelle à la densité de flux injectée dans le μ TEG (celui-ci est disposé sur un puits thermique permettant d'évacuer la chaleur et de le maintenir à une température relativement basse). Il est ainsi normal que la tension de sortie soit quasi proportionnelle à la densité de flux incident comme le montre l'évolution des résultats expérimentaux présentés sur la Figure 4- 8.

Pour cette première série de μ TEGs, pour une densité de flux incident de 4W/cm^2 (environ 1W injectée dans le concentrateur), les μ TEGs à 2 et à 10 membranes délivrent une tension de sortie équivalente d'environ $7,5\text{V}$, tandis que pour le μ TEG à 5 membranes celle-ci atteint les 10V ce qui est en accord avec une meilleure performance attendue pour ce dernier μ TEG.

En notant « Fv^* » le facteur de tension (Voltage factor [76]) du μ TEG, exprimé par le rapport entre la tension délivrée à vide sur la densité de flux incident, ce qui correspond à la pente des courbes, on trouve des valeurs relativement proches soit 2.47 , 2.07 et 1.75 $\text{V}/(\text{W/cm}^2)$ pour les μ TEGs respectivement à 5, 10 et 2 membranes.

3.3 Comparaison des gradients de température obtenus expérimentalement et par simulation numérique

Connaissant la tension de sortie V_s pour chaque μ TEG (cf. Tableau 4- 4), le nombre des thermocouples N qui les constituent (cf. Tableau 4-3) et le pouvoir thermoélectrique équivalent α mesuré (cf. Figure 4- 3), nous pouvons déduire pour chaque configuration de μ TEG la différence de température ΔT obtenue expérimentalement entre jonctions chaudes et froides des thermocouples, soit :

$$\Delta T_{\text{exp}} = \frac{V_s}{N\alpha} \quad (4-6)$$

Pour déduire précisément ce gradient de température ΔT en fonction de la densité de flux incident pour un μ TEG, nous utilisons le pouvoir thermoélectrique mesuré sur la thermopile (barrette de caractérisation du pouvoir thermoélectrique) la plus proche. Et nous prenons la valeur correspondant à celle de la température moyenne estimée (par simulation) du μ TEG pour chacun des flux incidents. Pour les trois configurations de μ TEGs, la différence de température ΔT_{exp} obtenue par les mesures est comparée avec la ΔT_{sim} calculée par les simulations numériques via Comsol. Les simulations numériques sont faites de la même façon que celles qu'on a fait dans le chapitre II. Les résultats sont montrés dans la Figure 4- 9.

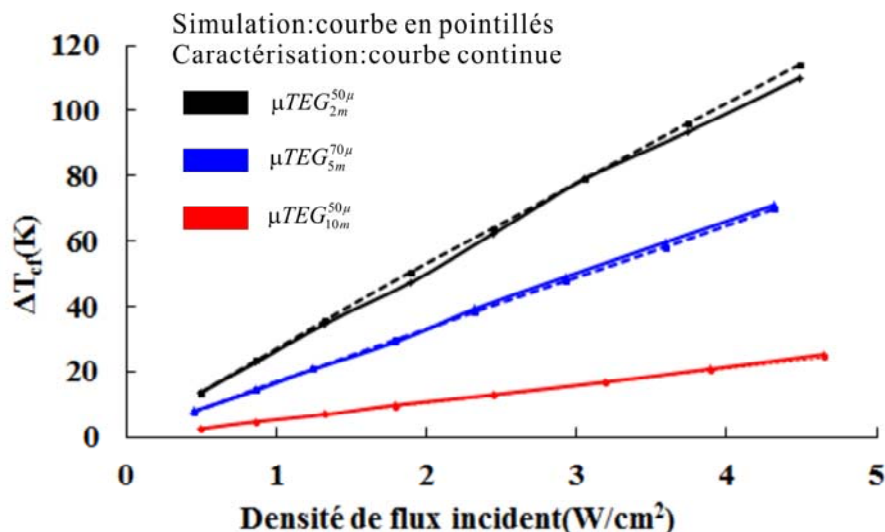


Figure 4- 9 : Comparaison entre les évolutions expérimentales et numériques des différences de température obtenues entre les jonctions des thermocouples en fonction de la densité de flux incident

Le calcul (courbes Figure 4- 9) montre que les gradients de température les plus élevés sont obtenus avec la configuration à 2 membranes : la différence de température peut dépasser la centaine de degrés pour un flux injecté supérieur à 4W/cm². Ce résultat était prévisible, car la résistance thermique planaire de chaque membrane est beaucoup plus importante dans cette configuration là. Cependant, cette différence de température n'est pas directement proportionnelle à la résistance thermique planaire des membranes. La dissipation thermique à travers le μTEG , pour une configuration donnée, s'équilibre avec une quantité de chaleur « perdue » plus ou moins importante à travers les supports du concentrateur (bossages).

Par ailleurs la Figure 4- 9 permet d'observer une bonne concordance entre les gradients thermiques expérimentaux et les gradients obtenus par la simulation. Il est à noter que même si les valeurs des conductivités thermiques des matériaux constituant la membrane (polysilicium/métaux/silicium niture) utilisées dans les simulations n'ont pas été déterminées par l'expérience mais obtenues par la bibliographie, la corrélation est satisfaisante. La résistance de contact thermique entre le concentrateur et la couche du polyimide a été ajustée comme expliqué dans le chapitre II.

3.4 Puissance de sortie maximale exploitable

Les tensions de sortie et les résistances mesurées précédemment permettent de déterminer, pour chaque configuration de μTEG , la puissance de sortie maximale par unité de surface du dispositif qui serait obtenue dans une charge adaptée. Cette puissance est calculée en employant la relation (1-12).

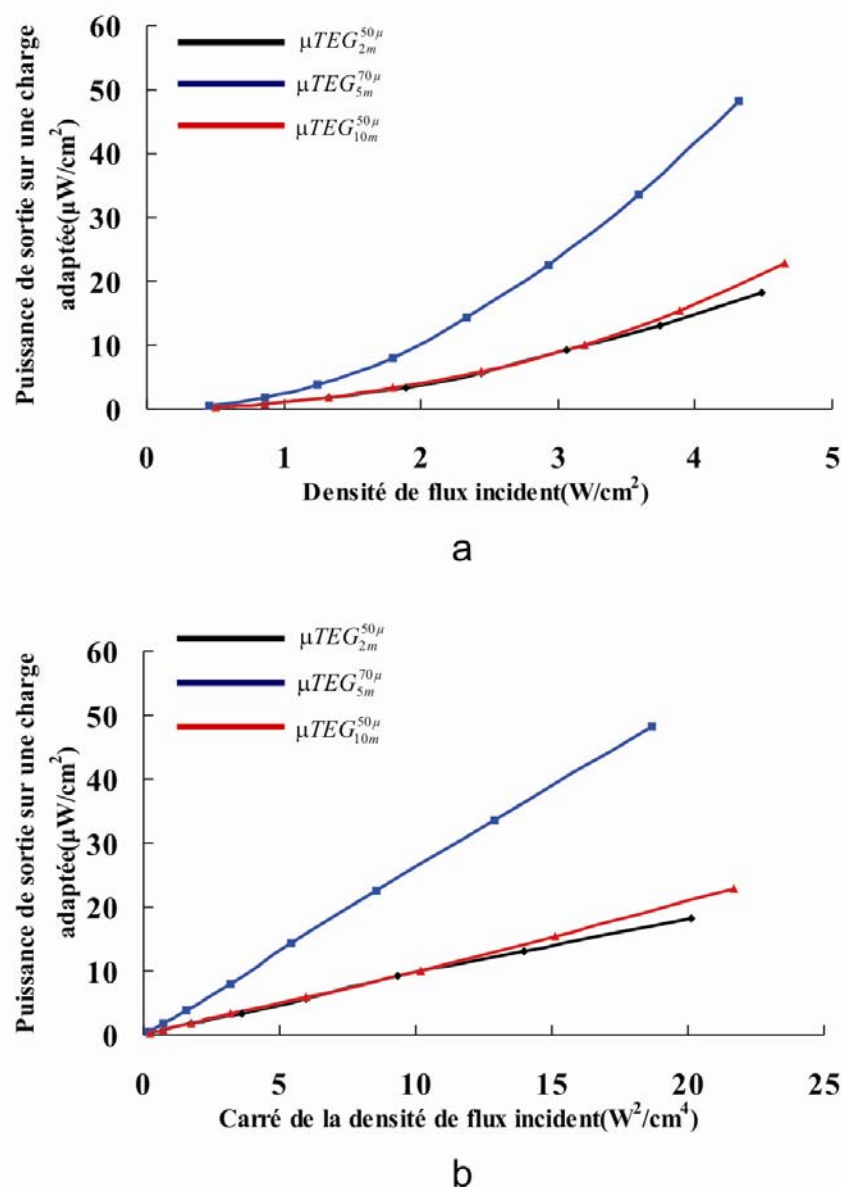


Figure 4-10: a. Puissance de sortie maximale par unité de surface dans une charge adaptée en fonction de la densité de flux injectée dans le μTEG .

b. Puissance de sortie maximale par unité de surface dans une charge adaptée en fonction du carré de la densité de flux injectée dans le μTEG .

A densité de flux incident constante, la puissance de sortie sur charge adaptée est le facteur le plus important pour évaluer la performance d'un μTEG utilisé pour la récupération d'énergie ambiante. La Figure 4-10a montre que pour une puissance joule variable dissipée sur le concentrateur, c'est le μTEG à 5 membranes qui est le plus performant. Celui-ci délivre jusqu'à 41 $\mu\text{W}/\text{cm}^2$ pour une densité de flux incident de 4 W/cm^2 .

La forme parabolique de cette courbe peut facilement être expliquée théoriquement à partir des relations 1-12 et 2-47 rappelées ci-dessous :

$$P_{u\max} = \frac{V_s^2}{4R_{\text{ein}}} = \frac{(N\alpha_{NP}\Delta T_{cf})^2}{4R_{\text{ein}}} \quad \text{et} \quad R_{\text{theff}} = \frac{T_c - T_f}{\varphi_e A_{\text{concentrateur}}} = \frac{\Delta T_{cf}}{\varphi_e A_{\text{concentrateur}}}$$

Soit en remplaçant ΔT_{cf} dans 1-12 et 2-47 et en définissant la puissance utile par unité de surface p_u telle que $p_u = P_u / A_{\mu TEG}$

$$p_{u \max} = \frac{N^2 \alpha_{NP}^2 R_{theff}^2 A_{concentrateur}^2}{4 R_{ein} A_{\mu TEG}} \varphi_e^2$$

Avec R_{theff} est la résistance thermique effective du μTEG , sur laquelle se développe la différence de température productrice de f.e.m Seebeck.

La linéarité des courbes expérimentales obtenues (Figure 4-10b) permet de valider ces calculs. Il faut noter par ailleurs que ces considérations sont générales et peuvent être appliquées à tout type de μTEG , vertical ou planaire.

Par analogie avec le « Facteur d'énergie » du TEG défini au chapitre I par la relation

$$1-14 : F_e = \frac{P_{u \max}}{\Delta T^2 A_{\mu TEG}} = \frac{N^2 \alpha_{NP}^2}{4 R_{ein} A_{\mu TEG}} \text{ qui permet de chiffrer la qualité d'un thermogénérateur}$$

mais sans prendre en compte sa résistance thermique interne, il est intéressant de définir un facteur plus général noté ici « Fe^* » comparant la puissance utile maximale P_u (W/cm²) produite par unité de surface du μTEG ($A_{\mu TEG}$) à la densité de flux incident φ_e (W/cm²) tel que :

$$F_e^* = \frac{P_{u \max}}{\varphi_e^2 A_{\mu TEG}} = \frac{p_{u \max}}{\varphi_e^2} = \frac{N^2 \alpha_{NP}^2 R_{theff}^2 A_{concentrateur}^2}{4 R_{ein} A_{\mu TEG}}$$

$$\text{soit :} \quad F_e^* = F_e R_{theff}^2 A_{concentrateur}^2 \quad (4-7)$$

$$(\text{dans notre cas, } A_{concentrateur} = 30.08 \text{ mm}^2 \text{ et } A_{\mu TEG} = 34.38 \text{ mm}^2)$$

Le calcul de ce facteur énergétique permet de classer facilement les 3 types de $\mu TEGs$ caractérisés dans cette partie soit :

- a/ μTEG 5 membranes : $Fe^* = 2.59 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{W}$ (259 $\mu\text{m}^2/\text{W}$)
- b/ μTEG 10 membranes : $Fe^* = 1.06 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{W}$ (106 $\mu\text{m}^2/\text{W}$)
- c/ μTEG 2 membranes : $Fe^* = 0,9 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{W}$ (90 $\mu\text{m}^2/\text{W}$)

4. Caractérisation de $\mu TEGs$ dotés d'une couche de polysilicium améliorée

Afin d'accroître les performances des $\mu TEGs$, de nouvelles couches de polysilicium plus efficaces ont été développées dans notre groupe. Une de ces nouvelles couches utilise du polysilicium dopé au phosphore de type N, qui possède une concentration d'électrons libres plus élevée et une mobilité accrue grâce à un recuit thermique rapide [77].

Ces caractéristiques réduisent considérablement la résistivité électrique de ce type de polysilicium par rapport à celui décrit précédemment. Le pouvoir thermoélectrique est quant à lui également diminué (évolution prévisible car le nombre de porteurs de charge augmente), cependant la valeur du facteur de puissance est plus importante.

Le polysilicium standard précédemment étudié (noté PolySi No.1) est comparé avec deux nouveaux polySilicium traités par différents recuits thermiques (PolySi No.2 et PolySi No.3, [77]). Les caractéristiques des couches sont données dans le Tableau 4- 5.

	PolySi No.1	PolySi No.2	PolySi No.3
Épaisseur (nm)	550	600	730
Concentration (/cm ³)	2.6×10 ¹⁹	4.5×10 ¹⁹	7.5×10 ¹⁹
Résistivité (Ω.cm)	0.0234	0.0070	0.0038
Seebeck α (μV/K) à 25°C	260	225	178
Mobilité (cm ² /V/s)	10.2	20	22
Facteur de puissance α ² /ρ (μW/cm ² /°K)	2,9	7,2	8,4

Tableau 4- 5 : Propriétés des 3 différents types de polySilicium employés

Il est manifeste que parmi ces trois couches de polysilicium, la couche polySi N°3, possédant le plus de porteurs de charges, présente aussi le meilleur facteur de puissance.

Des μTEGs ayant les mêmes configurations que celles décrites en 3.2.3, ont été réalisés dans l'équipe en utilisant les couches PolySi No.2 et PolySi No.3. Il est à noter que pour les μTEGs réalisés à partir de la couche PolySi No.2, le métal employé pour le plaquage est de l'Aluminium (250nm). La caractérisation de ces nouveaux μTEGs est présentée dans la suite.

4.1 Caractérisation des μTEGs à 2 et 5 membranes réalisés avec la couche PolySi No. 2

Dans cette partie, 3 configurations des μTEGs réalisés avec la couche PolySi No.2 sont caractérisées : les μTEGs à 5 membranes de largeurs de pistes de polysilicium de 50 μm et 70 μm et les μTEG à 2 membranes d'une largeur de pistes de polysilicium de 50 μm. Les résistances électriques des trois configurations de μTEGs calculées à partir de la valeur mesurée de la résistivité du polySi N°2 et celles mesurées à l'aide d'un multimètre sont données dans le Tableau 4-6.

Nombre de membranes	Largeur de piste L _p (μm)	Nombre de thermocouple par μTEG	Longueur des thermocouples (μm)	Résistance électrique calculée	Résistance électrique mesurée
2	50	288	1250	0.84 MΩ	1.22MΩ
5	50	720	500	0.84 MΩ	1.06MΩ
	70	560		0.47 MΩ	0.56 MΩ

Tableau 4-6: Résistances électriques calculées et mesurées des μTEGs réalisés avec la couche PolySi No. 2

La résistivité électrique de la couche polySi N°2 est plus faible ; de ce fait la valeur de la partie résistive de la thermopile due aux résistances de contacts polySi/Al (moins bonnes que si cela avait été polySi/Au) et aux résistances des parties plaquées Al n'est plus négligeable, ce qui explique les écarts entre les valeurs calculées et les valeurs mesurées (cf. tableau).

La méthode de caractérisation des thermogénérateurs est la même que celle utilisée pour les μ TEGs de la couche PolySi No.1. La tension de sortie en fonction de la densité de flux incident est donnée dans le Tableau 4-7 et son évolution est donnée dans la Figure 4- 11.

μ TEG 2 membranes largeur de piste du polysilicium de 50 μ m						
P_e (W/cm ²)	0.13	0.3	0.53	0.83	1.09	1.51
V_s (V)	0.25	0.51	0.91	1.39	1.94	2.63
μ TEG 5 membranes largeur de piste du polysilicium de 50 μ m						
P_e (W/cm ²)	0.2	0.37	0.8	1.16	1.7	
V_s (V)	0.57	1.11	2.25	3.57	4.92	
μ TEG 5 membranes largeur de piste du polysilicium de 70 μ m						
P_e (W/cm ²)	0.2	0.45	0.8	1.16	1.6	
V_s (V)	0.37	0.85	1.68	2.5	3.54	

Tableau 4-7 : Evolution de la tension thermogénérée (V_s) pour 3 types de μ TEGs (réalisés avec PolySi No.2) en fonction de la densité du flux thermique injectée dans le concentrateur (P_e)

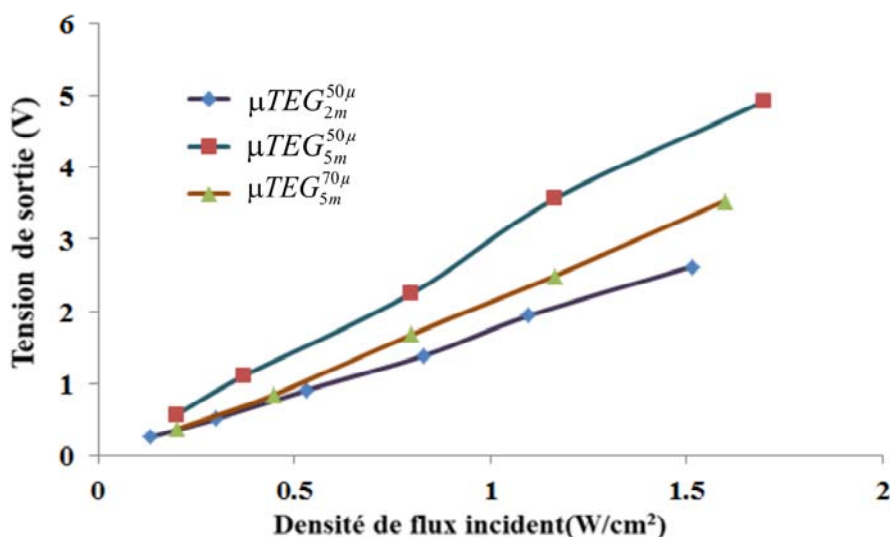


Figure 4- 11 : Tension de sortie des μ TEGs réalisés avec polySi N°2 en fonction de la densité de puissance incident

Du fait d'un pouvoir thermoélectrique α inférieur à celui du polysilicium standard, le facteur de tension Fv^* est un peu plus faible que pour le PolySi n°1 ; soit respectivement : 2.2 et 1.74 V/(W/cm²) pour les μ TEGs à 5 (largeur de piste du polysilicium de 70 μ m) et 2 membranes (largeur de piste du polysilicium de 50 μ m).

Les puissances de sortie des μ TEGs avec la couche de polySi No. 2 dans des charges adaptées sont calculées en utilisant la valeur des tensions de sortie mesurées (tableau 4-7). L'évolution de ces puissances de sortie est présentée sur la Figure 4- 12.

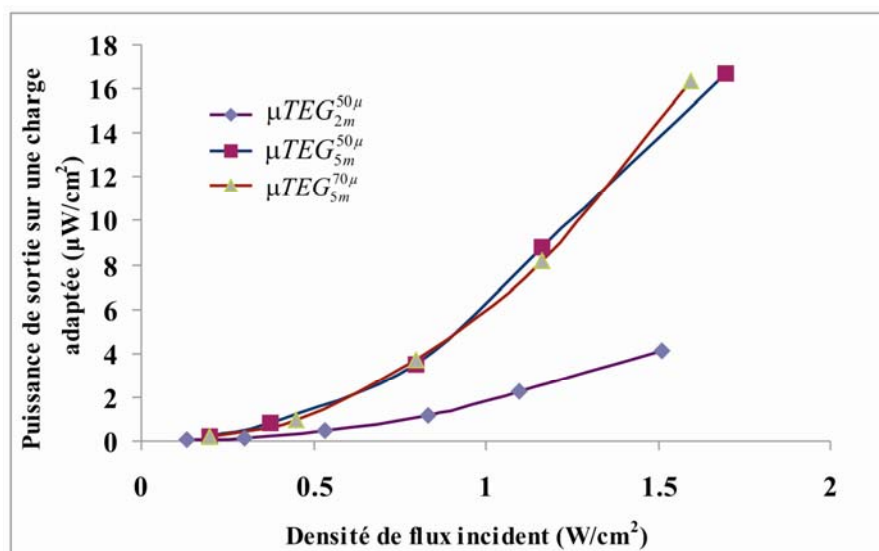


Figure 4- 12 : Puissances de sortie sur des charges adaptées en fonction de la densité de flux incident pour des μTEG s réalisés avec la couche polySi No. 2

Nous remarquons que $\mu TEG_{5m}^{50\mu}$ et $\mu TEG_{5m}^{70\mu}$ présentent quasiment les mêmes performances en terme de puissance de sortie. Si, comme nous le faisons observer au chapitre II, pour un nombre de membranes constant (ici 5), la conductivité thermique des couches équivalentes de $\mu TEG_{5m}^{50\mu}$ et $\mu TEG_{5m}^{70\mu}$ sont quasi identiques, la gradient thermique généré est sensiblement le même pour un flux incident donné. Dans ces conditions on montre que le rapport des puissances générées est égal au rapport du nombre de capteurs $N_{50\mu}/N_{70\mu}$ (ie. 720/560) multiplié par le rapport des largeurs des pistes (50/70) : soit égal à 45/49, c'est-à-dire 0,92. Ainsi les $\mu TEG_{5m}^{70\mu}$ devraient générer une puissance $\sim 9\%$ supérieure aux $\mu TEG_{5m}^{50\mu}$; à condition qu'expérimentalement l'alignement du concentrateur soit parfait dans les deux cas ; ce qui n'a sans doute pas été le cas. Une différence de 9% est de toute façon dans la marge d'erreur statistique de notre méthode de caractérisation.

Les résultats précédents montrent que pour une densité de puissance d'entrée (ou flux thermique) de $1.5\text{W}/\text{cm}^2$ injectée dans le concentrateur, la puissance de sortie du μTEG à 5 membranes en PolySi No. 2 ($14\mu\text{W}/\text{cm}^2$) est bien supérieure à celle du même μTEG à 5 membranes en PolySi No. 1 ($6\mu\text{W}/\text{cm}^2$) et ce de façon cohérente avec un facteur de puissance $\alpha^2\sigma$ plus de deux fois supérieur pour les μTEG s réalisés avec PolySi No.2.

La tension de sortie des μTEG s étant quasi-proportionnelle à la densité de flux incident, comme les tendances expérimentales nous le prouvent, nous pouvons déduire que le μTEG à 5 membranes en PolySi No.2 pourrait délivrer $103\mu\text{W}/\text{cm}^2$ sous une densité de puissance d'entrée de $4\text{W}/\text{cm}^2$. Ceci montre que, d'un point de vue énergétique, la couche de PolySi No. 2 est beaucoup plus performante que celle de PolySi No. 1 pour la fabrication du μTEG comme permet de le quantifier le calcul des facteurs d'énergie Fe^* soit :

a/ μ TEG	5 membranes 70 μ m	$Fe^* = 6.39 \cdot 10^{-10}$	m^2/W
b/ μ TEG	5 membranes 50 μ m	$Fe^* = 5.77 \cdot 10^{-10}$	m^2/W
c/ μ TEG	2 membranes 50 μ m	$Fe^* = 1.82 \cdot 10^{-10}$	m^2/W .

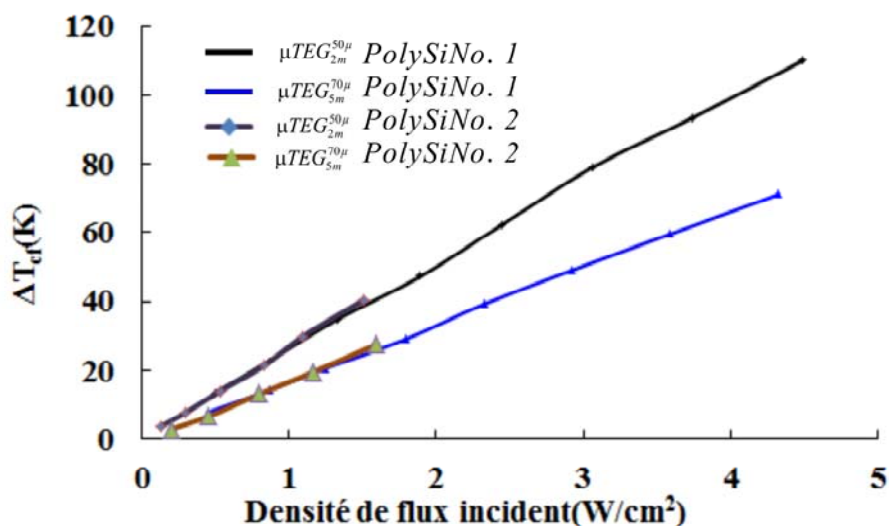


Figure 4-13: Comparaison des gradients de température obtenus expérimentalement pour les couches PolySiNo.2 et PolySiNo.1 en fonction de la densité de flux incident

Les différences de température, entre les jonctions des thermocouples, déduites des mesures des tensions de sortie des μ TEGs en PolySi No.2 sont comparées à celles des μ TEGs de même configuration réalisés en PolySi No.1, sur la Figure 4-13. Celle-ci permet de constater que ces différences de température sont quasi constantes, et ce i/ même si l'épaisseur de polysilicium est un peu plus élevée dans le cas de la couche PolySi N°2, ii/ même si la densité de porteur de charge y est supérieure, et iii/ même si la microstructure, et donc la conductivité thermique, a probablement changée (augmentée) du fait du recuit de PolySi No.2. Ces résultats prouvent que les performances de nos μ TEGs avec une configuration planaire sont principalement dépendantes de la valeur du facteur de puissance $\alpha^2\sigma$; l'éventuelle variation de conductivité thermique du polysilicium a apparemment peu d'impact.

4.2 Caractérisation des μ TEGs à 2 et à 5 membranes réalisés avec la couche PolySi No. 3

Comme la valeur du facteur de puissance $\alpha^2\sigma$ de la couche PolySi No.3 est légèrement plus élevée que celle de la couche PolySi No.2, il est attendu que les performances des μ TEGs du PolySi No.3 soient davantage améliorées. Deux configurations de μ TEGs sont caractérisées dans cette partie : le μ TEG_{2m}^{50\mu} et le μ TEG_{5m}^{70\mu}

Les résistances électriques de ces deux configurations μ TEGs, calculées à partir de la résistivité électrique et celles mesurées à l'aide du multimètre sont données dans le Tableau

4-8. On constate qu'il y a ici peu de différence du fait de l'emploi d'une métallisation Au qui n'a ajouté que de très faibles résistances de contact.

Nombre de membranes	Largeur de piste $L_p(\mu\text{m})$	Nombre de thermocouple par μTEG	Longueur des thermocouples (μm)	Résistance électrique calculée	Résistance électrique mesurée
2	50	288	1250	0.37 M Ω	0.38 M Ω
5	70	560	500	0.205 M Ω	0.234 M Ω

Tableau 4-8 : Résistances électriques calculées et mesurées des μTEGs en PolySi No. 3

La tension de sortie en fonction de la densité de flux incident est donnée dans le Tableau 4- 9 et son évolution est donnée dans la Figure 4- 14.

μTEG 2 membranes largeur de piste du polysilicium de 50 μm									
$P_e(\text{W}/\text{cm}^2)$	0.13	0.60	0.83	1.2	1.63	2			
$V_s(\text{V})$	0.22	0.90	1.33	1.8	2.33	3			
μTEG 5 membranes largeur de piste du polysilicium de 70 μm									
$P_e(\text{W}/\text{cm}^2)$	0.2	0.45	0.80	1.16	1.69	2.22	2.79	3.44	4.15
$V_s(\text{V})$	0.32	0.71	1.26	1.87	2.65	3.59	4.65	5.77	6.92

Tableau 4- 9 : Evolution de la tension thermogénérée (V_s) pour 2 types de μTEGs (réalisés avec PolySi No.3) en fonction de la densité du flux thermique injectée dans le concentrateur (P_e)

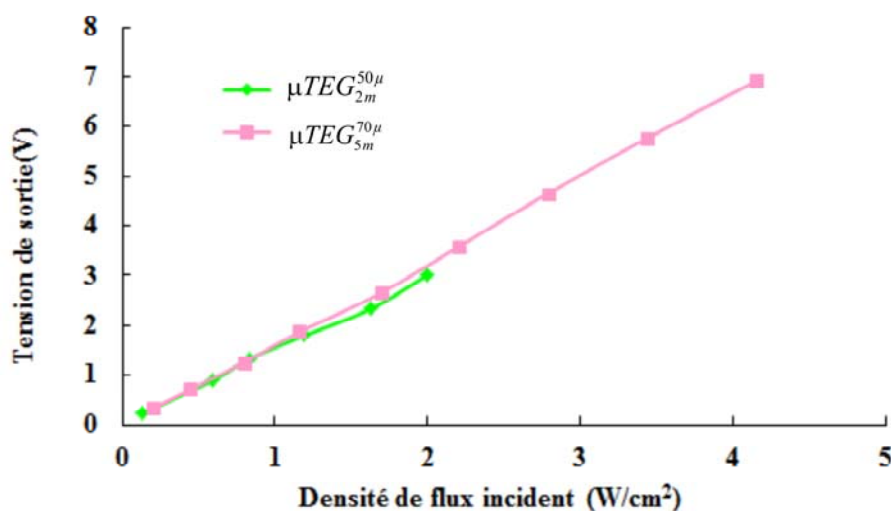


Figure 4- 14 : Tension de sortie générée en fonction de la densité de flux injectée pour les μTEGs en PolySi No. 3

Puisque le coefficient de Seebeck de cette couche est le plus faible, le facteur de tension F_v^* suit cette tendance ce qui donne respectivement 1.67 et 1.5 $\text{V}/(\text{W}/\text{cm}^2)$ pour les μTEGs à 5 et 2 membranes.

A partir des évolutions expérimentales $V_S(P_e)$ nous déduisons l'évolution des gradients de températures entre les jonctions comme représentés sur la Figure 4- 15. Comme prévisible, les μ TEGs à 2 membranes présentent les plus forts gradients de température, la résistance thermique planaire de ces membranes étant beaucoup plus élevée compte tenu de la longueur de celle-ci. On constate que les trois familles de μ TEG employant différentes natures de polysilicium, déploient quasiment les mêmes gradients thermiques lorsqu'ils sont soumis au même flux thermique injecté. Ceci montre de façon indirecte que l'éventuelle modification apportée à la conductivité thermique des couches de polysilicium par un traitement thermique n'affecte que peu la thermique globale des modules en eux même.

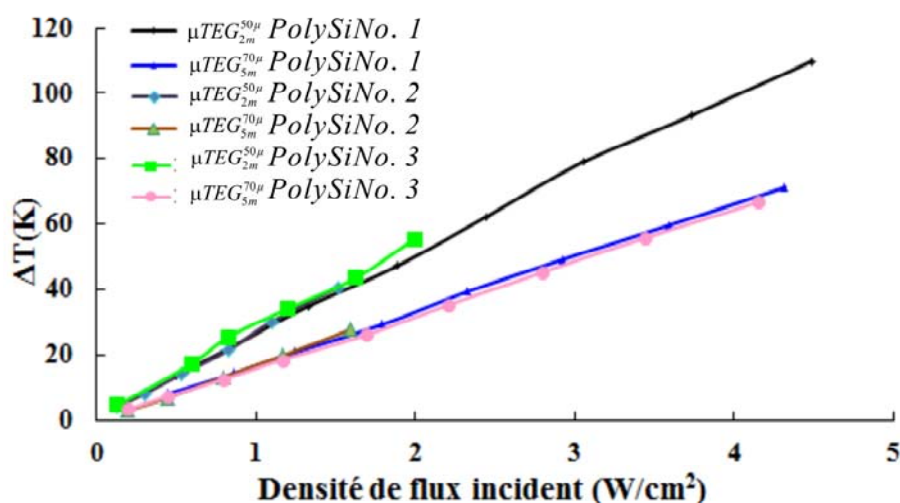


Figure 4- 15: Comparaison des gradients de température obtenus expérimentalement pour les couches PolySiNo.1, PolySiNo.2 et PolySiNo.3 en fonction la densité de flux incident

Les puissances de sortie délivrées (dans des charges adaptées) des μ TEGs, utilisant le PolySi No.3, en fonction de la densité de flux injectée sont montrées dans la Figure 4- 16.

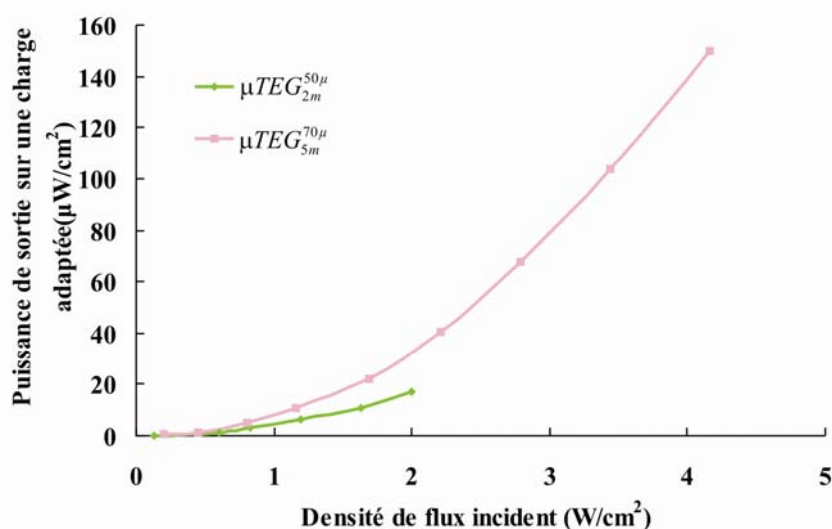


Figure 4- 16 : Puissance de sortie sur une charge adaptée en fonction de la densité de flux injectée dans des μ TEGs en PolySi No. 3

Le PolySi No.3 est celui qui présente les meilleures caractéristiques pour la fabrication de μ TEGs planaires comme le montre le calcul des facteurs énergétique suivant :

$$\begin{array}{ll} \text{a/ } \mu\text{TEG} & 5 \text{ membranes } 70\mu\text{m} & Fe^* = 8.65 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{W} \\ \text{b/ } \mu\text{TEG} & 2 \text{ membranes } 50 \mu\text{m} & Fe^* = 4.33 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{W} \end{array}$$

Les réalisations et les mesures montrent que la configuration $\mu\text{TEG}_{5m}^{70\mu}$ utilisant 5 membranes et avec des largeurs de pistes de $70 \mu\text{m}$ est la plus performante comme notre modèle numérique nous avait permis de le prédire dans le chapitre II. Ces résultats expérimentaux valident ce modèle.

Le $\mu\text{TEG}_{5m}^{70\mu}$ employant du polySi amélioré délivre jusqu'à $138\mu\text{W}/\text{cm}^2$ en sortie pour une densité de puissance en entrée de $4\text{W}/\text{cm}^2$ injectée dans le concentrateur.

5. Conclusion

Les propriétés physiques des matériaux thermoélectriques utilisés sont essentielles pour la fabrication de μ TEGs. Dans notre cas de topologie planaire, la valeur la plus importante est le « thermopower » : $\alpha^2\sigma$.

C'est en employant un type de polysilicium amélioré développé dans le groupe [77] et qui possède un facteur de puissance $\alpha^2\sigma$ amélioré (presque triplé) que nous avons pu réaliser et présenter dans ce travail nos premiers μ TEG à concentrateur de flux thermique ayant d'excellentes performances en termes de facteur énergétique comme résumé dans le tableau ci-dessous (Tableau 4- 10). Ce tableau donne également les principales autres grandeurs caractéristiques (électriques et thermiques) de ces différentes familles de μ TEGs.

μ TEGS planaires IEMN Surface active : 5.245×5.735 mm ²	<u>Polysilicium No.1</u> standard, plaqué Au $\sigma = 0.0234 \Omega.\text{cm}$ $\alpha = 260 \mu\text{V}/\text{K}$	<u>Polysilicium No. 2</u> Recuit, plaqué Al $\sigma = 0.007 \Omega.\text{cm}$ $\alpha = 225 \mu\text{V}/\text{K}$	<u>Polysilicium No. 3</u> Recuit, plaqué Au $\sigma = 0.0038 \Omega.\text{cm}$ $\alpha = 178 \mu\text{V}/\text{K}$
μ TEG 2 membranes, largeur piste TE : 50 μm 288 thermocouples	$Fe^* = 90 \mu\text{m}^2/\text{W}$ $Fv^* = 1.75 \text{ V}/(\text{W}/\text{cm}^2)$ $R_{\text{cin}} = 2,94 \text{ M}\Omega$ $R_{\text{th}\mu\text{TEG}} = 112 \text{ K}/\text{W}$	$Fe^* = 182 \mu\text{m}^2/\text{W}$ $Fv^* = 1.74\text{V}/(\text{W}/\text{cm}^2)$ $R_{\text{cin}} = 1,22 \text{ M}\Omega$ $R_{\text{th}\mu\text{TEG}} = 112 \text{ K}/\text{W}$	$Fe^* = 433 \mu\text{m}^2/\text{W}$ $Fv^* = 1.5 /(\text{W}/\text{cm}^2)$ $R_{\text{cin}} = 0.38 \text{ M}\Omega$ $R_{\text{th}\mu\text{TEG}} = 112 \text{ K}/\text{W}$
μ TEG 5 membranes, largeur piste TE : 70 μm 560 thermocouples	$Fe^* = 259 \mu\text{m}^2/\text{W}$ $Fv^* = 2.47 \text{ V}/(\text{W}/\text{cm}^2)$ $R_{\text{cin}} = 1.73 \text{ M}\Omega$ $R_{\text{th}\mu\text{TEG}} = 78 \text{ K}/\text{W}$	$Fe^* = 639 \mu\text{m}^2/\text{W}$ $Fv^* = 2.2 \text{ V}/(\text{W}/\text{cm}^2)$ $R_{\text{cin}} = 0.56 \text{ M}\Omega$ $R_{\text{th}\mu\text{TEG}} = 78 \text{ K}/\text{W}$	$Fe^* = 865 \mu\text{m}^2/\text{W}$ $Fv^* = 1.67 \text{ V}/(\text{W}/\text{cm}^2)$ $R_{\text{cin}} = 0.234 \text{ M}\Omega$ $R_{\text{th}\mu\text{TEG}} = 78 \text{ K}/\text{W}$

Tableau 4- 10 : Résumé des performances des μ TEGs avec différents types de thermopiles polysilicium/métal avec pour rappel : Fe^* : facteur énergétique en flux, Fv^* : facteur de tension en flux, R_{cin} : résistance électrique interne mesurée et $R_{\text{th}\mu\text{TEG}}$: résistance thermique calculée (chap. II).

Nous avons pu constater que comme prévu la conductivité thermique de la couche thermoélectrique n'a qu'une faible incidence sur le comportement thermique d'ensemble du composant.

Il n'a pas été possible de finaliser dans ce travail de thèse, la dernière technologie qui devrait, à court terme, permettre la fabrication des μ TEGs avec un alignement pleine plaque des concentrateurs et des thermopiles suspendues. Cette nouvelle technique réalisée en salle blanche permettra un alignement quasi parfait des piliers des concentrateurs au centre des membranes ce qui devrait améliorer encore les performances des μ TEGs et aussi permettre l'exploitation des μ TEGs à 10 membranes non présentés ici du fait du mauvais alignement systématique du concentrateur.

Conclusion générale

L'objectif principal de notre travail était de concevoir un microgénérateur thermoélectrique pour alimenter des microsystèmes à faible consommation électrique. Le cahier des charges était : faible coût et innocuité sur l'environnement afin de convenir à un large panel d'applications telles que les réseaux de capteurs sans fil. Nous avons choisi de développer des μ TEGs planaires qui sont peu étudiés par ailleurs et présentent l'intérêt de posséder une grande résistance thermique. Cette qualité permet de les intégrer facilement dans des environnements thermiques à faibles échanges de chaleur et de recueillir néanmoins une tension acceptable.

Lors de ce travail de thèse, nous avons tout d'abord imaginé puis dimensionné précisément une structure tridimensionnelle de μ TEG pouvant être usiné en microtechnologie silicium. C'est cette structure qui permet de transformer un flux de chaleur en une multitude de différences de températures au niveau des thermocouples constituant la thermopile et ainsi délivrer une f.e.m.

Après avoir optimisé la structure thermique du μ TEG, nous avons réalisé une première série de μ TEGs dotés d'une thermopile PolySilicium-Métal à partir de procédés technologiques standards. Dans un second temps, en utilisant de nouveaux procédés mis au point par d'autres membres de l'équipe, permettant d'améliorer le facteur de puissance $\alpha^2\sigma$, nous avons pu tripler les performances énergétiques de la thermopile.

La caractérisation des μ TEGs a ensuite été menée à l'aide d'un banc de mesure original que nous avons développé au laboratoire et qui permet de déterminer rigoureusement et uniquement à partir de mesures, les caractéristiques des μ TEGs. Ceci est possible car notre banc de mesure fonctionne à flux thermique imposé, contrairement aux dispositifs utilisés par ailleurs, qui fonctionnent à températures imposées. Dans ce dernier cas, il est nécessaire d'introduire des valeurs non contrôlables telles que des résistances thermiques de contact ou même celle du μ TEG, obtenue par calcul.

Les meilleurs microgénérateurs que nous ayons réalisés délivrent une puissance de $138\mu\text{W}/\text{cm}^2$ sur une charge adaptée de $234\text{ k}\Omega$ sous une tension de 3V lorsqu'ils sont traversés par une densité de flux thermique de $4\text{W}/\text{cm}^2$.

D'un point de vue pratique, ces μ TEGs en technologie silicium sont très robustes et peuvent fonctionner jusqu'à des températures de l'ordre de $300\text{ }^\circ\text{C}$ ce qui permet de récupérer assez facilement des densités de puissance de l'ordre de plusieurs W/cm^2 .

Pour situer notre μ TEG par rapport à ce qui se fait de mieux, nous avons résumé dans le tableau suivant les caractéristiques de 3 μ TEGs. Le meilleur est sans conteste le dernier modèle commercialisé par « Micropelt » qui est du type vertical mais réalisé en « couches minces » selon les dires du fabricant. Ses très bonnes performances sont dues aux matériaux

thermoélectriques utilisés, un alliage à base de tellure de bismuth.

Afin de comparer des μ TEGs utilisant les mêmes types de matériaux et les mêmes technologies, nous avons également donné les caractéristiques d'un des meilleurs μ TEG planaire trouvé dans la littérature (T. Huesgen). [43]

Il ressort de ce tableau, que c'est, et de loin, par unité de surface, le μ TEG IEMN qui délivre la plus grande tension à vide lorsqu'il est soumis à un flux de chaleur (facteur $F_{V^*/A} = 5,4 \text{ V/W}$). Par ailleurs, son facteur d'énergie (F_e^*) est bien supérieur à celui de l'autre μ TEG planaire et n'est pas vraiment ridicule devant celui du μ TEG « Micropelt » .

Facteurs de puissances : - en température : F_e - en flux : F_e^* et facteurs de tension : - en température F_V - en flux : F_{V^*}	μTEG « Micropelt » MPGD751 Basé sur Bi_2Te_3 540 thermocouples Type vertical Surf. : $3.38 \times 3.36 \text{ mm}^2$ Epais : $1090 \mu\text{m}$	μTEGs IEMN 2012 PolySi-Métal 560 thermocouples Type planaire Surf. : $5.27 \times 5.73 \text{ mm}^2$ Epais : $770 \mu\text{m}$	μTEGS T. Huesgen et al. [43] PolySi-Al 7500 thermocouples Type planaire Surf. : $10 \times 10 \text{ mm}^2$ Epais. : $300 \mu\text{m}$ (pas de capot de protection)
$F_e = \frac{P_{u\max}}{\Delta T^2 A_{\mu\text{TEG}}} \quad \mu\text{W}/(\text{cm}^2.\text{K}^2)$	132	0.021	0.41
$F_e^* = \frac{P_{u\max}}{\varphi_e^2 A_{\mu\text{TEG}}} \quad (\mu\text{m}^2/\text{W})$ $F_e^* = F_e R_{\text{thEff}}^2 A_{\mu\text{TEG}}^2$	17000 <i>Avec $R_{\text{thEff}} = 10 \text{ K/W}$</i>	865	99
$F_V = \frac{V_{\text{vide}}}{\Delta T A_{\mu\text{TEG}}} \quad (\text{V}/(\text{K}.\text{cm}^2))$	1.23	0.28	0.79
$F_{V^*/A} = \frac{V_{\text{vide}}}{\varphi_e A_{\mu\text{TEG}}} \quad (\text{V}/\text{W})$ $F_{V^*} = F_V R_{\text{thEff}} A_{\mu\text{TEG}}$	1,4 <i>Avec $R_{\text{thEff}} = 10 \text{ K/W}$</i>	5.4	1,23
Résistance électrique interne R_{ein}	300 Ω	234 k Ω	383 k Ω
Résistance thermique totale R_{thTEG}	12.5 K/W	78 K/W	1.55 K/W
Résistance thermique effective R_{thEff}	Non communiqué mais < 12.5 K/W	65 K/W	Non communiqué mais < 1.55 K/W

Tableau : Résumé des caractéristiques de 3 μ TEGs réalisés dans les différents laboratoires

Le travail qui reste à effectuer à l'issue de cette thèse pourrait porter sur les points suivants :

- Trouver une meilleure solution que les bossages en silicium pour fixer mécaniquement le concentrateur sur le substrat (par exemple bossage en silicium poreux).
- Mettre au point une méthode d'auto-alignement et de collage du concentrateur et de la thermopile présente sur le substrat (« substrate bonder », technique de scellement par thermocompression, SB6e SUSS Microtec®).

-

Bibliographie

1. R.J.M. Vullers, R. van Schaijk, I. Doms, C. Van Hoof, R. Mertens, Micropower energy harvesting. *Solid-State Electronics*, 2009. 53(7): p. 684–693.
2. M. Kishi, H. Nemoto, T. Hamao, M. Yamamoto, S. Sudou, M. Mandai and S. Yamamoto, Micro-Thermoelectric Modules and Their Application to Wristwatches as an Energy Source. 18th International Conference on Thermoelectrics, 1999: p. 301-307.
3. Cian Ó Mathúna, Terence O'Donnell, Rafael V. Martinez-Catala, James Rohan, Brendan OFlynn, Energy scavenging for long-term deployable wireless sensor networks. *Talanta*, 2008. 75(3): p. 613-623.
4. Hélène Lhermet, Cyril Condemine, Marc Plissonnier, Raphaël Salot, Patrick Audebert, and Marion Rosset, Efficient Power Management Circuit: From Thermal Energy Harvesting to Above-IC Microbattery Energy Storage. *IEEE Journal of Solid-State Circuits*, 2008. 43(1): p. 246-255.
5. Peter Spies, Markus Pollak, Günter Rohmer, Power Management for Energy Harvesting Applications
6. Inge Doms, Patrick Merken, Robert P. Mertens, Chris Van Hoof, Capacitive Power-Management Circuit for Micropower Thermoelectric Generators with a 2.1 μ W Controller. *International Solid-State Circuits Conference*, 2008: p. 300-615.
7. Shengwen Xu, Khai D. T. Ngo, Toshikazu Nishida, Gyo-Bum Chung, Attma Sharma, Low Frequency Pulsed Resonant Converter for Energy Harvesting. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2007. 22(1): p. 63-68.
8. M. T. Penella, M. Gasulla, A Review of Commercial Energy Harvesters for Autonomous Sensors. *Instrumentation and Measurement Technology Conference Proceedings*, 2007: p. 1-5.
9. Manisha R. Mhetre, Namrata S. Nagdeo, H. K. Abhyankar, Micro Energy Harvesting for Biomedical Applications: A Review 3rd International Conference on Electronics Computer Technology. 3: p. 1-5.
10. J. Paulo, P.D. Gaspar, Review and Future Trend of Energy Harvesting Methods for Portable Medical Devices. *Proceedings of the World Congress on Engineering*, 2010. II.
11. Nicolas Bailly, Jean-Marie Dilhac, Christophe Escriba, Claude Vanhecke, Nicolas Mauran, Marise Bafleur, Energy scavenging based on transient thermal gradients: Application to structural health monitoring of aircrafts. 18th International Workshop on Micro and Nanotechnology for Power Generation and Energy Conversion Applications (PowerMEMS 2008), 2008.
12. Yen Kheng Tan and Sanjib Kumar Panda, Review of Energy Harvesting Technologies for Sustainable Wireless Sensor Network.
13. S Roundy and P K Wright, A piezoelectric vibration based generator for wireless electronics. *Smart Materials and Structures*, 2004. 13(5): p. 1131-1142.
14. P.Glynne-Jones, S.P.Beeby and N.M.White, Towards a piezoelectric vibration-powered microgenerator. *IEE Proceedings Science Measurement and Technology* (2001), 2001. 148(2): p. 68-72.
15. S P Beeby, R N Torah, M J Tudor, P Glynne-Jones, T O'Donnell, CRSaha, S Roy, A micro electromagnetic generator for vibration energy harvesting. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2007. 17(7): p. 1257-1265.

16. U. Bartsch, A. Trautmann, P. Ruther, J. Gaspar, O. Paul, Electrostatic Transducers for Micro Energy Harvesting Based on SOI Technology. International Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference: p. 141-144.
17. Y. Zhu, S. O. R. Moheimani, M. R. Yuce, A 2-DOF Wideband Electrostatic Transducer for Energy Harvesting and Implantable Applications. 2009.
18. Perpetuum, PMG FSH Technical Datasheet. PMG FSH Free-Standing Vibration Energy Harvester.
19. Ferro Solutions. VEH-460 Electromechanical vibration energy harvester.
20. Brett Warneke, Bryan Atwood, and Kristofer S.J. Pister, Smart dust mote forerunners. The 14th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, 2001., 2001: p. 357-360.
21. Hubregt J. Visser, Adrianus C.F. Reniers, Jeroen A.C. Theeuwes, Ambient RF Energy Scavenging: GSM and WLAN Power Density Measurements. Proceedings of the 38th European Microwave Conference, 2008: p. 721-724.
22. Ulf Bergqvist, Gerd Friedrich, Yngve Hamnerius, Luc Martens, Georg Neubauer, György Thuroczy, Evi Vogel, Joe Wiart, Mobile telecommunication base stations- exposure to electromagnetic fields.
23. D. Bouhouicha, F. Dupont, M. Latrach, and L. Ventura, Ambient RF Energy Harvesting. International Conference on Renewable Energies and Power Quality, 2010.
24. Faruk Yildiz, Potential Ambient Energy-Harvesting Sources and Techniques. Journal of Technology Studies, 2009. 35(1): p. 40-48.
25. Gael Sebald, Daniel Guyomar and Amen Agbossou, On thermoelectric and pyroelectric energy harvesting. Smart Materials and Structures, 2009. 18(12).
26. S. K. T. Ravindran, T. Huesgen, M. Kroener, P. Woias, A self-sustaining micro thermomechanic-pyroelectric generator. Applied Physics Letters, 2011. 99.
27. http://www.globalte.com/pdf/TEG_brochure.pdf
28. SA Whalen, CA Aplett, TL Aselage, TL Aselage, Improving power density and efficiency of miniature radioisotopic thermoelectric generators. Journal of Power Sources, 2008.
29. Gilbert James M. Balouchi Farooq, Comparison of Energy Harvesting Systems for Wireless Sensor Networks. International Journal of Automation and Computing, 2008. 5(4): p. 334-347.
30. www.enocean.com, Solar cells ECS 300 and ECS 310 datasheet. EnOcean | 2010.
31. Cedrat Technologies. Vibration Energy Harvesting VEH-APA 400M-MD.
32. Mide. Piezoelectric Energy Harvesters.
33. <http://www.hi-z.com/hz2.php>.
34. <http://www.kryotherm.com/index2b57.html?tid=81>.
35. <http://www.tellurex.com/products/power.php>.
36. Katir Ziouche, Pascale Godts, Zahia Bougrioua, Charles Sion, Tuami Lasri, Didier Leclercq, Quasi-monolithic heat flux microsensor based on porous silicon boxes. Sens. Actuator A-Phys., 2010. 164(1-2): p. 35-40.
37. Charles Sion, Pascale Godts, Katir Ziouche, Zahia Bougrioua, Tuami Lasri, Didier Leclercq Unpackaged infrared thermoelectric microsensor realized on suspended membrane by silicon technology. Sens. Actuator A-Phys., 2012. 175(78-86).
38. Mohamed Boutchich, Katir Ziouche, Malika Ait-Hammouda Yala, Pascale Godts, Didier Leclercq, Package-free infrared micro sensor using polysilicon thermopile. Sens. Actuator A-Phys., 2005. 121(1): p. 52-58.
39. Etienne Gaviot, Conception et optimisation des radiomètres thermiques à absorption différentielle distribuée. Monographie HDR, 1997.

40. Glatz, W., ETH Zurich, Zurich Hierold, C., Flexible micro thermoelectric generator. 20th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, 2007: p. 89-92.
41. Glatz, W., Schwyter, E., Durrer, L. and Hierold, Bi₂Te₃ Based Flexible Micro Thermoelectric Generator With Optimized Design. Journal of Microelectromechanical Systems, 2009. 18(3): p. 763-772.
42. Wulf Glatz, Simon Muntwyler, Christofer Hierold, Optimization and fabrication of thick flexible polymer based micro thermoelectric generator. Sensors and Actuators A: Physical, 2006. 132(1): p. 337-345.
43. Till Huesgen, Design and fabrication of MEMS thermoelectricgenerators with hightemperature efficiency. Sensors and Actuators, 2008. 145-146: p. 423-429.
44. Bottner, H. Nurnus, J.G., A. ; Kuhner, G. ; Jagle, M. ; Kunzel, C. ; Eberhard, D. ; Plescher, G. ; Schubert, New thermoelectric components using microsystem technologies. Journal of Microelectromechanical Systems, 2004. 13(3): p. 414-420.
45. Bottner, H.; Nurnus, J.; Schubert, A.; Volkert, F., New high density micro structured thermogenerators for stand alone sensor systems. 26th International Conference on Thermoelectrics, 2007: p. 306-309.
46. Jin Xie ;Chengkuo Lee ; Hanhua Feng, Design, Fabrication, and Characterization of CMOS MEMS-Based Thermoelectric Power Generators. Journal of Microelectromechanical Systems, 2010. 19(2): p. 317-324.
47. Vladimir Leonov, Paolo Fiorini, Ruud J.M. Vullers, Theory and simulation of a thermally matched micromachined thermopile in a wearable energy harvester. Microelectronics Journal, 2011. 42(4): p. 579-584.
48. James W. Stevens, Optimal design of small ΔT thermoelectric generation systems. Energy Conversion and Management, 2001. 42(6): p. 709-720.
49. M. Strasser, R. Aigner, M. Franosch, G. Wachutk, Miniaturized thermoelectric generators based on poly-Si and poly-SiGe surface micromachining. Sensors and Actuators A: Physical, 2002. 97-98: p. 535-542.
50. Christopher J. Vineis, Ali Shakouri, Arun Majumdar, Mercuri G.Kanatzidis, Nanostructured Thermoelectrics: Big Efficiency Gains from Small Features. Advanced Materials, 2010. 22(36): p. 3970-3980.
51. G. Jeffrey Snyder, Eric S. Toberer, Complex thermoelectric materials. Nature Materials, 2008. 7: p. 105-114.
52. Joseph P. Heremans, Vladimir Jovovic, Eric S. Toberer, Ali Saramat, Ken Kurosaki, Anek Charoenphakdee, Shinsuke Yamanaka, G. Jeffrey Snyder, Enhancement of Thermoelectric Efficiency in PbTe by Distortion of the Electronic Density of States. Science, 2008. 321: p. 554-557.
53. Yala Malika, Thèse: Étude et réalisation de microcapteurs de flux thermique en technologie silicium. 2007.
54. Mehdi Haffar, Thèse: Etude et réalisation de matrices de microcapteurs infrarouge en technologie silicium pour imagerie basse résolution. 2007.
55. Charles Sion, Réalisation d'une caméra infrarouge à bas coût pour application grand public. 2011.
56. Emre Tan Topal; Kulah H.; Muhtaroglu A., Thin film thermoelectric energy harvesters for MEMS micropower generation. 2010 International Conference on Energy Aware Computing, 2010: p. 1-4.
57. Xiang Zhang and Costas P. Grigoropoulos, Thermnal conductivity and cliff usivity of free-standing silicon nitride thin films Rev. Sci. Instrum., 1995. 66(2): p. 1115-1120.

58. G. Langer, J. Hartmann, and M. Reichling, Thermal conductivity of thin metallic films measured by photothermal profile analysis. *Review of Scientific Instruments*, 1997. 68(3): p. 1510-1513.
59. Nenad Stojanovic, Jongsin Yun, Erika B. K. Washington, Jordan M. Berg, Senior Member, IEEE, Member, ASME, Mark W. Holtz, and Henryk Temkin, Thin-Film Thermal Conductivity Measurement Using Microelectrothermal Test Structures and Finite-Element-Model-Based Data Analysis. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2007. 16(5): p. 1269-1275.
60. Jee-Na Lee, Hongmin Kim, Young-Joo Kim, Shinill Kang, Micro thermal design of swing arm type small form factor optical pick-up system. *Microsystem Technologies*, 2006. 12(12): p. 1093-1097.
61. MicroSystems, H., HD-4100 series' datasheet. 2009.
62. J. Rosamililia et al., Hot Wafer Etching of Silicon Surface: New Insights of Mechanistic Understanding and Implications to Device Fabrication. *Science and technology of semiconductor surface preparation symposium proceedings 477*, 1997: p. 181.
63. Katir Ziouche, These : Élaboration de nouveaux procédés de fabrication de microcapteurs de rayonnement. 1999.
64. Mohamed Boutchich, These : Microcapteurs de rayonnement infrarouge en technologie Silicium. 2002.
65. H. Sawin Herbert, A review of Plasma Processing Fundamentals. *Solid State Technology*, 1985: p. 211-216.
66. <http://www.carbolite.com/products.asp?id=8&doc=8>.
67. D. M. Rowe, *Thermoelectrics Handbook: macro to nano*. 2006.
68. P. Pichanusakorn, The influence of dopant type and carrier concentration on the effective mass and Seebeck coefficient of GaN_xAs_{1-x} thin films. *Applied Physics Letters*, 2011. 99(7).
69. Ashok T.Ramu, Rigorous calculation of the Seebeck coefficient and mobility of thermoelectric materials. *journal of applied physics*, 2010. 107(8).
70. C.Kittel, *Introduction to solid state physics*. 2005.
71. L.J. VanDerPauw, A Method of Measuring Specific Resistivity and Hall Effect of Discs of Arbitrary Shapes. . *Philips Res Repts*, 1958. 13: p. 1-9.
72. L.J. VanDerPauw, A Method of Measuring the Resistivity and Hall Coefficient on Lamellae of Arbitrary Shape. *Philips Tech*, 1958. 20: p. 220-224.
73. J.M.David, A numerical analysis of various cross sheet test structures. *Solid-State Electronics*, 1976. 20: p. 539-543.
74. DeMey, Influence of sample geometry on Hall mobility measurements. *Arch. Electron. Uebertragungstech*, 1973. 27: p. 309-313.
75. D.W.Koon, Effects of macroscopic inhomogeneities on resistive and Hall measurements on crosses, cloverleaves, and bars. *Rev. Sci. Instrum*, 1996. 67(4282-4285).
76. S.M. Yang, T. Lee, M. Cong, Design and verification of a thermoelectric energy harvester with stacked polysilicon thermocouples by CMOS process. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2010. 157(2): p. 258-266.
77. Z. BOUGRIOUA, rapports internes IEMN. 2009-2012.

Liste des figures

Introduction Générale

- Figure 1 : Pile bouton au lithium
- Figure 2 : Nombre des publications dans le domaine de récupération d'énergie
- Figure 3 : Montre alimentée par un micro générateur thermoélectrique
- Figure 4 : Schéma de la montre alimentée par un micro générateur thermoélectrique
- Figure 5 : Représentation d'un réseau typique de capteurs sans fil
- Figure 6 : Illustration d'un circuit de management pour des microsources

Chapitre I

- Figure 1- 1 : Exemple de sources et de procédés de récupération d'énergies
- Figure 1- 2 : Exemple de microsource d'énergie piézoélectrique
- Figure 1- 3 : Microgénérateur à oscillateur électromécanique
- Figure 1- 4 : Microsource électrostatique by Y. Zhu
- Figure 1- 5 : Architecture d'un nœud de 'Smart dust' alimenté par une cellule photovoltaïque de 2 mm²
- Figure 1- 6 : Dispositif de récupération d'énergie RF (STMicroelectronics)
- Figure 1- 7 : Illustration d'un générateur pyroélectrique PEG
- Figure 1- 8 : Effet Seebeck
- Figure 1- 9 : Exemple de thermopile à structure thermique verticale
- Figure 1- 10 : Représentation en coupe d'un thermogénérateur thermoélectrique à structure verticale et schéma thermique équivalent
- Figure 1- 11 : Représentation en coupe d'un thermogénérateur thermoélectrique à structure planaire et schéma thermique équivalent
- Figure 1- 12 : La conversion d'énergie d'un TEG
- Figure 1- 13 : Schéma thermique équivalent d'un TEG travaillant entre la source et le puits thermique
- Figure 1- 14 : μ TEG flexible constitué de thermocouples Ni/Cu
- Figure 1- 15: Schéma simplifié permettant de calculer le rendement de conversion d'un TEG
- Figure 1- 16: Schéma simplifié intégrant des résistances thermiques extérieures permettant de calculer le rendement de conversion d'un TEG
- Figure 1- 17 : Produit ZT en fonction de la température et de l'année de réalisation pour différents couples de matériaux n-p.
- Figure 1- 18 : Différentes technologies utilisées pour augmenter le ZT
- Figure 1- 19 : Thermocouples plaqués matériau P déposé sur matériau N
- Figure 1- 20 : Structure du μ TEG fabriqué à l'IEMN
- Figure 1- 21 : Différentes topologies de thermocouples
- Figure 1- 22 : μ TEGs planaires de structure proche de la structure IEMN

Chapitre II

- Figure 2- 1 : Vue transversale d'un μ TEG IEMN
- Figure 2- 2 : Détermination de la couche équivalente rapportée aux pistes (μ TEG vu de dessus)
- Figure 2- 3 : Schéma des pistes vues en coupe AA'

- Figure 2- 4 : Modèle analytique simplifié d'un élément de microgénérateur
- Figure 2- 5 : Bilan thermique dans un élément de membrane quelconque
- Figure 2- 6 : Simulation de la distribution de température via Comsol
- Figure 2- 7 : Comparaison des résultats analytiques et numériques
- Figure 2- 8 : Schéma équivalent thermique simplifié utilisé dans l'analyse analytique
- Figure 2- 9 : Résistance de contact transversale équivalente
- Figure 2- 10 : Comparaison des résultats analytiques (modèle amélioré) et numériques
- Figure 2- 11 : Les quatre flux thermiques principaux traversant le te
- Figure 2- 12 : Distribution de la température le long de la membrane pour 4 types de cellules traversées par un flux thermique de $4\text{W}/\text{cm}^2$. Comparaison des résultats analytiques et numériques
- Figure 2- 13. Flux thermiques illustrant l'effet du bord
- Figure 2- 14 : Température de membrane suivant BB'
- Figure 2- 15 : Modélisations comparatives permettant d'étudier l'effet de bord des membranes
- Figure 2- 16 : Structure géométrique d'un μTEG constitué de 2 membranes
- Figure 2- 17 : La condition Dirichlet (a) et la condition Neumann (b)
- Figure 2- 18 :L'influence de l'épaisseur de la couche polyimide
- Figure 2- 19 :Evolution de la différence de température ΔT_{cf} et du flux perdu Φ_s en fonction de l'aire des bossages A_{support}
- Figure 2- 20:Ratio de la perte Φ_s sur le flux thermique total Φ_t et différence de température entre les jonctions chaudes et froides ΔT_{cf} en fonction de $l_{\text{mem}}/2$
- Figure 2- 21: Influence de la longueur des membranes sur ΔT_{cf}
- Figure 2- 22 :Influence de la longueur des piliers du concentrateur L_c sur ΔT_{cf} et ΔT_{cs}
- Figure 2- 23 :Influence des épaisseurs des cavités d'air sur ΔT_{cf}
- Figure 2- 24:L'influence de l'effet du bord sur ΔT_{cf}
- Figure 2-25:Etude de la performance de différents μTEGs à nombre variable de membranes optimisés, en fonction de la longueur des piliers du concentrateur.
- Figure 2- 26: Résistances thermiques du μTEG en fonction du nombre des membranes
- Figure 2-27: Choix du μTEG le mieux adapté en fonction des résistances thermiques extérieures.

Chapitre III

- Figure 3- 1 : Superposition de masques utilisés pour la fabrication de la thermopile et des motifs de caractérisation
- Figure 3- 2: Description des différentes étapes technologiques de la fabrication du μTEG
- Figure 3- 3 :Four LPCVD et son enceinte de réaction
- Figure 3- 4: Croissance de SiO_2 par l'oxydation humide à haute température
- Figure 3- 5: Des membranes de SiO_2 /polyimide deux ans après la fabrication
- Figure 3- 6:Images typiques d'une couche polySilicium déposée par LPCVD
- Figure 3- 7: Masque négatif en chrome utilisé pour la gravure du polySilicium
- Figure 3- 8: illustration d'une partie du masque en résine obtenue après dépôt et insolation
- Figure 3- 9 :Bati de gravure RIE Oxford Plasmalab 80⁺
- Figure 3- 10 : Illustration des pistes de polysilicium gravées
- Figure 3- 11: Masque positif (motif de couleur blanche) utilisé pour la métallisation
- Figure 3- 12: Technique de métallisation par « lift off »

- Figure 3- 13 : Bâti d'évaporation MECA 2000**
- Figure 3- 14: Pistes thermoélectriques réalisées après métallisation**
- Figure 3- 15: Four tubulaire CARBOLITE**
- Figure 3- 16 : Echelle des résistances**
- Figure 3- 17 : Résistance de contact après recuit**
- Figure 3- 18 : Masque pour l'ouverture des plots de contact dans la couche polyimide**
- Figure 3- 19 : Recuit de polymérisation du polyimide HD 4110**
- Figure 3- 20 : Masque utilisé pour la gravure du polyimide**
- Figure 3- 21 : Photo d'une thermopile après dépôt, ouverture des plots et creusement du polyimide**
- Figure 3- 22 : Masque de lithographie optique pour la gravure du substrat par la face arrière**
- Figure 3- 23: Réalisation du masque physique de gravure silicium par face arrière**
- Figure 3-24: Bâti STS (Surface Technology System) de gravure ICP (Inductive Coupled Plasma)**
- Figure 3- 25: Principe du procédé BOSCH utilisé pour gravure profonde du silicium**
- Figure 3- 26: Ouverture des membranes par gravure profonde face arrière du silicium**
- Figure 3- 27 : Photos des faces avant (a) et arrière (b) du wafer après ouverture des membranes**
- Figure 3- 28: Photos du concentrateur**
- Figure 3- 29: Masque optique utilisé pour la réalisation de la résistance chauffante**
- Figure 3- 30: Profondeurs de gravure à réaliser pour la fabrication du concentrateur**
- Figure 3- 31: Masque de la lithographie optique pour la gravure**
- Figure 3- 32: Configuration de la résine AZ4562 pour la réalisation du concentrateur**
- Figure 3- 33: Wafer après l'ouverture de la bicouche $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y$**
- Figure 3- 34: Masque de lithographie optique utilisé pour la prédécoupe des concentrateurs**
- Figure 3- 35: Le wafer avant la première gravure pour la réalisation du concentrateur**
- Figure 3-36: Wafer avant la seconde gravure profonde du silicium pour la réalisation du concentrateur**
- Figure 3- 37: Concentrateur réalisé après la double gravure profonde du silicium**

Chapitre IV

- Figure 4- 1 : Evolution des caractéristiques électrique, thermique et thermoélectrique d'un matériau et de son facteur de mérite Z en fonction de la concentration des porteurs de charge**
- Figure 4- 2 : Banc de mesure pour la caractérisation du pouvoir thermoélectrique et exemple de « barrette » Seebeck avec 3 thermocouples**
- Figure 4- 3 : Evolution du pouvoir thermoélectrique de 3 échantillons d'une même couche depolysilicium en fonction de la température**
- Figure 4- 4 : Système de mesure Effet Hall HL 5500 PC**
- Figure 4- 5 : Forme de l'échantillon pour caractériser des propriétés électriques du polysilicium**
- Figure 4-6 : Système mécanique de caractérisation des μ TEGs**
- Figure 4-7 : Influence du décalage d'alignement sur la différence de température**
- Figure 4- 8 : Tension de sortie des μ TEG en fonction de la densité de flux incident**
- Figure 4- 9 : Comparaison entre les évolutions expérimentales et numériques des différences de température obtenues entre les jonctions des thermocouples en fonction de la densité de flux incident**

Figure 4-10: a. Puissance de sortie maximale par unité de surface dans une charge adaptée en fonction de la densité de flux injectée dans le μ TEG. b. Puissance de sortie maximale par unité de surface dans une charge adaptée en fonction du carré de la densité de flux injectée dans le μ TEG.

Figure 4- 11 : Tension de sortie des μ TEGs réalisés avec polySi N°2 en fonction

Figure 4- 12 : Puissances de sortie dans des charges adaptées en fonction de la densité de flux incident pour des μ TEGs réalisés avec la couche polySi No. 2

Figure 4-13: Comparaison des gradients de température obtenus expérimentalement pour les couches PolySiNo.2 et PolySiNo.1 en fonction de la densité de flux incident

Figure 4- 14 : Tension de sortie générée en fonction de la densité de flux injectée

Figure 4- 15: Comparaison des gradients de température obtenus expérimentalement pour les couches PolySiNo.1, PolySiNo.2 et PolySiNo.3 en fonction la densité de flux incident

Figure 4- 16 : Puissance de sortie dans une charge adaptée en fonction de la densité de la densité de flux injectée dans des μ TEGs en PolySi No. 3

Liste des tableaux

Introduction Générale

Tableau 1 : Consommation d'énergie des Systèmes électroniques

Tableau 2 : Consommation d'un système de capteur sans fil (durée de cycle variant de 1s à 24h)

Chapitre I

Tableau 1- 1 : Principaux avantages et inconvénients des 3 types de microgénérateurs

Tableau 1- 2 : Consommation d'énergie des nœuds commercialisés dans des réseaux des capteurs

Tableau 1- 3 : Sources d'énergie disponibles et niveaux d'énergie électrique récupérable

Tableau 1- 4 : Exemple de microgénérateurs commercialisés pour des systèmes autonomes

Tableau 1- 5 : Paramètres des quelques μ TEGs planaires et verticaux

Tableau 1- 6 : Exemples de matériaux à ZT élevé utilisés dans les thermocouples

Chapitre II

Tableau 2- 1 : Paramètres géométriques des cellules d'analyse analytique

Tableau 2- 2 : Conductivités thermiques des matériaux constituant le μ TEG

Tableau 2- 3 : Données géométriques standard du te, 2 membranes, à étudier

Tableau 2-4 : Résultats de modélisation de deux μ TEGs pour 2 valeurs de largeur de piste thermoélectrique

Tableau 2- 5 : Résumé des paramètres géométriques d'un μ TEG optimisé

Chapitre III

Tableau 3- 1: Paramètres des différentes configurations des μ TEGs réalisés

Tableau 3- 2: Paramètres de dépôt standards du polysilicium dopé « in situ »

Tableau 3- 3: Paramètres de dépôt de la résine AZ1518 (masque de gravure du polysilicium)

Tableau 3- 4: Les paramètres d'insolation et de révélation de la résine AZ1518

Tableau 3- 5: Paramètres de gravure RIE du polysilicium

Tableau 3- 6: Les paramètres lithographiques de la résine AZ1518 pour la métallisation

Tableau 3- 7 : Paramètres de dépôt du polyimide

Tableau 3- 8: Paramètres de dépôt de la résine AZ4562

Tableau 3- 9: Paramètres de gravure RIE de la couche polyimide

Tableau 3- 10 : Paramètres de gravure RIE de la multicouche $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{N}_y/\text{polysilicium}$

Tableau 3- 11: Paramètres d'un cycle de gravure profonde STS-ICP

Chapitre IV

Tableau 4- 1 : Exemple de valeurs enregistrées par le système d'acquisition permettant la mesure du pouvoir thermoélectrique de la couche de polysilicium

Tableau 4- 2: Exemple de mesures des tensions diagonales (détermination de la tension de Hall)

Tableau 4-3 : Résistances électriques calculées et mesurées

Tableau 4- 4 : Evolution de la tension thermogénérée (V_S) pour 3 types de μ TEGs

Tableau 4- 5 : Propriétés des 3 différents types de polysilicium employés

Tableau 4-6: Résistances électriques calculées et mesurées des μ TEGs réalisés

Tableau 4-7 : Evolution de la tension thermogénérée (V_S) pour 3 types de μ TEGs (réalisés avec

Tableau 4-8 : Résistances électriques calculées et mesurées des μ TEGs en PolySi No. 3

Tableau 4- 9 : Evolution de la tension thermogénérée (V_S) pour 2 types de μ TEGs (réalisés avec

Tableau 4- 10 : Résumé des performances des μ TEGs avec différents types de thermopiles polysilicium/métal avec pour rappel : F_e^* : facteur énergétique en flux, F_v^* : facteur de tension en flux, R_{ein} : résistance électrique interne mesurée et $R_{\text{th}\mu\text{TEG}}$: résistance thermique calculée (chap. II).