

Amélioration du rendement énergétique des amplificateurs de puissance microondes par conversion et recyclage de l'énergie thermique

par

EL Muzzammel BDHAIFI

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAITRISE
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE ÉLECTRIQUE
M. Sc. A.

MONTRÉAL, LE 28 FÉVRIER 2019

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



El Muzzammel BDHAIFI, 2019



Cette licence Creative Commons signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY
CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Ammar B. Kouki, directeur de mémoire
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Handy Fortin-Blanchette, président du jury
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Frédéric Nabki, membre du jury
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

25 FÉVRIER 2019

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Avec le grand plaisir que je réserve cette page pour remercier tous qui ont contribué de près ou du loin pour le bon déroulement de ce mémoire.

Je tiens à remercier mon directeur de mémoire, Prof. Ammar Kouki, pour la qualité de son encadrement, ses aides et ses encouragements incessants, ses conseils mémorables, et sa disponibilité tout le long de mon travail.

J'adresse tous mes remerciements profonds pour le groupe de recherche LTCC@ETS pour l'environnement motivant du travail, particulièrement Normand Gravel pour ses efforts à la salle blanche, Achraf et Dorra pour leurs aides.

J'aimerais aussi remercier la Mission Universitaire de Tunisie à Montréal (MUTAN) qui finance mes études au Canada.

Je voudrais exprimer mes remerciements cordiaux pour ma famille : à l'âme de ma sœur Dalila, mes parents Ali et Khadija, mes frères Abdelbaki, Issam et Nasreddine, ma Sœur Halima et son mari Abdellatif pour le soutien moral durant mon parcours d'études.

Enfin, je n'aimerais pas oublier à remercier mes ami(e)s : Hassan, Anoir, Soumaya, Zied, Ghassen, Med Amine, Omar, Anoir, Adnen, Achref, Chokri, Riadh, Sabeur, Mohamed, Anis, Tahar, Oussama, Mahjoub, Bilel, Hachem, Abdelhamid, Miloud, Fadoul, Abdallah, Afef, Salma et Hamida pour tous les moments vécus et le soutien.

Amélioration du rendement énergétique des amplificateurs de puissance microondes par conversion et recyclage de l'énergie thermique

EL Muzzammel BDHAIFI

RÉSUMÉ

Cette étude consiste à concevoir un système de récupération et recyclage de l'énergie thermique dissipée d'un amplificateur de puissance microonde pour améliorer son efficacité énergétique. Le système de récupération est composé par un convertisseur thermoélectrique et un adaptateur de puissance : le convertisseur thermoélectrique est un microgénérateur planaire (μ TEG) qui permet de convertir le flux reçu de l'amplificateur en une énergie électrique par effet de Seebeck. L'adaptateur des puissances est composé d'un convertisseur DC/DC piloté par un contrôleur MPPT assurant le couplage de l'énergie électrique récupérée avec l'alimentation de l'amplificateur de puissance.

Le rendement du microgénérateur proposé est optimisé à l'aide d'un nouveau modèle thermoélectrique pour les structures planaires synthétisé par une analogie thermique-électrique, dont on a montré que ce rendement dépend essentiellement de la figure de mérite des matériaux utilisés et les dimensions de la topologie du microgénérateur. Une validation de cette approche est faite par l'utilisation des trois thermocouples différents. Les simulations analytiques montrent qu'un μ TEG basé sur le couple N-P du Tellure de Bismuth Bi_2Te_3 permet d'avoir le rendement le plus élevé (3.5%) devant le couple Ag-Ni (0.016%) et le TAGS75 (0.5%), car il a la figure de mérite du son thermocouple la plus élevée ($ZT=0.0066$), ce qui le rend le plus convenable pour la conversion de l'énergie thermique. Des simulations multiphysiques avec le logiciel COMSOL® ont été effectuées sur un μ TEG basé sur le couple (Ag-Ni) pour voir la distribution de chaleur sur sa topologie, ainsi que l'évolution du gradient effectif en fonction du temps. Ces simulations montrent que notre modèle thermoélectrique (analytique) peut estimer le même comportement du rendement que celui obtenu du la simulation numérique.

La dernière partie est consacrée pour le couplage de l'énergie électrique récupérée avec l'amplificateur de puissance qui opère à des températures $<100^\circ\text{C}$. Le système complet est implémenté sur SIMULINK®, la simulation montre que le système d'adaptation ramène la puissance récupérée d'un μ TEG (basé sur le couple N-P Bi_2Te_3) à 24.5 mW au lieu de 7.7 mW générée sans ce dispositif, ce qui correspond à l'amélioration du rendement énergétique de l'amplificateur de puissance RF de 0.75%.

Mots-clés : Amplificateur de puissance, thermoélectricité, efficacité énergétique, TEG.

Improvement of RF Power Amplifier Energetic Efficiency by Conversion and Recycling of Thermal Energy

EL Muzzammel BDHAIFI

ABSTRACT

This study consists in designing of a system for recovering and recycling the thermal energy dissipated from a RF power amplifier to improve its energy efficiency. This system is based on a thermoelectric converter and a power adapter: the thermoelectric converter is a planar microgenerator (μ TEG) that converts the heat flux received from the amplifier into electrical energy using the Seebeck effect, the power adapter is composed of a DC/DC converter controlled by an MPPT controller, which couples the recovered electrical power with the power supply of the RF power amplifier.

The efficiency of the proposed microgenerator is optimized using a new thermoelectric model for planar structures established by thermal-electrical analogy, the model shows that this efficiency depends essentially on the figure of merit of the used materials and the dimensions of the microgenerator topology. This approach was applicated for three microgenerators using three different thermocouples. Analytical simulations shows that a μ TEG composed of a N-P Bismuth telluride (Bi_2Te_3) thermocouple provides the highest efficiency (3.5%) than a μ TEG composed of Ag-Ni (0.016%) or TAGS75 (0.5%), due to its high figure of merit ($ZT = 0.0066$), which makes it the most suitable material for converting thermal energy. This approach was compared to a numerical Multiphysic simulation using COMSOL® for a μ TEG based on (Ag-Ni) thermocouple, furthermore, to figure out the heat distribution on its topology, as well as the time evolution of the effective gradient. These simulation's results show that our thermoelectric model can estimate the same behavior of the μ TEG's efficiency as given by the numerical simulations.

The last part of this thesis investigated on the coupling of the recovered electrical power with the amplifier (operating at temperature's level below $<100^\circ\text{C}$) using a power adapter. The complete system was set up on SIMULINK® environment. The simulation results show that this adapter enhances the recovered electrical power from the μ TEG (based on the N-P Bi_2Te_3 thermocouple) to reach 24.5 mW instead of 7.7 mW generated without this device, which leads to the improvement of the RF power amplifier efficiency by 0.75%.

Keywords: Power amplifier, thermoelectricity, energetic efficiency, TEG, MPPT.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	31
CHAPITRE 1 ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	35
1.1 Introduction.....	35
1.2 Forme d'énergie récupérable et microgénérateurs correspondants	35
1.2.1 Energie mécanique.....	36
1.2.1.1 Microgénérateurs piézoélectriques	36
1.2.1.2 Microgénérateurs électrostatiques.....	37
1.2.1.3 Microgénérateurs électromécaniques.....	38
1.2.2 Energie radiative	39
1.2.2.1 Microgénérateurs photovoltaïques	39
1.2.2.2 Les antennes.....	40
1.2.3 Energie thermique.....	41
1.2.3.1 Microgénérateurs pyroélectriques.....	41
1.2.3.2 Microgénérateurs thermoélectriques.....	42
1.3 La thermoélectricité	44
1.3.1 Les effets thermoélectriques	44
1.3.1.1 L'effet de Seebeck	44
1.3.1.2 L'effet de Peltier	45
1.3.1.3 L'effet de Thomson.....	46
1.3.2 Les matériaux thermoélectriques	47
1.3.2.1 Propriétés fondamentales d'un matériau thermoélectrique.....	47
1.3.2.2 Résistance électrique.....	48
1.3.2.3 Résistance thermique	49
1.3.2.4 Figure de mérite d'un matériau thermoélectrique.....	50
1.3.2.5 Figure de mérite d'un thermocouple.....	51
1.3.2.6 Etat de l'art sur les matériaux thermoélectriques.....	51
1.3.3 Conversion d'énergie par effets thermoélectriques	53
1.3.3.1 Génération d'énergie par effet de Seebeck	53
1.3.3.2 Réfrigération par effet de Peltier.....	54
1.4 Etat de l'art sur les microgénérateurs thermoélectriques.....	55
1.4.1 Microgénérateurs thermoélectriques verticaux.....	55
1.4.2 Microgénérateurs thermoélectriques planaires	61
1.5 Conclusion	66
CHAPITRE 2 CONCEPTION, MODÉLISATION ET OPTIMISATION D'UN MICROGÉNÉRATEUR THERMOÉLECTRIQUE PLANAIRE	67
2.1 Introduction.....	67
2.2 Topologie proposée d'une cellule microgénératrice unitaire planaire et son principe de fonctionnement.....	68
2.2.1 Synoptique de la structure proposée	68

2.2.2	Description des circuits de flux thermique	71
2.3	Modélisation de la cellule microgénératrice unitaire par analogie thermoélectrique ..	74
2.3.1	Principe de l'analogie thermoélectrique	74
2.3.2	Modèle thermoélectrique d'une cellule unitaire	76
2.3.3	Hypothèses et considérations	78
2.3.4	Modèle thermoélectrique simplifié	79
2.4	Détermination des paramètres thermoélectriques du modèle de la cellule unitaire.....	81
2.4.1	Détermination des paramètres thermiques.....	81
2.4.1.1	Résistances thermiques	82
2.4.1.2	Gradient effectif	84
2.4.1.3	Températures aux jonctions du thermocouple	87
2.4.2	Détermination des paramètres électriques d'une cellule unitaire	88
2.4.2.1	Tension de sortie circuit ouvert générée par une cellule unitaire	88
2.4.2.2	Puissance électrique générée par une cellule unitaire	88
2.4.2.3	Rendement de conversion thermoélectrique du thermocouple ..	90
2.4.2.4	Rendement et facteur de puissance d'une cellule thermoélectrique	90
2.4.3	Détermination des paramètres d'un microgénérateur à multi-cellules	91
2.5	Optimisation des paramètres thermoélectriques du microgénérateur à multi-cellules	93
2.5.1	Optimisation de la géométrie du thermocouple	93
2.5.2	Optimisation des circuits de transmission et évacuation de chaleur	97
2.5.3	Prototype final synthétisé.....	100
2.5.4	Application pour autres matériaux thermoélectriques	103
2.6	Simulations analytiques et résultats	107
2.7	Conclusion	111

CHAPITRE 3	SIMULATION MULTIPHYSIQUE DU MICROGÉNÉRATEUR THERMOÉLECTRIQUE ET COUPLAGE AVEC UN AMPLIFICATEUR DE PUISSANCE RF	114
3.1	Introduction	114
3.2	Simulation multiphysique et résultats	114
3.2.1	Méthode de résolution multiphysique par éléments finis utilisés	114
3.2.2	Simulation stationnaire	116
3.2.3	Simulation temporelle	121
3.3	Premiers essais de fabrication de microgénérateur avec la technologie LTCC	124
3.3.1	Rappel sur la technologie LTCC	124
3.3.2	Fabrication de la thermopile (Ag-Ni)	125
3.3.2.1	Préparation des masques (Ag-Ni)	125
3.3.2.2	Résultats des essais de la fabrication des masques (Ag-Ni)	126
3.4	Couplage du microgénérateur proposé avec un amplificateur de puissance RF	128
3.4.1	Mise en situation	128
3.4.2	Architecture de l'adaptateur des puissances	130
3.4.2.1	Convertisseur DC/DC de type Boost	130
3.4.2.2	Le contrôleur MPPT	132

3.4.3	Simulations de système sur Simulink et résultats	134
3.4.3.1	Implémentation et identification de microgénérateur thermoélectrique	135
3.4.3.2	Simulation du système pour différentes températures	138
3.5	Conclusion	145
CONCLUSION		146
RECOMMANDATIONS		148
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		150

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Evaluation des types des microgénérateurs selon les objectifs de mémoire43
Tableau 1.2	Propriétés de quelques matériaux thermoélectriques évolués53
Tableau 1.3	Paramètres thermoélectriques des éléments utilisés64
Tableau 1.4	Exemples des réalisations des microgénérateurs thermoélectriques65
Tableau 2.1	Analogie entre conduction électrique et conduction thermique75
Tableau 2.2	Identification des résistances thermiques du schéma équivalent d'une cellule.....77
Tableau 2.3	Expressions des résistances thermiques d'une seule cellule.....82
Tableau 2.4	Paramètres du μ TEG affectés par le nombre du thermocouple92
Tableau 2.5	Résumé des étapes d'optimisations des paramètres du μ TEG103
Tableau 2.6	Etapes d'optimisation pour deux autres matériaux thermoélectriques104
Tableau 2.6	Etapes d'optimisation pour deux autres matériaux thermoélectriques (Suite).....105
Tableau 2.7	Paramètres optimisés des trois candidats thermoélectriques107
Tableau 2.8	Résultats de simulation analytique pour les trois candidats proposés110
Tableau 3.1	Résultats analytiques obtenus à $T_s=85^\circ\text{C}$130
Tableau 3.2	Résultats obtenus de l'indentification de μ TEG utilisé.....137

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Forme d'énergie et types des microgénérateurs correspondants	35
Figure 1.2	Schéma de principe d'un microgénérateur piézoélectrique	36
Figure 1.3	Exemple d'un microgénérateur piézoélectrique fabriqué	37
Figure 1.4	Schéma de principe d'un microgénérateur électrostatique	37
Figure 1.5	Exemple d'un microgénérateur électrostatique réalisé	38
Figure 1.6	Schéma de principe d'un microgénérateur électromécanique	39
Figure 1.7	Microgénérateur électromagnétique réalisé et résultats obtenus	39
Figure 1.8	Schéma de principe d'un générateur photovoltaïque.....	40
Figure 1.9	Microgénérateur RF réalisé à base d'une antenne	41
Figure 1.10	Principe du microgénérateur pyroélectrique	42
Figure 1.11	Montage de mesure et résultats du μ PEG réalisé	42
Figure 1.12	Expérience originale de Volta.....	44
Figure 1.13	Expérience originale et principe de Seebeck	45
Figure 1.14	Principe de l'effet de Peltier	46
Figure 1.15	Schéma d'un conducteur électrique de section rectangulaire	49
Figure 1.16	Schéma d'un conducteur thermique de section rectangulaire.....	49
Figure 1.17	Figure de mérite des matériaux versus la concentration des porteurs des charges	50
Figure 1.18	Figure de mérite ZT en fonction de la température pour différents matériaux (type n et type p)	52
Figure 1.19	Module générateur thermoélectrique classique	54
Figure 1.20	Module réfrigérateur thermoélectrique classique	54
Figure 1.21	Structure d'un μ TEG verticale.....	56

Figure 1.22	μ TEG vertical proposé par Milic	56
Figure 1.23	Structure d'une cellule thermoélectrique unitaire proposée par Jang	57
Figure 1.24	Simulation multiphysique de Milic	58
Figure 1.25	Structure d'un μ TEG vertical proposé par W. Glatz	58
Figure 1.26	Circuit de mesure proposé par M. Nesarajah	59
Figure 1.27	Résultat de mesure d'un μ TEG de M. Nesarajah	59
Figure 1.28	Structure d'un TEG verticale flexible proposée par Y. Shimizu	60
Figure 1.29	Structure et résultats d'un TEG verticale flexible de Deng	60
Figure 1.30	Structure d'un μ TEG planaire	61
Figure 1.31	Structure du μ TEG planaire de Z. Yuan	61
Figure 1.32	Simulation multiphysique – Effet du nombre des membranes	62
Figure 1.33	Principe et simulation multiphysique du μ TEG de P. Kao	63
Figure 1.34	Résultats de mesures du TEG de P. Kao	63
Figure 1.35	μ TEG fabriqué de P. Markowski	64
Figure 1.36	Résultats de TEG de P. Markowski	65
Figure 2.1	Schéma d'un amplificateur de puissance réalisé avec LTCC	67
Figure 2.2	Synoptique d'une cellule unitaire du μ TEG proposé	70
Figure 2.3	Chemin de flux thermique pour une cellule	71
Figure 2.4	Chemin de flux passant par le circuit chaud	72
Figure 2.5	Chemin de flux passant par le circuit froid	73
Figure 2.6	Schéma simplifié d'une cellule et son modèle thermoélectrique	76
Figure 2.7	Vue sur l'écoulement de flux à l'entrée de la cellule unitaire	78
Figure 2.8	Chemin d'écoulement de flux à la sortie de la cellule	79
Figure 2.9	Schéma du modèle thermoélectrique simplifié	80

Figure 2.10	Modèle thermoélectrique d'une cellule unitaire	81
Figure 2.11	Modèle thermoélectrique d'une cellule unitaire par la méthode de Thevenin	84
Figure 2.12	Source thermique de Thevenin	85
Figure 2.13	Résistance thermique équivalente de Thevenin	86
Figure 2.14	Températures de la cellule thermoélectrique	87
Figure 2.15	Principe de l'association de N cellule unitaire.....	91
Figure 2.16	Principe de l'optimisation de la structure effective du thermocouple	95
Figure 2.17	Puissance générée en fonction des dimensions du thermocouple.....	96
Figure 2.18	Puissance générée en fonction de W_D , h_s et N	99
Figure 2.19	Zoom sur la puissance générée en fonction de W_T , h_s et N	100
Figure 2.20	Synoptique du μ TEG proposé.....	101
Figure 2.21	Schéma du prototype synthétisé d'un μ TEG avec le couple (Ag-Ni)	102
Figure 2.22	Températures et gradients thermiques en fonction de (T_s).....	107
Figure 2.23	Tensions à vide générées en fonction de la température (T_s).....	108
Figure 2.24	Puissances générées et en fonction de la température de la source (T_s)..	109
Figure 2.25	Rendements des microgénérateurs proposés versus la température (T_s).109	
Figure 2.26	Principe de réduction de la section du substrat p1	112
Figure 2.27	Résultats obtenus après la réduction de la section du substrat p-1	113
Figure 3.1	Maillage utilisé pour la simulation numérique et multiphysique.....	115
Figure 3.2	Directions de flux thermique pour une puissance d'entrée de 100 mW	117
Figure 3.3	Distribution de température pour une puissance d'entrée de 100 mW	118
Figure 3.4	Tension à vide générée pour une puissance d'entrée de 100 mV	118
Figure 3.5	Distribution de température pour une puissance d'entrée égale à 2W	119
Figure 3.6	Tension à vide générée pour une puissance d'entrée égale à 2W	119

Figure 3.7	Comparaison entre températures/gradients pour les simulations numériques et analytiques.....	120
Figure 3.8	Comparaison entre les simulations numériques et analytiques.....	120
Figure 3.9	Comparaison entre les deux rendements numériques et analytiques.....	121
Figure 3.10	Distribution de température à l'instant $t=0.1s$	122
Figure 3.11	Distribution de température à l'instant $t=2s$	122
Figure 3.12	Evolution des températures du TEG en fonction de temps.....	123
Figure 3.13	Evolution des gradients du μ TEG en fonction de temps	123
Figure 3.14	Processus de fabrication LTCC	124
Figure 3.15	Masques pour la fabrication de microgénérateur.....	126
Figure 3.16	Echantillon (Ag-Ni) fabriqué au laboratoire LTCC@ETS.....	127
Figure 3.17	Analyse atomique de la pâte de Nickel après cuisson	127
Figure 3.18	Schéma de principe du couplage d'un amplificateur de puissance et le μ TEG	129
Figure 3.19	Schéma de principe d'un hacheur survolteur	131
Figure 3.20	Formes d'ondes de la tension et courants du convertisseur r	131
Figure 3.21	Algorithme P&O pour la régulation du courant de μ TEG.....	133
Figure 3.22	Principe de fonctionnement de l'algorithme P&O sur les courbes des caractéristiques de μ TEG proposé	134
Figure 3.23	Schéma de montage pour l'identification de μ TEG	135
Figure 3.24	Caractéristiques de μ TEG pour différentes températures (T_s)	136
Figure 3.25	Caractéristiques du μ TEG pour une température $T_s=85^\circ C$	137
Figure 3.26	Schéma complet du système μ TEG-Batterie	139
Figure 3.27	Résultats de simulation pour (T_s) entre $30^\circ C$ et $100^\circ C$	140
Figure 3.28	Résultats de simulation du système pour $T_s=30^\circ C$	141
Figure 3.29	Résultats de simulation du système pour $T_s=60^\circ C$	142

Figure 3.30	Résultats de simulation du système pour $T_s=85^{\circ}\text{C}$	143
Figure 3.31	Résultats de simulation pour une charge 2W	144

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

RF	Radiofréquence
PA	Power Amplifier
TEG	Microgénérateur thermoélectrique
MPPT	Maximum power point tracking
P _{CC}	Point commun coupling
μG	Mirogénérateur
PZT	Titano-Zirconate de Plomb
PVG	Photovoltaic Generator
ZnO	Oxyde de Zinc
PEG	Pyroelectric generator
Bi ₂ Te ₃	Tellurure de Bismuth
SiGe	Germanium de Silicium
PbTe	Tellurure de Plomb
COP	Coefficient de performance
Ag	Argent
Ni	Nickel
Boost	Hacheur survolteur de tension

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

SYMBOLES

P_{DC}	Puissance fournie pour l'amplificateur de puissance de la source DC
P_{TEG}	Puissance générée par le microgénérateur thermoélectrique
k	Coefficient de couplage
Y	Module de Young
E	Force électromotrice générée par un microgénérateur électrostatique
C_{max}	Valeur de la capacité
σ	Conductivité électrique
α	Coefficient de Seebeck
λ	Conductivité thermique
T	Température
Z	Figure de mérite
Z_{AB}	Figure de mérite d'un thermocouple
L_s	Longueur du substrat
h_s	Hauteur de la portion 1 du substrat
h_{rf}	Hauteur de la portion 2 du substrat
W_A	Largeur du conducteur thermoélectrique A
W_{e1}	Espacement 1
W_{e2}	Espacement 2
W_D	Largeur du distributeur de chaleur
W_T	Largeur du transmetteur de chaleur

L_b	Distance entre deux thermolègues
t_b	largeur de la base du dissipateur de chaleur
t_f	largeur d'un fine
L_f	Longueur d'une fine
Q	Le flux thermique
S	Section du conducteur
l	Longueur du conducteur
T_s	Température de la source
T_{air}	Température de l'air
T_H	Température de la jonction chaude du thermocouple
T_C	Température de la jonction froide du thermocouple
ΔT	Gradient de température externe
ΔT_{TEG}	Gradient spatial d'un thermocouple
U_G	Tension générée par effet de Seebeck
R_{TEG}	Résistance électrique interne d'un thermocouple
U_L	Tension aux bornes de la charge
R_L	Résistance de la charge
I_L	Courant absorbé par la charge
λ_T	Conductivité thermique du transmetteur
λ_s	Conductivité thermique du substrat LTCC
λ_A	Conductivité thermique du matériau A
λ_B	Conductivité thermique du matériau B
λ_H	Conductivité thermique du dissipateur de chaleur

S_{cv}	La somme des surfaces de convections avec l'air
h	Coefficient de convection
N_f	nombre des fines d'un dissipateur de chaleur
K_{Thev}	Gradient thermique de Thevenin
ΔT_{Thev}	Gradient thermique de Thevenin
K_{ex}	Somme des résistances thermiques externes
K_c	Somme des résistances thermiques des deux jonctions
β	Coefficient de couplage thermique
P_{out}	Puissance électrique générée par un microgénérateur
n_{conv}	Rendement de conversion d'un thermocouple
n	Rendement d'un thermocouple
L_{LEG}	longueur d'un thermolègue
L_{TEG}	longueur totale d'un thermocouple
N	Nombre totale des thermocouples
K_T	Résistance totale du microgénérateur
P_M	Puissance maximale générée d'un microgénérateur thermoélectrique
V_{MP}	Tension optimale de puissance maximale
I_{MP}	Courant optimal de puissance maximale
I_{CC}	Courant de court-circuit
V_{OC}	Tension à vide générée d'un microgénérateur thermoélectrique
K_T	Résistance thermique du transmetteur thermique
K_D	Résistance thermique du distributeur de chaleur

XXVIII

K_{e1}	Résistance thermique du l'espacement 1
K_{e2}	Résistance thermique du distributeur du l'espacement 2
K_{sDC}	Résistance thermique de la portion 1 du substrat
K_{jA}	Résistance thermique de la jonction froide
K_{jB}	Résistance thermique de la jonction chaude
K_A	Résistance thermique du thermolègue A
K_B	Résistance thermique du thermolègue B
K_H	Résistance thermique du dissipateur de chaleur
K_{cd}	Résistance thermique de conduction du dissipateur de chaleur
K_{cv}	Résistance thermique de convection du dissipateur de chaleur
K_{tot}	Résistance thermique totale du microgénérateur

UNITÉS DE MESURE

W	Watt
mW	Milliwatt
μ W	Microwatt
pW	Picowatt
Ω	Ohm
W/m ²	Watt par metre carré
GHz	Giga Hertz
K	Kelvin
V/K	Volt par Kelvin
S.m	Siemens mètre

$\Omega.m$	Ohm mètre
Ω	Ohm
W/m^2	Watt par metre carré
GHz	Giga Hertz
$W/m.K$	Watt par (Mètre Kelvin)
V	Volt
mm^2	Millimètre carré
cm	Centimètre
K/W	Kelvin par Watt
A	Ampère
m^2	Mètre carré
$^{\circ}C$	Degré Celsius

INTRODUCTION

0.1 Motivation

Les systèmes électriques modernes nécessitent des sources d'alimentation modernes et diversifiées. Beaucoup des travaux de recherche ont investigué à la découverte des nouvelles techniques pour l'auto-alimentation des systèmes électriques et les systèmes à faible consommation énergétique. Ces recherches ont exploité les avantages des énergies renouvelables et des énergies récupérables. Parmi ces systèmes on trouve les capteurs sans fils, les systèmes robotisés utilisés pour des missions dans l'espace, les équipements installés dans des cités isolées et surtout les microsystèmes à consommations réduites.

Les recherches dans le contexte des alimentations des systèmes électriques par la récupération d'énergie dégagée ont été très faibles avant les années 2000 vu que ces dispositifs avaient des fortes consommations énergétiques alors que les générateurs de récupération avaient des faibles rendements. Après ces années, les recherches dans la réduction des systèmes électronique, en taille et consommation énergétique, deviennent denses de sorte qu'aujourd'hui on parle des microsystèmes dont leurs consommations énergétiques sont de l'ordre des milliwatts. Aussi, l'apparition des nouvelles technologies, comme l'internet des objets et l'intelligence artificielle, a accéléré l'évolution de la technologie sans fil. En contrepartie, la consommation de l'énergie verte reste une limitation fatale pour cette évolution. Alors la récupération de l'énergie devient encore une opportunité pour les concepteurs des microgénérateurs pour le but de réduire la consommation de l'énergie non-renouvelable, l'auto-alimentation de ces dispositifs et l'amélioration de leur efficacité énergétique.

Les dispositifs sans fil représentent des sièges d'énergie récupérables ; comme la puissance RF rayonnée des antennes, les vibratoires issus de la mobilité de ces systèmes et l'énergie thermique dissipé de leurs composants électroniques. L'amplificateur de puissance RF se trouve dans tout dispositif sans fil. Il se caractérise par sa dissipation d'énergie thermique dégagée de l'amplification. Ceci représente le centre d'intérêt de ce mémoire.

0.2 Formulation de la problématique

L'efficacité énergétique d'un amplificateur de puissance RF est un critère très critique pour ses concepteurs. Il dépend de plusieurs facteurs comme la technologie utilisée (CMOS, GaN,...), la conception interne (Adaptation aux ports, biasing, etc.), la fréquence d'opération, la classe de l'amplificateur. Dans notre laboratoire, plusieurs collègues ont réalisé des amplificateurs de puissance RF en technologie LTCC. L'efficacité énergétique de chaque exemple reste un inconvénient majeur dont une partie importante de la puissance RF non-convertie est dissipée par effet joule. Cet effet engendre l'échauffement du transistor de l'amplificateur, ce qui nécessite un système de refroidissement (dissipateur de chaleur) pour le maintenir à une température convenable à son fonctionnement normal. Pour améliorer le rendement énergétique d'un amplificateur de puissance il existe deux méthodes principales : la première méthode est par l'amélioration des performances internes en minimisant la consommation de puissance. La deuxième méthode est l'exploitation de l'énergie thermique dissipée par effet joule afin d'obtenir une source supplémentaire pour l'amplificateur à l'objectif d'améliorer son rendement.

0.3 Objectifs de la recherche

L'objectif de ce mémoire est la conception d'un convertisseur thermoélectrique permettant la récupération et le recyclage de l'énergie dissipée d'un amplificateur de puissance RF. La puissance électrique récupérée doit être couplée à l'alimentation DC de l'amplificateur à l'aide d'un convertisseur DC/DC contrôlée par un contrôleur MPPT (maximum power point tracking). Le contrôleur MPPT permet d'extraire le maximum de puissance disponible (P_{TEG}) et la coupler au point P_{cc} (Power commun coupling) ce qui conduit à l'amélioration du rendement énergétique de l'amplificateur. La figure 0.1 est un schéma démonstratif des objectifs visés.

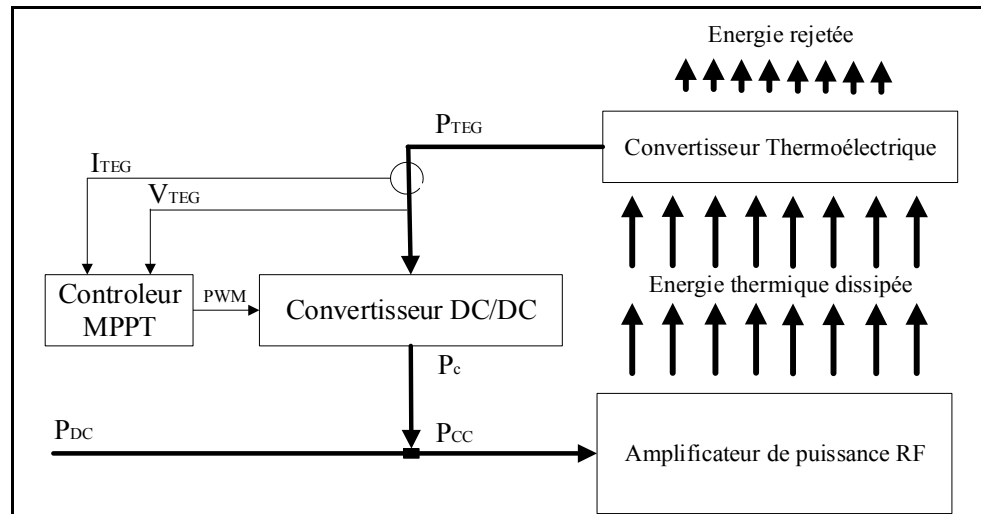


Figure 0. 1 Schéma de principe des objectifs de ce mémoire

0.4 Plan de mémoire

Ce mémoire est structuré comme suit : le premier chapitre est entamé par une étude générale sur les concepts thermoélectriques généraux utilisés dans la conception et la modélisation du microgénérateur thermoélectrique proposé. Ainsi qu'une étude bibliographique et révision de l'état de l'art sur les différentes structures et méthodes de la conversion thermoélectrique réalisées dans la littérature. Le deuxième chapitre présente la structure du microgénérateur proposé, sa modélisation thermoélectrique et son optimisation analytique. Les différentes simulations et l'analyse des résultats obtenus du modèle proposé sont également présentées. Le troisième chapitre est dédié à l'analyse des simulations multiphysiques du prototype et les premiers essais expérimentaux pour la réalisation du microgénérateur proposé en utilisant la technologie LTCC. La dernière partie de ce chapitre illustre une conception et simulation d'un adaptateur de puissance qui assure le couplage entre la puissance récoltée et l'alimentation de l'amplificateur de puissance. Une conclusion et des recommandations, pour des travaux futurs dans cet axe de recherche, complète ce mémoire.

CHAPITRE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 Introduction

La conception d'un amplificateur de puissance RF occupe une taille réduite. Pour installer un convertisseur thermoélectrique pour la récolte de la puissance électrique de ce dispositif, il faut tenir sa taille en considération. Ce qui focalise notre étude bibliographique uniquement sur la catégorie des microgénérateurs. Cette étude commence par un survol sur les microgénérateurs développés pour mettre en valeur les raisons de notre choix lié à la conception d'un microgénérateur thermoélectrique. Pour mieux comprendre les principes utilisés pour la conception du microgénérateur proposé, une étude sur les concepts généraux de la thermoélectricité est également présentée. Enfin, ce chapitre est terminé par un état de l'art sur les microgénérateurs thermoélectriques.

1.2 Forme d'énergie récupérable et microgénérateurs correspondants

Il existe trois classes principales de forme d'énergie récupérée, énergie mécanique, énergie radiative et énergie thermique (Calio et al., 2014). Chaque forme dispose des types de microgénérateurs spécifiques selon les phénomènes physiques mis en jeu pour obtenir une énergie électrique. La figure 1.1 illustre les différentes formes d'énergie et types des microgénérateurs correspondants.

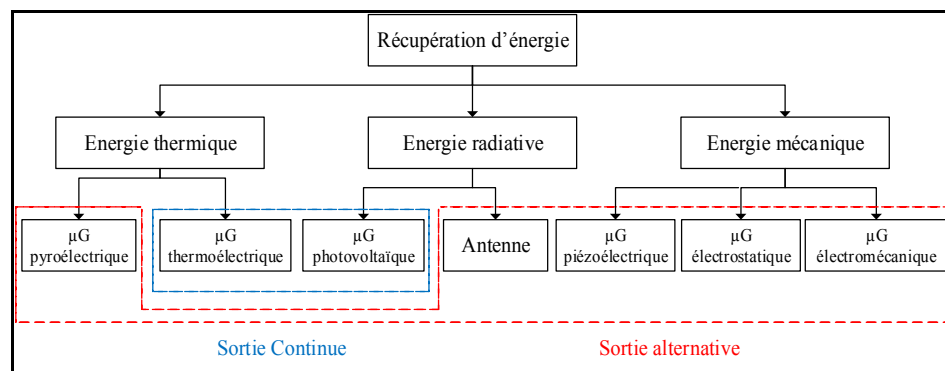


Figure 1.1 Forme d'énergie et types des microgénérateurs correspondants
Tirée de Calio et al (2014, p. 4756)

1.2.1 Energie mécanique

L'énergie mécanique existe sous plusieurs formes dans la nature. Elle est produite de tout ce qui est une force, pression appliquée par un fluide ou un corps physique, vitesse de mouvement d'un solide, vibration mécanique ou déformation des parois physiques.

1.2.1.1 Microgénérateurs piézoélectriques

Un microgénérateur piézoélectrique est un convertisseur qui permet de convertir une énergie mécanique en une énergie électrique par effet piézoélectrique. C'est une polarisation d'un matériau piézoélectrique à l'effet d'une contrainte mécanique appliquée (effet direct). La figure 1.2 illustre son principe (Dupé, 2011).

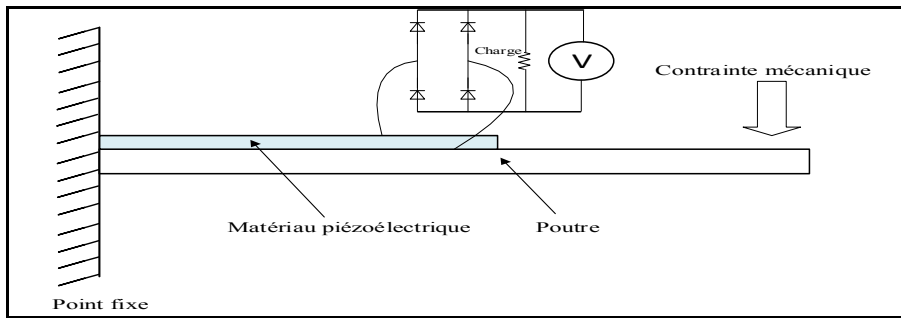


Figure 1.2 Schéma de principe d'un microgénérateur piézoélectrique
Tirée de Dupé (2011, p. 124)

Pour obtenir un bon rendement, le matériau piézoélectrique (comme le quartz SiO_2 , l'oxyde de Zinc ZnO , le céramique Titano-Zirconate de Plomb PZT, etc.) doit avoir un coefficient de déformation (d) et un coefficient de couplage (k) très importants comme montre l'équation (1.1) (Dupé, 2011).

$$k = \sqrt{\frac{Y}{\epsilon}} d \quad (1.1)$$

Où k est le coefficient de couplage, Y est le module de Young, ϵ est le constant diélectrique du matériau piézoélectrique utilisé et d le coefficient de déformation.

La polarisation de la membrane piézoélectrique dépend de la fréquence et le sens de vibration. Pour coupler ce microgénérateur sur une charge DC, il faut utiliser un pont à diodes permettant le redressement de la tension générée illustré par la figure 1.2. (A Lallart, Wu et Guyomar, 2012) a proposé un microgénérateur piézoélectrique à base d'une membrane flottante illustré dans la figure 1.3.

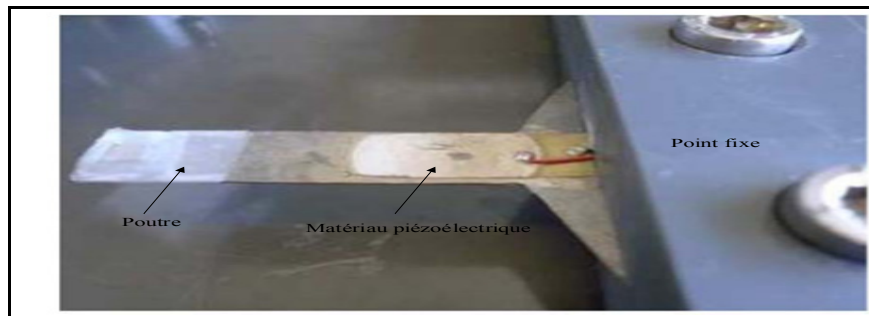


Figure 1.3 Exemple d'un microgénérateur piézoélectrique fabriqué
Tirée de Lallart et al. (2012, p. 7)

Ce microgénérateur peut générer une puissance électrique entre 0.16 mW et 0.2 mW. Généralement les générateurs piézoélectriques présentent un rendement très faible surtout dans les micro-applications.

1.2.1.2 Microgénérateurs électrostatiques

Un microgénérateur électrostatique permet de convertir une vibration mécanique en une puissance électrique en exploitant les propriétés d'une capacité électrostatique variable (Defosseux, 2011). La figure 1.4 montre son principe de fonctionnement.

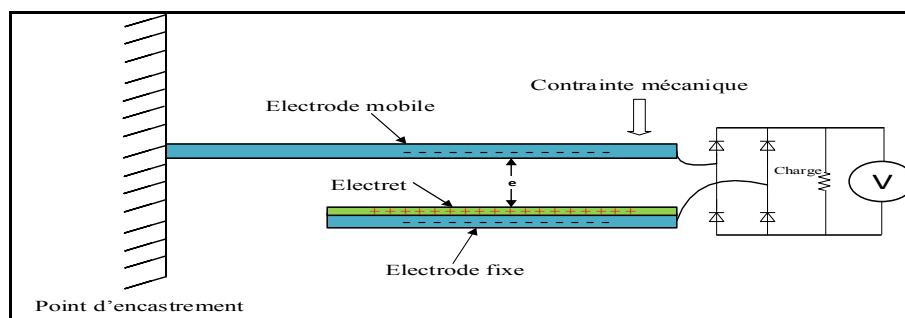


Figure 1.4 Schéma de principe d'un microgénérateur électrostatique
Tirée de Defosseux (2011, p. 28)

Tout mouvement mécanique de l'électrode mobile engendre une variation de la capacité formée par les deux électrodes mobile et fixe. Si une tension (V_{in}) est appliquée à cette capacité, elle sera multipliée à la sortie de ce microgénérateur. L'inconvénient majeur des générateurs électrostatiques est le besoin d'une source d'alimentation comme une charge initiale de la capacité pour fonctionner. Des recherches antérieures ont essayé de remplacer cette alimentation par un électret à un état de polarisation quasi permanent. L'énergie produite s'écrit en fonction de la tension de charge initiale V_{in} , la capacité minimale C_{min} , et la capacité maximale C_{max} (Defosseux, 2011) :

$$E = \frac{C_{max}}{2C_{min}} V_{in}^2 (C_{max} - C_{min}) \quad (1.2)$$

(Edamoto et al., 2009) a réalisé un microgénérateur électrostatique, illustré par la figure 1.5. Ce microgénérateur est sensible aux faibles fréquences de vibration. La puissance générée est 1.4 mW pour une action mécanique de 1s.

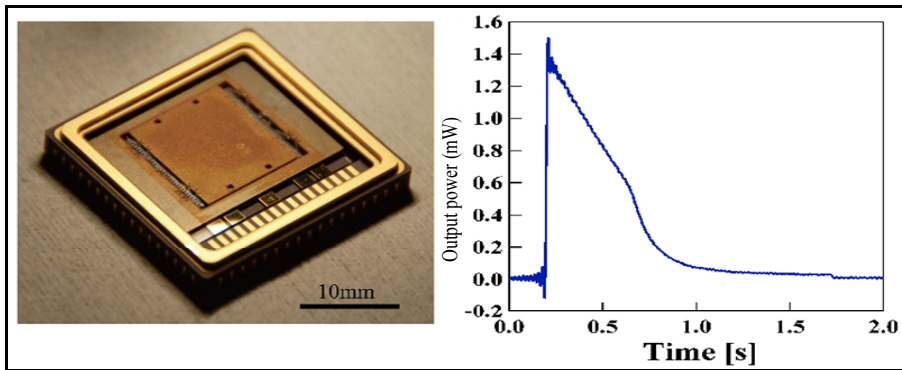


Figure 1.5 Exemple d'un microgénérateur électrostatique réalisé
Tirée de Defosseux (2011, p. 34)

1.2.1.3 Microgénérateurs électromécaniques

Le principe de microgénérateur est la création d'un champ magnétique par aimant sensible aux vibrations mécaniques. Le champ crée engendre un champ électrique dans une bobine de récupération de puissance. comme montre la figure 1.6 (Glynne-Jones et al., 2004).

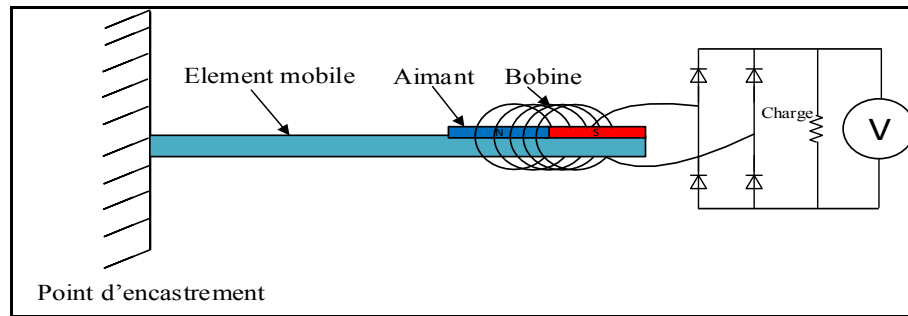


Figure 1.6 Schéma de principe d'un microgénérateur électromécanique
Tirée de Glynne-Jones et al. (2004, p. 345)

Le microgénérateur électromagnétique fabriqué par (Glynne-Jones et al., 2004), présenté à la figure 1.7, génère une puissance égale $5.4 \mu\text{W}$ pour une charge de 0.6Ω avec une amplitude de vibration de $4.4 \mu\text{m}$.

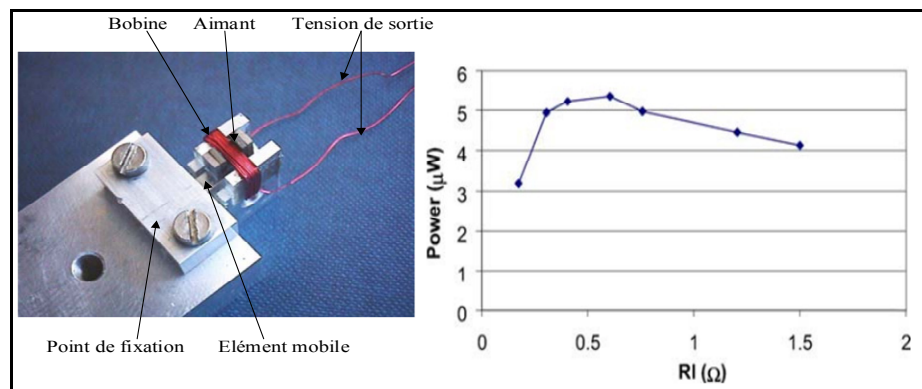


Figure 1.7 Microgénérateur électromagnétique réalisé et résultats obtenus
Tirée de Glynne-Jones et al. (2004, p. 345)

1.2.2 Énergie radiative

L'énergie radiative est toute forme de déplacement des charges électriques dans les milieux de la nature, comme la propagation des photons solaires et les ondes électromagnétiques.

1.2.2.1 Microgénérateurs photovoltaïques

Un générateur photovoltaïque (PVG) est basé sur la polarisation d'une jonction semi-conductrice par l'effet de l'absorption des photons solaires. Le rendement d'un PVG

dépend essentiellement de l'irradiance solaire (W/m^2), appelé aussi densité de rayonnement solaire. Ce générateur est utilisé dans les systèmes électriques situés à des régions isolées. Une cellule photovoltaïque, présentée à la figure 1.8, est composée de deux matériaux semi-conducteurs dopés formant une jonction P-N. Celui qui est dopé N est appelé donneur, l'autre qui est dopé P est appelé accepteur. La zone active pour la conversion photovoltaïque se trouve entre le donneur et l'accepteur où se fait la génération des porteurs de charge. La différence de potentiel entre les deux jonctions est due à la différence entre le potentiel d'ionisation du donneur et l'affinité du récepteur. Les charges libres vont circuler séparément vers leurs terminaux respectivement : les électrons vers le contact sur la zone N, les trous vers le contact sur zone P (Alem-Boudjemline, 2004).

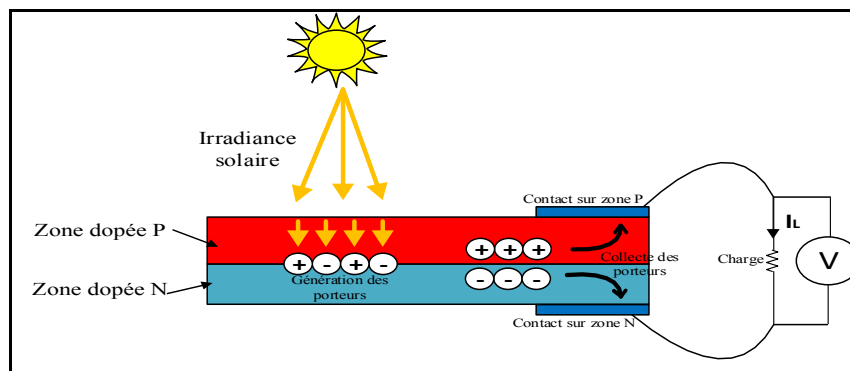


Figure 1.8 Schéma de principe d'un générateur photovoltaïque
Tirée de Alem-Boudjemline (2004, p. 36)

Le rendement d'une cellule photovoltaïque peut varier entre 5% et 30% selon les matériaux utilisés et l'irradiance disponible qui peut atteindre 100 W/m^2 .

1.2.2.2 Les antennes

L'énergie radiofréquence (RF) existe sous forme rayonnement électromagnétique dans les systèmes de télécommunications sans fil avec une faible densité. La puissance récupérée reste toujours faible due à cette faiblesse. Un microgénérateur de récupération de l'énergie RF est basé sur une antenne, des éléments passifs assurant le stockage et des éléments actifs permettant l'exploitation des paramètres récupérés. La puissance de sortie dépend de la

géométrie de l'antenne, éventuellement son impédance, la distance entre la source et le microgénérateur et la fréquence d'opération (Adami, 2013).

(Sadagopan et al., 2018) a proposé un microgénérateur permettant la récupération de l'énergie RF rayonnée par un Wi-Fi. Ce microgénérateur est formé par une antenne couplée sur un pont de redressement pour obtenir une puissance DC, et un convertisseur DC/DC pour la récolte de maximum de puissance détectée. La figure 1.9 illustre le dispositif fabriqué.

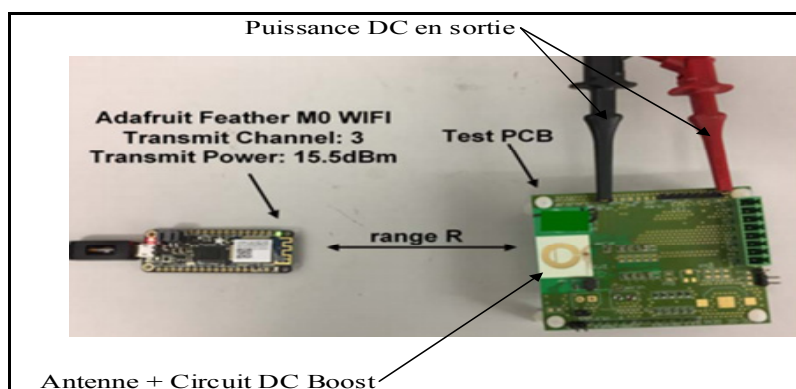


Figure 1.9 Microgénérateur RF réalisé à base d'une antenne
Tirée de Sadogopan et al. (2018, p. 136)

Les résultats de mesure montrent que ce microgénérateur peut récupérer une puissance de 900 pW pour une densité de puissance incidente de 1 μ W à une fréquence 2.45 GHz avec une tension de 0.8V mesurée à la sortie du convertisseur DC/DC.

1.2.3 Energie thermique

1.2.3.1 Microgénérateurs pyroélectriques

Ce microgénérateur est basé sur la polarisation spontanée et temporaire d'un matériau pyroélectrique, comme les cristaux, sous l'effet d'une force thermique appliquée et en absence de tout champ électrique. Ce qui rend difficile d'exploiter ce type de générateurs dans nombreux domaines. Il dispose d'un rendement très important par rapport au générateur thermoélectrique (Gael, Daniel et Amen, 2009). La figure 1.10 illustre le principe de fonctionnement d'un microgénérateur pyroélectrique.

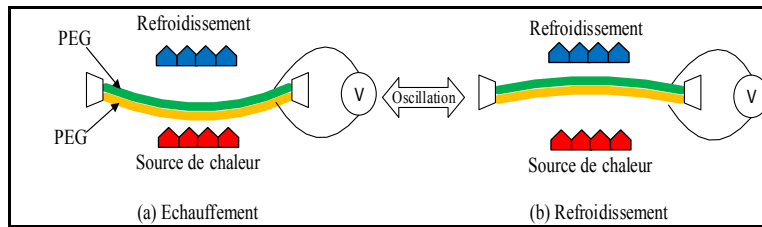


Figure 1.10 Principe du microgénérateur pyroélectrique
Tirée de Ravindran et al. (2012, p. 35)

L'échauffement du PEG permet sa dilatation vers le dissipateur thermique. Après un temps suffisant pour le refroidissement, la paroi PEG se comprime de nouveau vers la source de chaleur. Ce cycle engendre une polarisation oscillatoire mesurée en sortie (sortie AC). On remarque que l'effet pyroélectrique dépend d'une source de chaleur variable en fonction de temps. La figure 1.11 illustre le montage de mesure d'un générateur PEG fabriqué par (Ravindran, Kroener et Woias, 2012).

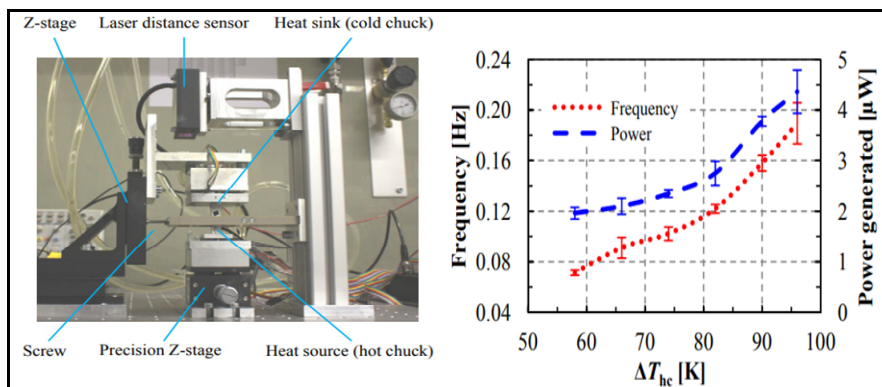


Figure 1.11 Montage de mesure et résultats du μ PEG réalisé
Tirée de Ravindran et al. (2012, p. 35)

Les résultats de mesure montrent que ce microgénérateur génère une puissance 4 μW à un gradient de température égale à 90 K (la différence entre la température de la source et la température dissipateur) pour une fréquence d'oscillation de 0.16 Hz.

1.2.3.2 Microgénérateurs thermoélectriques

Un microgénérateur thermoélectrique (TEG) est basé sur l'effet de Seebeck découvert en 1821. Il consiste à avoir une différence de potentiel d'un gradient de température appliqué

à un couple de matériaux thermoélectriques. Le rendement de ce type de générateur est faible par rapport au celui pyroélectrique. Il dépend de plusieurs paramètres qu'on les détaillera dans les paragraphes suivants puisque ce microgénérateur constitue l'essentiel de ce mémoire. (Yuan, 2012) a cité les avantages des microgénérateurs thermoélectriques comme la facilité d'intégration dans les microsystèmes, la portabilité, la longue durée de vie, et la bonne sensibilité aux faibles sources de chaleur.

Le choix de ce type des microgénérateurs, pour notre objectif, est pris l'aide d'une étude comparative avec les autres types présentés dans cette partie. Le tableau suivant résume les critères qu'on a utilisé pour sélectionner le microgénérateur correspond à notre objectif :

Tableau 1.1 Evaluation des types des microgénérateurs selon les objectifs de mémoire

	Energie mécanique			Energie radiative		Energie thermique	
	μ PZTG	μ ESG	μ EMG	Antenne	μ PVG	μ PEG	μ TEG
Type de signal généré	AC	AC	AC	AC	DC	AC	DC
Rendement	×	×	×	×	✓	✓	✓
Intégration avec LTCC	×	✓	✓	✓	✓	×	✓
Disponibilité des outils pour la réalisation	×	✓	✓	✓	×	×	✓
Compatibilité avec notre objectif	×	×	×	×	✓	×	✓

D'après le tableau 1.1, le microgénérateur thermoélectrique (μ TEG) est le plus adéquat pour notre objectif. Il permet d'avoir un courant continu directement contrairement aux autres types. Il possède un bon rendement, facilement intégrable en technologie LTCC et compatible avec notre objectif (Conversion de l'énergie thermique). Ce choix nécessite une étude sur les notions fondamentales de la thermoélectricité utilisé pour la conception et le fonctionnement du microgénérateur thermoélectrique. Cette étude est présentée à la suivante.

1.3 La thermoélectricité

1.3.1 Les effets thermoélectriques

Les premières expériences ayant mené à la découverte de la thermoélectricité ont été effectuées par Alessandro Volta en 1794 (Boudemagh, 2010). Il a mis en évidence l'apparition d'une force électromotrice sous l'influence d'un gradient de température. La figure 1.12 montre l'expérience de Volta (Favarel et al., 2014).

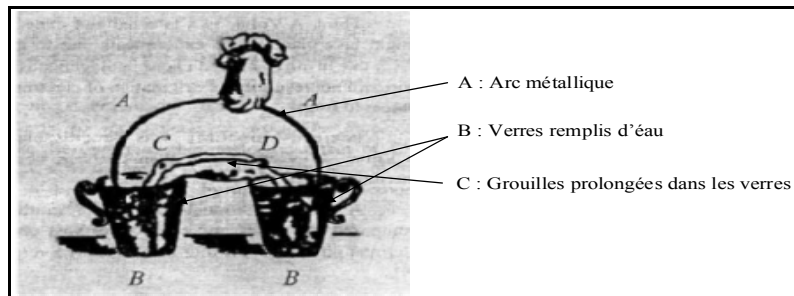


Figure 1.12 Expérience originale de Volta
Tirée de Favarel et al. (2014, p. 9)

Cette expérience a annoncé le début des découvertes des effets thermoélectriques par Thomas Seebeck, Jean Peltier et William Thomson.

1.3.1.1 L'effet de Seebeck

Cet effet est découvert en 1821 par Thomas Seebeck. Son principe, illustré dans la figure 1.13, consiste à l'apparition d'une force électromotrice aux bornes d'un couple de matériaux soudés et soumis à une différence de température (Apertet, 2013). Ces matériaux sont appelés matériaux thermoélectriques car ils ont des pouvoirs thermoélectriques responsables de la création d'un courant électrique sur l'effet de la température.

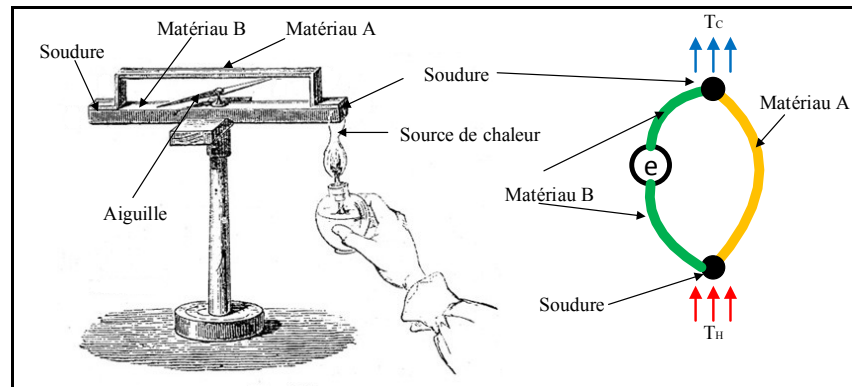


Figure 1.13 Expérience originale et principe de Seebeck
Tirée d'Apertet (2013, p. 6)

L'expression 1.3, établie par Thomas Seebeck, décrit la relation entre la force électromotrice générée et la différence de température appliquée pour deux matériaux A et B (Apertet, 2013).

$$\Delta V = \int \alpha_{AB} dT = (\alpha_A - \alpha_B)(T_H - T_C) \quad (1.3)$$

Où α_{AB} représente la différence entre le coefficient de Seebeck du matériau A et celui du matériau B. T_H est la température du côté chaude et T_C est celle du côté froid.

1.3.1.2 L'effet de Peltier

Le physicien Jean Charles Peltier a découvert cet effet en 1834 quand il a constaté que si un courant est appliqué à un thermocouple, formé par deux matériaux soudés des deux côtés, alors il engendre deux flux au niveau de chaque point de connexion (Figure 1.14) : un flux à élévation de température (Q_H) et un autre à abaissement de température (Q_C). tout dépend de sens de circulation du courant (Valalaki, 2016), montre le principe de cet effet.

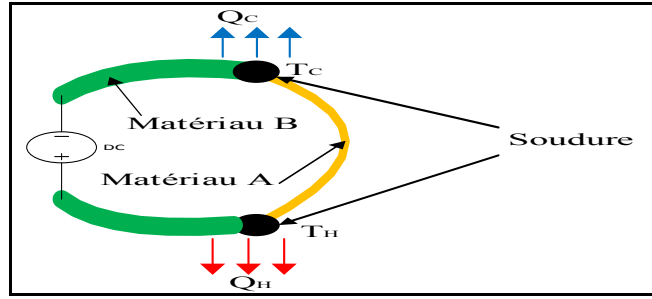


Figure 1.14 Principe de l'effet de Peltier
Tirée de Valalaki (2016, p. 41)

Peltier a mis au point la relation entre le flux, absorbé ou dégagé à chaque jonction, et le courant appliqué par l'expression suivante (Valalaki, 2016).

$$Q_{HC} = \Pi_{AB} I = (\Pi_A - \Pi_A) I \quad (1.4)$$

Π_{AB} représente le coefficient de Peltier des deux matériaux. Q_{AB} est la chaleur de Peltier qui est proportionnelle au courant qui parcourt le thermocouple. Cet effet est fréquemment utilisé dans les systèmes de réfrigérations.

1.3.1.3 L'effet de Thomson

En 1851, William Thomson (Lord Kelvin) montra que pour un conducteur parcouru par un courant et soumis à un gradient de température, il y a une génération ou absorption de chaleur à chaque segment de ce conducteur (Kaldre, 2013). L'expression de chaleur par unité de longueur présentée par Thomson est la suivante.

$$\nabla Q = I \cdot \nabla T \cdot \tau \quad (1.5)$$

Où τ est le coefficient de Thomson associé au matériau du conducteur. L'effet de Thomson est lié à l'effet de Seebeck et l'effet de Peltier par les relations 1.6 et 1.7 pour un conducteur 'A' (Kaldre, 2013).

$$\Pi_A = \alpha_A T \quad (1.6)$$

$$\tau_A = T \frac{d\alpha_A}{dT} \quad (1.7)$$

1.3.2 Les matériaux thermoélectriques

Généralement, les matériaux sont classés sous trois catégories générales ; les métaux, les semi-conducteurs et les isolateurs. Dans chaque catégorie on peut trouver des matériaux qui ont un pouvoir pour convertir un flux de chaleur en électricité mais avec différents rendements de conversion dépendant de ses propriétés thermoélectriques. Dans ce paragraphe on présentera les critères d'évaluation des matériaux thermoélectrique afin de mettre en évidence leurs importances dans la conversion thermoélectrique.

1.3.2.1 Propriétés fondamentales d'un matériau thermoélectrique

Un matériau thermoélectrique possède trois propriétés fondamentales pour évaluer ses performances, dont chacune est liée à un phénomène physique approprié.

▪ Coefficient de Seebeck (Pouvoir thermoélectrique)

Le pouvoir thermoélectrique d'un matériau thermoélectrique, appelé aussi coefficient de Seebeck exprimé en (V/K), est sa capacité de convertir un gradient thermique en une force électromotrice. L'expression de ce coefficient thermoélectrique est donnée par (Zhang et Zhao, 2015).

$$\alpha = \left(\frac{\pi}{3n} \right)^{2/3} \frac{8\pi^2 k_B^2}{3eh^2} m^* T \quad (1.8)$$

Où n , k_B , e , h , m^* et T sont, respectivement, représentent la concentration des charges, la constante de Boltzmann, la charge d'un électron, la constante de Planck, la densité de masse effective et la température. De cette équation, on remarque qu'il n'est plus évident de déterminer théoriquement le coefficient de Seebeck d'un matériau qu'après des essais de caractérisation expérimentale.

▪ Conductivité électrique

La conductivité électrique, notée σ et exprimée en (S/m) ou ($\Omega^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$), caractérise l'aptitude d'un matériau thermoélectrique de conduire les porteurs des charges électriques. La conductivité électrique est relative au mouvement des électrons et leurs propriétés comme montre la formule suivante (Zhang et Zhao, 2015), avec τ représente Le temps de relaxation.

$$\sigma = \frac{n e^2 \tau}{m^*} \quad (1.9)$$

▪ Conductivité thermique

La conductivité thermique, notée λ et exprimée en (W/m.K), est la quantité de chaleur transférée à travers une section de surface sous l'effet d'un gradient de température. Pour un matériau, la conductivité thermique est la somme d'une conductivité thermique électronique (λ_e), due à la contribution des porteurs de charge, et d'une conductivité thermique latente (λ_l) due à la contribution de la vibration des atomes (Baklouti, 1997). La conductivité totale s'écrit en fonction de la conductivité électrique (Snyder et Toberer, 2008).

$$\lambda = \lambda_l + \lambda_e = \lambda_l + L \sigma T \quad (1.10)$$

Où L et T sont, respectivement, la constante de Lorentz et la température absolue.

1.3.2.2 Résistance électrique

Par définition, un conducteur électrique, présenté la figure 1.15, de section (S), de longueur (l), a une conductivité électrique (σ), parcouru par un courant (I), et soumis à une différence de potentiel (V), a une résistance électrique exprimée en (Ω) s'écrit selon la loi de Pouillet (Sacadura, 2015).

$$R = \frac{l}{\sigma S} \quad (1.11)$$

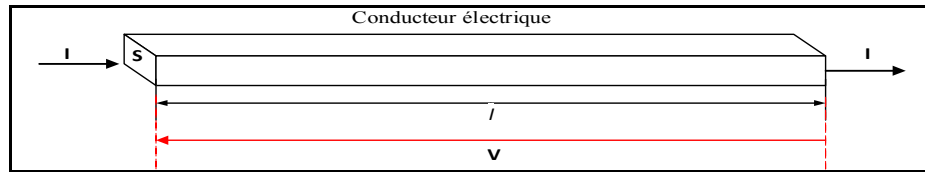


Figure 1.15 Schéma d'un conducteur électrique de section rectangulaire
Tirée de Sacadura (2015, p. 63)

Cette résistance est proportionnelle à la longueur du conducteur, et inversement proportionnelle au produit de la conductivité électrique et la section. Un bon conducteur doit avoir une forte conductivité électrique, et une section importante avec une longueur réduite.

1.3.2.3 Résistance thermique

L'équivalent de la loi de Pouillet en thermique, est établi par la loi de Fournier pour un conducteur thermique. Un conducteur thermique soumis à un gradient de température ΔT et parcouru par un flux Q , a une résistance thermique qui s'écrit (Sacadura, 2015) :

$$R = \frac{l}{\lambda S} \quad (1.12)$$

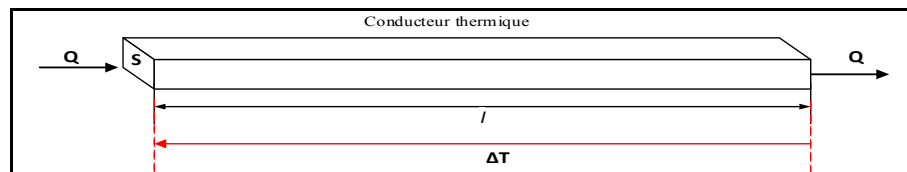


Figure 1.16 Schéma d'un conducteur thermique de section rectangulaire
Tirée de Sacadura (2015, p. 64)

D'après l'expression (1.12), un bon conducteur thermique celui qui possède une forte conductivité thermique avec une section importante.

1.3.2.4 Figure de mérite d'un matériau thermoélectrique

Un matériau thermoélectrique est caractérisé par trois propriétés principales ; son coefficient de Seebeck, sa conductivité électrique et sa conductivité thermique. En effet, il est indispensable de tenir ces propriétés en considération pour le bon choix d'un matériau thermoélectrique pour la génération d'énergie ou réfrigération par effet thermoélectrique. Néanmoins, l'identification d'un matériau thermoélectrique convenable n'est plus facile en utilisant chaque propriété à part pour l'évaluer. Alors, un facteur appelé « figure de mérite » noté Z ou ZT , tel que T est la température absolue en (K), permet d'évaluer la qualité d'un matériau thermoélectrique en combinant ses trois propriétés, ce facteur s'écrit (Siddique, Mahmud et Heyst, 2017) :

$$Z = \frac{\alpha^2 \sigma}{\lambda} \quad \text{Ou} \quad ZT = \frac{\alpha^2 \sigma}{\lambda} T \quad (1.13)$$

Une forte conductivité électrique, une faible conductivité thermique et un coefficient de Seebeck très élevé permettent d'avoir une figure de mérite important qui caractérise un matériau thermoélectrique convenable. Cette figure de mérite peut varier en fonction de plusieurs paramètres. La figure 1.17 montre l'évolution de ce paramètre pour différent matériaux en fonction de la concentration des porteurs de charge (Siddique, Mahmud et Heyst, 2017).

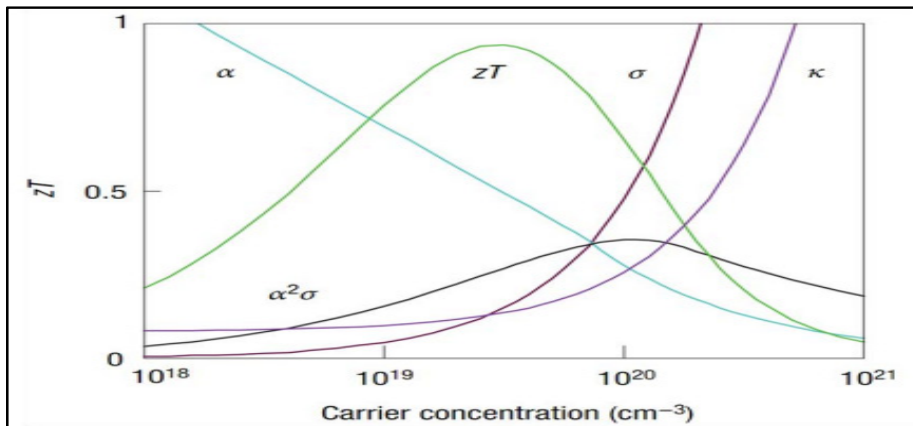


Figure 1.17 Figure de mérite des matériaux versus la concentration des porteurs des charges

Tirée de Siddique et al. (2017, p. 735)

D'après cette figure, les semi-conducteurs fortement dopés de la figure de concentration entre 10^{19} et 10^{20} possèdent la figure de mérite la plus élevée. Les métaux de concentration entre 10^{20} et 10^{21} possèdent une faible figure de mérite car ils ont des pouvoirs thermoélectriques très faibles.

1.3.2.5 Figure de mérite d'un thermocouple

La figure de mérite d'un thermocouple dépend de sa résistance électrique et sa résistance thermique. L'équation de cette figure s'écrit (Wu et al., 2016) :

$$Z_{AB} = \frac{\alpha_{AB}^2}{R_e Y_{th}} \quad (1.14)$$

Où α_{AB} , R_e et Y_{th} sont, respectivement, la différence entre les deux coefficients de Seebeck des deux matériaux, la résistance électrique du thermocouple et sa conductance thermique. La conductance thermique est l'inverse la résistance thermique présentée par l'équation (1.12). De l'équation (1.14), on remarque que le thermocouple est performant lorsqu'il possède un coefficient de Seebeck important, une faible résistance électrique et une faible conductance thermique.

1.3.2.6 Etat de l'art sur les matériaux thermoélectriques

Le jugement de performances d'un matériau thermoélectrique est effectué selon sa figure de mérite effectif liée à ses paramètres intrinsèques. Plusieurs recherches effectuées dans le contexte du développement des nouveaux matériaux à fortes figures de mérite. Ces propriétés dépendent de la température qui influence la concentration de porteurs de charge (n). (Snyder et Toberer, 2008) a classé ces matériaux selon les marges de température de bon rendement (Figure 1.18). Par exemple, le Telluride de Bismuth (Bi_2Te_3) est dédié pour des applications dont la température $< 400\text{K}$. Le Telluride de Plomb (PbTe) est dédié pour des températures entre 600K et 900K . Le Silicium-Germanium composite (SiGe) est dédié des températures $> 900\text{K}$. La figure suivante présente les matériaux thermoélectriques les plus utilisables, dans la récupération d'énergie, développés par NASA (Snyder et Toberer, 2008).

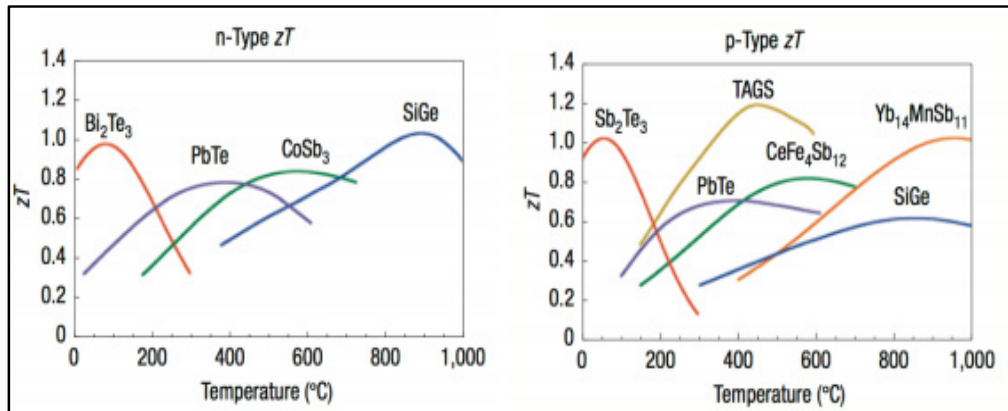


Figure 1.18 Figure de mérite ZT en fonction de la température pour différents matériaux (type n et type p)

Tirée de Snyder et Toberer (2008, p. 108)

Pour un système de génération d'énergie qui opère à une température dans la marge $<200^{\circ}\text{C}$ on peut utiliser le couple (p-Sb₂Te₃, n-Bi₂Te₃) car sa figure de mérite est maximale. De même, le couple (p-SiGe, n-SiGe) est dédié pour une température $>800^{\circ}\text{C}$.

Pour des applications dont la température $<200^{\circ}\text{C}$, les matériaux les plus utilisés sont le Bi₂Te₃ et Sb₂Te₃ (Müller et al., 2003) car ils ont des figures de mérites les plus élevées dans cette marge. D'autre part, les chercheurs en matériaux semi-conducteurs pour la conversion d'énergie, ont essayé d'exploiter d'autres options pour améliorer les performances de ces matériaux. La réduction de la conductivité thermique par l'ajustement de la concentration des porteurs de charge du PbTe et ZnSb est une option étudiée par (Goldsmid et Douglas, 1954) pour maximiser le facteur de puissance. L'augmentation du coefficient de Seebeck du CePd₃ est également présentée par (Zebarjadi, 2015). Une autre étude effectuée par (Samunin et al., 2013) qui sert à la diminution de la conductivité thermique de Zn₄Sn₃.

Le dopage est une technique utilisée dans plusieurs recherches récentes afin d'obtenir d'autres formes des matériaux thermoélectriques avec des figures de mérites importantes. Cette technique sert à introduire des atomes d'un autre matériau à la matrice d'un autre pour augmenter le nombre de porteurs de charge. Le changement de la structure morphologique d'un matériau thermoélectrique par une synthèse hydrothermique des nanotubes, est une technique de dopage pour améliorer les performances thermoélectriques du Tellure de Bismuth Bi₂Te₃. (Kaleem et Chunlei, 2017) a présenté une méthode pour

l'amélioration des performances de Tellurure de Bismuth par dispersion uniforme de nanotubes de carbone à paroi unique. Les deux structures obtenues de cette technique de dopage sont le p-type de Bi_2Te_3 dopé par Sb_2Te_3 et le n-type Bi_2Te_3 dopé par Bi_2Se_3 . Le tableau 1.1 illustre les propriétés thermoélectriques issues de ces méthodes d'optimisation des performances des exemples de quelques matériaux thermoélectriques à 300 K (Riaz et al., 2014).

Tableau 1.2 Propriétés de quelques matériaux thermoélectriques évolués
Tiré de Riaz et al. (2014, p. 116)

Groupe	Composant	$\sigma(\text{S.m})$	$\lambda(\text{W/m.K})$	α ($\mu\text{V/K}$)	ZT
Bi_2Te_3	$\text{Bi}_2\text{Te}_3/\text{Sb}_2\text{Te}_3$	0.08×10^6	0.75	180	1.4
	Nano Composite de Bi_2Te_3	0.081×10^6	0.75	150	1
PbTe	$(\text{PbTe})_{0.88}(\text{PbS})_{0.12}$	0.0025×10^6	0.75	245	0.86
	La-doped $(\text{PbTe})_{0.945}(\text{Ag}_2\text{Te})_{0.055}$	0.031×10^6	1.05	140	0.27
TAGS	TAGS-75 ($\text{AgSbTe}/\text{GeTe}_{0.75}$)	0.055×10^6	1.2	204	0.8

Les matériaux thermoélectriques les plus puissants sont ceux qui ont une figure de mérite ZT la plus élevée.

1.3.3 Conversion d'énergie par effets thermoélectriques

Les applications qui exploitent les effets thermoélectriques sont classés sous deux catégories de la conversion d'énergie. Ces deux catégories sont la réfrigération thermique par effet de Peltier et la génération de l'énergie électrique par effet de Seebeck.

1.3.3.1 Génération d'énergie par effet de Seebeck

La génération d'énergie par un module thermoélectrique consiste à convertir une chaleur appliquée à l'une de ses cotés et évacuée de l'autre en un courant électrique par effet de Seebeck. Le générateur thermoélectrique est composé d'un ensemble des thermocouples mis électriquement en série et thermiquement en parallèle. Chaque thermocouple est formé par un matériau dopé P et un partenaire dopé N connectés entre eux par un connecteur

métallique. La figure 1.19 illustre un montage classique d'un module générateur thermoélectrique (Vaney, 2014).

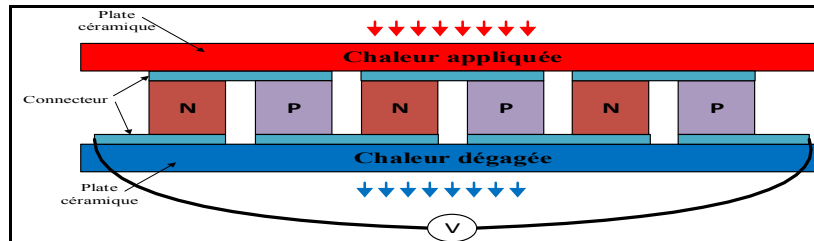


Figure 1.19 Module générateur thermoélectrique classique
Tirée de Vaney (2014, p. 16)

Les deux plaques céramiques fonctionnent comme collecteur et évacuateur de chaleur pour, respectivement, la coté chaude et la coté froide. Elles sont des conducteurs de chaleurs et des isolateurs électriques afin de ne pas court-circuiter les thermocouples. Le rendement de ce type des modules dépend de sa topologie et la qualité des matériaux thermoélectriques utilisés et la charge couplée sur sa sortie.

1.3.3.2 Réfrigération par effet de Peltier

La réfrigération thermique consiste à créer un cycle de pompage de chaleur entre deux cotés d'un module thermoélectrique en exploitant l'effet de Peltier (Bonnissel, 1997). La figure 1.20 montre le principe de ce module.

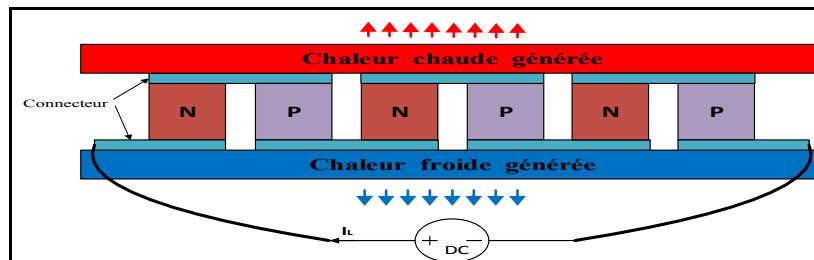


Figure 1.20 Module réfrigérateur thermoélectrique classique
Tirée de Vaney (2014, p. 16)

Si un courant est appliqué, il y aura une génération de deux flux par effet de Peltier. Le flux généré est en fonction du courant injecté qui est décrit par l'expression (1.4), appelé

«Coefficient de performance» (COP) qui est équivalent au rendement en cas générateur. Ce facteur s'écrit (Mori, 2018) :

$$COP = \frac{T_C}{T_H - T_C} \frac{\sqrt{1 + Z_{AB} T_m} - \frac{T_H}{T_C}}{\sqrt{1 + Z_{AB} T_m} + 1} \quad (1.15)$$

Le terme $T_H / (T_H - T_C)$ est le rendement de Carnot pour une machine thermique idéale réceptrice frigorifique. Z_{AB} , T_H , T_C et T_m sont, respectivement, la figure de mérite du thermocouple utilisé, la température de la jonction chaude, la température de la jonction froide et la température moyenne entre eux.

1.4 Etat de l'art sur les microgénérateurs thermoélectriques

Le principe de la conception des microgénérateurs thermoélectriques est l'établissement d'un chemin d'écoulement de flux de façon qu'il passe par la géométrie effective de chaque thermocouple en faisant apparaître un gradient de température à ses bornes. Les microgénérateurs cités dans la littérature sont classés en deux classes principales selon leurs topologies. Une topologie est dite verticale et l'autre est dite plaire ou horizontale.

1.4.1 Microgénérateurs thermoélectriques verticaux

La topologie verticale est la plus dominante dans les recherches actuelles grâce à sa simplicité d'intégration dans plusieurs technologies de fabrication. Elle est considérée comme géométrie verticale car le flux entrant traverse toute la structure verticalement suivant une direction unique comme montre la figure 1.21 (Yan et al., 2018).

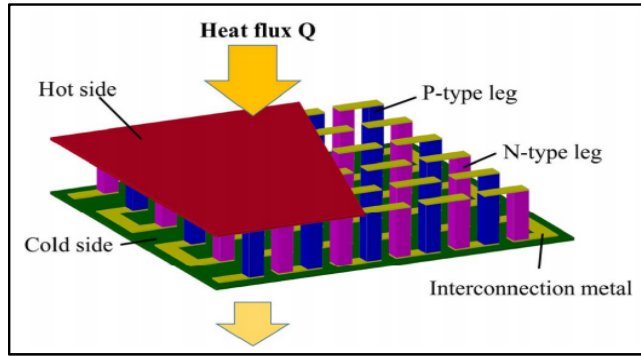


Figure 1.21 Structure d'un μ TEG verticale
Tirée de Yan et al. (2018, p. 2)

(Milić et al., 2017) a présenté une structure d'un μ TEG à topologie verticale présenté à la figure 1.22.

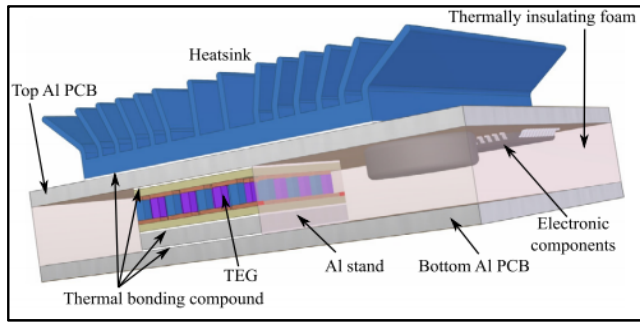


Figure 1.22 μ TEG vertical proposé par Milic
Tirée de Milić et al. (2017, p. 75)

Une source de chaleur est connectée à une plaque concentrique en céramique permettant la distribution de la température sur tous les thermocouples. Une autre plaque similaire connectée avec toutes les jonctions froides afin de collecter la chaleur qui sera évacuée par le dissipateur de chaleur. Chaque thermocouple est composé par deux matériaux connectés par deux jonctions en cuivre. La tension de sortie est mesurée à partir des deux contacts de sorties. La puissance générée par cette structure est donnée par (Milić et al., 2017) :

$$P_L = \frac{R_L}{(R_L + R_{TEG})^2} (N \alpha_{AB} \Delta T \beta)^2 \quad (1.16)$$

Où R_L , R_{TEG} , N , α_{AB} , ΔT , β sont, respectivement, la charge couplée, la résistance interne totale du TEG, le nombre des thermocouples, le coefficient de Seebeck du couple des matériaux utilisés, le gradient externe de température et le coefficient de transfert de chaleur de la géométrie.

Ces structures ont besoin d'être optimisées. En effet, le concepteur a utilisé seulement une cellule unitaire afin d'établir un modèle thermoélectrique permettant la recherche des paramètres mis en jeu de la structure pour obtenir une puissance de sortie maximale. (Jang, Han et Kim, 2011) ont essayé de suivre les mêmes étapes pour une seule cellule unitaire illustrée par la figure 1.23.

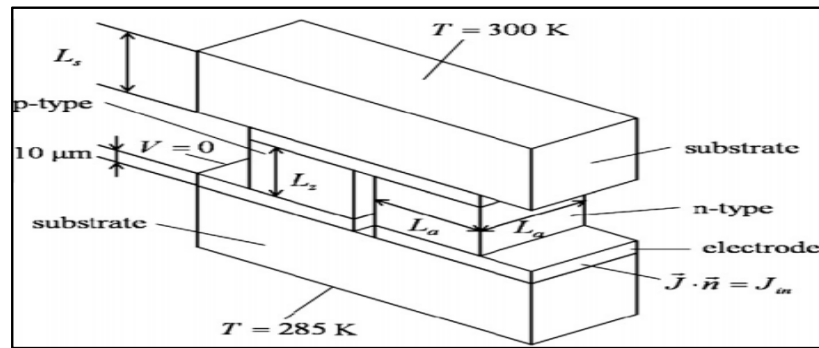


Figure 1.23 Structure d'une cellule thermoélectrique unitaire proposée par Jang
Tirée de Jang et Kim (2011, p. 776)

La puissance maximale fournie est lorsque la charge est adaptée. L'équation devient en fonction de la résistance électrique interne du microgénérateur (Jang, Han et Kim, 2011) (Milić et al., 2017) :

$$P_L = \frac{N^2 \alpha_{AB}^2}{4R_{TEG}} \beta^2 \Delta T^2 \quad (1.17)$$

La puissance électrique générée dépend du carré de coefficient de Seebeck et de la résistance électrique R_{TEG} . Ces deux paramètres sont liés aux propriétés thermoélectriques des matériaux utilisés pour la conversion d'énergie.

De plus, cette puissance dépend essentiellement de la géométrie effective du chaque thermocouple décrit par le carré du coefficient de couplage thermique β . L'optimisation de ces facteurs sert à chercher les dimensions optimales des paramètres suivants : sections optimales des conducteurs thermoélectriques, dimensions optimales du concentrateur et dissipateur de chaleur.

Le gradient de température est limité pour cette structure car la longueur du thermocouple est petite. Cette remarque est prouvée d'une simulation multiphysique illustrée dans la figure 1.24 par (Milić et al., 2017). Pour un gradient 10°C la tension générée est 0.094V et un courant de 12 mA .

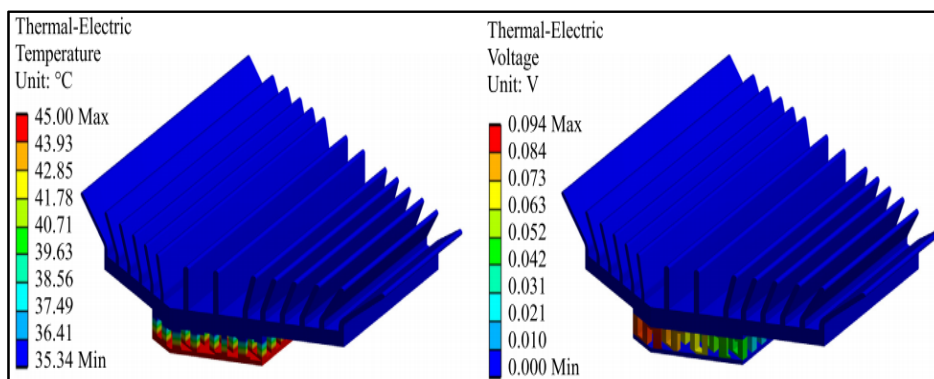


Figure 1.24 Simulation multiphysique de Milić
Tirée de Milić et al. (2017, 76)

La même forme de prototype réalisé par (Glatz et al., 2009) avec des thermocouples avec des sections cylindriques Ni-Cu. La figure 1.25 montre la structure verticale conçue.

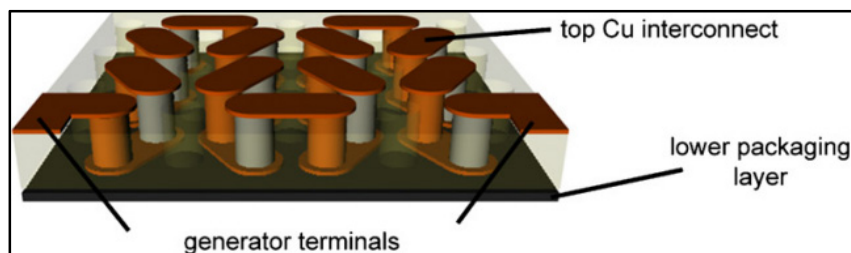


Figure 1.25 Structure d'un μTEG vertical proposé par W. Glatz
Tirée de Glatz et al. (2009, p. 341)

(Glatz et al., 2009) a ajouté un module de refroidissement par un module de Peltier au lieu d'un dissipateur de chaleur. Le même aspect adopté par (Nesarajah et Frey, 2016) dont il a cascadié ce module avec un ventilateur associé à un dissipateur de chaleur afin d'accélérer l'évacuation de la chaleur générée. La figure 1.26 illustre l'expérience de mesure de ce module lorsqu'il fonction en mode générateur et réfrigérateur.

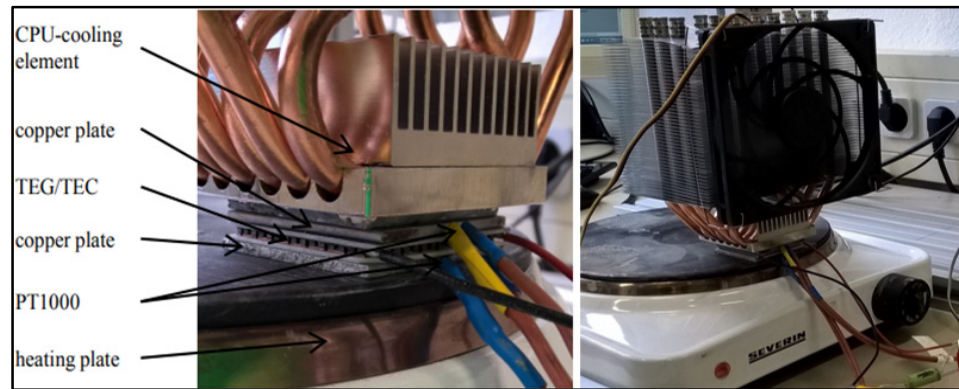


Figure 1.26 Circuit de mesure proposé par M. Nesarajah
Tirée de Nesarajah et Frey (2016, p. 4)

Les résultats de mesure sont illustrés dans la figure 1.27 et montrent que pour une température de 100°C le générateur génère 0.6W et une tension de 2.5V. Dans cette référence l'auteur (Nesarajah et Frey, 2016) n'a pas indiqué la puissance appliquée pour qu'on puisse juger le rendement de ce module.

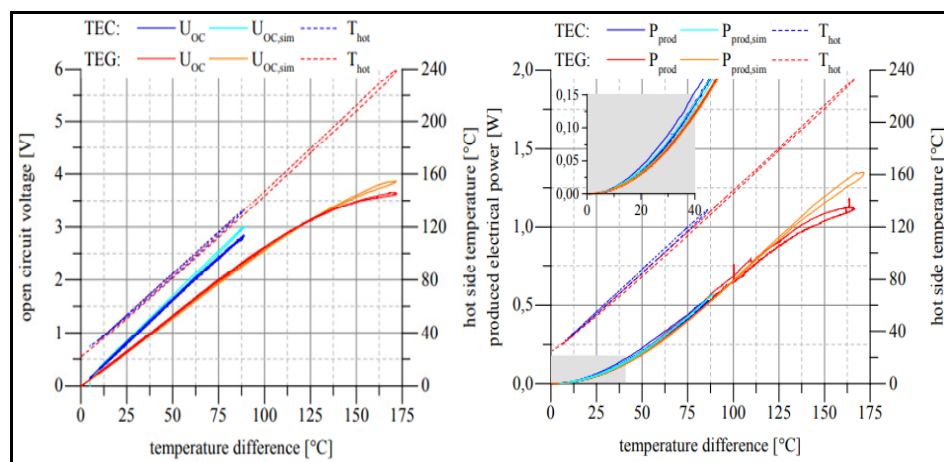


Figure 1.27 Résultat de mesure d'un μ TEG de M. Nesarajah
Tirée de Nesarajah et Frey (2016, p. 5)

D'autres formes des générateurs à structures verticales appelés générateurs flexibles, formés par des substrats flexibles, permettant de les exploiter dans des applications mobiles. (Shimizu et al., 2018) a proposé une structure flexible dont le principe est le suivant ; deux matériaux thermoélectriques Cu-Ni sont déposés par sputtering RF sur un substrat flexible en polyamide comme montre la figure 1.28.

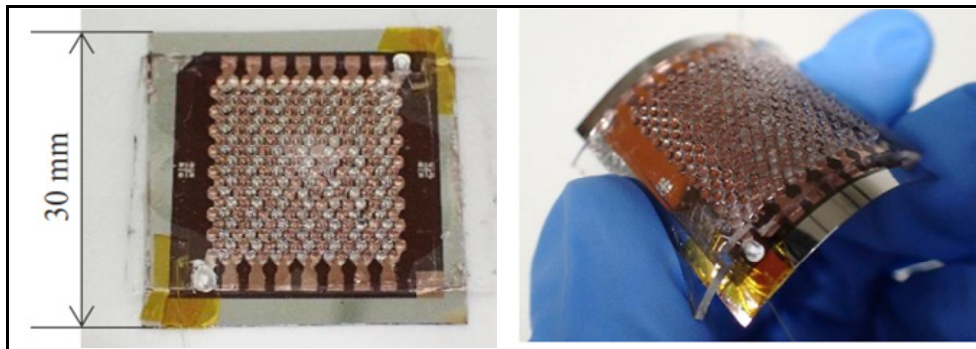


Figure 1.28 Structure d'un TEG verticale flexible proposée par Y. Shimizu
Tirée de Shimizu et al. (2018, p. 606)

Cette structure peut générer une puissance maximale de 6.8 nW et une tension en circuit ouvert de 4.65 mV. Ce générateur peut être aussi utilisé pour récolter l'énergie thermique imposée par le soleil comme indiqué par (Yuan et al., 2014). (Deng et al., 2017) a proposé un μ TEG flexible utilisable pour récolter l'énergie électrique du corps humain comme montre la figure 1.29.

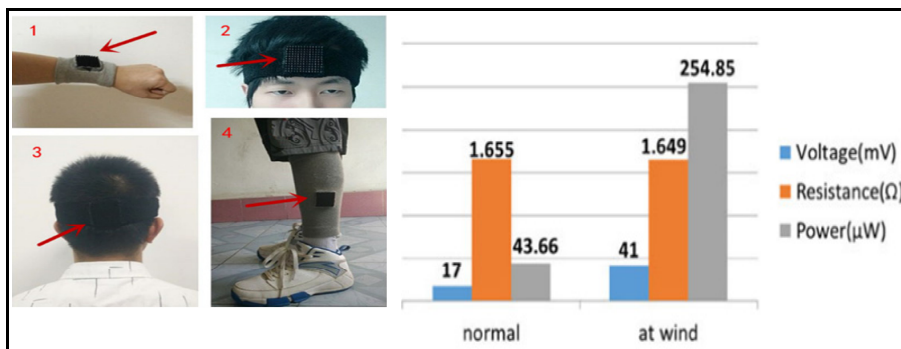


Figure 1.29 Structure et résultats d'un TEG verticale flexible de Deng
Tirée de Deng et al. (2017, p. 1479 et 1481)

Les mesures sont effectuées dans deux conditions, conditions normales dont le μTEG génère une puissance de $43.66 \mu\text{W}$ et $254.85 \mu\text{W}$ à des conditions venteuses.

1.4.2 Microgénérateurs thermoélectriques planaires

Ils sont appelés des microgénérateurs horizontaux car leurs thermocouples sont disposés de manière horizontale sur le substrat. Le flux à l'entrée est partagé sur plusieurs directions à la sortie comme montre la figure 1.30 (Jia, Wang et Gao, 2017).

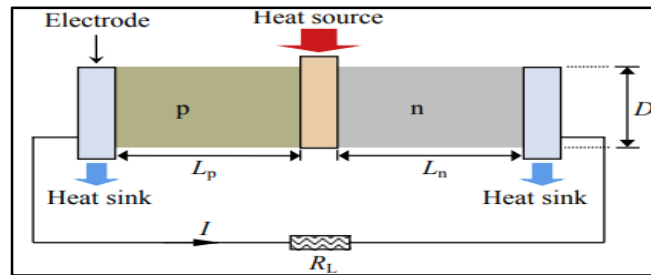


Figure 1.30 Structure d'un μTEG planaire
Tirée de Jia et Gao (2017, p. 40)

Le flux entrant se propage à travers la géométrie de chaque thermocouple ainsi que la section du substrat qui occupe une quantité importante du flux incident. (Yuan et al., 2014) a proposé un μTEG avec une topologie planaire réalisé en technologie Silicium. La figure 1.31 illustre le schéma d'une seule membrane du générateur présenté. Chaque membrane contient une série des thermocouples électriquement en série, un concentrateur de chaleur installé aux jonctions chaudes à l'aide d'un matériau thermique isolant et un concentrateur aux jonctions froides.

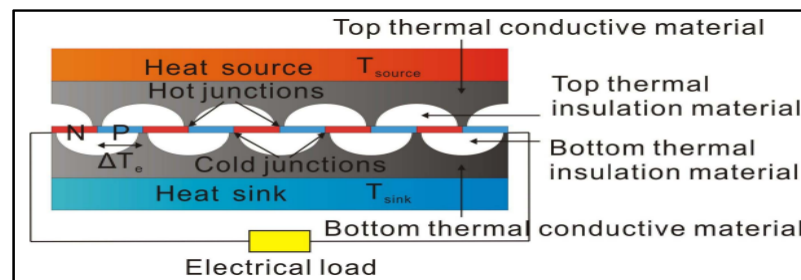


Figure 1.31 Structure du μTEG planaire de Z. Yuan
Tirée de Yuan et al. (2014, p. 68)

Le thermocouple est un couple n-p de poly Silicon dopé ayant un pouvoir thermoélectrique de $220 \mu\text{V/K}$ et une résistivité électrique 23.4 m . (Yuan et al., 2014) a optimisé la topologie du TEG proposé et ses concentrateurs. La puissance maximale générée s'écrit en fonction de la figure de mérite des matériaux thermoélectriques Z_{xy} , la résistance effective du thermocouple r_e et les températures des deux concentrateurs :

$$(P_{\max})_{\text{opt}} = \frac{Z_{xy}}{16r_e} (T_{\text{source}} - T_{\text{sink}})^2 \quad (1.18)$$

La figure suivante 1.32 montre l'effet du nombre des membranes sur la puissance générée.

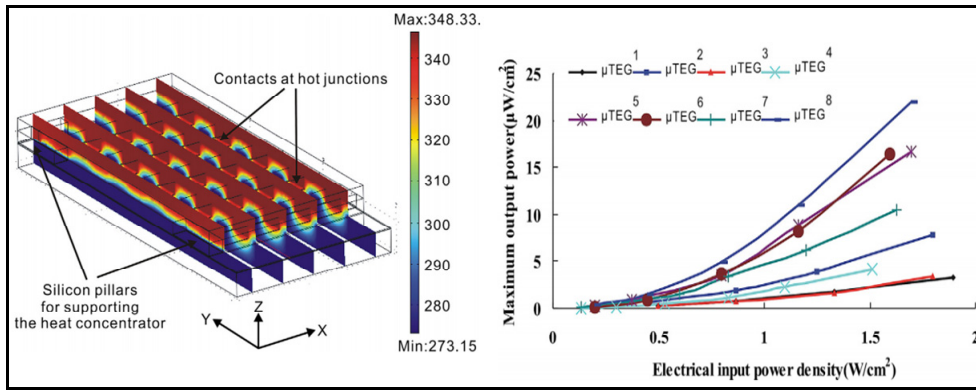


Figure 1.32 Simulation multiphysique – Effet du nombre des membranes
Tirée de Yuan et al. (2014, p. 71)

On remarque que chaque thermocouple est soumis à un gradient de 40 K, aussi l'augmentation des membranes augmente la tension générée, la puissance dépend des longueurs de membranes, le nombre des thermocouples et la largeur de polysilicon.

(Kao et al., 2010) a proposé une structure planaire, réalisée en technologie CMOS-MEMS. Ce microgénérateur contient un noyau concentrateur de chaleur en Aluminium. La figure 1.33 illustre le schéma adopté par (Kao et al., 2010).

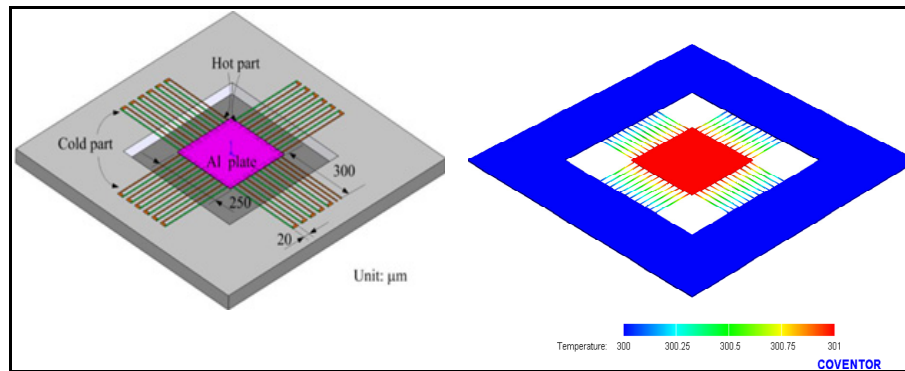


Figure 1.33 Principe et simulation multiphysique du μ TEG de P. Kao
Tirée de Kao et al. (2010, p. 1317 et 1318)

Chaque thermocouple est formé par un couple p-n de polysilicon. La jonction froide de chaque thermocouple est couverte par le dioxyde de silicium à faible conductivité thermique afin de l'isoler de la source de la chaleur. L'inconvénient de ce microgénérateur est la faiblesse du gradient crée à cause de la longueur des thermocouples qui ont un pouvoir thermoélectrique de 0.004 mV/K. Les faibles sections de chaque conducteur thermoélectrique affectent la puissance générée. La figure 1.34 montre que 1K de gradient correspond à une tension de 96 μ V et puissance 1 pW fournie.

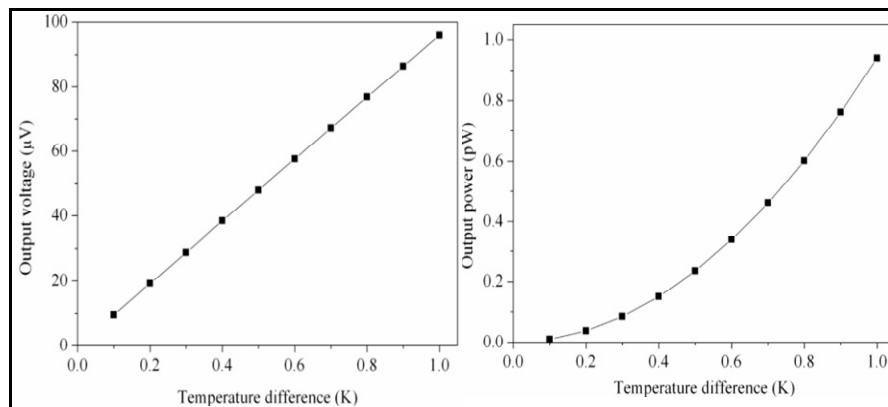


Figure 1.34 Résultats de mesures du TEG de P. Kao
Tirée de Kao et al. (2010, p. 1319 et 1320)

L'exemple qui nous intéresse est celui élaboré par (Markowski, 2014). Il a proposé un microgénérateur thermoélectrique planaire en technologie LTCC à base d'un couple ayant les propriétés présentées au tableau 1.2.

Tableau 1.3 Paramètres thermoélectriques des éléments utilisés
Tiré de Markowski (2014, p. 177)

Material	Coefficient de Seebeck ($\mu\text{V/K}$)	Résistivité électrique ($\mu\Omega.\text{m}$)	Conductivité thermique (W/m.K)
Ag	+ 1.5	0.016	430
Ni	-19.5	0.07	91
LTCC	-	-	3.3

Le microgénérateur fabriqué a des dimensions $16.8 \times 14.1 \times 2.1 \text{ mm}^2$, formé par 450 thermocouples dont chacun ayant des dimensions de $14.1 \text{ mm} \times 20 \mu\text{m} \times 150 \mu\text{m}$. La figure 1.35 illustre le modèle fabriqué.

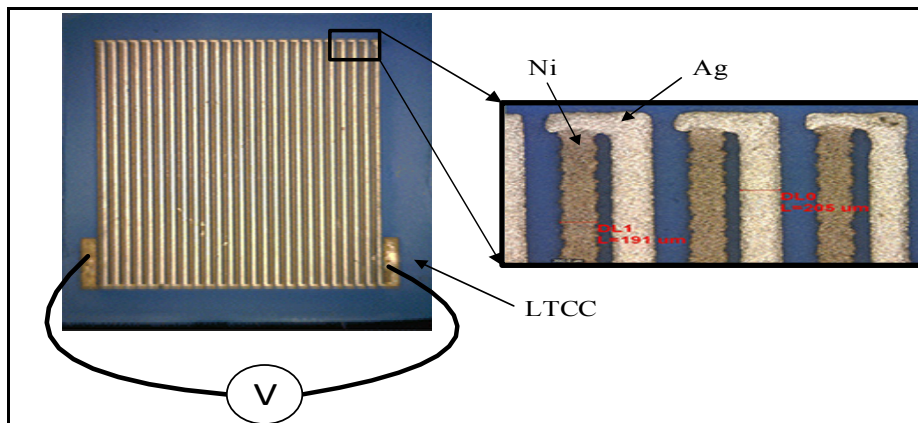


Figure 1.35 μTEG fabriqué de P. Markowski
Tirée de Markowski (2014, p. 179)

Les résultats de mesure montrent que le microgénérateur fournit une tension égale à 110 mV et une puissance de 0.35 mW à une différence de température de 200°C .

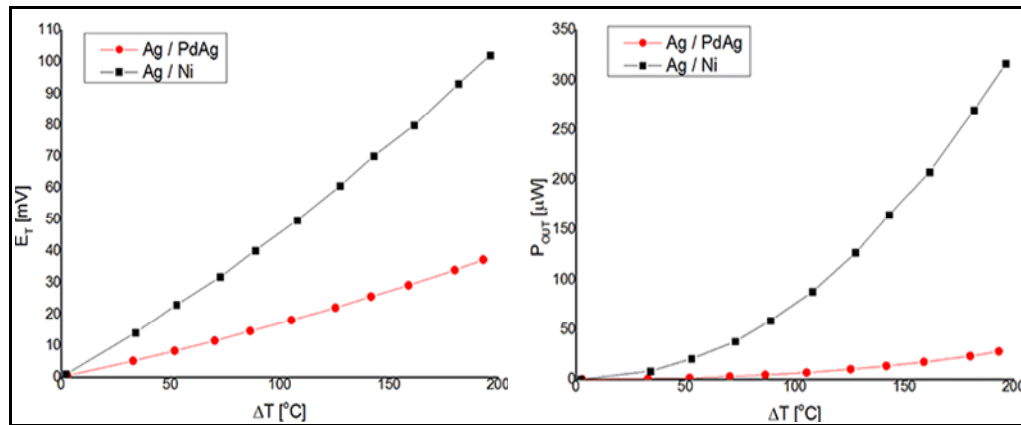


Figure 1.36 Résultats de TEG de P. Markowski
Tirée de Markowski (2014, p. 183)

Les microgénérateurs thermoélectriques planaires ont plusieurs inconvénients par rapport aux générateurs verticaux. En fait, les longueurs et les sections importantes utilisées affectent la puissance générée et la taille du microgénérateur.

Le rendement d'un microgénérateur thermoélectrique dépend de sa topologie, les figures de mérite des matériaux thermoélectriques utilisés. Le tableau suivant illustre des exemples de la littérature ainsi que les résultats obtenus où les microgénérateurs de bon rendement sont ceux qui ont le facteur de puissance le plus élevé ($\mu\text{W}/(\text{cm}^2 \cdot \text{K}^2)$). De plus, la figure de mérite la plus élevée correspond aux matériaux thermoélectriques les plus importants.

Tableau 1.4 Exemples des réalisations des microgénérateurs thermoélectriques

Ref.	Topologie	Matériaux utilisés	Figure de mérite	Dimensions (mm ²)	Facteur de puissance
(Bottner et al., 2007)	Verticale	N- $(\text{Bi}_2\text{Te}_3)_{0.97}(\text{Bi}_2\text{Se}_3)_{0.025}$ P- $(\text{Bi}_{0.025}\text{Sb}_{0.75})_2(\text{Te}_{0.93}\text{Se}_{0.07})_3$	---	56	0.09
(Glatz et al., 2009)	Verticale	SiNW	0.047	25	14.2
(Suemori, Hoshino et Kamata, 2013)	Verticale	CNT-Polystyrène composite - Au	$5.4 \cdot 10^{-4}$	500	$1.1 \cdot 10^{-3}$

Tableau 1.3 Exemples des réalisations des microgénérateurs thermoélectriques (Suite)

Ref.	Topologie	Matériaux utilisés	Figure de mérite	Dimensions (mm ²)	Facteur de puissance
(Kishi et al., 1999)	Verticale	BiTe	---	4	$1.1 \cdot 10^3$
(Stordeur et Stark, 1997)	Planaire	N- $\text{Bi}_2(\text{Se}_{0.1}\text{Te}_{0.9})_3$ P- $(\text{Bi}, \text{Sb})_2(\text{Te})_3$	---	63.6	0.08
(Yang, Lee et Cong, 2010)	Planaire	Poly-Si	$4.6 \cdot 10^{-3}$	---	0.0478
(Dávila et al., 2012)	Planaire	SiNW	--	0.64	0.15
(Glosch et al., 1999)	Planaire	Si Al	---	16.5	0.09
(Weber et al., 2006)	Planaire	Sb Bi	---	100	0.032

1.5 Conclusion

Dans ce chapitre, on a présenté les concepts généraux de la thermoélectricité liés au thème de ce mémoire. De plus une étude sur les différentes topologies des microgénérateurs thermoélectriques proposés dans des travaux antérieurs et leurs principes. Le rendement d'un microgénérateur thermoélectrique dépend essentiellement de sa structure (verticale ou horizontale) car elle définit le chemin d'écoulement du flux thermique. Ce rendement dépend aussi des figures de mérite des matériaux thermoélectriques utilisés car ils sont responsables de la conversion thermoélectrique. Dans le chapitre suivant, on présentera les contributions de ces facteurs dans la conception, la modélisation et l'optimisation d'un microgénérateur thermoélectrique planaire dédié à la récupération de l'énergie thermiques.

CHAPITRE 2

CONCEPTION, MODÉLISATION ET OPTIMISATION D'UN MICROGÉNÉRATEUR THERMOÉLECTRIQUE PLANAIRE

2.1 Introduction

La technologie LTCC (Low Temperature Co-fired Ceramic) disponible dans notre laboratoire LTCC@ETS offre une densité d'intégration importante. Cet avantage permet de concevoir des Circuits RF sur une ou plusieurs couches du substrat LTCC. L'exemple réalisé par (Liu et al., 2011) d'un amplificateur de puissance qui opère à 3.8 GHz et une efficacité énergétique de 47% et de surface (10cm x 7cm) :

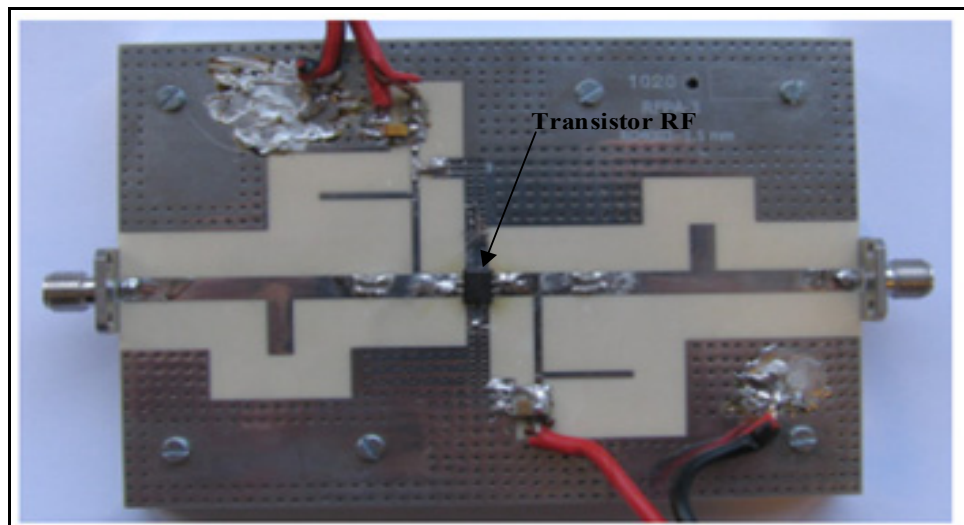


Figure 2.1 Schéma d'un amplificateur de puissance réalisé avec LTCC
Tirée de Liu et al. (2011, p. 3)

On souhaite profiter du même substrat LTCC pour concevoir un microgénérateur thermoélectrique à base de l'effet de Seebeck (un thermocouple soumis à un gradient de température). Dans notre cas, la structure planaire est la plus adéquate que la structure verticale. Cette structure permet de rapprocher la jonction chaude du thermocouple de la source de chaleur qui est de petite taille (2mm x 1.5mm). Aussi, elle permet d'éloigner la jonction froide le plus loin possible afin d'avoir un gradient de température important. On adopte

l'exploitation de la surface du dos de LTCC pour déposer un ou plusieurs thermocouples permettant la conversion de la chaleur dissipée en une puissance électrique qui peut être injectée à l'alimentation de l'amplificateur.

La convergence vers la géométrie optimale d'un microgénérateur thermoélectrique permettant d'avoir un rendement maximal n'est pas évidente. Elle nécessite une infinité des simulations multiphysiques en utilisant un logiciel spécial comme COMSOL®. Ce type de logiciel est très cher. Il requiert beaucoup d'outils pour fonctionner et afficher des résultats : Machine puissante, espace de mémoire énorme, etc. Pour cette raison, on a proposé une approche qui permet d'évaluer analytiquement le rendement du microgénérateur proposé à partir d'une représentation thermoélectrique. Cette approche et ses étapes constituent l'essentiel de ce chapitre.

2.2 Topologie proposée d'une cellule microgénératrice unitaire planaire et son principe de fonctionnement

Pour trouver une conception efficace et optimale, on commence par l'étude d'une cellule unitaire, formée d'un seul thermocouple à deux matériaux quelconques. Cette étude doit tenir compte des considérations de la technologie LTCC.

2.2.1 Synoptique de la structure proposée

La figure 2.2 illustre le schéma d'une cellule thermoélectrique unitaire qui peut fonctionner comme convertisseur thermoélectrique. Elle est formée par un seul thermocouple composé par deux matériaux thermoélectriques (2) et (5) et déposé sur un substrat LTCC. Ce substrat est divisé en deux portions : la portion p1 (3) est la porteuse du thermocouple, la portion p2 (6) est la porteuse de circuit RF. La jonction chaude du thermocouple et sa jonction froide sont proches du corps chaud (composé par un transmetteur thermique (7) et le distributeur de chaleur (4)) et le corps froid (le dissipateur de chaleur (1)) respectivement.

Une source fournie de la chaleur (Transistor de puissance couplé avec un circuit RF sur le substrat p2 (6)) est connectée avec la cellule via la surface de connexion de l'élément (7) qui est un transmetteur thermique à forte conductivité thermique. Cela sert à amener la chaleur reçue vers l'élément (4) avec le moins de pertes possible. L'élément (4) est une plaque de mêmes caractéristiques que le transmetteur. Il sert à distribuer uniformément la chaleur sur toutes les jonctions pour avoir le maximum de gradient aux bornes de chaque thermocouple.

La jonction chaude de chaque thermocouple est placée près du distributeur à distance bien définie. Cette distance est supposée la même entre la jonction froide et le dissipateur de chaleur (1). Le rôle de ce dissipateur est la collection et l'évacuation de la chaleur pour maintenir la jonction froide de thermocouple à une température la plus faible possible afin d'obtenir un gradient important. Pour mieux comprendre le circuit thermique, une description du chemin de flux thermique est présentée dans les paragraphes suivants.

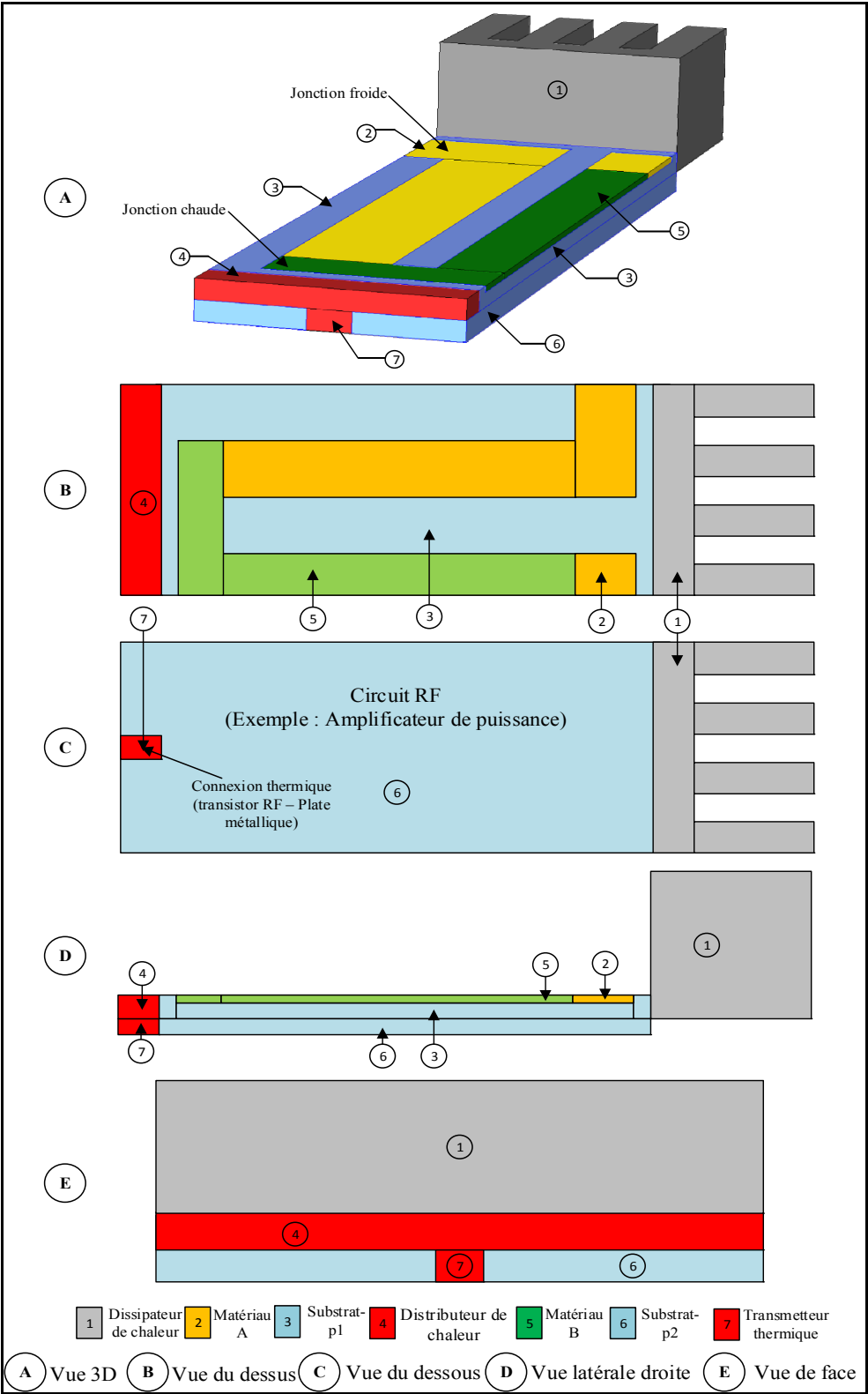


Figure 2.2 Synoptique d’une cellule unitaire du μ TEG proposé

2.2.2 Description des circuits de flux thermique

La modélisation de la cellule unitaire nécessite la détermination du chemin de flux émis par la source de chaleur connectée au transmetteur de chaleur (7). Pour simplifier cette étape. Il faut supposer que le flux se propage verticalement du transmetteur (7) vers le distributeur (4). Ensuite il se propage horizontalement du distributeur (4) vers le dissipateur (1) et de ce dernier vers l'air. La figure 2.3 illustre ce chemin de flux thermique en tenant compte toutes les conductions et les convections possibles :

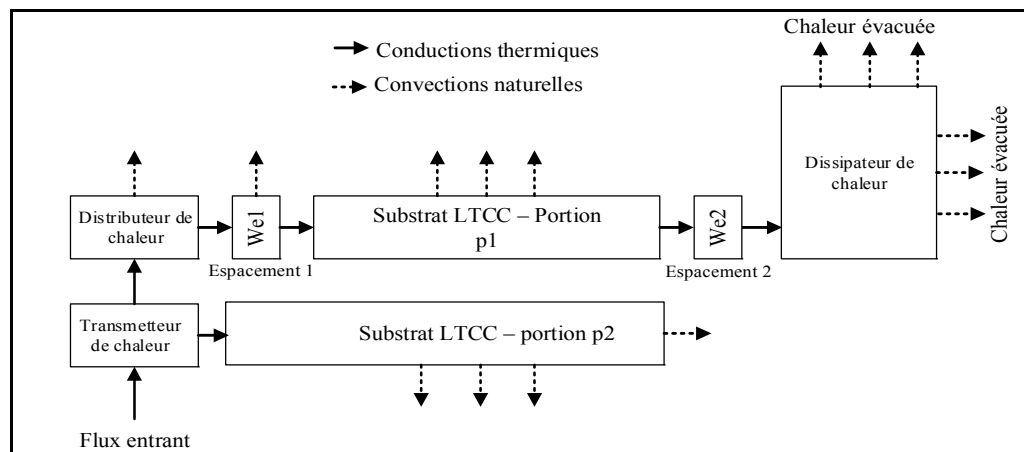


Figure 2.3 Chemin de flux thermique pour une cellule

Si une source de chaleur (par exemple un transistor de puissance RF) est connectée à la surface inférieure du transmetteur de chaleur. La majorité de ce flux se propage via le transmetteur vers le distributeur par conduction thermique, et une faible portion à travers de la section du substrat p2 par conduction qui va être évacuée par convection naturelle avec l'air. Le flux reçu par le distributeur thermique va être transmis vers la portion p1 du substrat, par conduction dont une partie à travers la section du thermocouple et l'autre à travers la section de la portion p1 du substrat lui-même. Et enfin le flux collecté par conduction thermique à l'extrémité de cette portion est évacué par dissipateur de chaleur par convection naturelle. Les autres convections naturelles sont au niveau des surfaces supérieures du thermocouple, du distributeur thermique et la portion de substrat (3) p1.

Pour simplifier ce chemin, on propose de regrouper les éléments de la topologie qu'on a proposée en se basant sur leurs fonctions importantes dans le fonctionnement de cette cellule unitaire. Alors trois groupes d'éléments principaux sont distingués ; le circuit chaud, le circuit de conversion et le circuit froid.

▪ Circuit thermique chaud

Ce circuit représente le chemin de flux entrant du transmetteur de chaleur thermique (7) vers la jonction chaude de la cellule en passant par le distributeur thermique (4). La figure 2.2 illustre une vue de coupe pour le chemin de flux décrit.

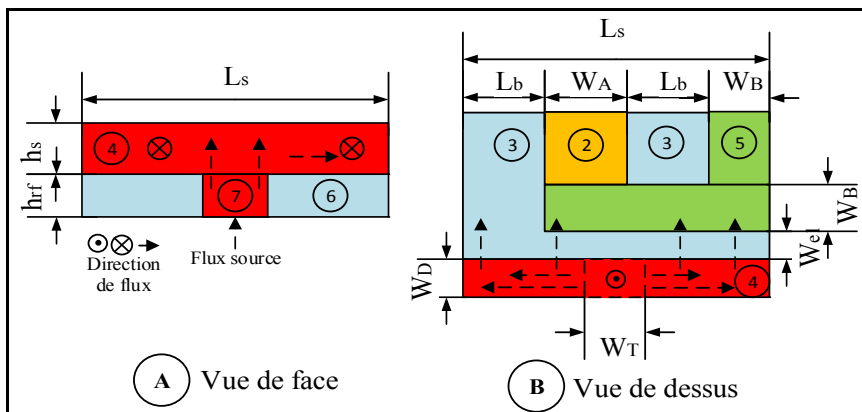


Figure 2.4 Chemin de flux passant par le circuit chaud

Pour transmettre la chaleur sans pertes de la source de chaleur vers les jonctions chaudes du μ TEG, il faut que le transmetteur thermique (7) soit un conducteur thermique à forte conductivité thermique. Aussi il doit avoir une section réduite pour éviter les pertes de chaleur au niveau du substrat p2. Le distributeur de chaleur (4) est une plaque qui a les mêmes caractéristiques du transmetteur. Il sert distribuer la chaleur reçue sur toutes les jonctions afin de maintenir tous les thermocouples à leurs rendements maximaux dans le cas d'association de plusieurs cellules. La largeur de distributeur (W_D) est la même que celle du transmetteur (légèrement supérieure à la largeur de la source dans le cas un transistor RF est celui qui émis la chaleur). La hauteur du transmetteur (W_T) est définie suivant la surface de connexion avec

la source qui génère de chaleur. Sa longueur est la même que la hauteur du substrat p2 (h_{rf}). Pour le distributeur thermique est égale à celle de la hauteur du substrat p1 (h_s).

▪ **Circuit de conversion thermoélectrique**

Pour avoir un maximum de flux (maximum de température) transmis par conduction à la jonction chaude de la cellule, il faut la rapprocher le plus possible du distributeur thermique (W_{e1} doit être minimale). La jonction chaude du thermocouple fait partie du matériau B (mêmes caractéristiques thermoélectriques et mêmes sections). D'après la figure 2.4-B, La longueur de la jonction chaude est la somme des deux largeurs de matériaux utilisés (W_A et W_B) plus la distance entre deux conducteurs (L_b). Elle est égale aussi à ($L_s - L_b$).

▪ **Circuit thermique froid**

Le circuit froid est le chemin parcouru par le flux en sortant de la jonction froide vers le dissipateur de chaleur comme illustre la figure 2.5. La jonction A est une partie du matériau A (mêmes propriétés thermoélectriques et mêmes sections). Sa longueur est la même que celle de la jonction chaude. Le flux transmis par conduction vers la jonction froide est collecté et évacué à l'aide dissipateur de chaleur (1).

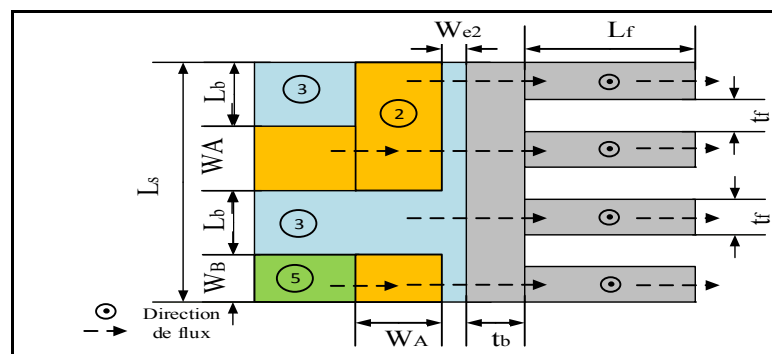


Figure 2.5 Chemin de flux passant par le circuit froid

La conduction entre le dissipateur thermique et le substrat p1 (3) se fait à travers la section ($h_s \times L_s$). Pour avoir un maximum de dissipation thermique il faut rapprocher la jonction froide la

plus possible du dissipateur thermique sans lui toucher pour éviter de court-circuiter les thermocouples. Il faut également augmenter la somme totale des surfaces de convection par l'ajustement des dimensions du dissipateur thermique. Le dissipateur contient des ailettes de largeur (t_f) et de longueur (L_f), et d'une base d'épaisseur (t_b).

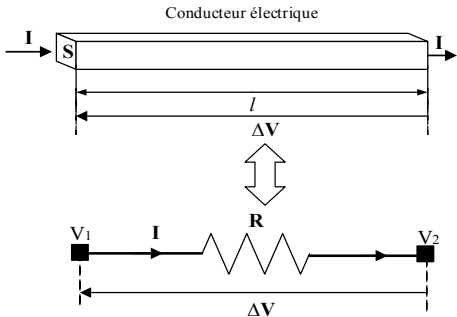
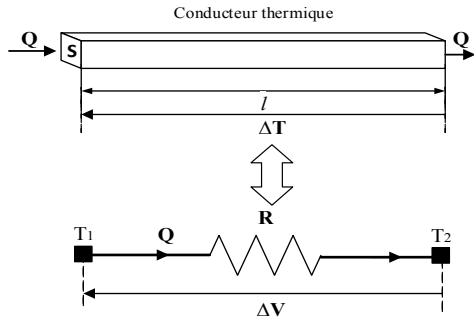
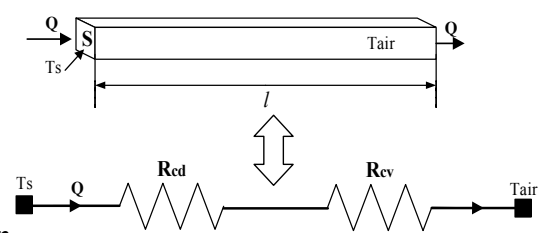
2.3 Modélisation de la cellule microgénératrice unitaire par analogie thermoélectrique

Il existe plusieurs méthodes bien connues pour modéliser les structures thermiques. La première méthode est par éléments finis qui sert à déterminer le comportement dynamique du système physique présenté par des équations différentielles avec des conditions aux frontières bien définies. Par exemple pour un système thermique, la modélisation se fait à l'aide des équations thermodynamiques mises en jeu. La méthode par éléments finis sert à résoudre ces équations par discrétisation de la géométrie. Cette méthode est lourde pour la résolution des géométries compliquées. Pour cette raison, une autre approche simple est présentée. Cette approche consiste à modéliser par une analogie entre les domaines électriques et thermiques qu'on expliquera par la suite. L'objectif est la détermination du gradient de température, appliqué aux jonctions des thermocouples, en fonction de la température de la source. Après cette étape, la tension et la puissance générées sont déduits en utilisant la relation de Seebeck.

2.3.1 Principe de l'analogie thermoélectrique

L'analogie thermoélectrique est une analogie entre la loi d'ohm électrique et la loi de Fourier. Si un conducteur électrique est parcouru par un courant électrique, soumis à une différence de potentiel électrique et ayant une résistance ohmique, il correspond à un conducteur thermique parcouru par un flux thermique, soumis à gradient de température et ayant une résistance thermique (Sacadura, 2015). Le tableau 2.1 illustre les grandeurs électriques qui caractérisent un conducteur en mode de conduction électrique et son correspondant en mode de conduction thermique.

Tableau 2.1 Analogie entre conduction électrique et conduction thermique

Conduction électrique	Conduction thermique
Différence de potentiel ΔV (V)	Différence de potentiel ΔT (K)
Courant électrique I (A)	Flux de chaleur Q (W)
Résistance électrique R (Ω)	Résistance thermique R (K/W)
Loi d'Ohm électrique : $\Delta V = R.I$	Loi d'Ohm thermique : $\Delta T = R.Q$
	
Loi de Pouillet : $R = \frac{l}{\sigma.S}$ Où : l = la longueur du conducteur (m) S = Section du conducteur (m^2) σ = Conductivité électrique (S/m)	Loi de Fourier : $R_{cd} = \frac{l}{\lambda.S}$ Où : l = La longueur du conducteur (m) S = Section du conducteur (m^2) λ = Conductivité thermique (W/m.K)
En cas d'un conducteur thermique en convection naturelle avec l'air : $R_{cd} + R_{cv} = \frac{l}{\lambda.S} + \frac{1}{h.\sum S_{cv}}$ Où : l = la longueur du conducteur (m) S = Section du conducteur (m^2) λ = Conductivité thermique (W/m.K) $\sum S_{cv}$ = La somme des surfaces de convection	
	

Cette analogie sert à transformer la topologie proposée de la cellule en un circuit thermoélectrique par l'équivalence présentée dans le tableau 2.1.

La première étape consiste à établir un modèle thermoélectrique en tenant compte toutes les formes de transfert de chaleur dans la topologie de la cellule. Cette représentation thermoélectrique sera simplifiée en se basant sur des hypothèses explicites.

2.3.2 Modèle thermoélectrique d'une cellule unitaire

La figure 2.6 illustre le schéma simplifié d'une cellule unitaire et son modèle thermoélectrique correspondant. Ce modèle compte toutes les conductions entre les éléments de la géométrie et toutes les convections naturelles.

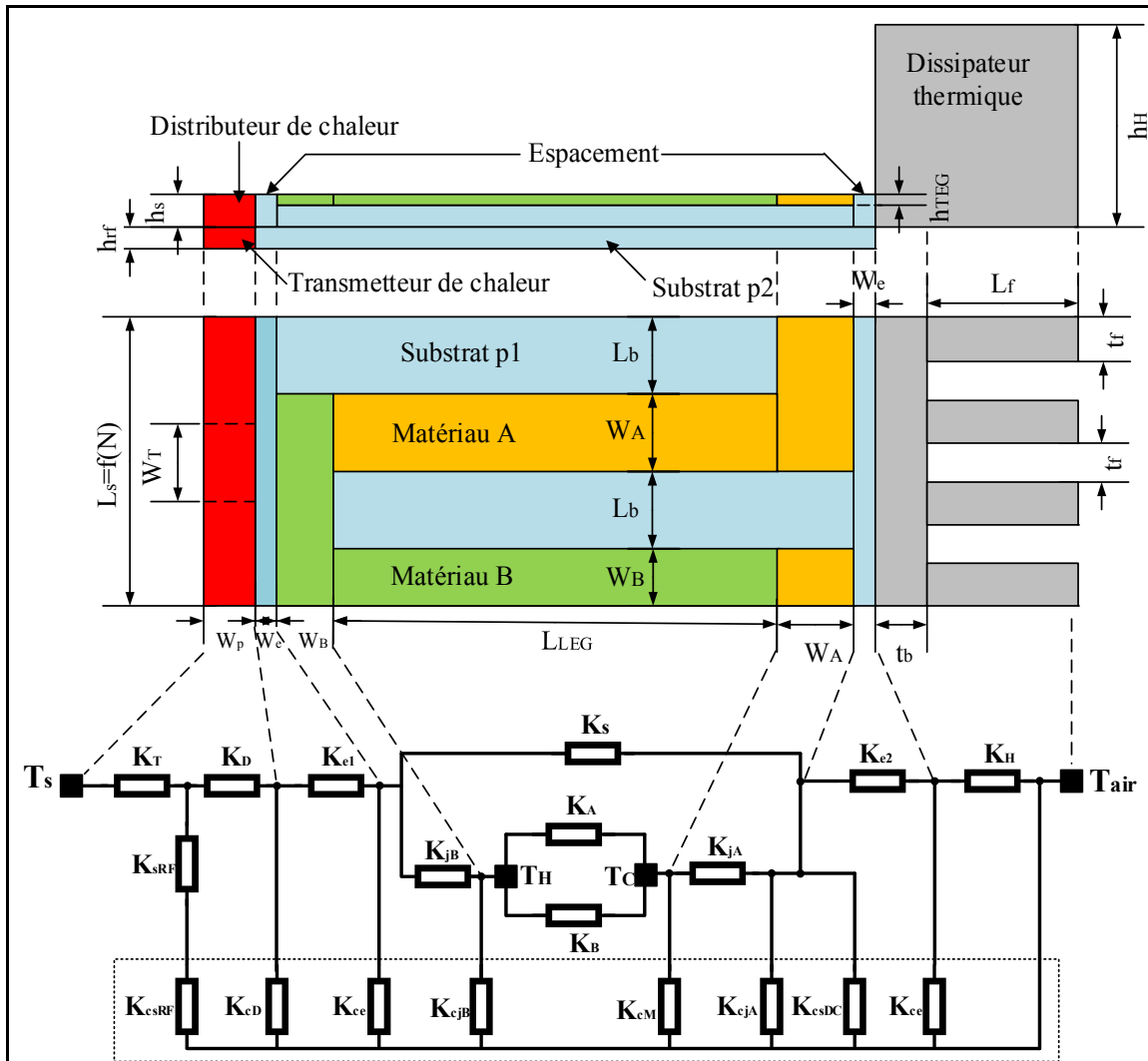


Figure 2.6 Schéma simplifié d'une cellule et son modèle thermoélectrique

Les résistances de convections sont regroupées tel qu'illustré sur la figure 2.6. Le reste des résistances thermiques de conduction des éléments de la géométrie. Le tableau 2.2 présente la nomenclature de toutes les résistances indiquées sur la figure 2.6 et leur signification physique.

Tableau 2.2 Identification des résistances thermiques du schéma équivalent d'une cellule

Transfert	Résistance thermique	Identification
Conduction thermique	K_T	Résistance conductive du transmetteur thermique
	K_D	Résistance conductive du distributeur de chaleur
	K_{e1} et K_{e2}	Résistance conductive des espacements 1 et 2
	K_s	Résistance conductive du substrat p1
	K_{JA}	Résistance conductive de la jonction froide
	K_A et K_B	Résistances conductives des thermolègues A et B
	K_{JB}	Résistance conductive de la jonction chaude
	K_H	Résistance thermique totale du dissipateur de chaleur
	K_{sRF}	Résistance conductive du substrat p2
Convections naturelles avec l'air	K_{csRF}	Résistance de convection du substrat p2 avec l'air
	K_{cD}	Résistance de conduction du substrat p2 avec l'air
	K_{ce}	Résistance de convection de l'espacement avec l'air
	K_{cJA} et K_{cJB}	Résistance de convection des jonctions avec l'air
	K_{cM}	Somme des résistances de convection matériaux A et B avec l'air
	K_{csDC}	Résistance de convection du substrat p1 avec l'air

Pour déterminer le rendement de cette cellule unitaire, il faut trouver la relation entre la différence spatiale de température à laquelle est soumis un thermocouple de la cellule ($T_H - T_C$) et la température de la source (T_S) en utilisant le modèle proposé par analogie thermoélectrique.

Comme la détermination du gradient effectif ($T_H - T_C$) en utilisant le modèle développé n'est plus facile, on propose les hypothèses pour le simplifier.

2.3.3 Hypothèses et considérations

D'après la figure 2.7, le flux de chaleur émanant de la source se propage via le transmetteur de chaleur par conduction à deux directions. Une portion dominante vers le distributeur de chaleur. L'autre portion se propage vers la portion p2 du substrat à partir de la section (T). La quantité transmise vers la portion p1 à partir de la section (D) domine celle qui est transmise via la section (T) car le rapport entre eux (L_s/W_T) est très grand. En plus, la conductivité thermique du distributeur de chaleur est plus forte que celle de la portion p2. Cette portion p2 est thermiquement en circuit ouvert car elle n'est pas couplée à un dissipateur de chaleur comme la portion p1. Puisque cette quantité est considérée négligeable et se propage via la portion p2 qui est un mauvais conducteur thermique (LTCC : 3 W/m.K), alors le flux et toutes les convections au niveau de la section et les surfaces du substrat p2 sont considérés négligeables. Donc, les résistances thermiques K_{csRF} et K_{sRF} sont éliminées.

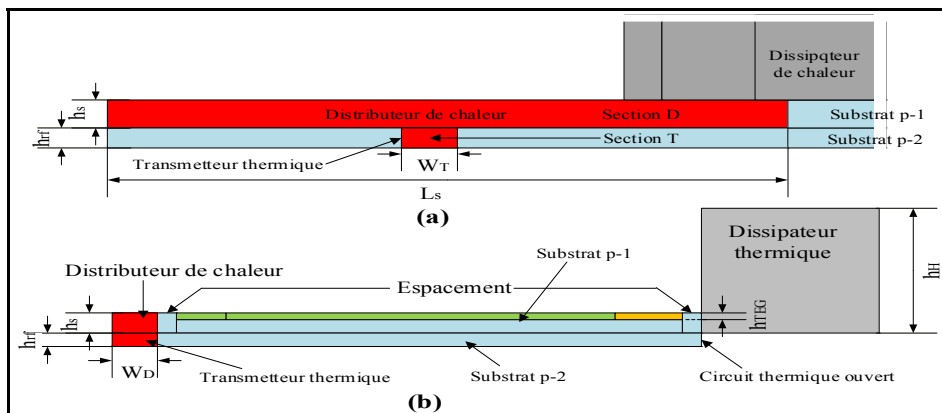


Figure 2.7 Vue sur l'écoulement de flux à l'entrée de la cellule unitaire

D'après le modèle thermoélectrique présenté en (2.3.2), les conducteurs électriques responsables de la conversion thermoélectrique ont des résistances de convections naturelles avec l'air, incluant les jonctions de chaque thermocouple. Généralement la résistance de convection dépend de la surface de convection et la conductivité du matériau qui porte cette

surface. Dans ce cas, les conducteurs ont des faibles surfaces de convections avec l'air. Alors on peut négliger leurs convections avec l'air. Conséquemment, les résistances K_{cjB} , K_{cjA} et K_{cM} du modèle présenté à la figure 2.6 peuvent être éliminées.

De la même figure, la surface de convection supérieure ($W_D \times L_s$) du distributeur thermique, qui a une forte conductivité thermique, est inférieure à sa section de conductive ($h_s \times L_s$) avec l'espace. Alors la résistance convective de cet élément domine sa résistance conductive. Donc on peut négliger toutes les convections possibles avec l'air. Par conséquent, la résistance K_{cD} peut être éliminée.

La portion p1 du substrat est couplée sur un dissipateur de chaleur. Par analogie au courant électrique, le flux va suivre le chemin le plus court. Dans ce cas, la majorité dominante du flux sera évacuée par le dissipateur de chaleur. Alors les résistances de convections au niveau de la surface de la portion p1 dominant sa résistance de conduction. On peut les considérer les résistances de convections au niveau de cette portion sont infinies (circuit thermique ouvert). Alors les résistances thermiques éliminées sont K_{csDC} et K_{ce} .

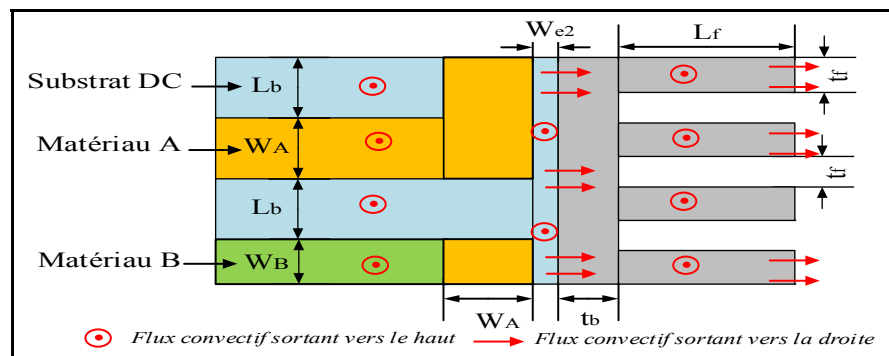


Figure 2.8 Chemin d'écoulement de flux à la sortie de la cellule

2.3.4 Modèle thermoélectrique simplifié

En se basant sur les hypothèses précédentes pour négliger toutes les convections sauf celles du dissipateur de chaleur, le schéma thermoélectrique devient plus facile à manipuler. La figure 2.9 illustre le modèle thermoélectrique simplifié d'une seule cellule unitaire. Il est possible

maintenant de déterminer la relation entre le gradient effectif aux bornes du thermocouple ($\Delta T_{\text{TEG}} = T_H - T_C$) et le gradient externe de l'air ($\Delta T = T_S - T_{\text{air}}$).

Ce modèle permet la détermination théorique et approximative des températures dans le circuit thermique. En effet, on peut déterminer leurs évolutions en fonction de la température de la source (T_S) qui caractérise la puissance thermique injectée. Par conséquent on étudiera dans la suite l'évolution des différents paramètres thermoélectriques de la géométrie en fonction de la température de la source.

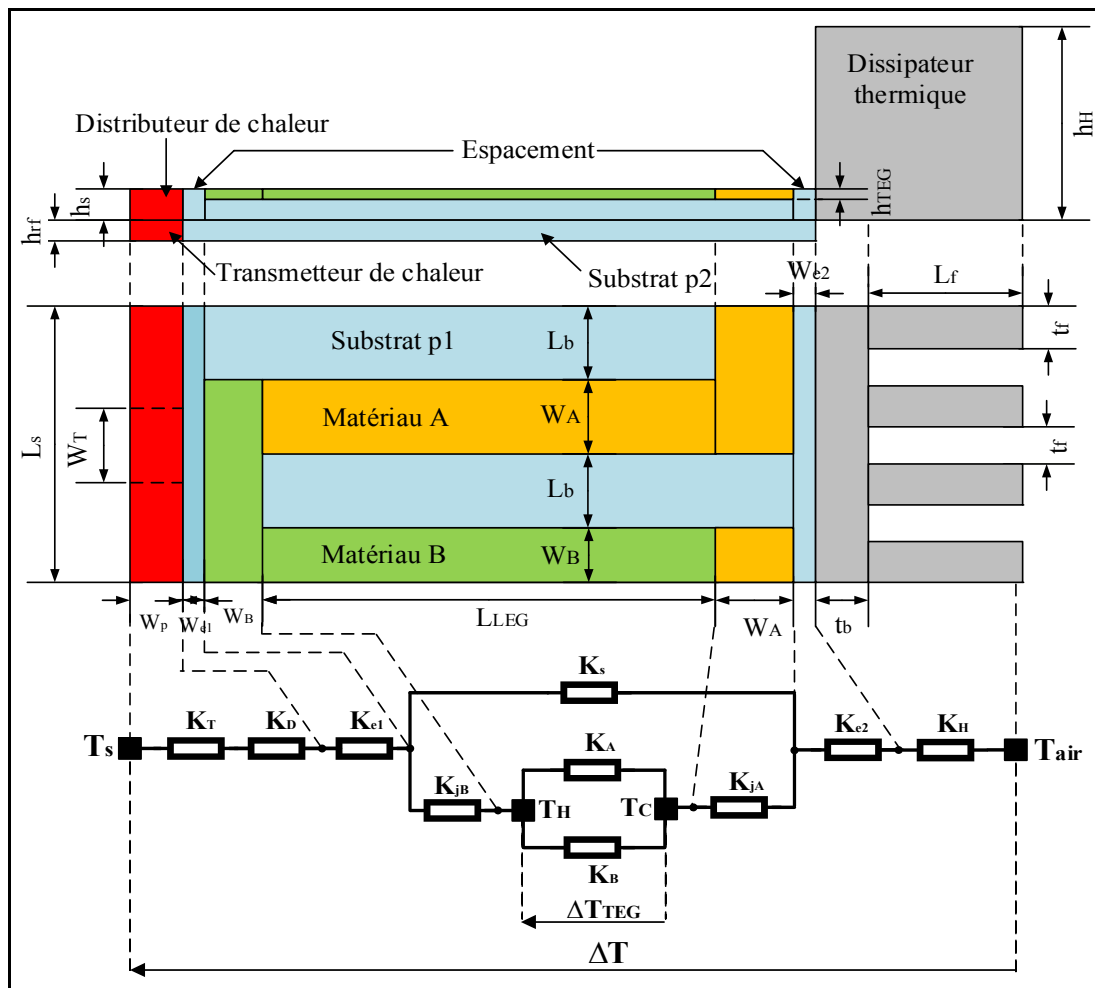


Figure 2.9 Schéma du modèle thermoélectrique simplifié

2.4 Détermination des paramètres thermoélectriques du modèle de la cellule unitaire

L'objectif final est de déterminer la puissance électrique qui peut être récupérée par ce microgénérateur. Pour ce faire, il faut trouver en première étape le gradient effectif en fonction de la température de la source (T_s). Ensuite, on déduit les paramètres électriques en exploitant les principes de Seebeck (Yuan et al., 2014).

On reprend le schéma thermoélectrique simplifié précédent et on lui associé le circuit électrique qui correspond à l'effet de Seebeck entre le gradient thermique effectif (ΔT_{TEG}) et la tension générée en sortie en circuit ouvert (U_G) en série avec la résistance électrique totale du thermocouple (R_{TEG}) comme illustre la figure 2.10.

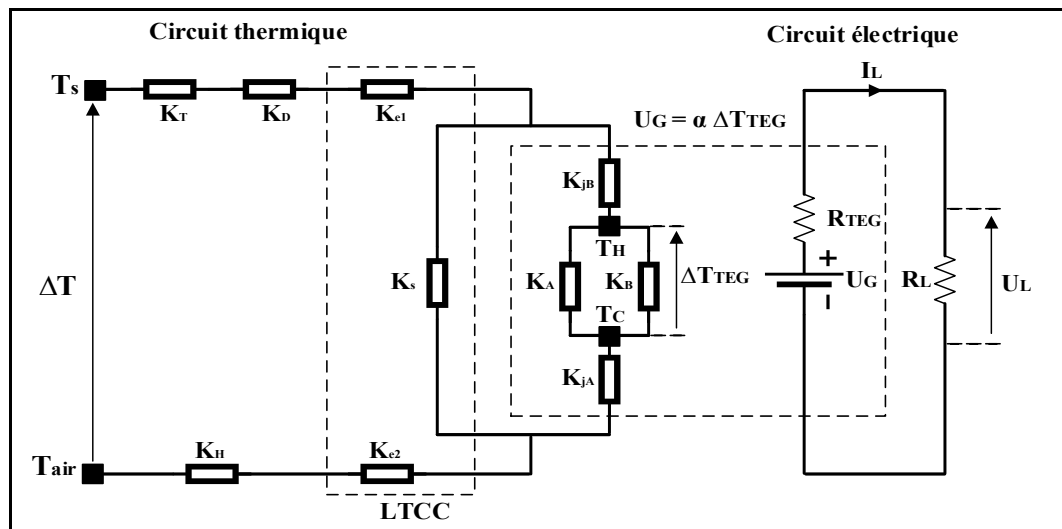


Figure 2.10 Modèle thermoélectrique d'une cellule unitaire

2.4.1 Détermination des paramètres thermiques

Les paramètres thermiques sont les éléments du modèle thermoélectrique de la cellule unitaire. Dans cette section, on développe l'expression analytique de chaque élément et ses effets sur le fonctionnement de la cellule.

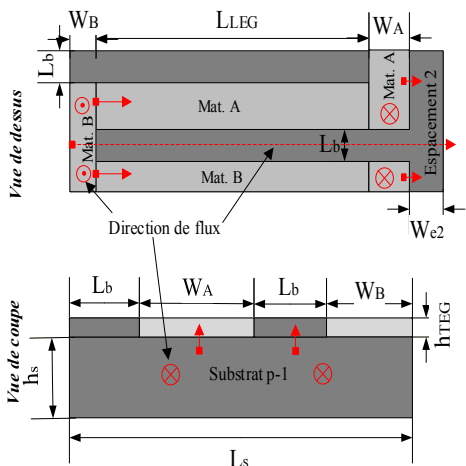
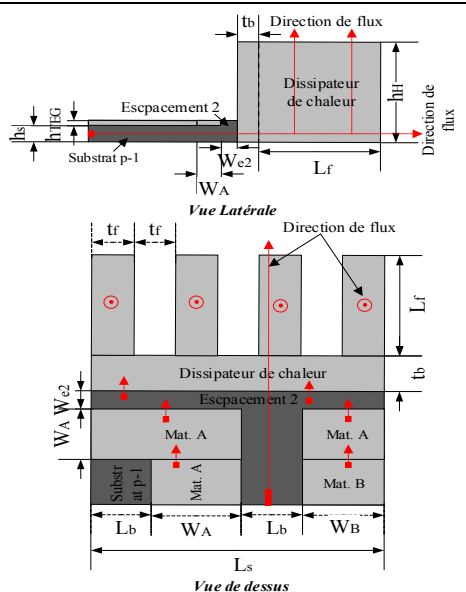
2.4.1.1 Résistances thermiques

Le tableau suivant résume les expressions des différentes résistances thermiques d'une cellule ainsi que leurs schémas de principe en relation avec l'écoulement de flux.

Tableau 2.3 Expressions des résistances thermiques d'une seule cellule

Schéma de principe	Élément	Expression analytique	Num. Eq
	Transmetteur thermique	$K_T = \frac{h_{rf}}{\lambda_T W_T W_D}$	(2.1)
	Distributeur de chaleur	$K_D = \frac{W_D}{\lambda_T h_s L_s}$ Où : $L_s = 2 L_b + W_A + W_B$	(2.2) (2.3)
	Espacement 1	$K_{e1} = \frac{W_{e1}}{\lambda_s h_s L_s}$	(2.4)
	Jonction B	$K_{jB} = \frac{W_B}{\lambda_B h_{TEG} (W_B + W_A + L_b)}$	(2.5)

Tableau 2.3 Expressions des résistances thermiques d'une seule cellule (suite)

Schéma de principe	Élément	Expression analytique	Num. Eq
	Thermolègue B	$K_B = \frac{L_{LEG}}{\lambda_B h_{TEG} W_B}$	(2.6)
	Thermolègue A	$K_A = \frac{L_{LEG}}{\lambda_A h_{TEG} W_A}$	(2.7)
	Substrat p1	$K_s = \frac{(W_A + L_{LEG} + W_B)}{\lambda_s [(h_s - h_{TEG}) + 2L_b h_{TEG}]}$	(2.8)
	Jonction A	$K_{jA} = \frac{W_A}{\lambda_A h_{TEG} (W_B + W_A + L_b)}$	(2.9)
	Espacement 2	$K_{e2} = \frac{W_{e2}}{\lambda_s h_s L_s}$	(2.10)
	Dissipateur de chaleur	$K_H = K_{cd} + K_{cv}$	(2.11)
		$K_{cd} = \frac{t_b}{\lambda_H h_s L_s}$	(2.12)
		$K_{cv} = \frac{1}{h \sum S_{cv}}$	(2.13)
		$K_{cv} = \frac{1}{h \sum S_{cv}}$ Où : $S_{cv} = 2N_f (t_f L_f + h_H L_f) + t_f h_H (2N_f - 1)$ $N_f = \frac{L_s}{2t_f}$	(2.14)

Les paramètres utilisés au tableau 2.3 les différentes expressions des résistances thermiques sont :

- λ_T La conductivité thermique du transmetteur et le distributeur de chaleur
- λ_s La conductivité thermique du substrat LTCC
- λ_B : La conductivité thermique du thermolège B
- λ_A : La conductivité thermique du thermolège A
- S_{cv} : Somme des surfaces de convections
- t_b : l'épaisseur de la base
- t_f : l'épaisseur d'une fine
- L_f : Longueur d'une fine
- N_f : Nombre des fines
- h : Coefficient de convection

2.4.1.2 Gradient effectif

La détermination du gradient thermique effectif (ΔT_{TEG}) en fonction du gradient externe (ΔT) n'est pas explicite à partir du circuit thermoélectrique présenté à la figure 2.10. Pour simplifier ce circuit, on utilise la méthode de Thevenin. La figure 2.11 présente le modèle thermoélectrique simplifié pour une cellule unitaire.

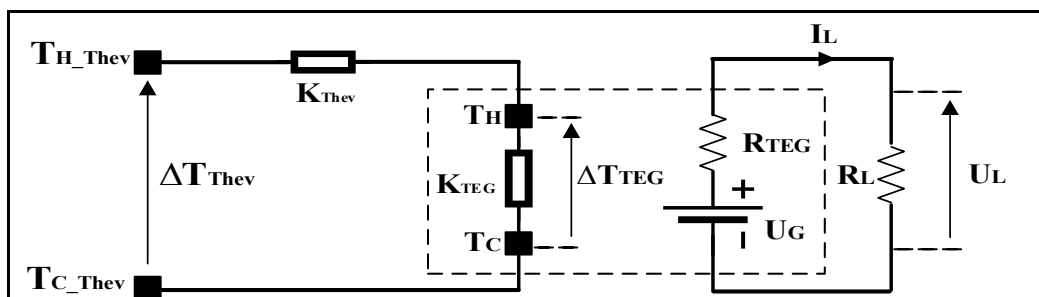


Figure 2.11 Modèle thermoélectrique d'une cellule unitaire par la méthode de Thevenin

Où, (ΔT_{Thev}) est la source de Thevenin, (K_{Thev}) est l'impédance thermique de Thevenin et (K_{TEG}) est la résistance thermique équivalent propre du thermocouple $(=K_A // K_B)$. L'expression du K_{TEG} à partir des équations (2.6) et (2.7).

$$K_{\text{TEG}} = \frac{L_{\text{LEG}}}{(\lambda_A S_A + \lambda_B S_B)} \quad (2.15)$$

La source de Thevenin, par analogie, correspond au potentiel thermique mesuré entre T_H et T_C lorsque les deux thermolègues sont déconnectés. La figure suivante 2.12 montre les points de mesure du potentiel de Thevenin (T_H et T_C).

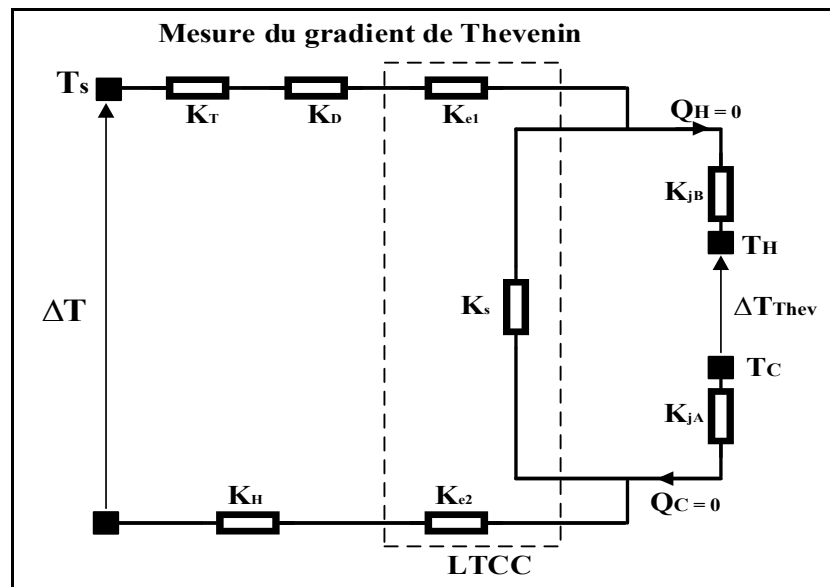


Figure 2.12 Source thermique de Thevenin

Si les deux thermolègues sont déconnectés, le flux entrant à travers la jonction chaude sur devient nul. De même pour le flux sortant de la jonction froide. Alors, les deux impédances (K_{jB} et K_{jA}) sont considérées infinies en tenant compte que les convections sont négligeables. Par conséquent, le gradient de Thevenin est celui mesuré aux bornes de l'impédance K_s par analogie au diviseur de tension électrique.

$$\Delta T_{Thev} = \frac{K_s}{K_{e1} + K_s + K_T + K_D + K_{e2} + K_H} \Delta T = \frac{K_s}{K_{ex} + K_s} \Delta T \quad (2.16)$$

Où : $K_{ex} = K_{e1} + K_T + K_D + K_{e2} + K_H$ (2.17)

Par analogie thermoélectrique, la résistance thermique équivalente de Thevenin est mesurée entre T_H et T_C lorsque les thermolègues sont déconnectés et le gradient source est court-circuité ($T_s = T_{air}$) comme montre la figure 2.13.

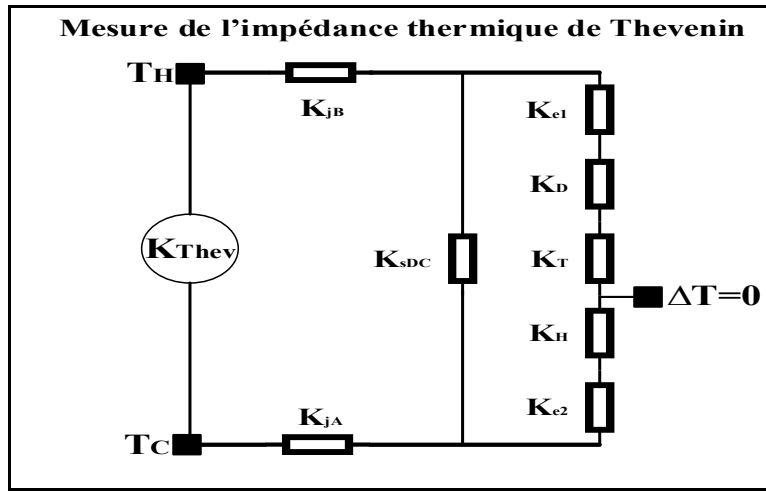


Figure 2.13 Résistance thermique équivalente de Thevenin

Cette résistance thermique est calculée comme la mise en parallèle des (K_s) et (K_{ex}) en série avec les résistances des jonctions :

$$K_{Thev} = \frac{K_s K_{ex} + K_c (K_{ex} + K_s)}{K_{ex} + K_s} \quad (2.18)$$

Avec : $K_c = K_{jA} + K_{jB}$ (2.19)

Par cette transformation, on peut déduire l'expression du gradient effectif en fonction du gradient externe par l'intermédiaire du gradient de Thevenin calculé à partir de la figure 2.11.

$$\Delta T_{TEG} = \frac{K_{TEG}}{K_{Thev} + K_{TEG}} \Delta T_{Thev} \quad (2.20)$$

On remplace ΔT_{Thev} par son expression (2.16) :

$$\Delta T_{TEG} = \frac{K_{TEG} K_s}{K_{ex} K_s + (K_c + K_{TEG})(K_{ex} + K_s)} \Delta T \quad (2.21)$$

2.4.1.3 Températures aux jonctions du thermocouple

Le modèle thermoélectrique nous permet aussi de déterminer la température d'un point quelconque de la géométrie en fonction de la température de la source T_s . La figure 2.14 montre le principe de la détermination des températures T_H et T_C en fonction de T_s .

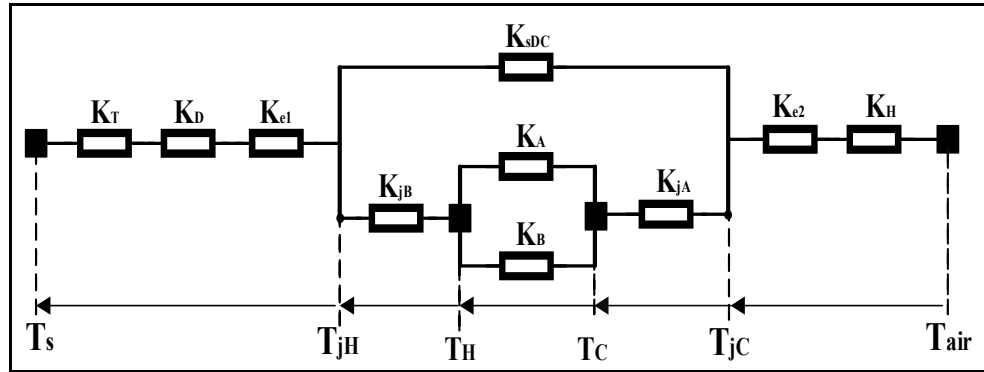


Figure 2.14 Températures de la cellule thermoélectrique

Les expressions de la température de la jonction chaude et la jonction froide s'écrivent :

$$T_{jH} = T_s - \frac{K_T + K_D + K_{e1}}{K_T} (T_s - T_{air}) \quad (2.22)$$

$$T_{jC} = \frac{K_H + K_{e2}}{K_T} (T_s - T_{air}) + T_{air} \quad (2.23)$$

Où :

$$K_T = K_{ex} + ((K_{TEG} + K_c) / K_{sDC}) \quad (2.24)$$

Alors, les expressions des deux températures auxquelles est soumis le thermocouple de la cellule s'écrivent :

$$T_H = T_{jH} - \frac{K_{cA}}{K_{TEG} + K_c} (T_{jH} - T_{jC}) \quad (2.25)$$

$$T_C = T_{jC} + \frac{K_{cB}}{K_{TEG} + K_c} (T_{jH} - T_{jC}) \quad (2.26)$$

2.4.2 Détermination des paramètres électriques d'une cellule unitaire

2.4.2.1 Tension de sortie circuit ouvert générée par une cellule unitaire

La tension générée par une seule cellule (U_G) en circuit ouvert due à l'effet de Seebeck, est donnée par l'expression suivante :

$$U_G = \alpha_{AB} \Delta T_{TEG} = (\alpha_A - \alpha_B) (T_H - T_C) = \alpha_{AB} \beta \Delta T \quad (2.27)$$

Où β est le coefficient de couplage entre le gradient effectif et le gradient externe et s'écrit comme :

$$\beta = \frac{K_{TEG} K_s}{K_{ex} K_s + (K_c + K_{TEG}) (K_{ex} + K_s)} \quad (2.28)$$

2.4.2.2 Puissance électrique générée par une cellule unitaire

Lorsqu'une charge R_L est alimentée par une cellule thermoélectrique unitaire, un courant I_L sera généré tel qu'illustré à la figure (2.10). En combinant la loi d'Ohm, la loi de maille et le diviseur de tension, la tension aux bornes de la charge s'écrit :

$$U_L = U_G - R_{TEG} I_L = R_L I_L = \frac{R_L}{R_{TEG} + R_L} U_G \quad (2.29)$$

Où R_{TEG} est la résistance électrique totale du thermocouple de la cellule. D'après la figure (2.9), son expression s'écrit :

$$R_{TEG} = L_{TEG} \frac{(\sigma_A S_A + \sigma_B S_B)}{\sigma_A S_A \sigma_B S_B} \quad (2.30)$$

Où L_{TEG} est la longueur d'un seul matériau, du thermocouple, est donnée par :

$$L_{TEG} = L_{LEG} + W_A + W_B + L_b \quad (2.31)$$

On déduit que :

$$I_L = \frac{U_G}{R_{TEG} + R_L} \quad (2.32)$$

En utilisant les équations (2.29) et (2.32), la puissance P_{out} consommée par la charge R_L est donnée par :

$$P_{out} = U_L I_L = \frac{R_L}{(R_{TEG} + R_L)^2} U_G^2 \quad (2.33)$$

En remplaçant U_G par son expression (2.27), on obtient :

$$P_{out} = \alpha_{AB}^2 \frac{R_L}{(R_{TEG} + R_L)^2} \beta^2 \Delta T^2 \quad (2.34)$$

2.4.2.3 Rendement de conversion thermoélectrique du thermocouple

Pour un thermocouple couplé sur une charge R_L , le rendement de conversion est défini par le rapport entre la puissance électrique livrée à la charge et la puissance thermique qui atteint sa jonction chaude. Il s'écrit (Goldsmid, 2016) :

$$\eta_{con} = \frac{P_{out}}{Q_H} = \frac{\Delta T_{TEG}}{T_H} \frac{\frac{m}{m+1}}{1 + \frac{(m+1)}{T_H Z_{AB}} - \frac{\Delta T_{TEG}}{2T_H(m+1)}} \quad (2.35)$$

Où, $m = R_L / R_{TEG}$, $Z_{AB} = \alpha_{AB}^2 K_{TEG} / R_{TEG}$, et Le terme $\Delta T_{TEG} / T_H = (T_H - T_C) / T_H$ représente le rendement de Carnot pour une machine thermique idéale fonctionne comme moteur thermique. Il faut noter que Z_{AB} sera très utile dans l'optimisation du rendement global du microgénérateur. Son expression s'écrit en remplaçant R_{TEG} et K_{TEG} par leurs expressions (2.30) et (2.15) :

$$Z_{AB} = \alpha_{AB}^2 \frac{L_{LEG}}{L_{TEG}} \frac{\sigma_A S_A \sigma_B S_B}{(\sigma_A S_A + \sigma_B S_B)(\lambda_A S_A + \lambda_B S_B)} \quad (2.36)$$

2.4.2.4 Rendement et facteur de puissance d'une cellule thermoélectrique

Le rendement de la cellule thermoélectrique est le rapport de la puissance générée sur le flux dégagé par la puissance thermique injectée à son entrée. Son expression est donnée par :

$$\eta = \frac{P_{out}}{Q_{in}} = \alpha_{AB}^2 \frac{K_T R_L}{(R_{TEG} + R_L)^2} \beta^2 \Delta T \quad (2.37)$$

La puissance et le rendement de la cellule dépendent de la figure de mérite et la topologie géométrique proposée. Cependant, la figure de mérite peut nous renseigner juste sur le rendement des matériaux thermoélectriques utilisés. Alors, cette figure n'est pas utile pour évaluer le microgénérateur proposé. Il existe un autre paramètre appelé facteur de puissance

(ou facteur de rendement) permettant la comparaison d'un microgénérateur à un autre. L'expression de ce facteur s'écrit (Neophytou et Kosina, 2013) :

$$F = \frac{P_{\max}}{A_{TEG}} = \frac{P_{\max}}{L_s (W_{e1} + W_{e2} + W_A + W_B + L_{LEG})} \quad (2.38)$$

Où $P_{\max}$ est la puissance maximale générée et A_{TEG} est la surface de la cellule.

2.4.3 Détermination des paramètres d'un microgénérateur à multi-cellules

Le rendement d'un microgénérateur à une seule cellule risque d'être trop faible pour des applications pratiques. Par conséquent, nous proposons une structure à multi-cellules pour augmenter son rendement. Cette structure consiste à l'association N cellules unitaires thermiquement en parallèle contenant N thermocouples électriquement en série comme illustre la figure 2.15.

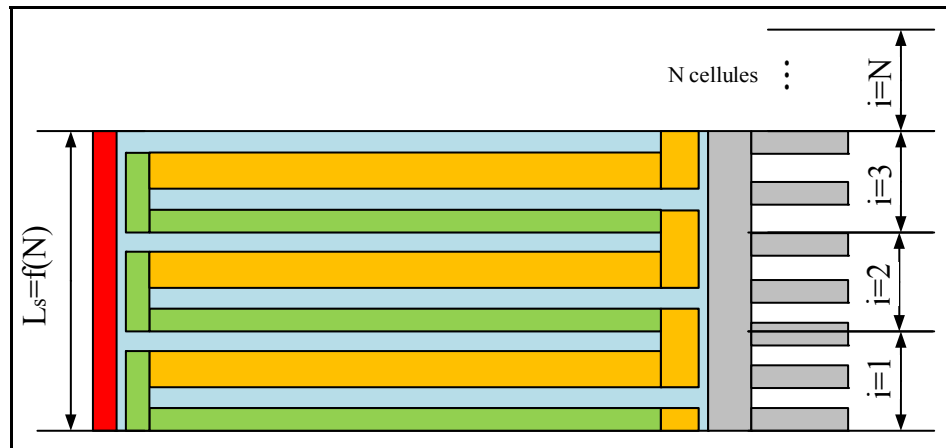


Figure 2.15 Principe de l'association de N cellule unitaire

Pour une structure de N cellules, les paramètres affectés et leurs expressions sont présentés au tableau 2.4.

Tableau 2.4 Paramètres du μ TEG affectés par le nombre du thermocouple

Paramètre	Expression	Num.Eq
Largeur du générateur (largeur de substrat portion p-1)	$L_s(N) = N(W_B + W_A + l_b)$	(2.39)
Résistance électrique totale interne d'un TEG formé par N cellules	$R_{TEG}(N) = N.L_{TEG} \frac{(\sigma_A S_A + \sigma_B S_B)}{\sigma_A S_A \sigma_B S_B}$	(2.40)
Résistance thermique interne totale d'un TEG formé par N cellules	$K_{TEG}(N) = \frac{L_{LEG}}{N(\lambda_A S_A + \lambda_B S_B)}$	(2.41)
Résistance thermique totale des jonctions d'un TEG formé par N cellules	$K_c(N) = \frac{1}{N}(K_{cA} + K_{cB})$	(2.42)
Tension effective générée d'un TEG formé par N cellules	$U_G(N) = N\alpha_{AB}\beta \Delta T$	(2.43)
Puissance de sortie générée d'un TEG formé par N cellules	$P_{out}(N) = N^2\alpha_{AB}^2 \frac{R_L}{(R_{TEG} + R_L)^2} \beta^2 \Delta T^2$	(2.44)
Figure de mérite d'une thermopile formée par N thermocouples (N cellules)	$Z_{AB}(N) = \frac{N^2\alpha_{AB}^2 K_{TEG}}{R_{TEG}}$	(2.45)

2.5 Optimisation des paramètres thermoélectriques du microgénérateur à multi-cellules

L'expression de la puissance générée et le rendement du μ TEG dépendent de quatre groupes de paramètres : les dimensions physiques de la géométrie proposée (i), les caractéristiques thermoélectriques des matériaux utilisés (ii), les physiques appliqués à la géométrie (iii), et de la charge couplée sur le microgénérateur (iiii). Les caractéristiques thermoélectriques des matériaux sont supposés données et ne font pas l'objet d'optimisation. Par conséquent, l'objectif de cette section est de chercher la géométrie optimale permettant d'avoir un rendement maximal pour ce générateur.

2.5.1 Optimisation de la géométrie du thermocouple

Comme première étape, on suppose que la résistance de charge R_L couplée à la sortie du microgénérateur est adaptée, soit ($R_L=R_{TEG}$), l'expression de la puissance générée s'écrit :

$$P_{out} = \frac{N^2 \alpha_{AB}^2}{4 R_{TEG}} \beta^2 \Delta T^2 \quad (2.46)$$

D'après l'équation (2.45), la puissance devient dépendante de la figure de mérite. On écrit :

$$P_{out} = \frac{Z_{AB}}{4} K_{TEG} \left(\frac{K_s}{K_{ex} K_s + (K_c + K_{TEG})(K_{ex} + K_s)} \right)^2 \Delta T^2 \quad (2.47)$$

Où la figure de mérite se réécrit de l'équation (2.36) en supposant que $\tau=S_A/S_B$:

$$Z_{AB} = N^2 \alpha_{AB}^2 \frac{L_{LEG}}{L_{TEG}} \frac{\sigma_A \sigma_B \tau}{(\sigma_A + \sigma_B \tau)(\lambda_A + \lambda_B \tau)} \quad (2.48)$$

Le rendement du microgénérateur est maximal lorsque le rendement de conversion thermoélectrique de chaque thermocouple tend vers le rendement de Carnot (Bensaid et al., 2012). Entre autres, pour obtenir une puissance maximale, il faut que le flux injecté à la jonction chaude de chaque thermocouple soit converti avec un rendement proche du rendement idéal de Carnot.

L'expression du rendement de conversion maximal d'un thermocouple s'écrit (Chen et al., 2016) :

$$\eta_{conv} = \frac{T_H - T_C}{T_H} \frac{\sqrt{1 + Z_{ABopt} T_m} - 1}{\sqrt{1 + Z_{ABopt} T_m} + \frac{T_C}{T_H}} \quad (2.49)$$

Où, T_m est la moyenne entre T_H et T_C . Z_{ABopt} est la figure de mérite optimale qui permet d'obtenir ce rendement. Cette figure s'écrit (Chen et al., 2016) :

$$Z_{ABopt} = \frac{\alpha_{AB}^2}{\left(\sqrt{\frac{\lambda_A}{\sigma_A}} + \sqrt{\frac{\lambda_B}{\sigma_B}} \right)^2} \quad (2.50)$$

L'expression de la figure est obtenue lorsque (Bensaid et al., 2012) :

$$\frac{S_B}{S_A} = \sqrt{\frac{\sigma_A \lambda_A}{\sigma_B \lambda_B}} \quad (2.51)$$

Où S_B et S_A sont, respectivement, la section du matériau thermoélectrique B et la section du matériau thermoélectrique A. Si on suppose que les hauteurs des deux conducteurs à la disposition sur le substrat LTCC soient égales (Dans notre laboratoire $h_{TEG}=8 \mu m$), alors la relation entre les deux largeurs des conducteurs du thermocouple s'écrit :

$$W_B = \sqrt{\frac{\sigma_A \lambda_A}{\sigma_B \lambda_B}} W_A \quad (2.52)$$

En conclusion, nous avons établi une équation entre les deux largeurs des matériaux thermoélectriques utilisés. Cette équation permet la détermination de la géométrie optimale du microgénérateur.

Pour trouver la géométrie optimale du thermocouple, il faut choisir un couple de matériaux pour le reste des étapes. Pour cette raison, on prend un exemple du couple (Ag-Ni) de propriétés thermoélectriques présentés en (Markowski, 2014). En utilisant ces propriétés, l'équation (2.52) donne $W_B \approx 4W_A$. Pour déterminer la géométrie optimale du thermocouple, il faut trouver les sections des conducteurs (W_A et W_B) et longueur optimale (L_{LEG}) correspondante.

Dans le cas idéal, la totalité du flux thermique émis par la source est injecté à la jonction chaude du thermocouple. La totalité flux de chaleur collecté à la jonction froide est évacuée comme montre la figure 2.16.

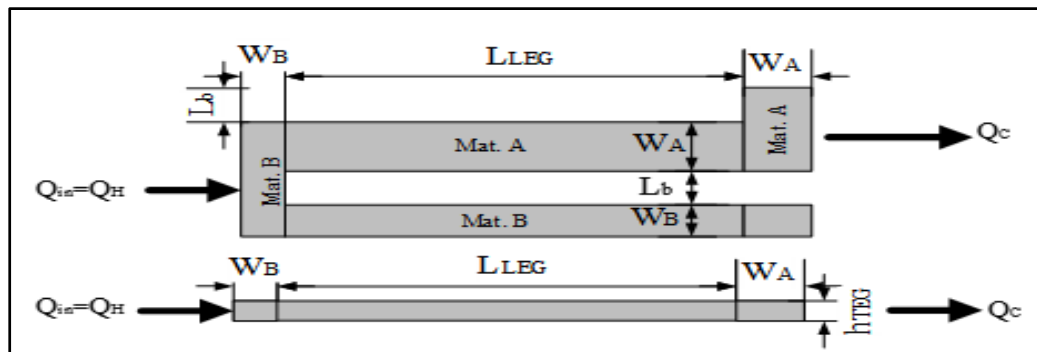


Figure 2.16 Principe de l'optimisation de la structure effective du thermocouple

Cela signifie les deux espacements sont nuls ($W_{e1} = W_{e2} = 0$). La hauteur du substrat p1 est nulle ($h_s = 0$). Alors les résistances thermiques K_T , K_D , K_{e1} , K_{e2} et K_H sont nulles. La résistance thermique K_s devient infinie. L'expression de la puissance électrique générée s'écrit :

$$P_{out} = \frac{Z_{AB}}{4} \frac{K_{TEG}}{(K_c + K_{TEG})^2} \Delta T^2 \quad (2.53)$$

Pour trouver les dimensions optimales du thermocouple (L_{LEG} , W_A et W_B), on fixe la distance L_b entre deux thermolègues à $130\mu\text{m}$. Par la suite, nous cherchons la puissance générée maximale en utilisant l'équation (2.53) en admettant que ce thermocouple ($N=1$) est soumis à un gradient externe de 1K . En faisant varier W_A (également W_B d'après l'équation 2.52) et la longueur du thermolègue L_{LEG} (également L_{TEG} d'après l'équation 2.31), on obtient les allures illustrées à la figure 2.17.

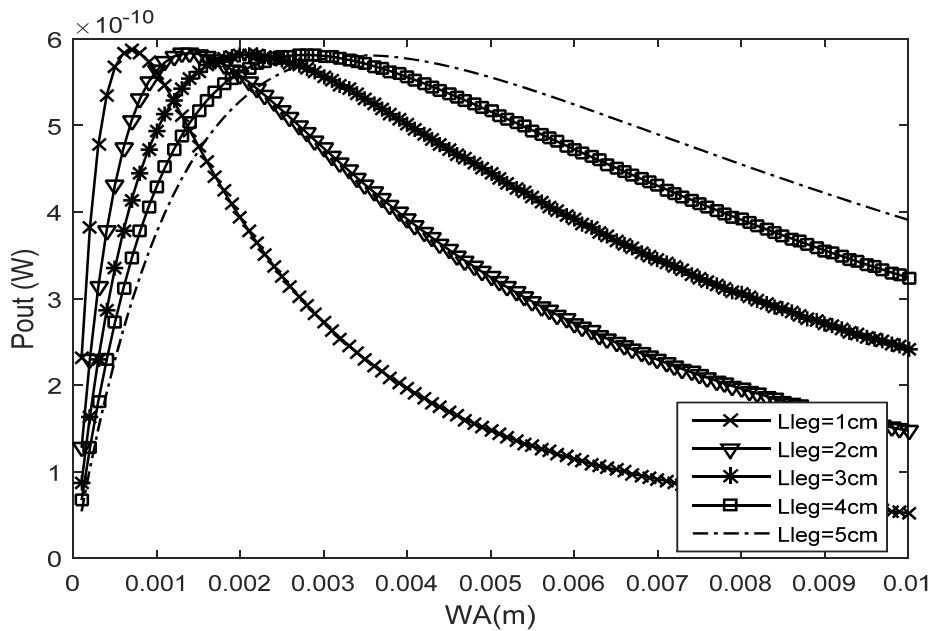


Figure 2.17 Puissance générée en fonction des dimensions du thermocouple

On observe que la puissance augmente lorsque L_{LEG} et W_A tendent vers zéro. On fixe $L_{LEG}=2\text{cm}$ pour garder la jonction froide loin de la source. La puissance est quasi proportionnelle lorsque $W_A < W_{A(Poutmax)} = 1.25\text{mm}$. On prend $W_A=200\mu\text{m}$ et $W_B=450\mu\text{m}$ comme choix raisonnable pour réaliser un microgénérateur convenable aux applications de petites tailles.

2.5.2 Optimisation des circuits de transmission et évacuation de chaleur

Le circuit de transmission de chaleur comporte le transmetteur thermique, le distributeur de chaleur et le premier espacement (W_{e2}). Le circuit d'évacuation de chaleur comporte l'espacement (W_{e2}) et le dissipateur de chaleur. L'objectif de cette section est la recherche des dimensions optimales permettant d'avoir une faible chute thermique au circuit de transmission de chaleur, également au circuit d'évacuation de chaleur, pour que (T_H) tende vers (T_s) et (T_C) tende vers (T_{air}).

Pour réduire la chute thermique aux niveaux des résistances thermiques K_{e1} et K_{e2} des deux espacements, il faut que les deux épaisseurs tendent vers zéro. On choisit ($W_{e1} = W_{e2} = 200\mu m$) comme valeur minimale afin d'éviter tout problème de contact mécanique avec les thermocouples.

Pour une évacuation efficace de la chaleur de la jonction froide, le dissipateur de chaleur doit avoir une résistance de conduction et de convection négligeables. La résistance de conduction dépend section ($L_s \times h_s$) et l'épaisseur (t_b) selon l'équation (2.12). la réduction de cette résistance implique le choix d'un épaisseur (t_b) très petit. La résistance de convection dépend essentiellement de la somme des surfaces de convections selon l'équation (2.13). Pour réduire la résistance, il faut augmenter le nombre et la surface des ailettes ($N_f, L_f \times h_H$) le maximum possible en tenant compte de la taille totale du dissipateur. Le choix ($t_b=3mm$, $t_f=3mm$, $L_f=1.5cm$ et $h_H=1.5cm$) est convenable pour la taille totale du microgénérateur.

La variation de la hauteur du substrat p1 (h_s) affecte plusieurs paramètres comme montre le tableau 2.3. Cette hauteur doit être, à la fois, minimale pour que la majorité de flux coule à travers la section de la thermopile, et maximale pour que l'évacuation de chaleur soit efficace à travers la section ($L_s \times h_s$) du dissipateur de chaleur. Par conséquent, la recherche de ce paramètre nécessite des simulations graphiques pour le déterminer.

Pour trouver les dimension optimales du transmetteur de chaleur et le distributeur de chaleur, il faut fixer au moins deux paramètres du groupe (h_{rf} , W_T et W_D). La hauteur (h_{rf}) doit être minimale pour réduire la résistance du transmetteur thermique. Le choix minimal est $h_{rf}=0.7\text{mm}$ (Recommandé en process LTCC) en tenant compte la rigidité du substrat p2. La section ($W_T \times W_D$) dépend de la source qui émis la chaleur. Cette section doit être maximale, d'après l'équation (2.1), pour que la résistance du transmetteur thermique soit faible. Cependant, la largeur W_D doit être, à la fois, maximale pour que la résistance du transmetteur thermique soit faible, et minimale pour que la résistance du distributeur de chaleur soit faible d'après l'équation 2.2. Dans ce cas, on fixe la largeur W_T , et on cherche W_D optimale par les simulations graphiques.

La variation du nombre des cellules (N) affecte plusieurs paramètres thermoélectriques. En effet, l'augmentation de N engendre l'augmentation de la section du substrat ($h_s \times L_s$) et d'où la réduction de sa résistance thermique (K_s). Cette réduction engendre la diminution de la quantité de flux transmise à la thermopile ce qui va réduire le rendement du microgénérateur. D'autre part, l'augmentation de N (également l'augmentation du nombre des thermocouples) permet d'augmenter la tension générée en sortie. Par conséquent, ce paramètre nécessite une détermination graphique de sa valeur optimale.

En conclusion, les paramètres qui nécessitent des simulations graphiques pour les optimiser sont (N , h_s et W_D) car ils affectent plusieurs paramètres. La figure 2.18 illustre la variation de la puissance générée à ($\Delta T=1\text{K}$) en fonction des paramètres N , h_s et W_D .

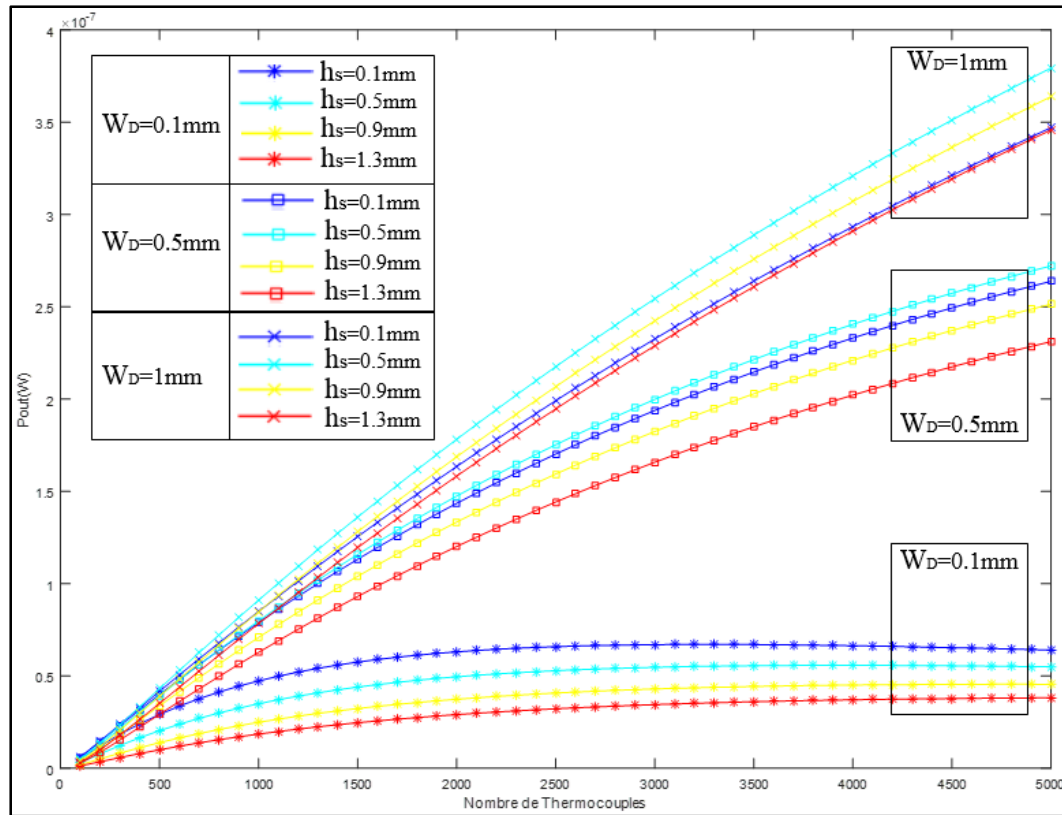


Figure 2.18 Puissance générée en fonction de W_D , h_s et N

On remarque que si W_D augmente, le nombre des thermocouples permettant d'obtenir le maximum de puissance diminue. Par exemple, pour $W_D=0.1\text{mm}$ le nombre N optimal est entre 1000 et 2000 thermocouples. Pour $W_D=1\text{mm}$, N optimal devient supérieur à 5000 thermocouples. De plus, la puissance est maximale lorsque l'épaisseur (h_s) est minimale pour les trois valeurs de (W_D). Dans ce cas, le choix de nombre des thermocouples dépend de l'application désirée pour l'installation de ce microgénérateur. Dans notre cas, On désire concevoir un microgénérateur convenable aux tailles des circuits RF. Par conséquent, on se limite à utiliser uniquement $N=100$ thermocouples.

Après le choix du nombre de thermocouples, on cherche les deux autres paramètres h_s et W_D . La figure 2.19 montre que pour $N=100$ thermocouples, les valeurs convenables pour avoir une puissance maximale sont $W_D=0.5\text{mm}$ et $h_s=0.1\text{mm}$. Cependant, un substrat LTCC d'épaisseur

$h_s=0.1$ mm n'est pas réalisable dans notre laboratoire. On choisit la valeur minimal réalisable $h_s=0.7$ mm comme valeur minimale réalisable assurant la bonne rigidité du substrat.

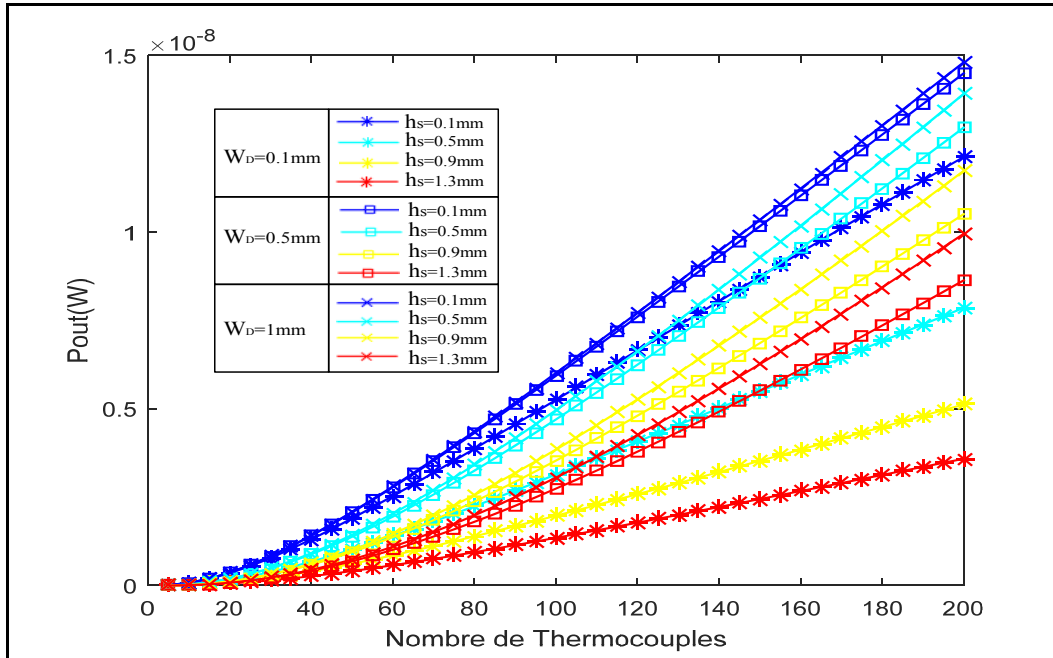


Figure 2.19 Zoom sur la puissance générée en fonction de W_T , h_s et N

2.5.3 Prototype final synthétisé

En tenant compte des paramètres optimisés, le prototype final synthétisé à 100 cellules, également à 100 thermocouples (Ag, Ni) en série, a une grande différence entre sa largeur et sa longueur $L_s(N)$. Réellement, cette architecture n'est pas convenable pour une distribution de chaleur uniforme sur toutes les jonctions chaudes. En effet, les thermocouples à l'extrémité sont soumis à des faibles gradients de températures. Les N cellules ont, donc, été regroupées en deux grandes cellules droite et gauche dont chacune comporte 50 cellules unitaires comme montre la figure 2.20. Les deux cellules sont symétriques par rapport à un axe passant par l'extrémité gauche du distributeur de chaleur.

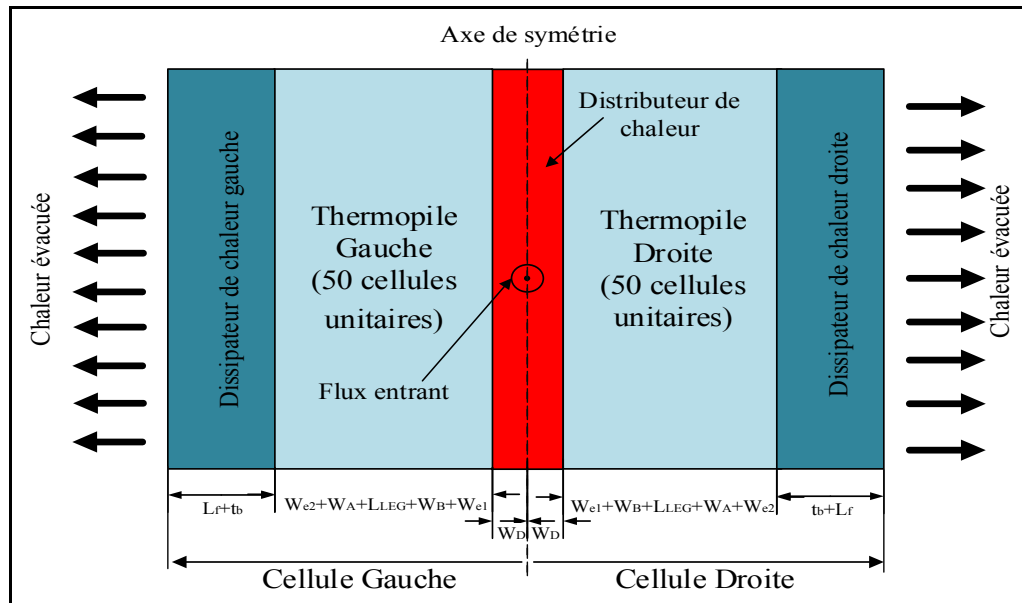


Figure 2.20 Synoptique du μ TEG proposé

En utilisant cette architecture, nous avons proposé une structure d'un microgénérateur à 100 thermocouples repartis sur deux cellules de 50 thermocouples chacune. Pour assurer la faisabilité de cette structure, on a ajouté deux épaisseurs latérales comme supports pour assurer la fixation des deux dissipateurs droite et gauche.

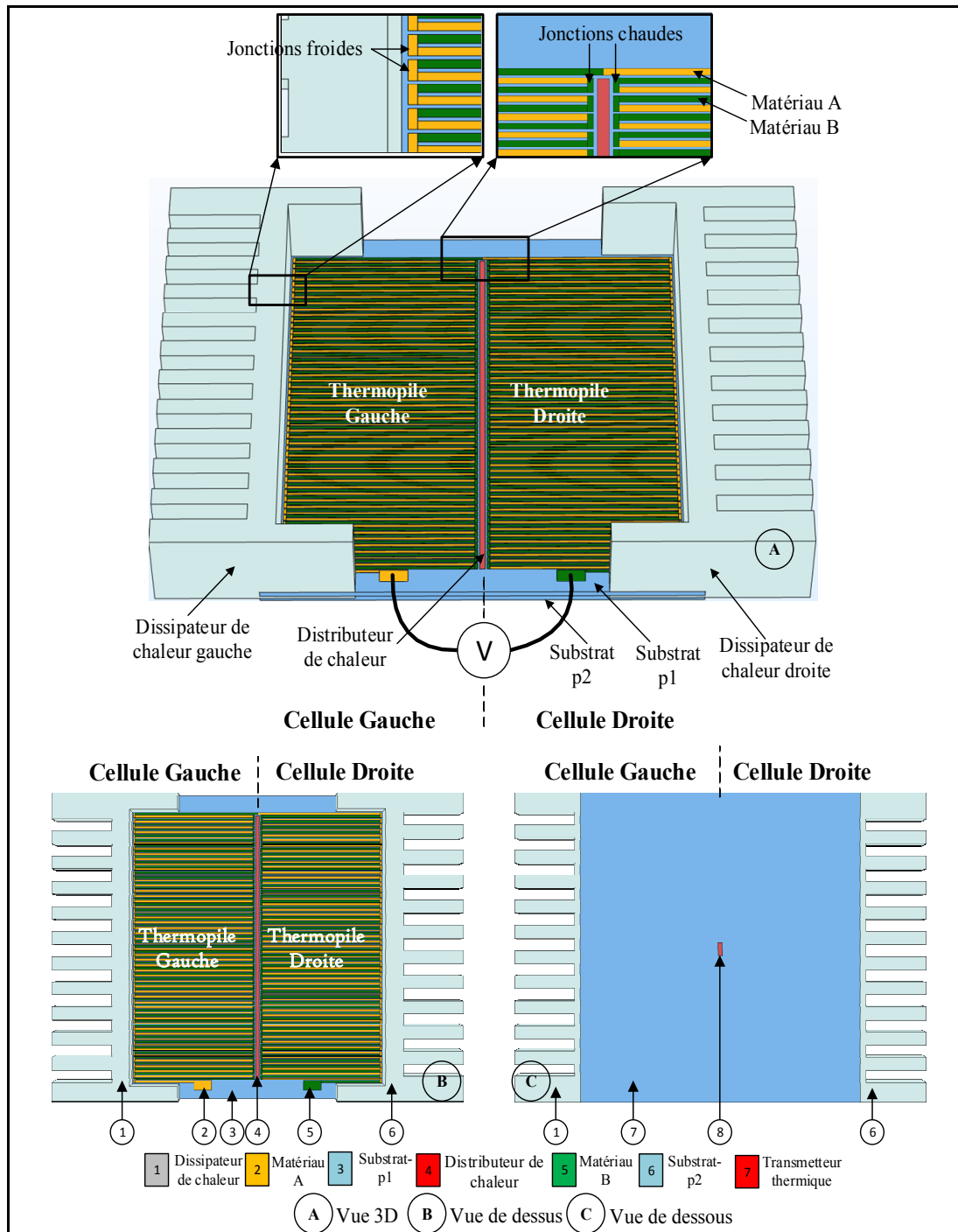


Figure 2.21 Schéma du prototype synthétisé d'un μ TEG avec le couple (Ag-Ni)

2.5.4 Application pour autres matériaux thermoélectriques

Pour généraliser la méthode d'optimisation en utilisant autres matériaux thermoélectriques, les étapes d'optimisation utilisées sont résumées au tableau 2.5.

Tableau 2.5 Résumé des étapes d'optimisations des paramètres du μ TEG

Etape	Taches	Notes
E.0	Hypothèses initiales	- Toutes les convections sont négligeables - Les paramètres intrinsèques des matériaux ne dépendent pas de la température
E.1	Choix du couple de matériaux thermoélectrique	- Conductivité thermique (λ_A, λ_B) - Conductivité électrique (σ_A, σ_B) - Coefficient de Seebeck (α_A, α_B)
E.2	Détermination de la relation $W_B = \sqrt{\frac{\sigma_A \lambda_A}{\sigma_B \lambda_B}} W_A$	
E.3	Détermination graphique de W_A , W_B et L_{LEG} pour une cellule ($N=1$) avec $\Delta T=1K$	$P_{out} = \frac{Z_{AB}}{4} \frac{K_{TEG}}{(K_c + K_{TEG})^2} \Delta T^2$
E.4	Choix des dimensions de dissipateur thermique, les deux espacements et de chaleur et la largeur de transmetteur thermique.	- Transmetteur thermique (W_T, h_{rf}) - Les espacements (W_{e1}, W_{e2}) - Dissipateur thermique (t_f, t_b, L_f, h_H)
E.5	Détermination graphique de W_D , h_s et N avec $\Delta T=1K$	$\Delta T=1K$ $P_{out} = \frac{N^2 \alpha_{AB}^2}{4 R_{TEG}} \beta^2 \Delta T^2$
E.6	Synthèse de prototype final	Tenir compte des supports des dissipateurs thermiques et les deux thermocouples de connexion

La première (E.0) décrit les hypothèses utilisées pour la simplification du modèle thermoélectrique proposé. Les paramètres propriétés thermoélectriques des deux matériaux

utilisés doivent être fixés choisis à la deuxième étape (E.1). L'étape (E.2) consiste à déterminer le rapport entre les deux largeurs des matériaux thermoélectriques utilisés. Après, les valeurs des largeurs des matériaux (W_A et W_B) choisis ainsi que la longueur du thermolègue (L_{LEG}) sont déterminés graphiquement. Après le choix des dimensions du dissipateur thermique à l'étape (E.4), les trois paramètres (W_D , h_s et N) sont déterminés à l'étape (E.5).

Pour valider l'algorithme d'optimisation proposé au tableau 2.5, on se propose de synthétiser deux microgénérateurs à base de deux autres matériaux thermoélectriques. Le premier microgénérateur est formé par un couple p-Bi₂Te₃ dopé par Sb₂Te₃ et n-Bi₂Te₃ dopé par Se₃Te₃ (Kim, Oh et Hyun, 2000). L'autre microgénérateur est formé par un couple n-p TAGS75 (Schröder et al., 2014). Le tableau 2.6 montre les allures obtenues des paramètres optimisés pour les étapes d'optimisation de (E.3) et (E.5) en utilisant les mêmes analyses présentées du couple (Ag-Ni). Le tableau 2.7 résume les valeurs optimales choisies.

Tableau 2.6 Etapes d'optimisation pour deux autres matériaux thermoélectriques

Etape	E.3
--------------	------------

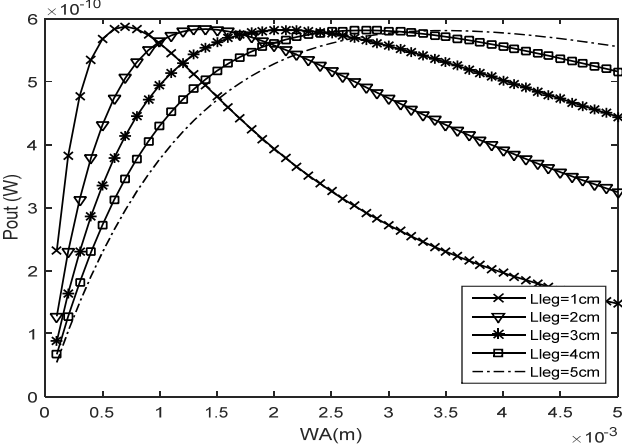
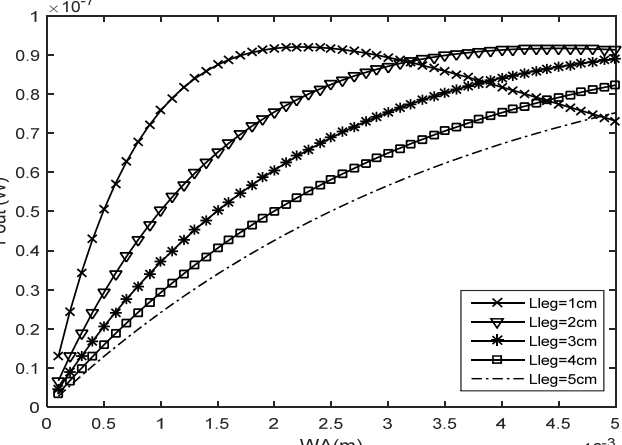
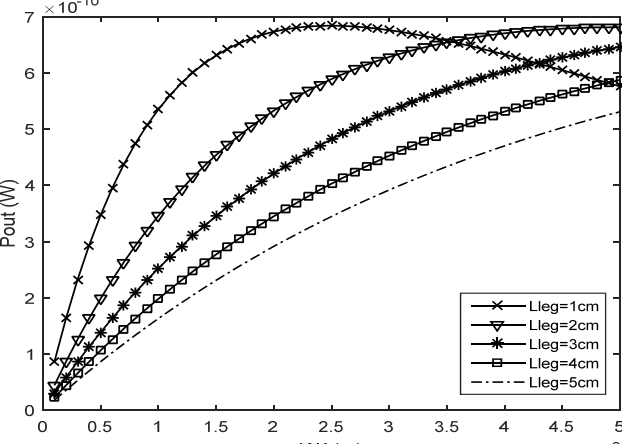
Candidat 1 Ag , Ni	
Candidat 2 p-(Bi₂Sb₂)Te₃ , n-Bi₂(Se₃Te₃)	
Candidat 3 p-TAGS75 , n-TAGS75	

Tableau 2.7 Etapes d'optimisation pour deux autres matériaux thermoélectriques (Suite)

Etape	E.5
-------	-----

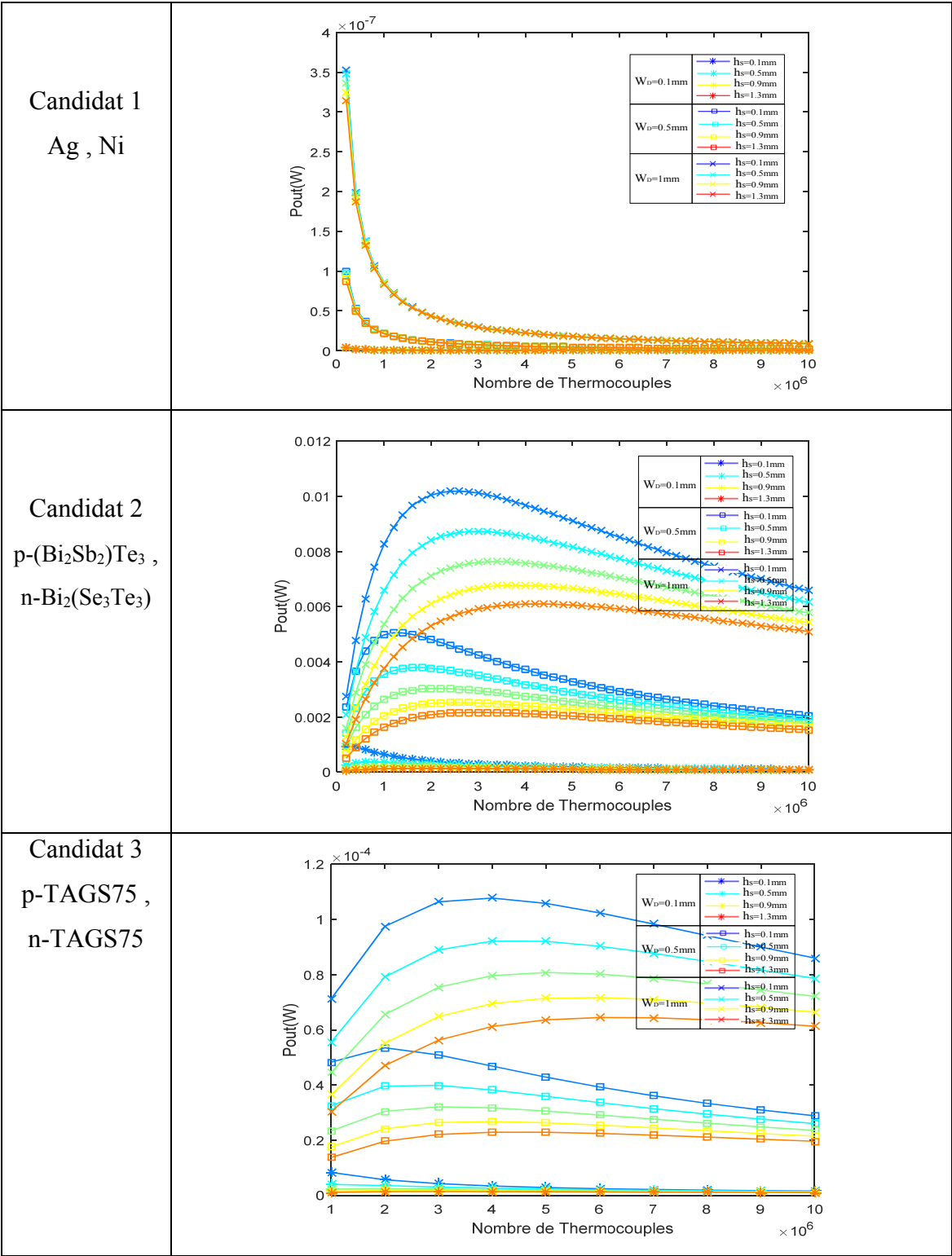
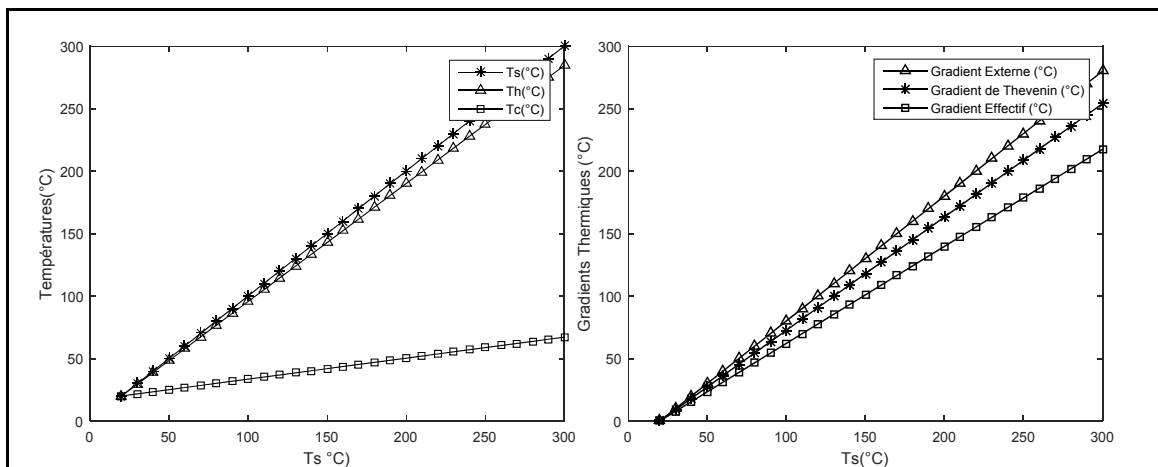


Tableau 2.8 Paramètres optimisés des trois candidats thermoélectriques

	Couple	α ($\mu\text{V}/\text{K}$)	σ (S.m)	λ (W/m K)	W_A (μm)	W_B (μm)	L_{LEG} (cm)	W_D (mm)	h_s (mm)	N
Candidat 1 (Markowski, 2014)	Ag Ni	1.5 -19.5	63e6 14e6	429 90.7	200	450	2	0.5	0.7	100
Candidat 2 (Kim, Oh et Hyun, 2000)	p- (Bi_2Sb_2) Te_3 n- $\text{Bi}_2(\text{Se}_3\text{Te}_3)$	200 -210	83e5 66e5	2 1.7	400	400	2	0.5	0.7	100
Candidat 3 (Schröder et al., 2014)	p-TAGS-75 n-TAGS-75	200 -200	3e5 3e5	1.2 1.2	400	400	2	0.5	0.7	100

2.6 Simulations analytiques et résultats

Le modèle synthétisé par analogie thermoélectrique est simulé par MATLAB®. La figure 2.22 illustre la variation de la température au niveau des jonctions chaudes et jonctions froides, le gradient effectif (ΔT_{TEG}), le gradient de Thevenin (ΔT_{Thev}) et le gradient externe (ΔT) en fonction de la température (T_s).

Figure 2.22 Températures et gradients thermiques en fonction de (T_s)

On remarque que la différence entre le gradient externe (ΔT) et le gradient effectif (ΔT_{TEG}) est très réduite car les pertes thermiques à l'entrée de la structure sont assez faibles.

Pour les trois microgénérateurs, dont chacun est formé par un couple thermoélectrique présenté en (2.5.4), une étude comparative est présentée. Les tensions générées en circuit ouvert, en fonction de la température de la source (T_s), sont illustrées par la figure 2.23.

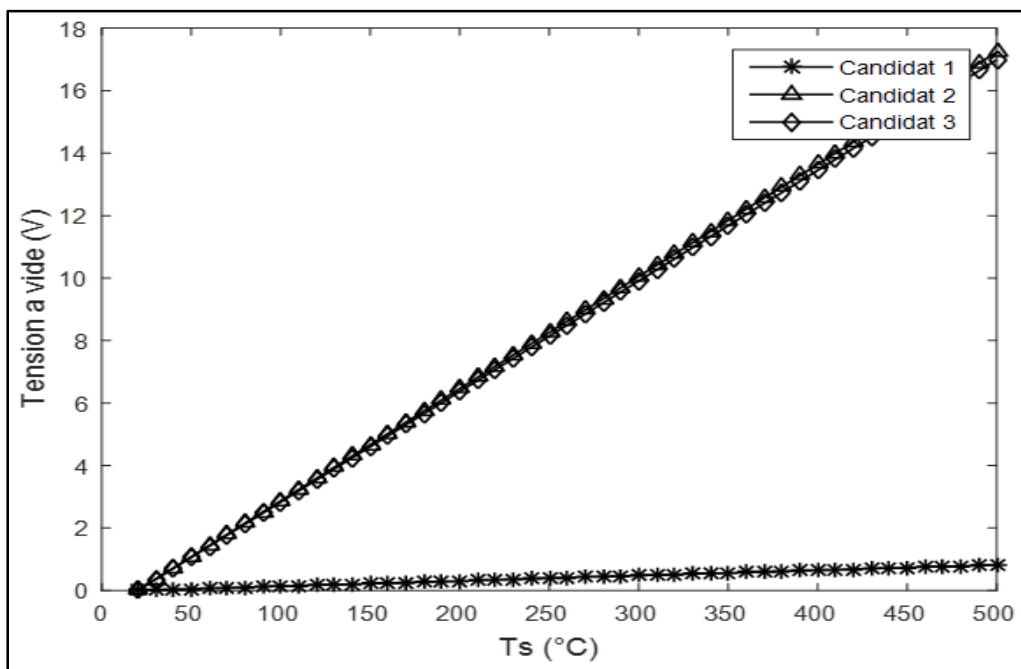


Figure 2.23 Tensions à vide générées en fonction de la température (T_s)

On remarque que la tension générée est assez faible ($\max < 1V$) pour le candidat (Ag-Ni), car elle directement liée au gradient effectif (ΔT_{TEG}) et le coefficient de Seebeck des deux matériaux utilisés ($\alpha_{AB} = 21 \mu V/K$). Par contre les deux candidats (2) et (3) génèrent une tension importante car leurs coefficients de Seebeck sont forts ($400 \mu V/K$).

Les figures 2.24 et 2.25 montrent les puissances générées et les rendements globaux pour chaque microgénérateur couplé sur une charge adaptée.

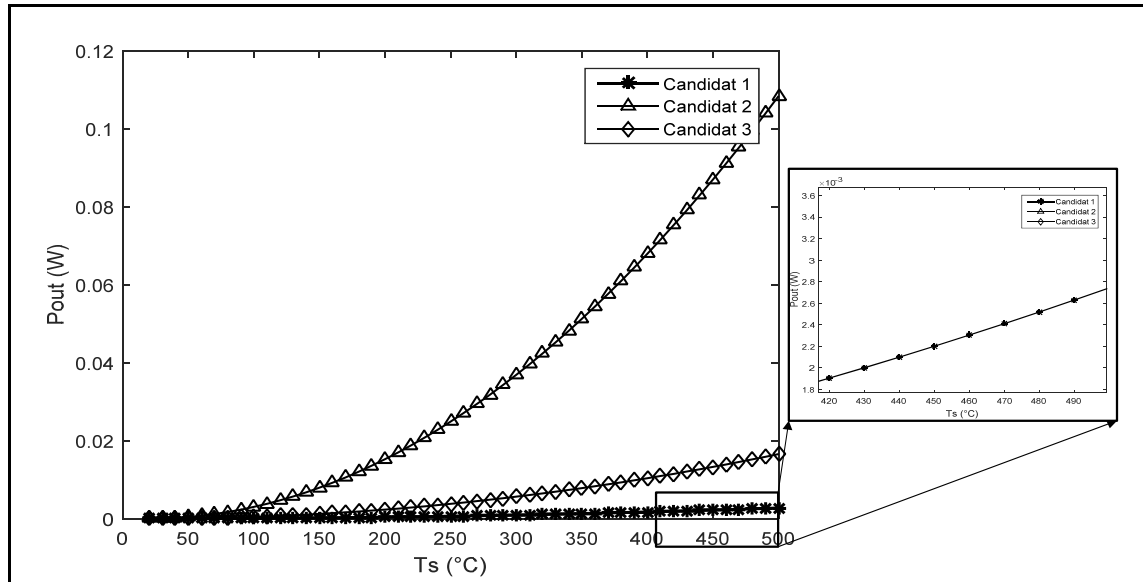


Figure 2.24 Puissances générées et en fonction de la température de la source (T_s)

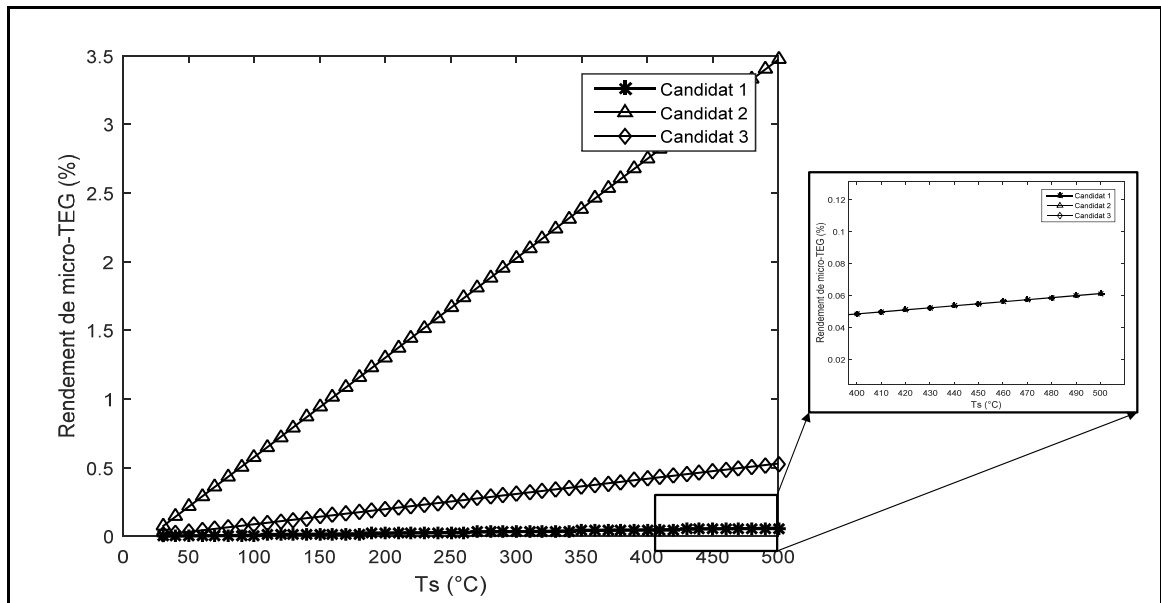


Figure 2.25 Rendements des microgénérateurs proposés versus la température (T_s)

Le couple (Ag-Ni) peut générer une puissance maximale égale à 2.74 mW à une température T_s élevée (rendement de 0.061 %). La puissance générée est affectée par les sections des matériaux utilisés et la longueur totale de la thermopile ($=2 \times N \times L_{\text{teg}} = 4\text{m}$). La hauteur des conducteurs ($h_{\text{TEG}} = 8 \mu\text{m}$) est l'origine principale qui affecte puissance générée ainsi que la

résistance interne totale ($56.12 \, \Omega$) et la résistance thermique interne K_{TEG} (26 k K/W). Cette résistance thermique domine la résistance thermique totale du modèle (197.44 K/W) et la résistance thermique du substrat p1 (162.08 K/W). Cela montre qu'un volume important du flux dégagé de la source se propage à travers la section du substrat ($L_s \times h_s$). Le reste du flux thermique traverse les thermocouples. Le tableau 2.8 présente les valeurs des paramètres thermoélectriques obtenus de chaque microgénérateur.

Tableau 2.9 Résultats de simulation analytique pour les trois candidats proposés

Paramètre	Unité	Candidat 1	Candidat 2	Candidat 3
K_T	K.W^{-1}	5	2.5	2.5
K_D	K.W^{-1}	0.0196	0.0168	0.0168
$K_{e1}=K_{e2}$	K.W^{-1}	1.596	1.347	1.347
K_{jA}	K.W^{-1}	0.747	448.02	448.02
K_{jB}	K.W^{-1}	7.951	358.42	448.02
K_A	K.W^{-1}	291.375	52.08k	52.083k
K_B	K.W^{-1}	612.51	41.66k	52.083k
K_{TEG}	K.W^{-1}	197.449	23.14k	26.042k
R_{TEG}	Ω	56.12	177.90	4.36k
K_s	K.W^{-1}	162.08	140.16	140.161
K_{cd}	K.W^{-1}	0.198	0.170	0.170
K_{cv}	K.W^{-1}	10.51	9.021	9.021
K_H	K.W^{-1}	10.714	9.191	9.191
K_{TOT}	K.W^{-1}	81.154	153.75	153.84
$U_{G(\text{max})} / 500^\circ\text{C}$	V	0.81	17.24	16.9
$U_{L(\text{max})} / 500^\circ\text{C}$	V	0.40	8.62	8.45
$I_{L(\text{max})} / 500^\circ\text{C}$	mA	6.85	12.52	1.96
$P_{\text{out}(\text{max})} / 500^\circ\text{C}$	mW	2.74	108	16.6
$\eta_{(\text{max})} / 500^\circ\text{C}$	%	0.061	3.5	0.5

La puissance générée par le candidat 2 (Bi_2Te_3) peut atteindre jusqu'à 108 mW à une température de 500°C avec une tension élevée (17.24 V). Le candidat 2 (Bi_2Te_3) possède une conductivité électrique plus élevée que le candidat 3 (TAGS75). Cela explique la différence de rendement entre les deux malgré qu'ils possèdent les mêmes coefficients de Seebeck et les mêmes conductivités thermiques. Pour les trois microgénérateurs, la résistance thermique effective du thermocouple (K_{TEG}) domine la résistance thermique du substrat p1 (K_s). Ceci implique que la majorité de flux se propage à travers la section ($L_s \times h_s$).

2.7 Conclusion

Dans ce chapitre, une modélisation d'un microgénérateur thermoélectrique, par une approche thermique-électrique est présentée. Cette approche a permis de déterminer les limitations possibles pour avoir un microgénérateur thermoélectrique planaire de bon rendement. Pour ce faire, il faut utiliser un matériau avec une figure de mérite importante (comme le Bi_2Te_3). Cette condition n'est pas suffisante pour avoir le bon rendement. La topologie proposée, présente un impact considérable sur le rendement. En effet, la section du conducteur affecte la puissance générée. Pour avoir une puissance générée importante, il faut augmenter la section des conducteurs thermoélectriques. Le rendement dépend aussi de la section du substrat p1 car la majorité du flux se propage à travers cette section ($L_s \times h_s$). Pour réduire l'impact de cette section, il faut réduire le produit ($L_s \times h_s$). Pour ce fait, on peut ajouter des cavités vides tout au long la structure, comme montre la figure 2.26. Ces cavités engendrent la réduction la section de la portion 1 sans affecter sa rigidité.

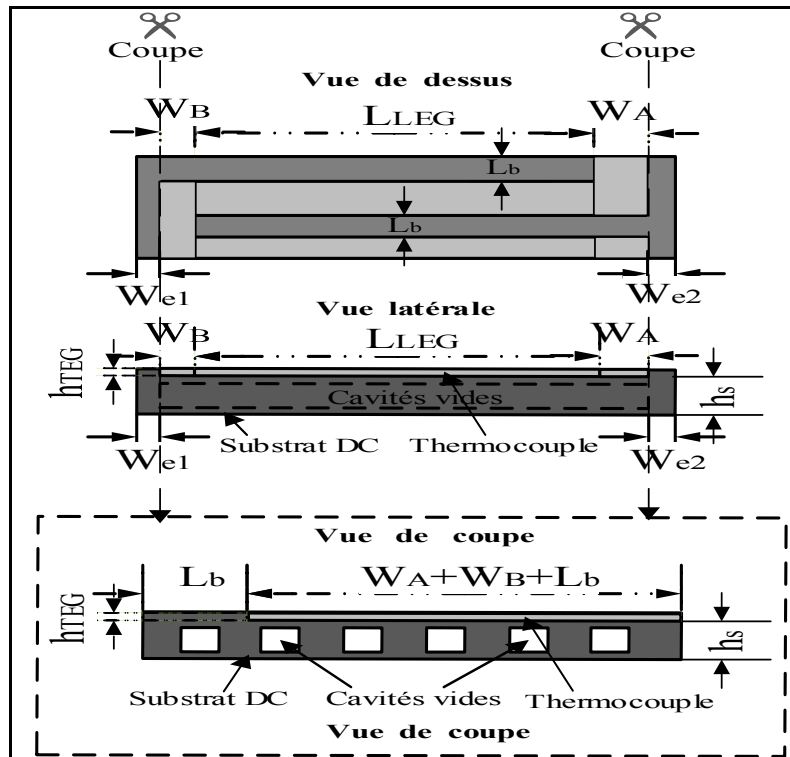


Figure 2.26 Principe de réduction de la section du substrat p1

Si la somme des sections des cavités représente 50% alors la résistance thermique K_s devient double et la puissance sera améliorée. La figure 2.27 montre l'effet de cette réduction sur la puissance et la tension pour un microgénérateur basé sur (Ag-Ni).

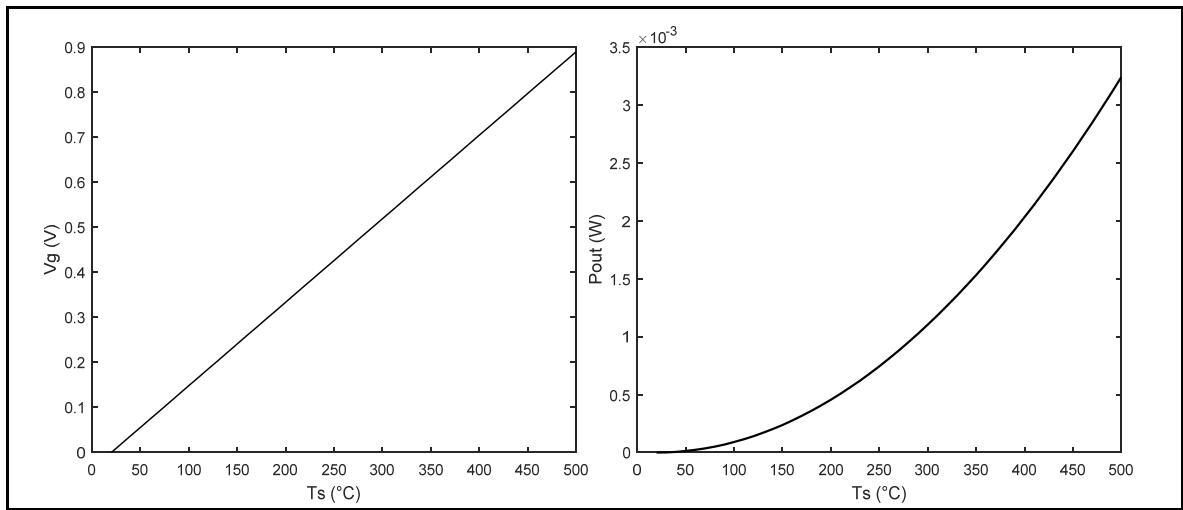


Figure 2.27 Résultats obtenus après la réduction de la section du substrat p-1

La résistance du substrat p1 devient égale à 97.44 W/K en lieu de 197.449 K/W. Ce qui permet d'avoir une tension de 0.9V en lieu de 0.8V et une puissance générée de 3.5 mW en lieu de 2.74 mW.

CHAPITRE 3

SIMULATION MULTIPHYSIQUE DU MICROGÉNÉRATEUR THERMOÉLECTRIQUE ET COUPLAGE AVEC UN AMPLIFICATEUR DE PUISSANCE RF

3.1 Introduction

La modélisation par analogie thermoélectrique n'est qu'une approche qui permet d'estimer le rendement d'un générateur thermoélectrique et l'optimisation de son rendement. L'inconvénient de la simulation analytique est qu'elle est basée sur des hypothèses simplificatrices qui limitent les résultats obtenus. En contrepartie, la simulation multiphysique est basée sur la résolution matricielle par éléments finis, elle est donc la plus proche de la réalité. Dans ce chapitre on se propose d'étudier le comportement stationnaire et temporel du microgénérateur proposé vis-à-vis une puissance thermique injectée à son entrée (au point T_s). Les premiers essais pour la fabrication du μ TEG proposé en utilisant la technologie LTCC sont présentés par la suite. La dernière partie est consacrée pour la technique de couplage de la puissance électrique récupérée avec l'alimentation de l'amplificateur de puissance RF.

3.2 Simulation multiphysique et résultats

Pour la simulation multiphysique de la structure réelle proposée, on suppose que tous les paramètres thermoélectriques ne dépendent pas de la température en tenant compte des hypothèses mentionnées au deuxième chapitre. On se propose dans cette partie de simuler une structure de $N= 100$ thermocouples (Ag-Ni) en utilisant COMSOL©.

3.2.1 Méthode de résolution multiphysique par éléments finis utilisés

La méthode de résolution de ce type des systèmes multiphysiques est celle par éléments finis qui se base sur le maillage de la structure proposée. COMSOL essaye de résoudre les équations matricielles de chaque maille. Le maillage utilisé est illustré par la figure 3.1. Pour les

géométries micrométriques on a utilisé un maillage très fin afin de couvrir toutes les petites entités comme les conducteurs thermoélectriques utilisés. Ce maillage offre une bonne résolution au niveau du calcul de la densité du courant et le potentiel thermoélectrique appliqué. Pour les entités de grande taille (transmetteur thermique, distributeur de chaleur, et les deux dissipateurs), un maillage de grande taille est choisi. Cela permet de réduire le temps de calcul et la taille de la solution dans la mémoire. Le nombre de mailles générées dans ce cas atteint 9000000 éléments, ce qui très réduit par rapport à l'utilisation d'un maillage uniforme de petite taille sur toute la géométrie (30000000 éléments environ).

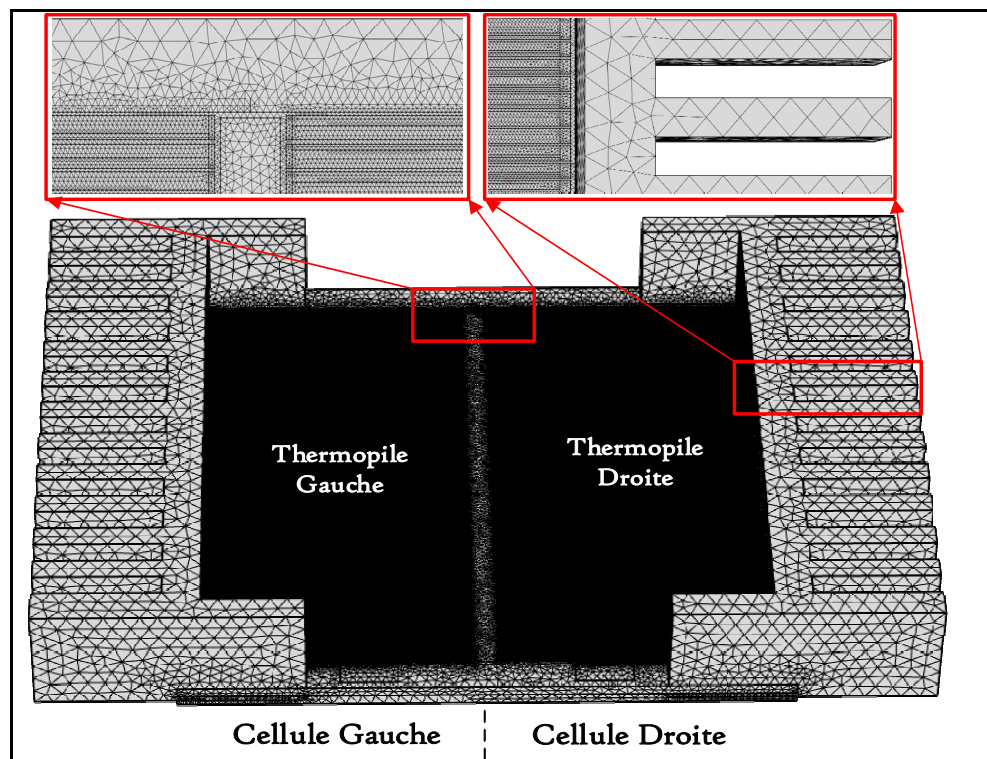


Figure 3.1 Maillage utilisé pour la simulation numérique et multiphysique

Après le maillage, la définition des conditions aux limites est indispensable afin de permettre la convergence rapide de la solution matricielle des équations de chaleurs utilisées. Dans notre cas, les conditions aux limites thermiques sont l'indication des surfaces des dissipateurs de chaleurs comme surfaces de convection avec l'air de coefficient de convection égale

$h=10\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$. Pour les conditions aux limites thermoélectriques, nous avons uniquement besoin de la désignation du connecteur GND ($=0\text{V}$).

3.2.2 Simulation stationnaire

L'objectif de cette simulation est d'étudier le profil de température en fonction de différentes valeurs de température à la jonction d'entrée (T_s), et aussi pour étudier l'évolution de la puissance générée en fonction de cette température. L'équation numérique utilisée par COMSOL© permettant la détermination de la température pour un point de la géométrie en régime statique est la suivante (Pryor Roger, 2011).

$$\rho \cdot C_p \cdot u \cdot \nabla T - \lambda \cdot \nabla^2 T = Q + Q_{ted} \quad (3.1)$$

Où ρ , C_p , u , λ , Q et Q_{ted} sont, respectivement, la masse volumique (Kg/m^3), la chaleur spécifique ($\text{J}/(\text{Kg} \cdot \text{K})$), le volume (m^3), la conductivité thermique ($\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$), le flux volumique entrant (W/m^3) et le flux auto-généré dû aux effets thermoélastiques (W/m^3). Les équations électrostatiques permettant de calculer le champ électrique dans chaque élément de maillage en fonction de la densité de courant électrique sont les suivantes (Pryor Roger, 2011).

$$\nabla \cdot J = Q_j \quad (3.2)$$

$$J = \sigma E + J_e \quad (3.3)$$

$$E = -\nabla V \quad (3.4)$$

Où J , J_e , σ , E , V et Q_j sont respectivement, la densité de courant (A/m^2), la densité du courant additif (A/m^2), la conductivité électrique (S/m), le champ électrique induit (V/m), le potentiel électrique (V) et le flux volumique (W/m^3). Le couplage entre les équations de transfert thermique entre les solides et les équations électrostatiques est défini par les équations thermoélectriques suivantes (Pryor Roger, 2011).

$$q = P.J \quad (3.5)$$

$$P = \alpha.T \quad (3.6)$$

$$J_e = -\sigma.\alpha.\nabla T \quad (3.7)$$

Où q , P et α sont, respectivement, le flux conductif, le coefficient de Peltier et le coefficient de Seebeck. En utilisant les équations et les conditions aux limites précédentes, des simulations multiphysiques ont été exécutées par COMSOL®. Les résultats de ces simulations sont présentés ci-dessous. La première figure 3.2 illustre les directions de flux en traversant la topologie de μ TEG. On remarque que le flux entrant se distribue symétriquement dans deux sens vers les deux cellules, droite et gauche, ce qui valide les hypothèses qu'on a présenté au chapitre 2 pour la modélisation thermoélectrique. Et puisque les convections négligeables n'ont pas été prises en considération dans la simulation, le flux est forcé à suivre les deux chemins symétriques qui traversent les deux cellules.

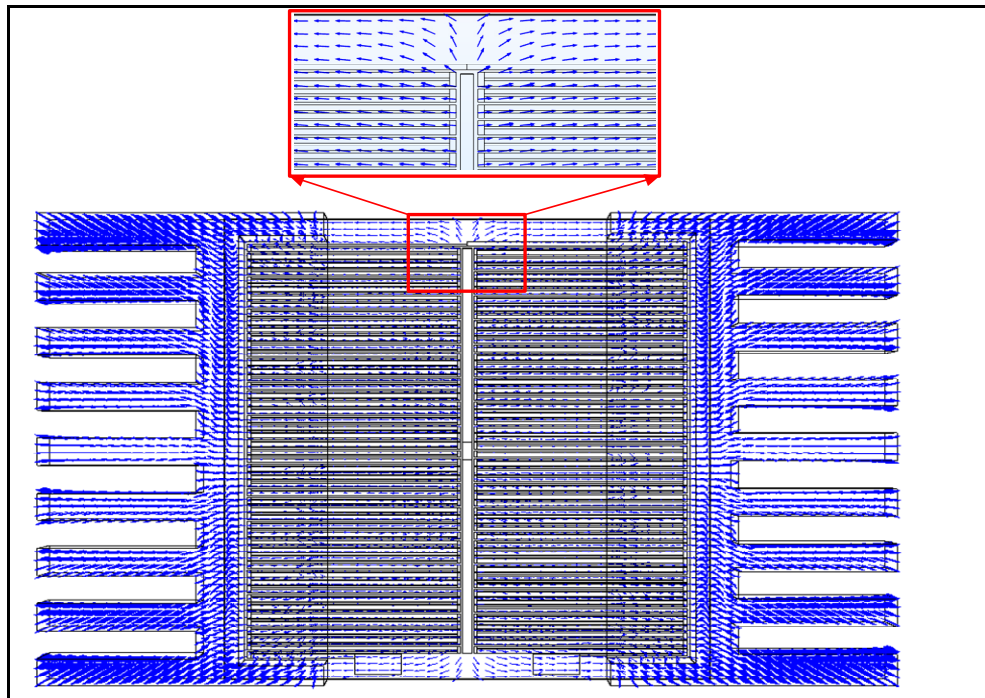


Figure 3.2 Directions de flux thermique pour une puissance d'entrée de 100 mW

Les figures 3.3 et 3.4 suivantes montrent la distribution de température et la tension générée pour une puissance d'entrée égale à 100 mW.

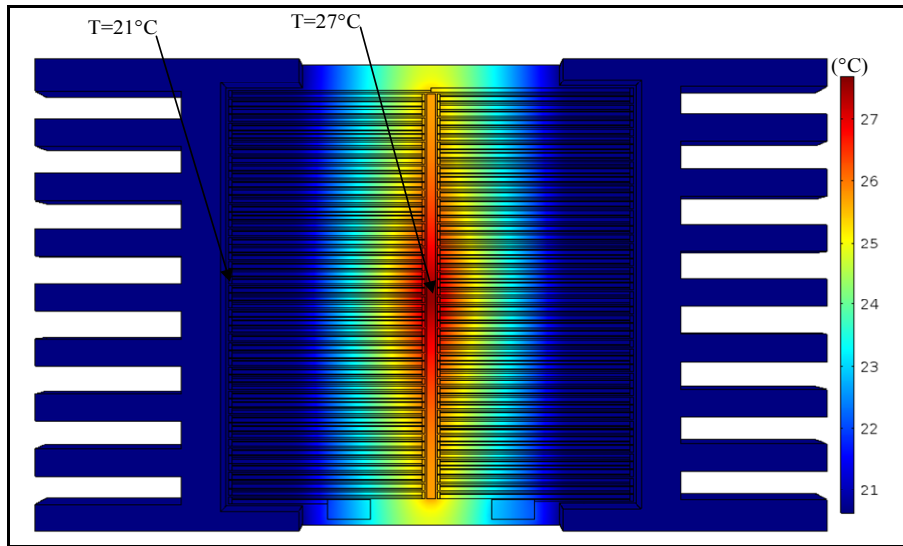


Figure 3.3 Distribution de température pour une puissance d'entrée de 100 mW

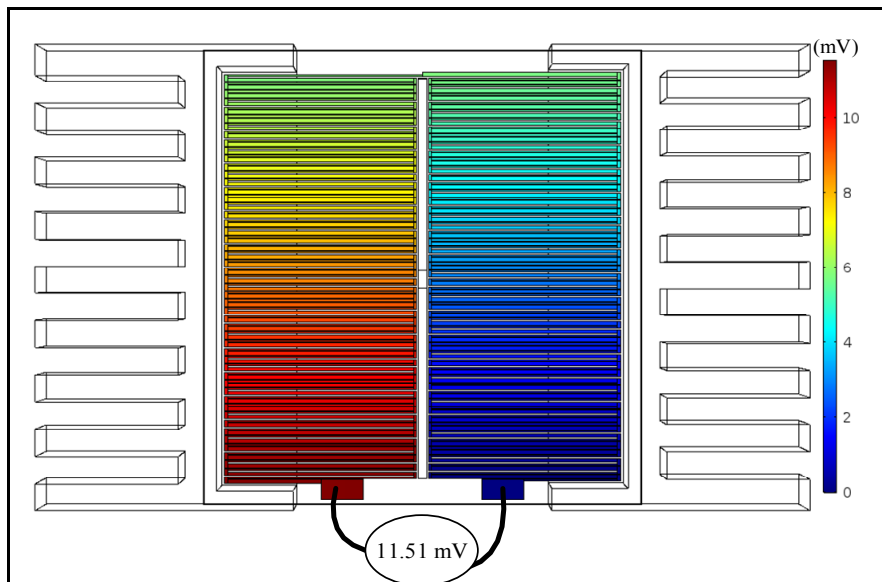


Figure 3.4 Tension à vide générée pour une puissance d'entrée de 100 mV

On remarque qu'une puissance de 100 mW dissipée à la jonction de connexion avec la source de chaleur donne une température $T_s=27.75^\circ\text{C}$, et une température moyenne $T_H=26^\circ\text{C}$ $T_C=21^\circ\text{C}$. Cela qui engendre une tension de sortie à vide égale à 11,51 mV. De même, pour une puissance de 2W, on obtient les résultats illustrés par les figures 3.5 et 3.6.

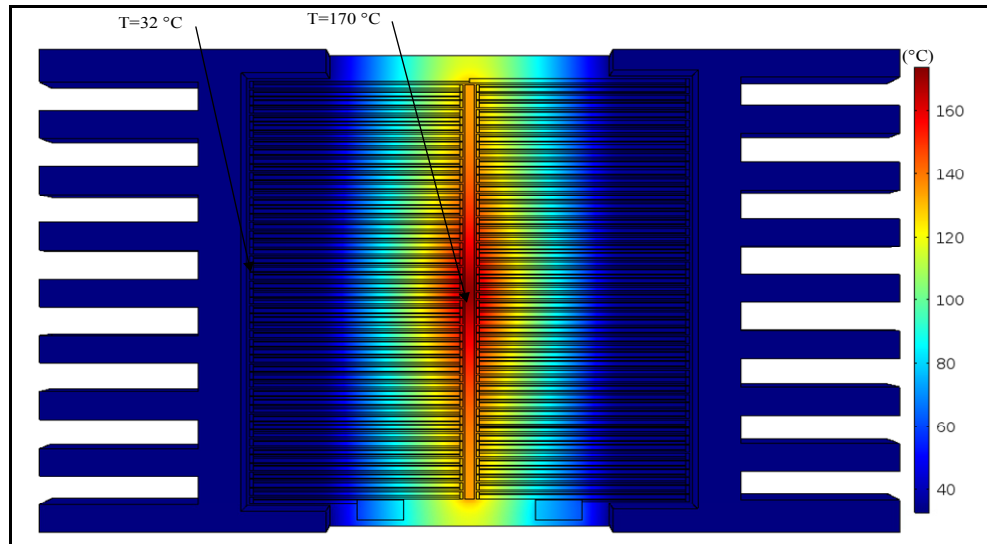


Figure 3.5 Distribution de température pour une puissance d'entrée égale à 2W

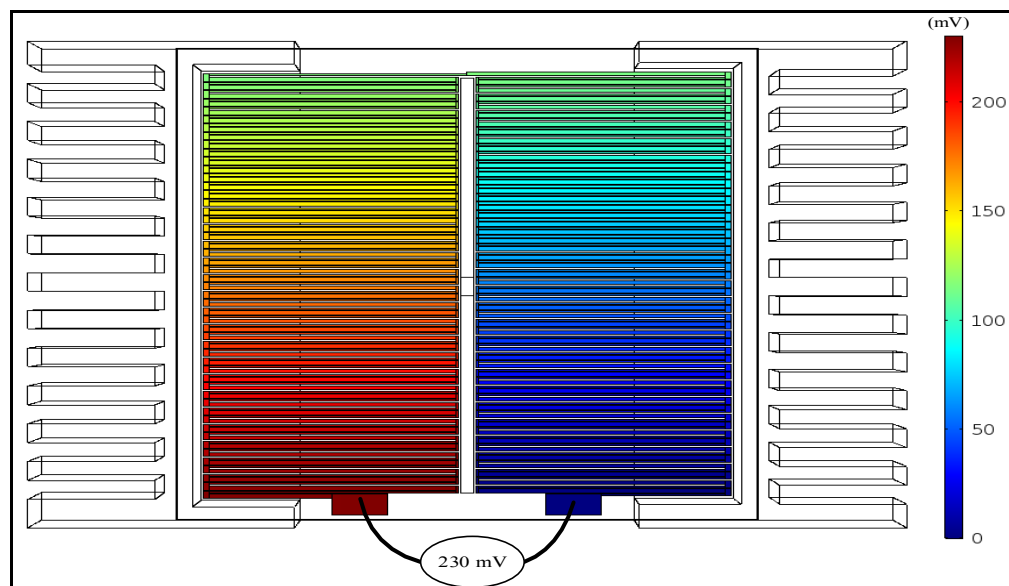


Figure 3.6 Tension à vide générée pour une puissance d'entrée égale à 2W

On remarque qu'une puissance de 2W dissipée à la jonction de connexion avec la source de chaleur donne une température $T_s=175^\circ\text{C}$, et une température moyenne $T_H=144^\circ\text{C}$ et $T_C=34^\circ\text{C}$. Ce gradient engendre une tension de sortie à vide égale à 230 mV. Pour une puissance dissipée variant entre (0.1W ; 8W), on compare les résultats théoriques par ceux du la simulation multiphysique numérique. Les figures 3.7 et 3.8 illustrent cette comparaison.

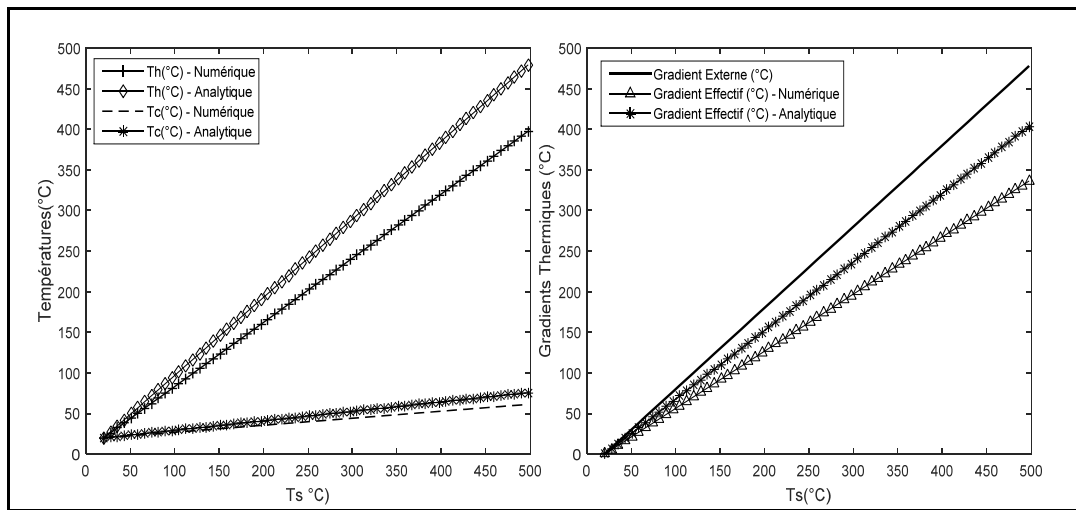


Figure 3.7 Comparaison entre températures/gradients pour les simulations numériques et analytiques

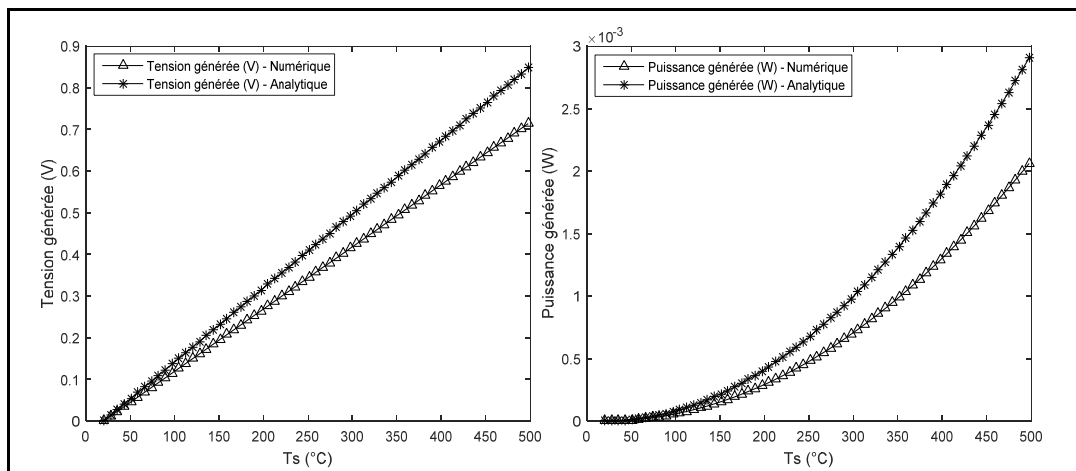


Figure 3.8 Comparaison entre les simulations numériques et analytiques

Les résultats de la simulation numérique (multiphysique) donnent une tension générée proche du résultat théorique (Exemple V_g à 100°C : Numérique $=0.12\text{V}$; Analytique $=0.14\text{V}$). Pour la puissance générée, on remarque que les deux allures sont très proches (Exemple P_{out} à 100°C : Numérique $=0.6\text{ mW}$; Analytique $=0.85\text{ mW}$). L'erreur entre le rendement numérique et le rendement analytique affiché par la figure 3.9, est justifiée par la différence entre les méthodes de prise des mesures entre les simulations numériques et les simulations analogiques.

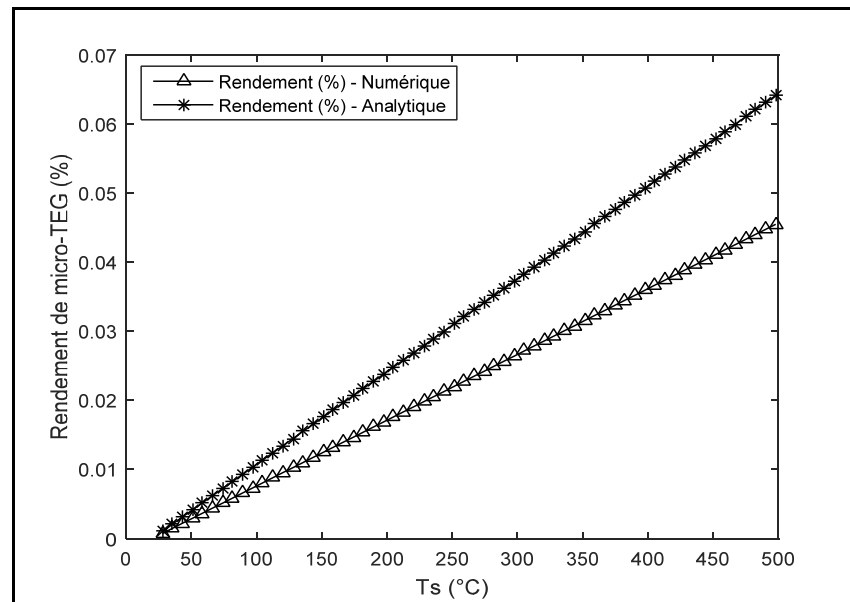


Figure 3.9 Comparaison entre les deux rendements numériques et analytiques

3.2.3 Simulation temporelle

L'objectif de cette simulation est de voir l'effet des dissipateurs de chaleur en fonction du temps. En effet, avec le temps le gradient effectif du générateur décroît rapidement, en ajoutant les deux dissipateurs de chaleur latéraux, ce gradient sera maintenu dans aux valeurs les plus élevées possibles. Les figures 3.10 et 3.11 suivantes montrent la distribution de la température à deux instants différents en fonction de temps pour une entrée $=3\text{W}$.

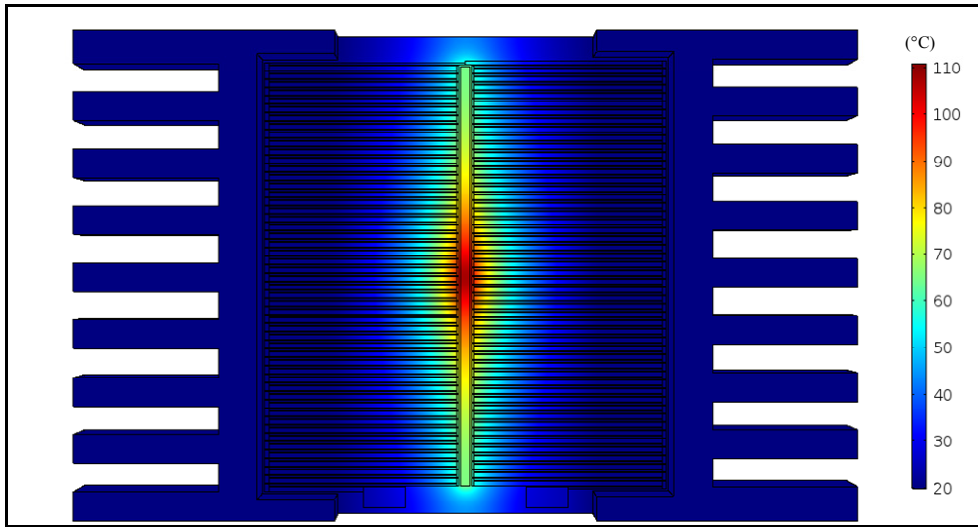


Figure 3.10 Distribution de température à l'instant $t=0.1s$

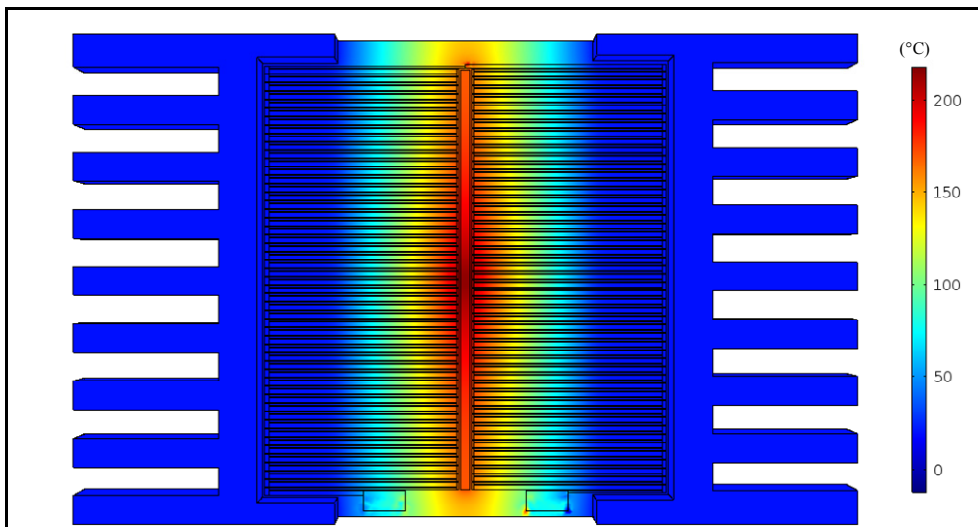


Figure 3.11 Distribution de température à l'instant $t=2s$

Les figures 3.12 et 3.13 montrent l'évolution des différentes températures (T_s , T_H et T_C) et gradient effectif ($T_H - T_C$) en fonction de temps.

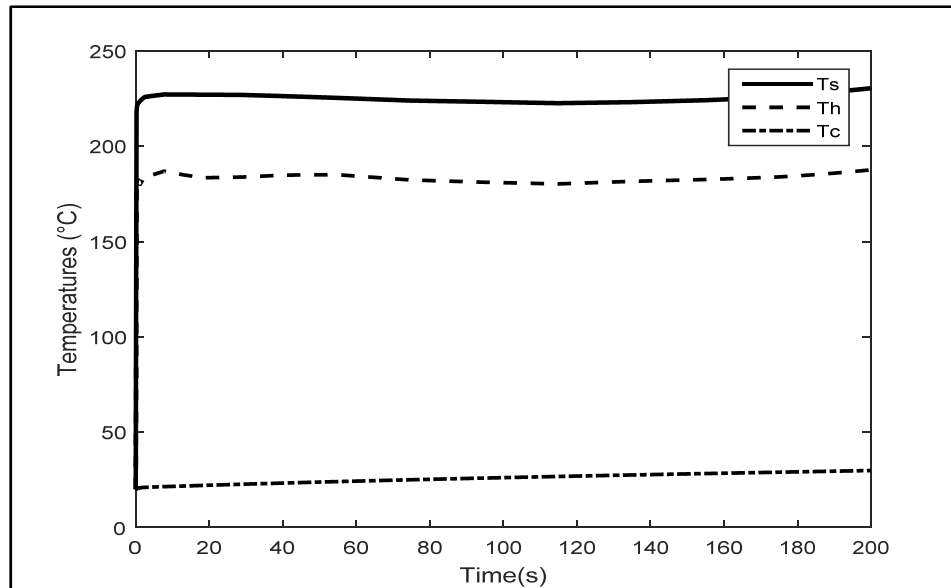


Figure 3.12 Evolution des températures du TEG en fonction de temps

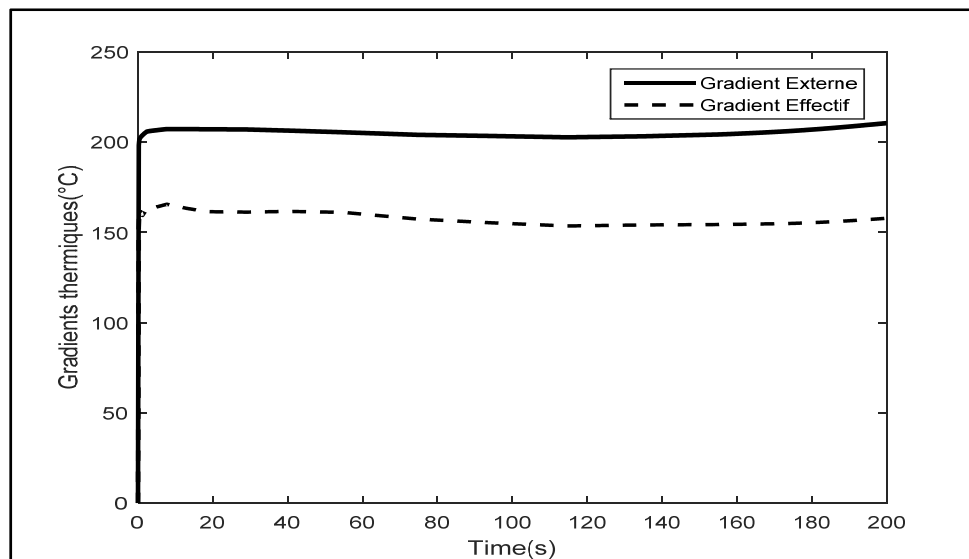


Figure 3.13 Evolution des gradients du μ TEG en fonction de temps

On remarque que les dissipateurs thermiques fonctionnent comme des relaxateurs thermiques. Ils maintiennent les jonctions froides à températures très basses le maximum possible de temps à cause de la bonne évacuation de la chaleur. Par conséquent, le gradient effectif et la tension générée reste stables durant ce temps de relaxation. On peut conclure que l'installation d'un évacuateur thermique à ce microgénérateur est indispensable.

3.3 Premiers essais de fabrication de microgénérateur avec la technologie LTCC

3.3.1 Rappel sur la technologie LTCC

Apparue en 1950, la technologie LTCC offre une grande densité d'intégration et des propriétés électriques et thermiques convenables pour la conception des circuits RF. Cette technologie est utilisée dans les applications mobiles, les circuits RF, micro-capteurs, etc. Dans cette technologie, la céramique et tous les matériaux conductifs, résistifs et diélectriques sont cocuits à une température relativement basse autour de 850°C. Pour un processus LTCC, les étapes principales de fabrication d'un circuit sont illustrées dans la figure 3.14 (Imanaka, 2005), et sont les suivantes :

- **Préparation** : Après le dessin et la préparation des masques nécessaires pour le circuit à l'aide de la machine d'exposition aux UV, l'opérateur doit préparer les feuilles nécessaires y compris le choix du substrat convenable (A6M, L8, etc.). Par la suite, des feuilles LTCC sont coupées à l'aide de la découpeuse Laser afin de définir les dimensions visées par le concepteur de circuit.

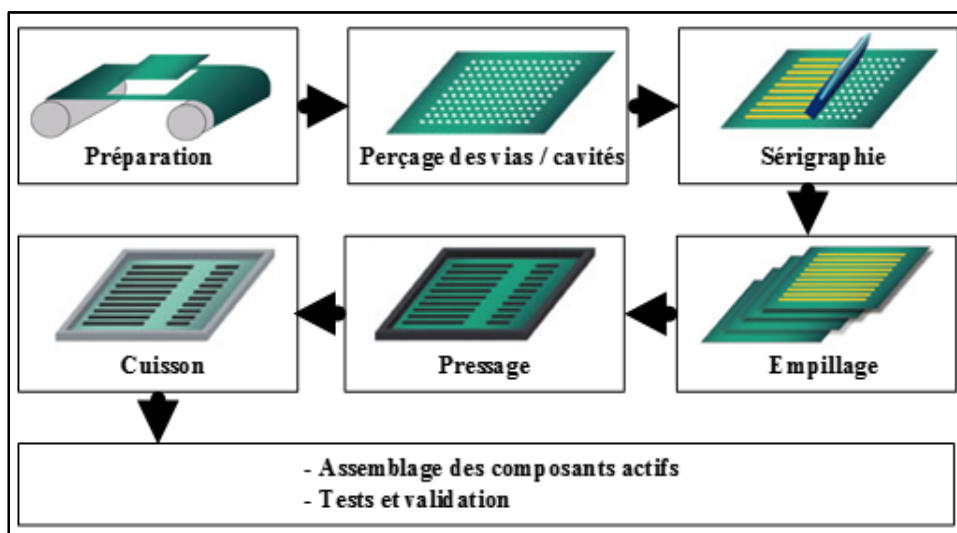


Figure 3.14 Processus de fabrication LTCC
Tirée de Imanaka (2005, p. 104)

- **Perçage des vias et cavités** : Dans cette étape, une perforation de trous qui forment les vias, les trous d'alignement et les cavités à l'aide d'une machine de perçage Laser allant jusqu'à 50 μm de précision, est accomplie.
- **Sérigraphie** : Cette étape sert à remplir les vias et imprimer les traces des conducteurs du circuit à l'aide de l'imprimante sérigraphique en utilisant des pâtes métalliques comme (Ag, PdAg, Au, etc.).
- **Empilage** : Il sert à empiler les différentes couches du substrat afin de les assembler en suivant les indices d'alignement indiqués sur les masques préconçus. Cette étape doit être précédée par le remplissage des cavités par la tape fugitive (en carbone).
- **Pressage** : L'objectif de cette étape est l'écrasement des différentes couches empilées avec une pression et une température spécifique. La pression doit être très élevée afin d'enlever tout vide qui peut s'intercaler entre les couches et pour avoir une homogénéité entre elles.
- **Cuisson** : Après le découpage de circuit du substrat LTCC, il doit être cuit à une température allant jusqu'à 850°C, la cuisson sert aussi à éliminer la tape fugitive des cavités. Après cette étape, la pièce est prête pour installer les composants actifs et pour les tests.

3.3.2 Fabrication de la thermopile (Ag-Ni)

3.3.2.1 Préparation des masques (Ag-Ni)

Les masques sont conçus en utilisant ADS©. Dans notre cas, deux matériaux sont utilisés : une pâte en argent (Ag) et l'autre en Nickel (Ni). D'autre part, la pâte de Nickel n'est pas compatible avec le processus LTCC standard à l'étape de cuisson, car sa température de cuisson ne dépasse pas les 700°C alors que le reste doit être cuit à 850°C. Comme proposition pour résoudre ce problème, deux étapes de cuisson sont proposées. La première est effectuée pour le masque 2 à une température de 850°C contenant le substrat LTCC et la pâte d'argent.

La deuxième est appelée « Post-process » et effectuée à une température de 680°C en ajoutant la pâte de Nickel au circuit déjà cuit.

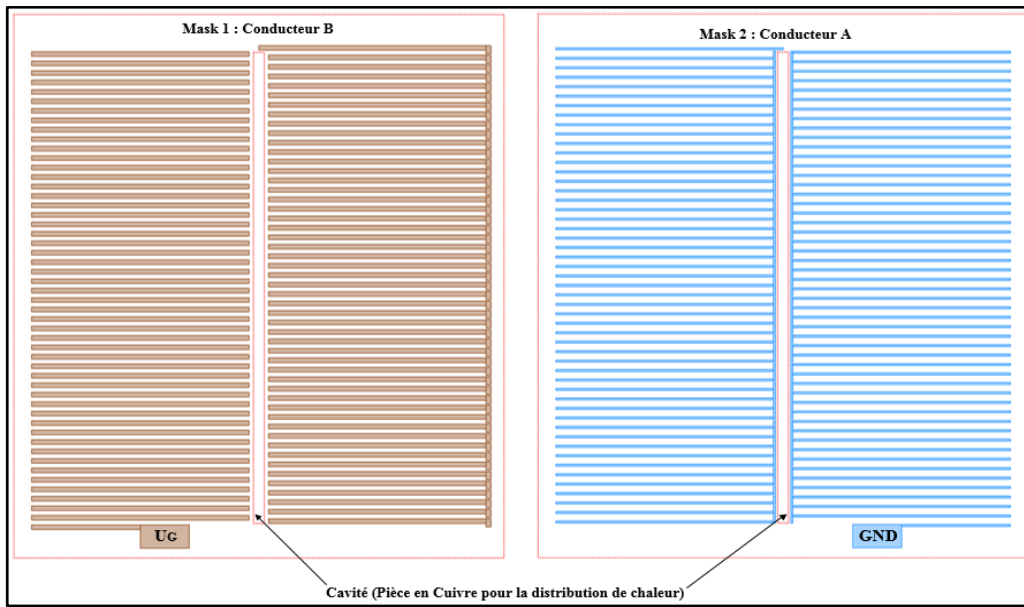


Figure 3.15 Masques pour la fabrication de microgénérateur

3.3.2.2 Résultats des essais de la fabrication des masques (Ag-Ni)

L'échantillon fabriqué, illustré par la figure 3.16, montre qu'il y a une déformation au niveau de la cavité, qui est l'emplacement du distributeur de chaleur. Cette déformation est due à la forte pression appliquée lors de la vaporisation du Tape fugitif carbonisé à la cuisson. Pour éviter la destruction du substrat, on a ajouté deux portions LTCC D1 et D2 pour réduire cette pression.

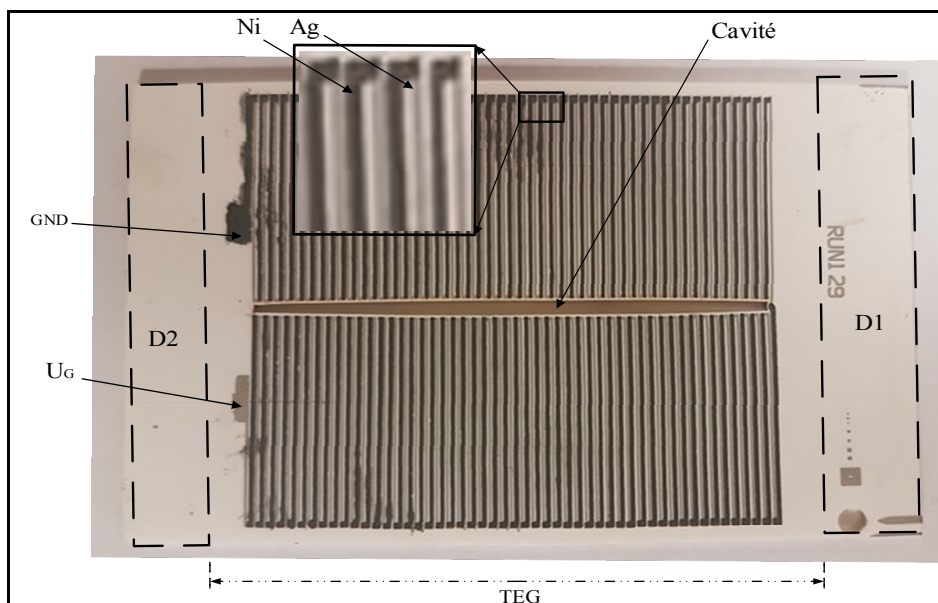


Figure 3.16 Echantillon (Ag-Ni) fabriqué au laboratoire LTCC@ETS

Après la phase de cuisson du post-processus LTCC, on a remarqué que la pâte de Nickel devient un diélectrique non conducteur. Ceci a été confirmé par une analyse atomique effectuée dans le laboratoire sur une partie du thermolègue Nickel d'un thermocouple du microréacteur fabriqué. La figure 3.17 montre que l'Oxyde est un composant dominant (38.5%) et le Carbone (13%) avec le Nickel (48.5%), ce qui rend la pâte non conductrice.

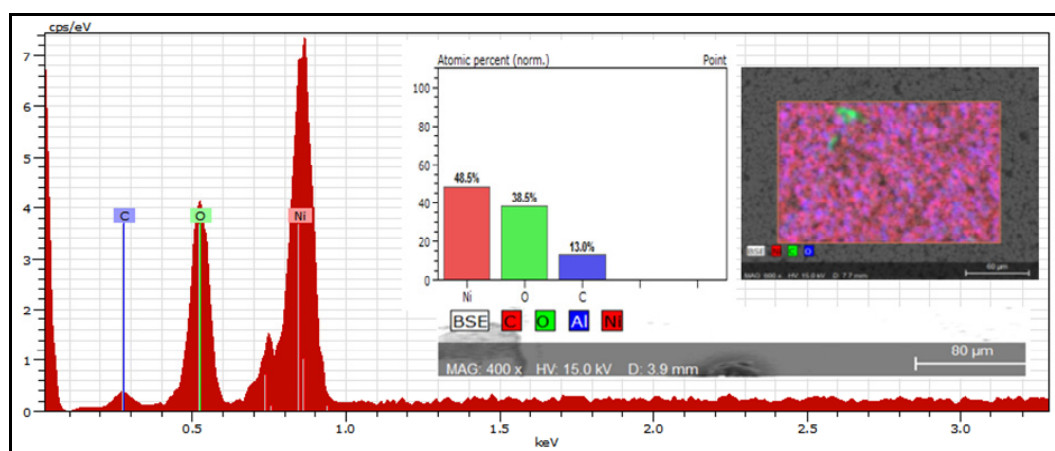


Figure 3.17 Analyse atomique de la pâte de Nickel après cuisson

Cet essai, montre que le carbone tape vaporisé et la quantité d'Oxygène existante sont probablement à l'origine de l'oxydation de la pâte de Nickel. Pour déterminer l'origine exacte de ce problème il faut faire l'impression et la cuisson dans un environnement vide d'oxygène et du carbone ce qui pratiquement impossible dans notre cas.

A la lumière des résultats de ce premier essai, il est recommandé d'utiliser une pâte de Nickel compatible des températures de cuisson similaires à celles du processus LTCC. Aussi la cuisson devrait se faire à environnement dynamique où l'évacuation du carbone et de l'oxygène est instantanée et parfaite.

3.4 Couplage du microgénérateur proposé avec un amplificateur de puissance RF

Dans cette section, on se penche sur la mise au point d'une technique avec laquelle le microgénérateur thermoélectrique proposé sera connecté à l'amplificateur (à travers le transistor) thermiquement et électriquement.

3.4.1 Mise en situation

Généralement un convertisseur thermoélectrique génère des puissances faibles avec des tension et des courants de l'ordre mV/mA. D'autre part, un amplificateur de puissance nécessite une puissance plus grande fournie par une autre source. Si on souhaite coupler les deux sources, il faudra un système d'adaptation, illustré par la figure 3.18, formé par un convertisseur DC/DC et un contrôleur MPPT.

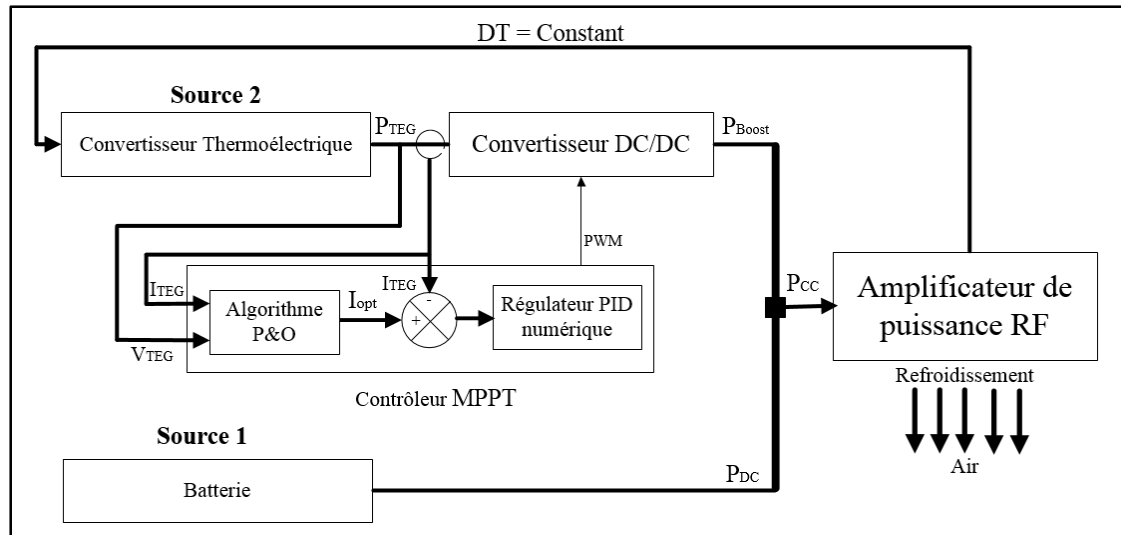


Figure 3.18 Schéma de principe du couplage d'un amplificateur de puissance et le μ TEG

Généralement, le transistor d'un amplificateur de puissance RF opère nominale à des températures $<100^{\circ}\text{C}$. Par exemple le transistor RF JFET Transistors GaN HEMT Die DC-18GHz, 6 Watt de Cree, Inc (www.mouser.com) doit opérer à une température $<85^{\circ}\text{C}$. Dans ce cadre, un système de refroidissement, indépendant de microgénérateur thermoélectrique, doit être installé pour maintenir la jonction à cette température. Par conséquent, la température de la source (T_s) dans notre cas est fixe ce qui implique que la tension générée en sortie de microgénérateur est fixe. Donc si on souhaite utiliser le microgénérateur conçu, il faut tenir compte des conditions ($DT = \text{Constant}$).

D'après les simulations effectuées sur les trois candidats thermoélectriques présentés au chapitre 2 et pour des températures faibles ($<100^{\circ}\text{C}$), la tension et la puissance générées sont faibles. Le tableau 3.1 résume les données obtenues à partir des analyses faites pour une température de source égale à 85°C sur une charge adaptée.

Tableau 3.1 Résultats analytiques obtenus à $T_s=85^\circ\text{C}$

$T_s=85^\circ\text{C}$	ΔT ($^\circ\text{C}$)	ΔT_{TEG} ($^\circ\text{C}$)	I_L (A) (mA)	U_g (V)	U_L (V)	P_{out} (W)	η (%)
Candidat 1	65	52.74	90.81	0.11	0.0083	50.29×10^{-6}	0.0083
Candidat 2	65	56.92	6.6	2.33	1.167	7.7×10^{-3}	1.81
Candidat 3	65	56.95	26.38	2.3	1.15	0.3×10^{-3}	0.7

Le microgénérateur candidat 1 (Ag-Ni) et le microgénérateur candidat 3 (p-TAGS75 – n-TAGS75) ont un rendement très faible pour une température de transistor $<100^\circ\text{C}$. Alors le couple le plus convenable pour cette application est le couple candidat 2 (n-p Bi_2Te_3). Ce couple peut fournir une puissance de 7.7 mW pour cette température avec un rendement de 1.81 %.

Après le choix des matériaux convenables, la puissance récupérée doit être injectée vers l'alimentation (DC) de l'amplificateur de puissance RF. Le convertisseur DC/DC est un élévateur de tension et régulateur de courant commandé par le contrôleur MPPT (maximum point power tracking). Ce contrôleur qui permet d'extraire le maximum de puissance disponible (P_{TEG}) et la coupler avec la puissance fournie par la batterie (P_{DC}) au point commun de couplage (P_{CC}). L'ensemble convertisseur DC/DC et contrôleur MPPT forme un système d'adaptation des puissances.

3.4.2 Architecture de l'adaptateur des puissances

3.4.2.1 Convertisseur DC/DC de type Boost

Le convertisseur DC/DC utilisé dans cette application est un convertisseur statique fonctionnent en hacheur survolteur, ou appelé hacheur parallèle, ou bien « Boost ». Il permet d'élever la tension continue (DC) à son entrée vers à une autre tension (DC) plus élevée en sortie selon un rapport cyclique de commutation. Son schéma de principe est illustré par la figure 3.19 (Guesmi, 2006).

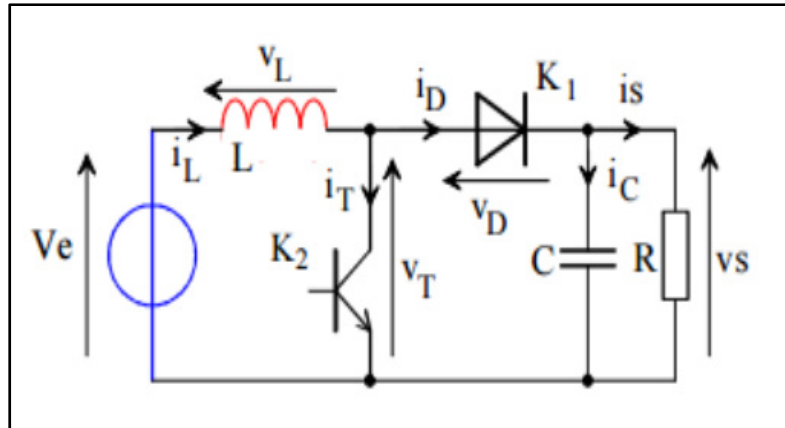


Figure 3.19 Schéma de principe d'un hacheur survolteur
Tirée de Guesmi (2006, p. 12)

La fermeture de l'interrupteur électronique (K_2) engendre le chargement de la bobine (L) en pendant un temps ($T_{ON} = \alpha T$; α est le rapport cyclique et $T = T_{OFF}$ la période de commutation), comme montre la figure 3.20. Dès l'ouverture de K_2 , l'énergie emmagasinée dans la bobine est libérée vers la capacité (C) et la charge (R) à travers l'interrupteur (K_1). Les deux interrupteurs sont complémentaires en commutation, le courant de sortie I_S et la tension V_S sont constants.

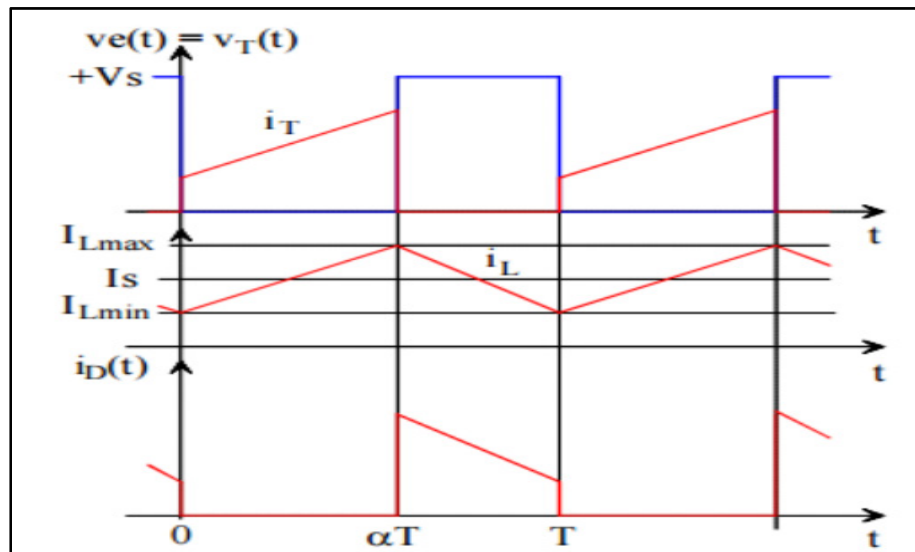


Figure 3.20 Formes d'ondes de la tension et courants du convertisseur
Tirée de Guesmi (2006, p. 13)

La valeur moyenne de la tension de la sortie après l'application de la formule de valeur moyenne s'écrit (Guesmi, 2006) :

$$V_s = \frac{V_e}{1 - \alpha} \quad (3.8)$$

L'expression du rapport cyclique est égale à :

$$\alpha = 1 - \frac{V_e}{V_s} \quad (3.9)$$

3.4.2.2 Le contrôleur MPPT

Le contrôleur MPPT permet de commander le convertisseur Boost en assurant une extraction de puissance maximale du microgénérateur thermoélectrique. Ce contrôleur est assez utilisé pour les l'extraction maximale de puissance des panneaux photovoltaïques qui sont des générateurs non linéaires. Son principe de fonctionnement peut être appliqué aussi aux générateurs thermoélectriques qui sont des systèmes linéaires. Ce contrôleur oblige le microgénérateur à fournir une puissance maximale à chaque température T_s sans le surcharger. Par conséquent, l'algorithme qui commande ce contrôleur doit prendre le courant maximal et la tension maximale supportée en considération. Ces deux paramètres sont déterminés par une caractérisation préliminaire.

Il existe plusieurs algorithmes qui peuvent effectuer le contrôle désiré. Dans un premier temps, il faut identifier le microgénérateur thermoélectrique par la détermination de la puissance maximale (P_M), la tension (V_{MP}) et courant (I_{MP}) optimaux qui offrent cette puissance pour chaque température comme dans (Man et al., 2016). Ensuite, l'algorithme doit calculer la puissance actuelle délivrée et vérifie si elle égale à la puissance maximale. Si non, il ajuste le rapport cyclique du Boost pour y atteindre. Parmi ces algorithmes, trois sont très connus et utilisés dans l'industrie (Kumar et Chatterjee, 2016) : l'algorithme Perturbation et Observation (P&O), l'algorithme à conductance incrémentale et l'algorithme à circuit ouvert fractionnel.

Dans notre cas, l'alimentation de l'amplificateur est supposée provenir d'une batterie (Comme les dispositifs installés à des citées isolées). La tension du bus DC est constante et imposée par cette source. Pour extraire la puissance maximale, le Boost DC/DC doit réguler uniquement le courant délivré par le μ TEG pour arriver à cette puissance. Pour cette raison on a choisi l'algorithme (P&O) appliqué au courant. En fait, cet algorithme observe la valeur de la puissance maximale instantanément (P_M) et perturbe la tension (V_{TEG}) pour obliger le microgénérateur à fournir le courant (I_{TEG}) afin d'atteindre ce maximum (Tidjani et al., 2017).

Après la définition des objectifs et l'identification de l'algorithme correspondant pour le pilotage du Boost, et similairement à ce qui est fait par (Man et al., 2016) mais en tension, on définit l'algorithme de régulation de courant de μ TEG qu'on a développé.

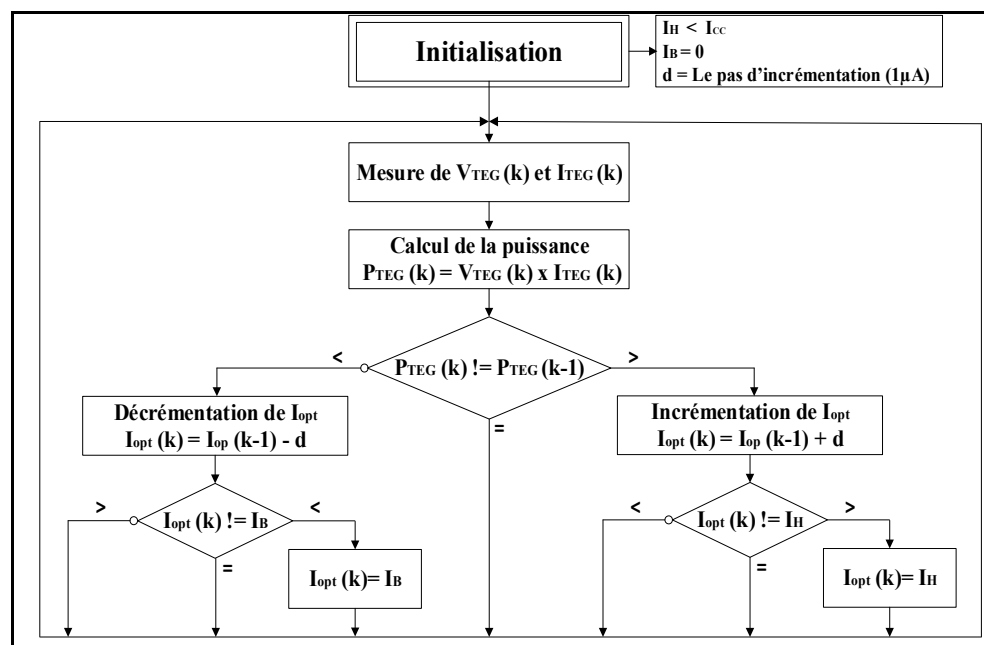


Figure 3.21 Algorithme P&O pour la régulation du courant de μ TEG

L'algorithme fonctionne comme suit (Figure 3.22) : après l'indentification de μ TEG et la détermination de ses caractéristiques (P_M , I_{MP} et V_{MP}), l'algorithme calcule la puissance actuelle générée $P_M(k)$ et la compare avec la valeur précédente $P_M(k-1)$. Si la différence est positive, alors on est encore loin de la puissance maximale (P_M) et donc il faut incrémenter le courant de référence (I_{opt}) et le contrôleur MPPT commande le Boost pour augmenter le

courant de sortie (I_{TEG}). Si la puissance courante devient égale à celle maximale, le contrôleur fixe le courant de référence à la valeur (I_{MP}). Le cas où la puissance courante (à l'instant k) est inférieure à celle précédente, cela signifie que le μTEG commence à délivrer un courant inférieur de nouveau. Alors le contrôleur décrémente le courant de référence de nouveau pour retourner au point de rendement maximal (P_M).

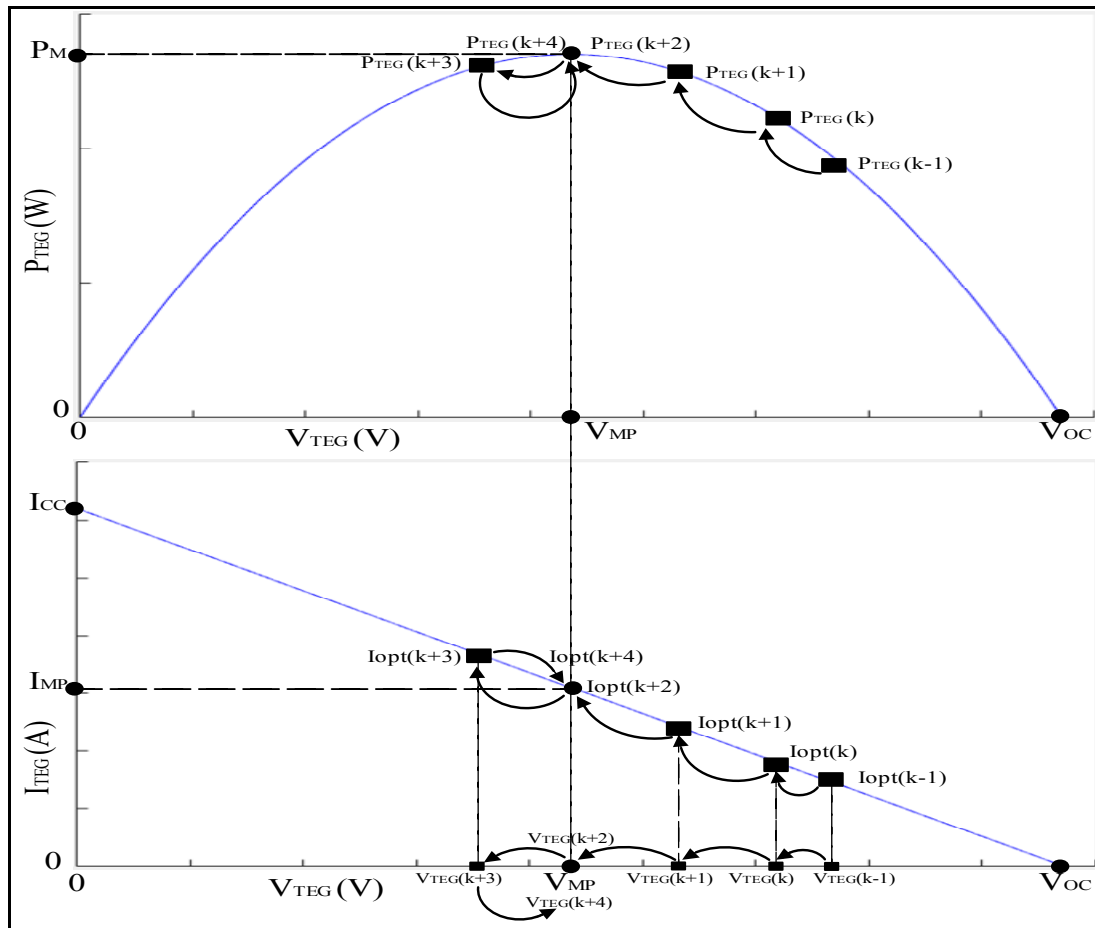


Figure 3.22 Principe de fonctionnement de l'algorithme P&O sur les courbes des caractéristiques de μTEG proposé

3.4.3 Simulations de système sur Simulink et résultats

Avant l'implémentation et la simulation de l'algorithme, l'implémentation et l'identification de μTEG proposé avec Simulink© est une étape primordiale. Ensuite, on peut tester le

fonctionnement sur différentes charges afin de voir le comportement des différents composants pour chaque cas.

3.4.3.1 Implémentation et identification de microgénérateur thermoélectrique

Le modelé implémenté sur Simulink est celui affiché par la figure 3.23.

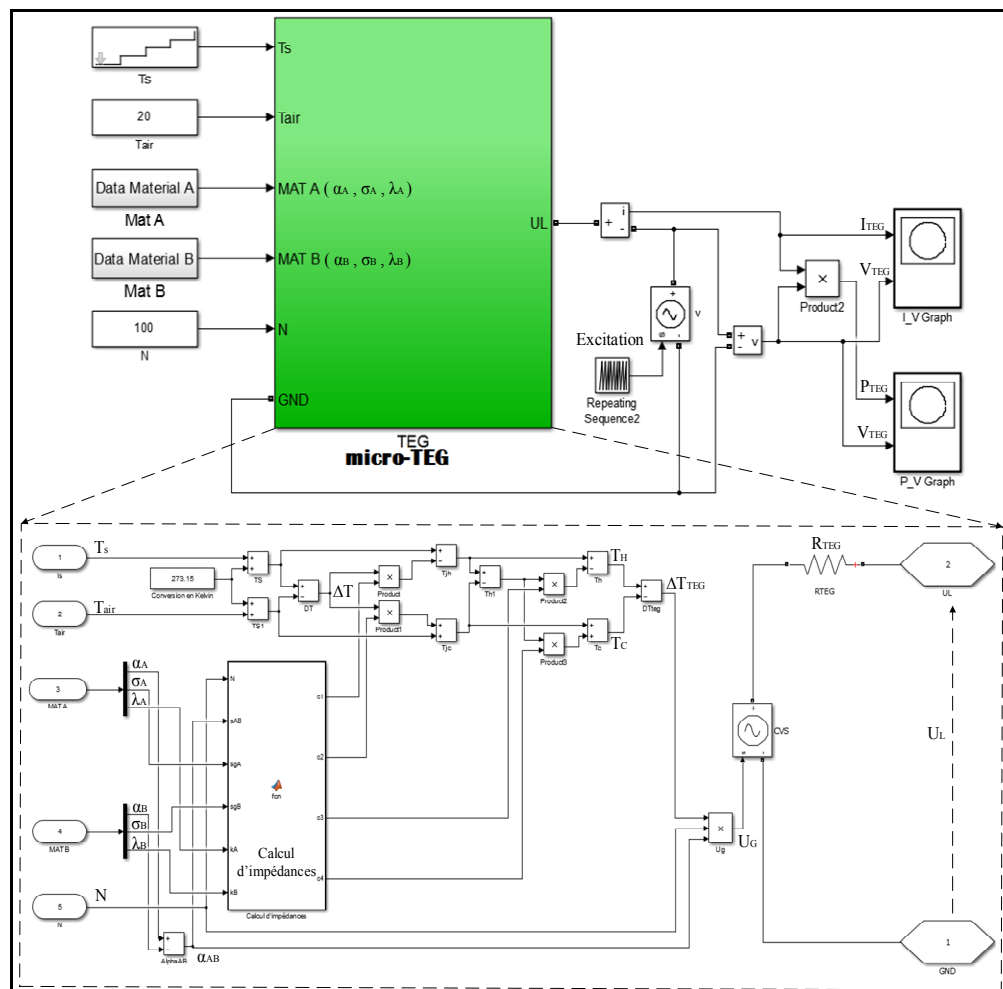


Figure 3.23 Schéma de montage pour l'identification de μ TEG

Cette étape sert à déterminer les caractéristiques $P_{TEG}=f(V_{TEG})$ et $I_{TEG}=f(V_{TEG})$ pour différentes températures du transistor RF (T_s) afin de déterminer la valeur de puissance maximale pour chaque température. Pour chaque température, on applique un signal rampe sur

le μ TEG et on mesure ses caractéristiques pour chaque essai. Alors deux courbes caractéristiques sont obtenues, qui sont illustrées par la figure 3.24.

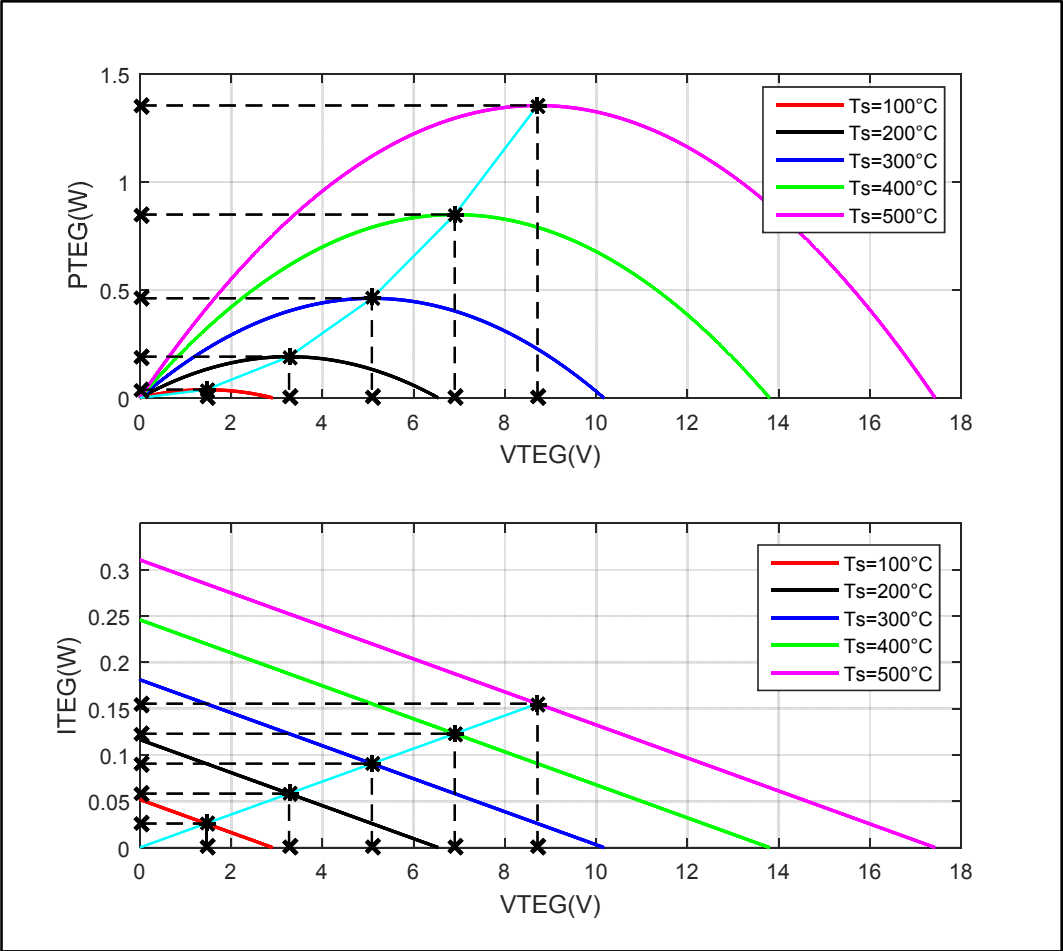


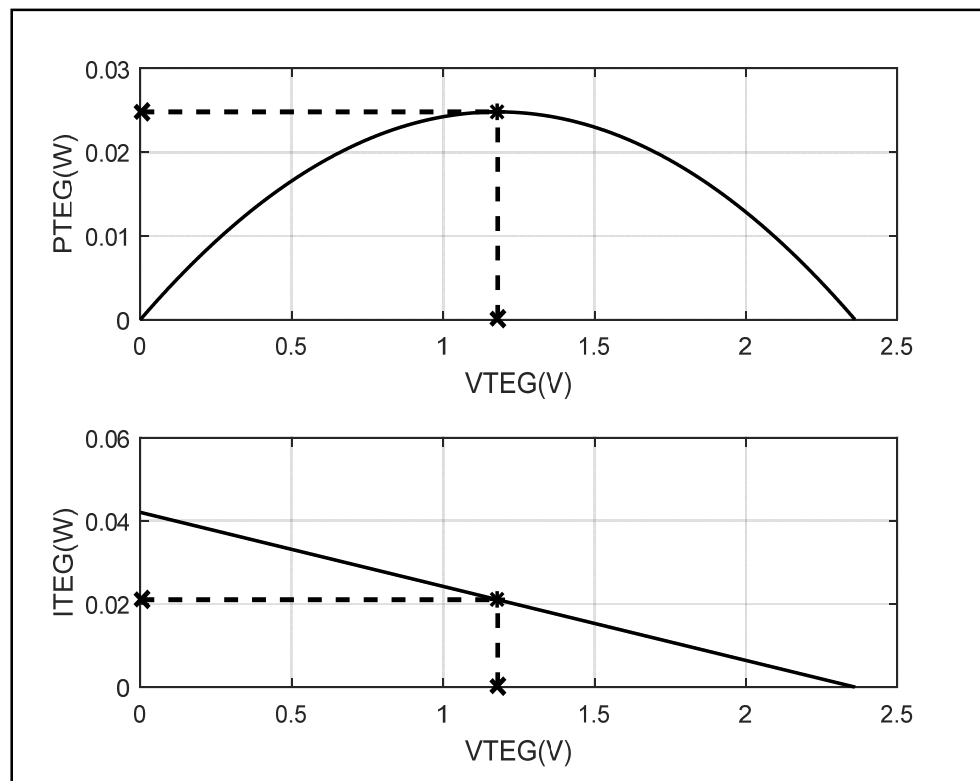
Figure 3.24 Caractéristiques de μ TEG pour différentes températures (T_s)

D'après les résultats obtenus, on peut collecter les caractéristiques, qui décrivent le comportement du μ TEG pour chaque température du transistor (T_s), dans le tableau 3.2.

Tableau 3.2 Résultats obtenus de l'indentification de μ TEG utilisé

T_s (°C)	I_{CC} (A)	V_{OC} (V)	P_M (W)	V_{MP} (V)	I_{MP} (A)
100	0.0517	02.96	0.0376	1.4520	0.0259
200	0.1165	06.56	0.1903	3.2680	0.0582
300	0.1812	10.29	0.4604	5.0830	0.0906
400	0.2459	13.86	0.8480	6.8990	0.1229
500	0.3105	17.45	1.3531	8.7140	0.1533

Si on veut caractériser le microgénérateur à une autre température, comme le cas d'un amplificateur RF qui a un transistor opère à une température de 85°C, on doit faire la même simulation mais à une température $T_s=85^\circ\text{C}$. La figure 3.25 montre les caractéristiques obtenues :

Figure 3.25 Caractéristiques du μ TEG pour une température $T_s=85^\circ\text{C}$

Pour une température de jonction égale à 85°C, la puissance maximale qu'on peut avoir en utilisant le candidat 2 (Bi_2Te_3), est égale à $P_M=24.81$ mW qui correspond à une tension $V_{MP}=1.18$ V, et un courant optimal, qui est le maximum qu'on peut atteindre, égale à $I_{MP}=21.03$ mA.

D'après ces résultats, on peut remarquer que la tension optimale V_{MP} est toujours égale à la moitié de la tension de circuit ouvert. Le courant I_{MP} est égale à la moitié du courant de court-circuit. On peut écrire :

$$V_{MP} = \frac{V_{OC}}{2} \quad (3.10)$$

$$I_{MP} = \frac{I_{CC}}{2} \quad (3.11)$$

3.4.3.2 Simulation du système pour différentes températures

Après la caractérisation du microgénérateur pour les différentes températures possibles, on implémente tout le système sur Simulink®. Vu qu'on ne dispose pas d'un modèle pour l'amplificateur de puissance, on l'a modélisé par une charge résistive pour valider le fonctionnement du système proposé. La figure 3.26 illustre le montage complet ainsi que les détails du contrôleur MPPT avec l'algorithme (P&O) déjà présenté.

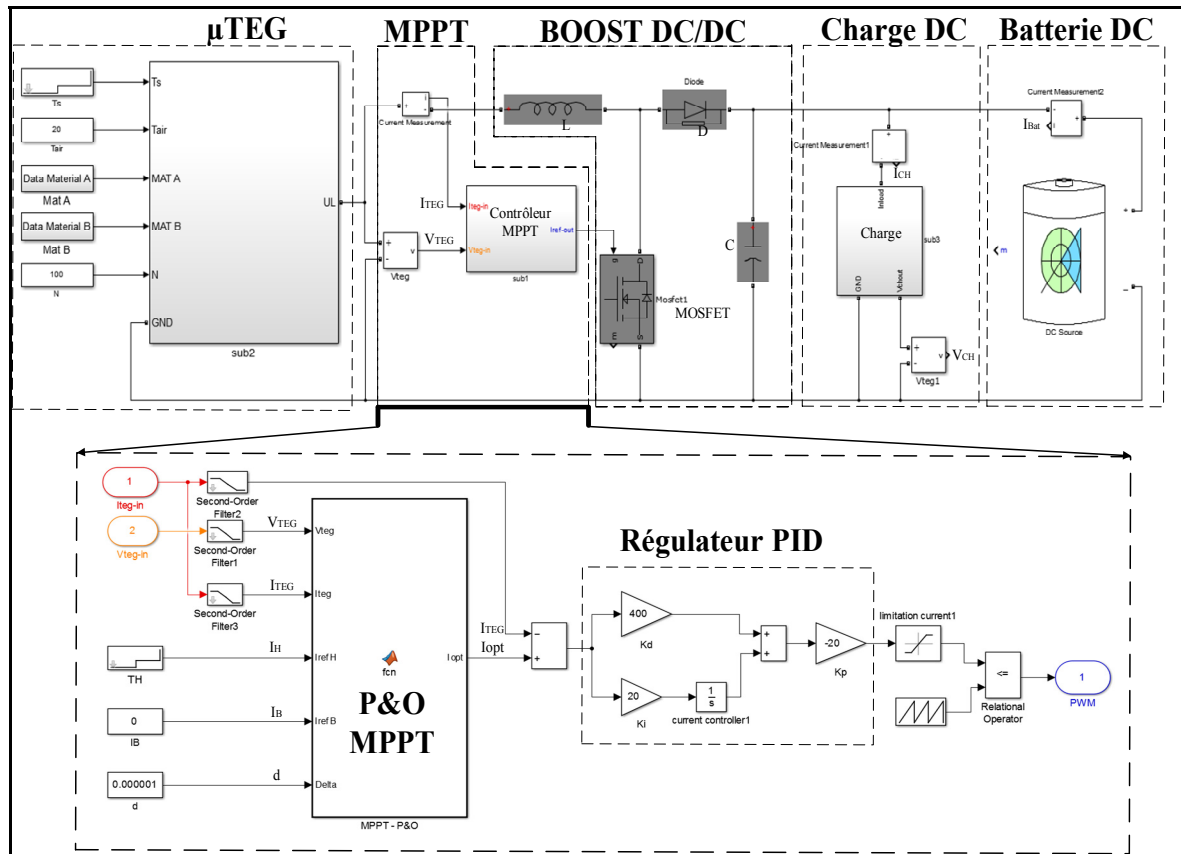


Figure 3.26 Schéma complet du système μ TEG-Batterie

Les valeurs des éléments du convertisseur Boost sont fixées à : $L=200 \mu\text{H}$, $C=1000 \mu\text{F}$. Les paramètres du régulateur PID (Rezkallah et al., 2015) : le gain intégrale $K_i=20$, le gain proportionnel $K_p=20$ et le gain dérivé $K_d=400$.

On suppose que la charge est un amplificateur de puissance RF alimenté par une batterie, ayant un propre dissipateur thermique qui maintient la jonction de son transistor à 85°C ($T_s=85^\circ\text{C}$) après 15s. On précède deux cas pour vérifier le bon fonctionnement du système de couplage (Boost + Contrôleur MPPT) vis-à-vis la charge couplée. Le premier cas où la charge est à faible consommation de puissance (56 mW). Le deuxième cas où la charge consomme une puissance électrique (2W) et qui est similaire à la consommation énergétique des amplificateurs RF actuels.

- **Cas d'une charge à faible consommation ($P_{ch}=56 \text{ mW}$)**

On simule cette charge avec une séquence de températures $[30^\circ\text{C}, 60^\circ\text{C}, 85^\circ\text{C}, 100^\circ\text{C}]$ on obtient les résultats présentés dans la figure 3.27.

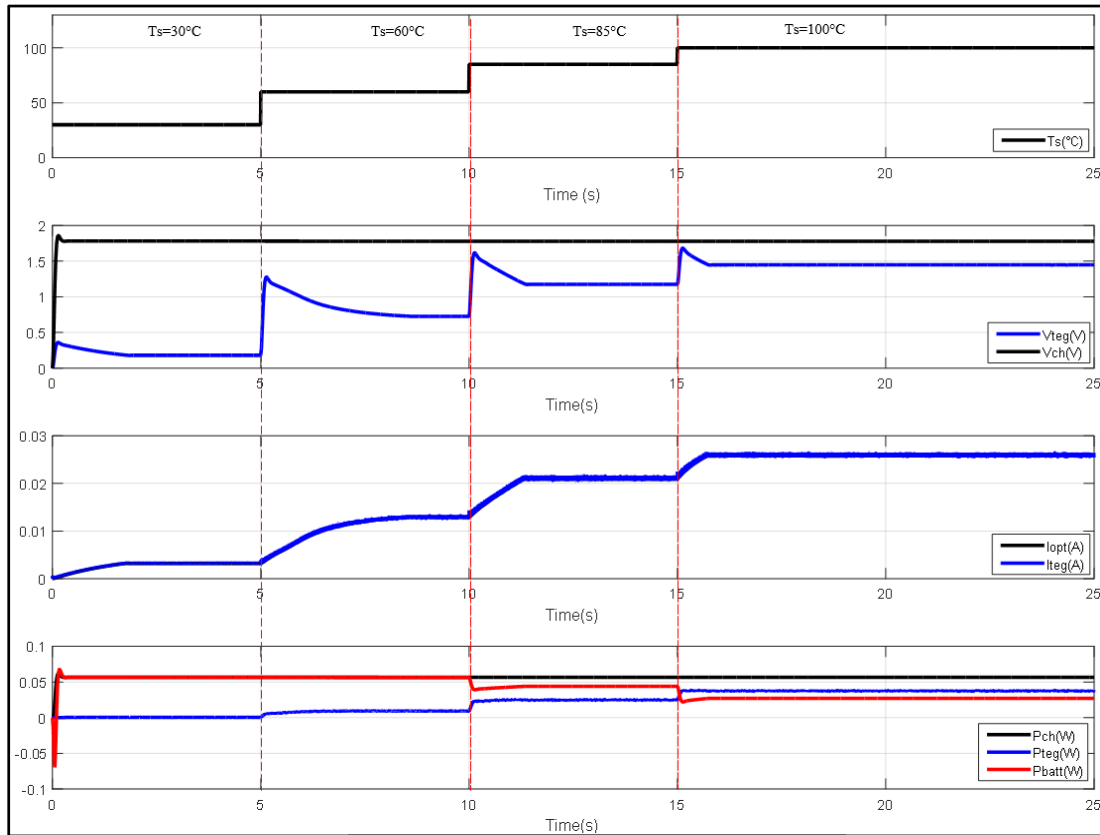


Figure 3.27 Résultats de simulation pour (T_s) entre 30°C et 100°C

Pour mieux étudier le fonctionnement du système, on l'examine à chaque température T_s à part.

- Pour une température $T_s=30^\circ\text{C}$ [0s - 5s]

La figure 3.28 illustre les résultats pour cette température. La charge consomme une puissance constante égale à 56.66 mW. La puissance fournie par le μTEG est de 0.94 mW due au faible gradient effectif et la fournie la puissance restante. Malgré la faiblesse de puissance fournie, le contrôleur MPPT a mené le Boost à extraire la puissance maximale en variant le courant et la tension délivré pendant le régime transitoire affiché sur la courbe 3.28, jusqu'à qu'il atteigne cette valeur à $t=1.75\text{s}$. Après cet instant, il fixe le courant de référence ($I_{\text{opt}}=I_{\text{MP}}=3.21\text{ mA}$ et une tension $V_{\text{MP}}=0.18\text{V}$) le reste de régime permanent.

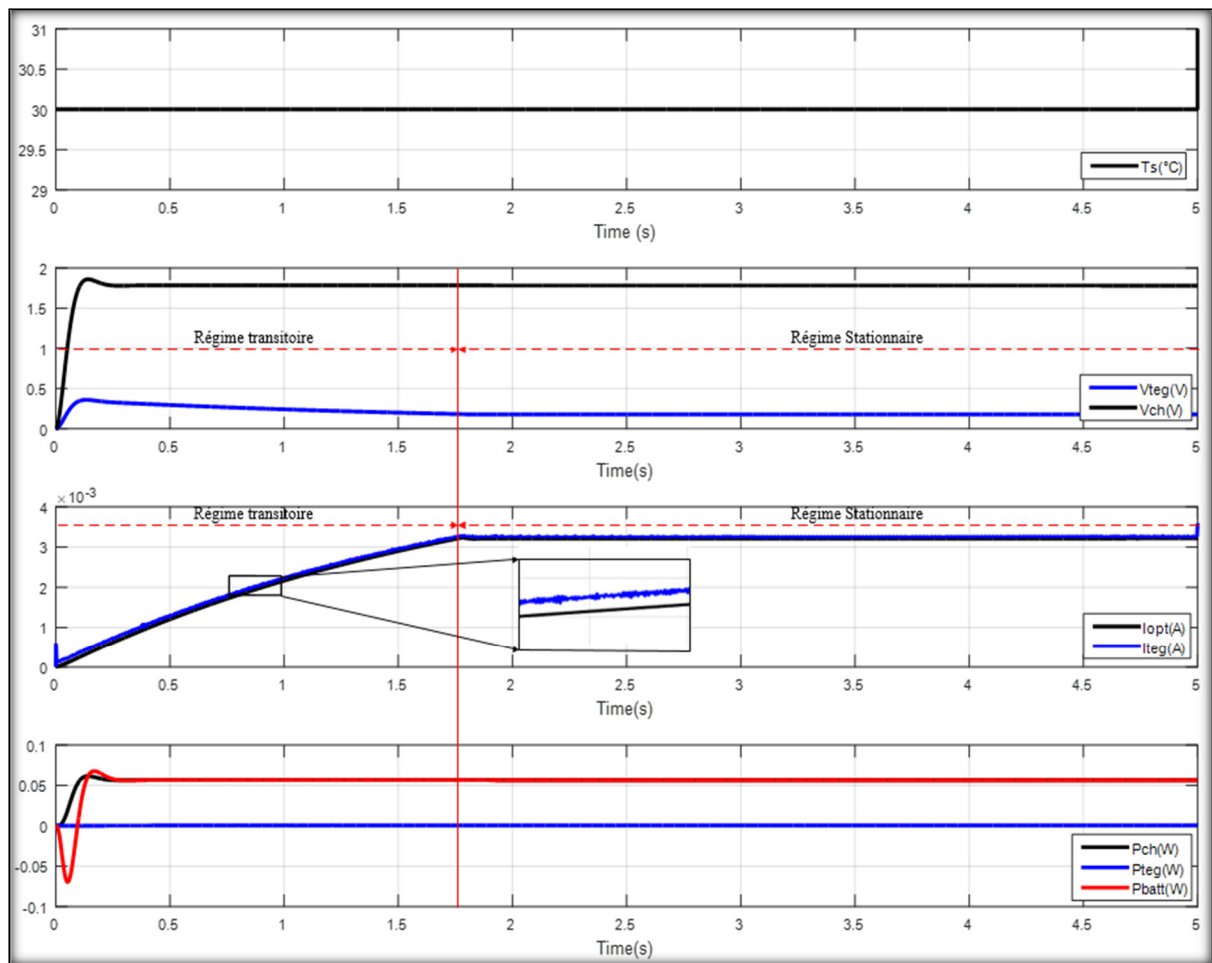


Figure 3.28 Résultats de simulation du système pour $T_s=30^\circ\text{C}$

- Pour une température $T_s=60^\circ\text{C}$ [5s – 10s]

La figure 3.29 représente l'évolution des paramètres pour une température (T_s) égale à 60°C pendant 5s.

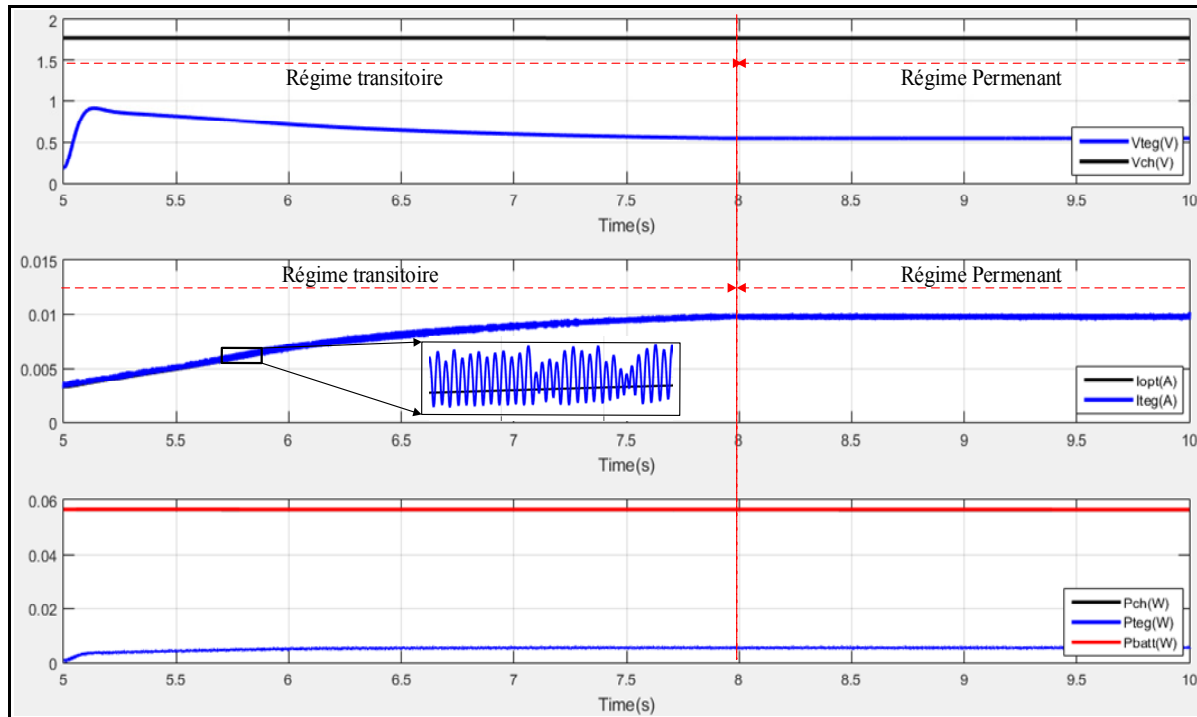


Figure 3.29 Résultats de simulation du système pour $T_s=60^\circ\text{C}$

Lorsque la température de la source atteint 60°C , le microgénérateur génère 3.2 mW au début de régime transitoire. Le contrôleur MPPT le mène à générer sa puissance maximale qui est 9 mW en régime permanent correspond à un courant $I_{opt}=I_{MP}=13$ mA et une tension $V_{MP}=0.726$ V. Cependant, comme le convertisseur Boost consomme 8.8 mW alors seul 0.2mW est livré. La batterie fournit le reste de la puissance demandée par la charge qui est 56.4 mW.

- Pour une température $T_s=85^\circ\text{C}$ [10s – 15s]

Les résultats correspondants à cette température sont présentés par la figure 3.30 :

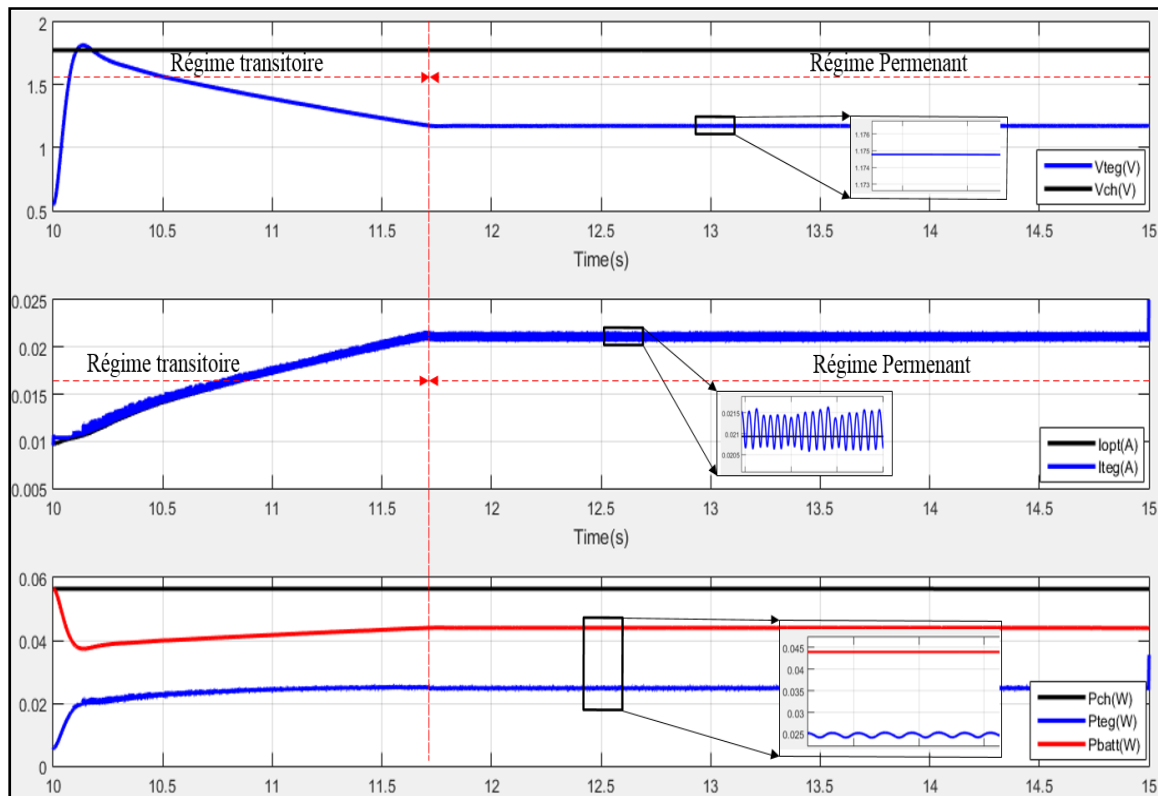


Figure 3.30 Résultats de simulation du système pour $T_s=85^\circ\text{C}$

Lors du changement de température de 60°C à 85°C , la puissance générée augmente vers 16 mW au début du régime transitoire. Le contrôleur MPPT ramène cette puissance au point maximal qu'on a déjà déterminé ($I_{MP}=21\text{ mA}$, $V_{MP}=1.18\text{ V}$, $P_M=24.8\text{ mW}$). Il impose instantanément un rapport cyclique qui permet de ramener le courant I_{opt} jusqu'à la valeur de I_{MP} . D'après la figure 3.30, on retrouve ces résultats en régime permanent. La puissance maximale générée du μTEG est égale 24.5 mW, le courant $I_{MP}=21\text{ mA}$ et $V_{MP}=1.174\text{ V}$. La batterie fournit 44 mW, la charge consomme 56.66 mW et le convertisseur Boost consomme 8.8 mW. Cette perte se fait au niveau du transistor MOSFET due à sa résistance de Snubber.

Pour une température $T_s=100^\circ\text{C}$, le microgénérateur fournit une puissance supérieure à la moitié de celle demandée par la charge. Pour cette température, la puissance maximale fournie est 37 mW correspondante à $I_{MP}=25.8\text{ mA}$ et $V_{MP}=1.45\text{ V}$. La batterie ne fournit que 27 mW.

- **Cas d'une charge a consommation élevée ($P_{ch}=2\text{ W}$)**

La consommation de cette charge est similaire à la consommation d'un amplificateur de puissance RF. Pour une température $T_s=85^\circ\text{C}$, on rappelle que le point de puissance maximale comme déjà présentée est : ($P_M=24.81\text{ mW}$, $V_{MP}=1.18\text{ V}$ et $I_{MP}=21.03\text{ mA}$). Les résultats de simulations sont illustrés par la figure 3.31.

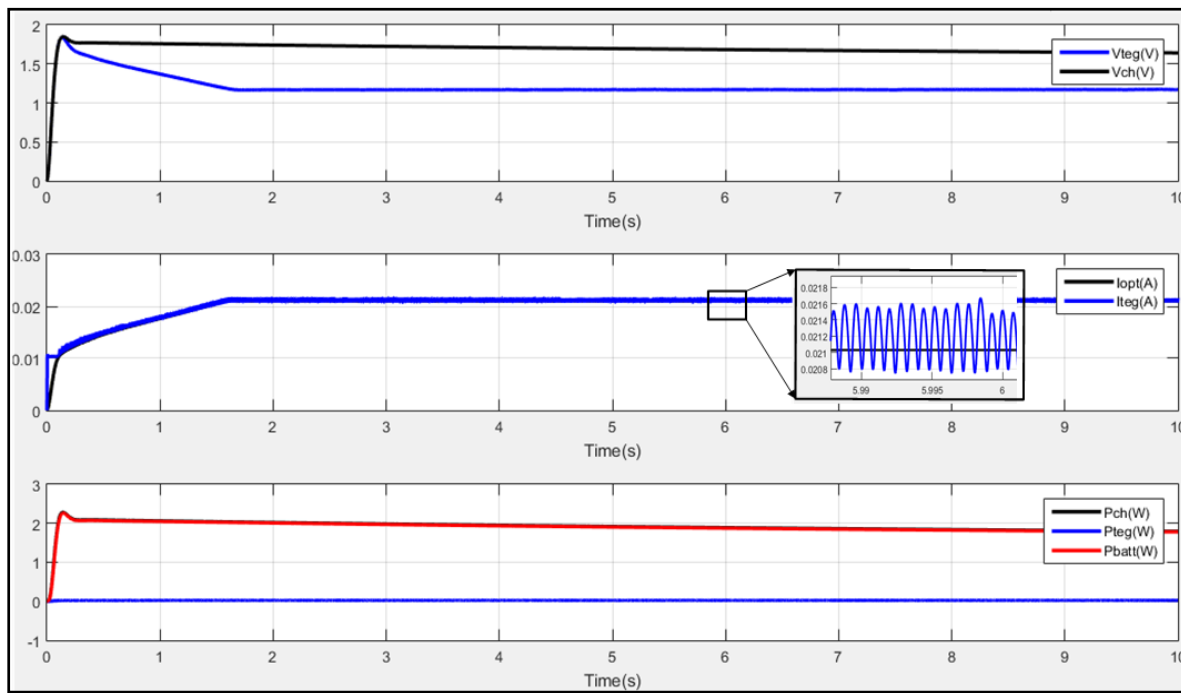


Figure 3.31 Résultats de simulation pour une charge 2W

La puissance tirée de la batterie est égale 1.86 W, et la puissance fournie par le μTEG est 24.5 mW avec un courant $I_{MP}=21\text{ mA}$ et $V_{MP}=1.179\text{ V}$. La puissance injectée à la charge est égale à 15 mW avec une puissance de 9 mW consommée par le Boost. La puissance récupérée et injectée correspond à 0.75% de la puissance de la charge. Il faut noter que si le système

d'adaptation de puissance (Boost + Contrôleur MPPT) n'est pas utilisé, seul 7.7mW de puissance sera injectée à la charge.

Pour deux charges de 500mW et 1W, les mêmes simulations sont effectuées. La puissance fournie à la sortie du convertisseur DC correspond, respectivement, à 3% et 1.5% de la puissance absorbée par la charge

On peut prédire que, si un amplificateur RF se comporte comme la charge présentée (500mW, 1W et 2W), son rendement peut être amélioré, respectivement, de (3 %, 1.5% et 0.75%) grâce au système qu'on a proposé (microgénérateur associé à un adaptateur de puissance Boost + contrôleur MPPT).

3.5 Conclusion

Dans ce chapitre, on a présenté des simulations multiphysiques du microgénérateur thermoélectrique basé sur une série des thermocouples en (Ag-Ni) pour mettre pour évaluer la distribution de la température sur sa géométrie. On a obtenu des résultats comparables avec ceux obtenus au chapitre 2 pour le couple thermoélectrique (Ag-Ni). La deuxième partie de ce chapitre, on a présenté une technique pour le couplage de l'énergie récupérée avec l'alimentation DC de l'amplificateur de puissance RF. Cette technique est basée sur un système d'adaptation des puissances. Il se compose d'un convertisseur DC/DC piloté par un contrôleur MPPT permettant l'extraction de puissance en régulant le courant généré. La simulation de ce système a montré le bon fonctionnement du système de récupération d'énergie (μ TEG, Boost et Contrôleur MPPT). On a pris une charge, similaire à un amplificateur RF, qui consomme 500mw, 1W et 2W à une température égale à 85°C. La puissance récupérée maximale est 15 mW qui représente une amélioration, respectivement, de 3%, 1.5% et 0.75%.

CONCLUSION

L'amplificateur de puissance RF assure l'amplification d'un signal RF en tirant la puissance électrique nécessaire (P_{DC}). La puissance non-convertie en puissance RF est dissipée en énergie thermique via le transistor de l'amplificateur en dégradant son efficacité énergétique.

L'objectif de ce mémoire est la conception d'un système assurant l'auto-amélioration de l'efficacité énergétique d'un amplificateur de puissance RF par la conversion et le recyclage de son énergie thermique dissipée. Ce système est composé d'un microgénérateur thermoélectrique permettant la conversion de l'énergie thermique dissipée, et d'un adaptateur des puissances qui sert à coupler l'énergie électrique récupérée avec l'alimentation de l'amplificateur.

Le microgénérateur thermoélectrique est une série des thermocouples assurant la conversion du gradient spatial des températures, entre leurs jonctions chaudes et leurs jonctions froides, en un courant électrique par effet de Seebeck. L'avantage de la topologie planaire du microgénérateur proposé est la création d'un gradient de température appréciable. En contrepartie, les dimensions géométriques de cette topologie affectent la puissance générée et le rendement global du microgénérateur. Alors, on a proposé un modèle thermoélectrique analytique pour évaluer et optimiser le rendement global de ce microgénérateur en partant d'une cellule unitaire à un seul thermocouple. Les simulations de ce modèle thermoélectrique avec Matlab©, en utilisant trois matériaux thermoélectriques différents, montrent que la puissance électrique générée dépend essentiellement de sa topologie et la figure de mérite des matériaux utilisés pour la conversion thermoélectrique. Une simulation multiphysique par COMSOL© est effectuée sur le microgénérateur pour vérifier la distribution de chaleur ainsi que la tension, la puissance et le rendement basé sur un thermocouple (Ag-Ni).

Pour montrer la faisabilité du microgénérateur proposé, on a utilisé couple (Ag-Ni) vu sa disponibilité à notre laboratoire LTCC@ETS. L'échantillon fabriqué est pour des perspectives de recherches et développement de processus LTCC. La pâte de Nickel est devenue un diélectrique non conducteur à cause de l'oxydation qu'elle a subi par d'autres éléments chimiques externes (Carbone et Oxygène). Cette étape nécessite encore d'investigation pour trouver une solution qui empêche la pâte d'être un diélectrique après la phase de cuisson.

Pour coupler la puissance électrique récupérée avec l'alimentation DC de l'amplificateur, on a proposé un système de couplage composé d'un convertisseur DC/DC élévateur de tension et un contrôleur MPPT qui assure l'extraction de puissance maximale du microgénérateur. Pour vérifier le bon fonctionnement du système proposé, le modèle thermoélectrique du microgénérateur et du système d'adaptation, couplé sur une charge résistive, sont simulés par Simulink ©. La simulation montre que le rendement d'une charge qui consomme (500mW, 1W et 2W) et ayant une température (T_s) de 85°C, similaire à une température de fonctionnement d'un transistor RF, peut être amélioré, respectivement de 3%, 1.5% et 0.75%.

Les contributions de ce mémoire sont :

- Une nouvelle technique d'amélioration du rendement énergétique d'un amplificateur de puissance RF par la récupération et la conversion de son énergie thermique dissipée.
- Une nouvelle conception d'un microgénérateur thermoélectrique planaire qui peut être intégrable avec un amplificateur de puissance RF en utilisant le même substrat LTCC.
- Un nouveau modèle thermoélectrique innovant pour les microgénérateurs thermoélectriques qui ont des structures planaires.
- Une technique d'extraction de puissance maximale et de couplage qui est très utilisée pour les panneaux solaires

RECOMMANDATIONS

Ces recherches pourraient être complétées par :

- Le développement des outils pour la caractérisation des matériaux thermoélectriques afin de déterminer l'évolution de leurs propriétés thermoélectriques en fonction de la température, améliore la précision du modèle thermoélectrique qu'on a proposé.
- L'étude de la réalisation des microgénérateurs avec des matériaux thermoélectriques avancés : le développement du processus de fabrication en technologie LTCC afin d'être capable d'imprimer des conducteurs électriques avec des hauteurs appréciables ($>8\mu\text{m}$).
- L'amélioration du rendement du système d'adaptation des puissances, afin de réduire les pertes au niveau de sa structure.

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Lallart, A., Wu, M. Y. & Guyomar D. (2012). Switching Delay Effects on Nonlinear Piezoelectric Energy Harvesting Techniques. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 59, p. 464-472. Doi : 10.1109/TIE.2011.2148675
- Adami, S. (2013). Optimisation de la récupération d'énergie dans les applications de rectenna. (Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lyon, Lyon, France). Repéré à <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00967525> .
- Alem-Boudjemline, S. (2004). Realization and characterization of plastic photovoltaic cells. (Thèse de Doctorat, Université d'Angers, Angers, France). Repéré à <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00011294> .
- Apertet, Y. (2013). Reflections on the thermodynamic optimization of thermoelectric generators. (Thèse de Doctorat, Université Paris Sud - Paris XI, Paris, France) Repéré à <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00942393> .
- Zhao, B. X., Ji, X. H., Zhang, Y. H., Zhu, T. J., Tu, J. & Zhang, X. (2005). Bismuth telluride nanotubes and the effect on the thermoelectric properties of nanotube-containing nanocomposites . *Applied Physics Letters* vol. 86, p. 062111-062111. Doi : 10.1063/1.1863440g
- Baklouti, M. (1997). Détermination de la conductivité thermique effective de milieux poreux granulaires par la méthode du fil chaud en régime transitoire : modélisation et expériences : application à la sûreté des stockages. (Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine, Vandœuvre-lès-Nancy, France), vol. 1, p 200. Repéré à <http://www.theses.fr/1997INPL010N>.
- Bensaid, S., Mauro B., Zigiotti, A. & Specchia, S. (2012). High efficiency Thermo-Electric power generator. *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 37, p. 1385-1398. Doi : <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2011.09.125>
- Bonnissel, M. (1997). Adsorption de gaz modulée en température par des éléments thermoélectriques à effet Peltier. (Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine, Vandœuvre-lès-Nancy, France), vol. 1, p. 175. Repéré à <http://www.theses.fr/1997INPL095N>.
- Bottner, H., Nurnus, J., Schubert, A. & Volkert, F. (2007). New high density micro structured thermogenerators for stand alone sensor systems. *ICT 26th International Conference on Thermoelectrics*. p. 306-309.

- Boudemagh, D. (2010). Synthèse et Etude des Matériaux Thermoélectrique du Système Mg_2Si_1-XSnX . (Thèse de doctorat, Université Joseph-Fourier, Grenoble I, France), vol. 1, p. 106. Repéré à <http://www.theses.fr/2010GRENY007>.
- Calio, R., Rongala, U. B., Camboni, D., Milazzo, M., Stefanini, C., Petris, G., & Oddo, C. M. (2014). Piezoelectric Energy Harvesting Solutions. *Sensors*, vol. 14, p. 4755-4790. Doi : 10.3390/s140304755.
- Chen, W., Po-Hua, W., Xiao-Dong, W. & Yu-Li L. (2016). Power output and efficiency of a thermoelectric generator under temperature control. *Energy Conversion and Management*, vol. 127, p. 404-415. Doi : 10.1016/j.enconman.2016.09.039
- Dávila, D., Albert, T., Carlos C., Marc S., Marta F.R., Alvaro S. P. & Luis F. (2012). Monolithically integrated thermoelectric energy harvester based on silicon nanowire arrays for powering micro/nanodevices. *Nano Energy*, Vol.1, p. 812-819. Doi : 10.1016/j.nanoen.2012.06.006
- Defosseux, M. (2014). Conception et caractérisation de microgénérateurs piézoélectriques pour microsystèmes autonomes. (Thèse de doctorat, Université de Grenoble, Grenoble I, France). Repéré à <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00721949>.
- Deng, F., Qiu, H., Chen, J., Wang, L., & Wang, B. (2017). Wearable Thermoelectric Power Generators Combined With Flexible Supercapacitor for Low-Power Human Diagnosis Devices. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 64, p. 1477-1485. DOI : 10.1109/TIE.2016.2613063
- Dupé, V. (2011). Conception multidisciplinaire de microsystèmes autonomes. (Thèse de doctorat, Université de Bordeaux I, Bordeaux, France). Repéré à <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00858692>
- Edamoto, M., Suzuki, Y., Kasagi, N., Kashiwagi, K., Morizawa, Y., Yokoyama, T., Seki, T. & Oba, M. (2009). Low-Resonant-Frequency Micro Electret Generator for Energy Harvesting Application. *IEEE 22nd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. (25-29 Jan. 2009), p. 1059-1062. Doi : 10.1109/MEMSYS.2009.4805569
- Favarel, C. (2014). Optimisation de générateurs thermoélectriques pour la production d'électricité. (Thèse de doctorat, Université de Pau et des Pays de l'Adour, Toulouse, France). Repéré à <http://www.sudoc.fr/179834754>
- Gael, S., Guyomar D. & Agbossou A. (2009). On thermoelectric and pyroelectric energy harvesting. *Smart Materials and Structures*, vol. 18, p. 125006. Doi : 10.1088/0964-1726/18/12/125006

- Glatz, W., Etienne S., Lukas D. & Christofer H. (2009). Based Flexible Micro Thermoelectric Generator With Optimized Design. *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol.18, p. 763-772. Doi : 10.1109/JMEMS.2009.2021104
- Glosch, H., Ashauer, M., Pfeiffer, U. & Lang. W. (1999). A thermoelectric converter for energy supply using silicon micromechanics . *Sensors and actuators*, Vol. A74, p. 246-50. Doi :10.1016/S0924-4247(98)00298-2
- Glynne-Jones, P., Tudor, M. J., Beeby, S. P. & White, N. M. (2004). An electromagnetic, vibration-powered generator for intelligent sensor systems. *Sensors and actuators*, Vol. A110, p. 344-9. Doi : 10.1016/j.sna.2003.09.045
- Goldsmid, H. J., & Douglas, R. W. (1954). The use of semiconductors in thermoelectric refrigeration . *British Journal of Applied Physics*, vol. 5, p. 386. Doi : 10.1088/0508-3443/5/11/303
- Goldsmid, H. J. (2016). Theory of Thermoelectric Refrigeration and Generation : In Introduction to Thermoelectricity [2016 Ed Springer]. Doi : 10.1007/978-3-662-49256-7_2
- Guesmi, K. (2006). Contribution à la commande floue d'un convertisseur statique. (Thèse de doctorat, Université de Reims Champagne Ardenne, Reims, France). Repéré à <http://www.theses.fr/2006REIMS028>
- Imanaka, Y. (2005). Multilayered Low Temperature Cofired Ceramics (LTCC) Technology. [2016 Ed Springer US]. Doi :10.1007/b101196
- Jang, B., Seungwoo, H. & Jeong-Yup, K. (2011). Optimal design for micro-thermoelectric generators using finite element analysis. *Microelectronic Engineering*, vol. 88, p. 775-778. Doi : 10.1016/j.mee.2010.06.025
- Jia, X., Yuan-Jing, W. & Yuanwen, G. (2017). Numerical simulation of thermoelectric performance of linear-shaped thermoelectric generators under transient heat supply. *Energy*, vol. 150(C), p.38-48.. Doi : 10.1016/j.energy.2018.02.124
- Kaldre, I. (2013). Effet thermoélectrique dans les métaux liquides sous champ magnétique. (Thèse de doctorat, Université de Grenoble, Grenoble, France). Repéré à <http://www.theses.fr/2013GRENI020>
- Kaleem, A, & Wan C. (2017). Enhanced thermoelectric performance of Bi₂Te₃ through uniform dispersion of single wall carbon nanotubes. *Nanotechnology*, vol. 28, p. 415402. Doi : 10.1088/1361-6528/aa810b

- Kao, P., Po-Jen, S., Ching-Liang, D. et Mao-Chen, L. (2010). Fabrication and characterization of CMOS-MEMS thermoelectric micro generators . *Sensors*, vol. 10, p. 1315-1325. Doi : 10.3390/s100201315
- Kim, H. C., Oh, T. S. & Hyun, D. B. (2000). Thermoelectric properties of the p-type Bi₂Te₃–Sb₂Te₃–Sb₂Se₃ alloys fabricated by mechanical alloying and hot pressing . *Journal of Physics and Chemistry of Solids*, vol. 61, p. 743-749. Doi : 10.1016/S0022-3697(99)00269-3
- Kishi, M., Nemoto, H., Hamao, T., Yamamoto, M., Sudou, S., Mandai, M., & Yamamoto, S. (1999). Micro-Thermoelectric Modules and Their Application to Wristwatches as an Energy Source. *Eighteenth International Conference on Thermoelectrics. Proceedings ICT'99*, p. 01-307. **Doi** : 10.1109/ICT.1999.843389
- Kumar, D., & Chatterjee, K. (2016). A review of conventional and advanced MPPT algorithms for wind energy systems . *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 55, p. 957-70. Doi : 10.1016/j.rser.2015.11.013
- Liu, R., Schreurs, D., De Raedt, W., Vanaverbeke, F. & Mertens, R. (2011). A low cost compact LTCC-based GaN power amplifier module . *2011 Workshop on Integrated Nonlinear Microwave and Millimetre-Wave Circuits*. (18-19 April 2011), p. 1-4. Doi : 10.1109/INMMIC.2011.5773320
- Man, E. A., Sera, D., Mathe, L., Schaltz, E. & Rosendahl, L. (2016). Dynamic Performance of Maximum Power Point Trackers in TEG Systems Under Rapidly Changing Temperature Conditions. *Journal of Electronic Materials*, vol. 45, p. 1309-1315. Doi : 10.1007/s11664-015-4015-y
- Markowski, P. (2014). Thermoelectric energy harvester fabricated in thick-film/LTCC technology. *Microelectronics International*, vol. 31, p.176-185. Doi : 10.1108/MI-11-2013-0077
- Milić, D., Aneta, P., Ljubomir, V. & Zoran, P. (2017). Characterization of commercial thermoelectric modules for application in energy harvesting wireless sensor nodes. *Applied Thermal Engineering*, vol. 121, p. 74-82. Doi : 10.1016/j.applthermaleng.2017.04.037
- Mori, T. (2018). Novel Materials and Processes to Develop Viable Thermoelectrics. *Journal of Physics: Conference Series*, vol. 1052, p. 012001. Doi : 10.1088/1742-6596/1052/1/012001
- Müller, E., Drašar, Č., Schilz, J., & Kaysser, W. A. (2003). Functionally graded materials for sensor and energy applications . *Materials Science and Engineering: A*, vol. 362, p. 17-39. Doi : 10.1016/S0921-5093(03)00581-1

- Neophytou, N. & Hans K. (2013). Optimizing thermoelectric power factor by means of a potential barrier . *Journal of Applied Physics*, vol. 114. Doi : 10.1063/1.4816792
- Nesarajah, M. & Frey, G. (2016). Thermoelectric power generation : Peltier element versus thermoelectric generator. *IECON 2016 - 42nd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, p. 4252-4257. Doi : 10.1109/IECON.2016.7793029
- Pryor, R. W. (2011). Multiphysics Modeling Using COMSOL 4 - A First Principles Approach. Ontario, Canada : J&B PUBLISHERS.
- Ravindran, S. K. T., Michael, K. & Peter W. (2012). A Bimetallic Micro Heat Engine for Pyroelectric Energy Conversion . *Procedia Engineering*, vol. 47, p. 33-36. Doi : 10.1016/j.proeng.2012.09.077
- Rezkallah, M., Hamadi, A., Chandra, A. & Singh, B. (2015). Real-Time HIL Implementation of Sliding Mode Control for Standalone System Based on PV Array Without Using Dumpload. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, vol. 6, p. 1389-1398. Doi : 10.1109/TSTE.2015.2436333
- Riaz, M., Milan, B., Saidur, R. & Long, B. (2014). Estimation of power generation in a thermal oil heater by a new material based thermoelectric generator. *WIT Transactions on Ecology and the Environment*, Vol.186, p. 115-127. Doi : 10.2495/ESUS140101
- Sacadura, J.F. (2015). *Transferts thermiques : initiation et approfondissement*. Lyon, France : Tec & Doc Lavoisier.
- Sadagopan, K. R., Kang, J., Ramadass, Y. & Natarajan, A. (2018). A 960pW Co-Integrated-Antenna Wireless Energy Harvester for WiFi Backchannel Wireless Powering. *IEEE International Solid-State Circuits Conference (ISSCC), 11-15 Feb. 2018*, p. 136-8. Doi : 10.1109/ISSCC.2018.8310221
- Samunin, A., Zaitsev, V. K., Konstantinov, P. P., Mikhail, F., Isachenko, G., Burkov, A., Novikov, S. & Gurieva, E. A. (2013). Thermoelectric Properties of Hot-Pressed Materials Based on Mg₂Si-n Sn_{1-n}. *Journal of Electronic Materials*, vol. 42. Doi : 10.1007/s11664-012-2372-3
- Schröder, T., Tobias, R., Nadja, G., Stefan, M., Ernst-Wilhelm, S., Wolfgang, S., Jeffrey, S., Wolfgang, S. & Oliver, O. (2014). TAGS-related indium compounds and their thermoelectric properties : the solid solution series (GeTe)_xAgIn_ySb_{1-y}Te₂ (x = 1–12; y = 0.5 and 1). *Journal of Materials Chemistry A*, vol. 2, p. 6384-6395. Doi : 10.1039/C4TA00072B
- Shimizu, Y., Mizoshiri, M., Mikami, M., Ito, Y., Sakurai, J., & Hata, S. (2018). Fabrication of flexible thermoelectric generators with a lens array for near-infrared solar light

- harvesting. *IEEE Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)*. (21-25 Jan. 2018), p. 604-607. Doi : 10.1109/MEMSYS.2018.8346626
- Siddique, A. R. M., Shohel, M. & Bill, V. H. (2017). A review of the state of the science on wearable thermoelectric power generators (TEGs) and their existing challenges. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 73, p. 730-744. Doi : 10.1016/j.rser.2017.01.177
- Snyder, G. J. & Eric, S. T. (2008). Complex thermoelectric materials. *Nature Materials*, vol. 7, p. 105. Doi : 10.1142/9789814287005_0006
- Stordeur, M. & Ingo, S. (1997). Low power thermoelectric generator-self-sufficient energy supply for micro systems. *16th International Conference on Thermoelectrics*, p. 575-577. Doi : 10.1109/ICT.1997.667595
- Suemori, K., Hoshino, S. & Kamata, T. (2013). Flexible and lightweight thermoelectric generators composed of carbon nanotube-polystyrene composites printed on film substrate . *Applied Physics Letters*, vol. 103, p. 153902. Doi : 10.1063/1.4824648
- Tidjani, F. S., Hamadi, A., Chandra, A., Pillay, P. & Ndtoungou, A. (2017). Optimization of Standalone Microgrid Considering Active Damping Technique and Smart Power Management Using Fuzzy Logic Supervisor . *IEEE Transactions on Smart Grid*, vol. 8, p. 475-484. Doi : 10.1109/TSG.2016.2610971
- Valalaki, A. (2016). Study of thermoelectric properties and thermal isolation of porous Si and nanocrystalline Silicon. (Thèse de doctorat, Université de Grenoble, Grenoble, France). Repéré à <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01508921>
- Vaney, J. (2014). Contribution à l'étude des propriétés thermoélectriques de vitrocéramiques et verres de chalcogénures semi-conducteurs. (Thèse de doctorat , Université de Littoral Côte d'opale, Dunkerque, France). Doi : 10.13140/RG.2.1.1921.6080
- Weber, J., Potje-Kamloth, K., Haase, F., Detemple, P., Volklein, F. & Doll, T. (2006). Coin-size coiled-up polymer foil thermoelectric power generator for wearable electronics ». *Sensors and Actuators A (Physical)*, vol. 132, p. 325-30. Doi : 10.1016/j.sna.2006.04.054
- Wu, Y., Lei, Z., Jie, C. & Jackson, A. K. (2016). A model to analyze the device level performance of thermoelectric generator. *Energy*, vol. 115, p. 591-603. Doi : 10.1016/j.energy.2016.09.044
- Yan, J., Liao, X., Yan, D. & Chen, Y. (2018). Review of Micro Thermoelectric Generator. *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 27, p. 1-18. Doi : 10.1109/JMEMS.2017.2782748

- Yang, S. M., Lee, T., & Cong, M. (2010). Design and verification of a thermoelectric energy harvester with stacked polysilicon thermocouples by CMOS process. *Sensors and Actuators: A Physical*, vol. 157, p. 258-66. Doi : 10.1016/j.sna.2009.11.023
- Yuan, Z. (2012). Étude et réalisation de microgénérateurs thermoélectriques planaires en technologie silicium. (Thèse de doctorat, Université de Lille I, Lille, France). Repéré à <http://www.theses.fr/2012LIL10159>
- Yuan, Z., Katir, Z., Zahia, B., Lejeune, P., Tuami, L. & Didier, L. (2014). A planar micro thermoelectric generator with high thermal resistance. *Sensors and actuators*, vol. 221, p. 67-76. Doi : doi.org/10.1016/j.sna.2014.10.026
- Zebarjadi, M. (2015). Electronic cooling using thermoelectric devices. *Applied Physics Letters*, vol. 106, p. 203506. Doi : 10.1063/1.4921457
- Zhang, X. & Li-Dong, Z. (2015). Energy conversion between heat and electricity. *Journal of Materiomics*, vol. 1, p. 92-105. Doi : 10.1016/j.jmat.2015.01.001